Développement de structures hybrides électromécaniques pour micro-sources d'énergie : générateurs piézoélectriques linéaires et non linéaires

Florian Huet

▶ **To cite this version:**

Florian Huet. Développement de structures hybrides électromécaniques pour micro-sources d'énergie : générateurs piézoélectriques linéaires et non linéaires. Energie électrique. Université Grenoble Alpes, 2016. Français. ⟨NNT : 2016GREAA029⟩. ⟨tel-01537868⟩

HAL Id: tel-01537868

https://theses.hal.science/tel-01537868v1

Submitted on 13 Jun 2017

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.

HAL Authorization

Communauté
UNIVERSITÉ Grenoble Alpes

THÈSE

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE LA COMMUNAUTÉ UNIVERSITÉ GRENOBLE ALPES

Spécialité : **Sciences pour l'Ingénieur**

Arrêté ministériel : 25 mai 2016

Présentée par

Florian Huet

Thèse dirigée par **Fabien Formosa**
et codirigée par **Adrien Badel** et **Jacques Lottin**

préparée au sein du **Laboratoire SYMME : SYstèmes et Matériaux pour la MÉcatronique**
dans **l'École Doctorale SISEO : Sciences et Ingénierie des Systèmes, de l'Environnement et des Organisations**

Développement de structures hybrides électromécaniques pour micro-sources d'énergie

Générateurs piézoélectriques linéaires et non linéaires

Thèse soutenue publiquement le **14 décembre 2016**,
devant le jury composé de :

M. Morvan Ouisse
Professeur, FEMTO-ST, ENSMM, Président

Mme. Christine Prelle
Professeur, Roberval, Univ. de Technologie de Compiègne, Rapporteur

M. Elie Lefeuvre
Professeur, IEF, Univ. Paris Sud, Rapporteur

M. Fabien Formosa
Maître de conférences, SYMME, Univ. Savoie Mont Blanc, Directeur de thèse

M. Adrien Badel
Maître de conférences, SYMME, Univ. Savoie Mont Blanc, Co-Directeur de thèse

M. Jacques Lottin
Professeur, SYMME, Univ. Savoie Mont Blanc, Co-Encadrant de thèse

M. Olivier Duverger
Ingénieur, CETIM - Pôle Mécatronique, Transmissions et Capteurs Annecy, Invité

Livin' easy, livin' free...

Remerciements

C'est avec émotion que je tiens à remercier tous ceux qui, de près ou de loin, m'ont accompagné dans ce projet réalisé au sein du laboratoire SYMME de l'Université Savoie Mont Blanc à Annecy durant toutes ces années.

Je tiens tout d'abord à adresser mes remerciements à mes directeurs de thèse, Fabien Formosa, Adrien Badel et Jacques Lottin, pour la confiance qu'ils m'ont accordée en acceptant d'encadrer ces travaux, pour les multiples conseils et pour les heures consacrées à diriger ces recherches. Merci encore pour votre patience.

Je souhaite remercier le Pr. Morvan Ouisse qui a accepté d'être président de mon jury de thèse. Je remercie également mes deux rapporteurs, les Prs. Christine Prelle et Elie Lefeuvre qui ont accepté cette tâche difficile, pour leurs remarques constructives et leurs rapports détaillés. Merci pour l'intérêt porté à mon travail et les discussions constructives lors de la soutenance.

Je tiens à remercier Olivier Duverger, directeur de l'antenne Mécatronique du CETIM à Annecy, d'avoir suivi ce projet et d'avoir accepté d'en juger le contenu lors de ma soutenance.

Je souhaiterai exprimer ma gratitude à Messieurs Denis Favier et Grégory Chagnon du TIMC, ainsi qu'à Pierre Vacher du SYMME pour m'avoir suscité l'envie de réaliser un doctorat lorsque que je n'étais qu'un jeune étudiant. Merci aux collègues de faculté avec qui j'ai partagé cette expérience : François, Guigui, Marie et Thierry.

J'exprime également ma reconnaissance aux collègues qui ont participé au développement de ma volonté d'enseigner en me guidant et en me laissant libre d'expérimenter des méthodes pédagogiques différentes au sein de Polytech Annecy. Merci à Hugues pour les cours de conception, ainsi qu'à Éric et Sylvain pour les cours de mécanique. Merci de votre confiance.

Merci aux collègues du groupe de compétences Conception, Instrumentation et Contrôle de Systèmes pour leurs conseils et aides apportés lors des réunions de groupe envers moi et les autres doctorants. Merci Christine, Laurent et Camilo.

Je veux aussi remercier les personnes du corps administratif et technique du laboratoire et de Polytech qui ont toujours répondu à mes questions et sans qui, à mon sens, rien de tout cela ne serait possible. Donc merci à Françoise, Nassika, Blaise, Jérome, JC et bien d'autres.

Un grand merci aux collègues doctorants du bureau 317 : Amandine, Yohan, Gwyddyon, ainsi qu'aux autres collègues doctorant ou non, Laurent, Ludo, Thomas, Gilles, pour leur patience et les bons moments partagés ensemble que ce soit dans les bois, sur les falaises, sur ou sous la neige et dans bien d'autres situations scabreuses, ou tout simplement autour d'une bouteille et d'un bout de cochon.

Je remercie ma chère et tendre Sandra pour son soutien et sa patience durant cette période difficile et parfois complexe. Sa présence et ses encouragements sont pour moi les piliers fondateurs de ce que je suis et de ce que je fais.

Enfin, j'adresse une pensée affectueuse à ma famille pour son soutien inconditionnel et à toi, qui n'est malheureusement plus là...

Table des matières

Remerciements i

Table des matières iii

Introduction générale **1**

1 La récupération d'énergie vibratoire, une alternative pour les faibles puissances **3**
1.1 La récupération d'énergie : les motivations 4
1.1.1 Les réseaux de capteurs communicants autonomes 4
1.1.2 Les sources d'énergies ambiantes 9
1.2 La récupération d'énergie vibratoire : des technologies à l'existant 12
1.2.1 Les oscillateurs résonants 12
1.2.2 Les conversions électromécaniques 16
1.2.3 Les générateurs inertiels piézoélectriques 20
1.3 L'Hybrid Fluid Diaphragm (HFD) 25
1.3.1 Le concept 25
1.3.2 Les enjeux et verrous 26
1.3.3 Objectifs applicatifs 26

2 Modélisation électromécanique de l'HFD **27**
2.1 Introduction 28
2.2 Modélisation analytique : Modèle mécanique 28
2.2.1 Hypothèses de modélisation 28
2.2.2 Solution mécanique : Approche quasi-statique 29
2.2.3 Équations de fluide 29
2.2.4 Équilibre dynamique global : Modèle à constantes localisées 31
2.3 Modélisation numérique : Méthode des éléments finis 35
2.3.1 Membranes circulaires 35
2.3.2 Intégration des pré-tensions 37
2.3.3 Résonateur inertiel HFD 38
2.4 Résultats des simulations : Résonateur inertiel 39
2.4.1 Comportements mécaniques et confrontations 39
2.4.2 Choix de modélisation 41
2.5 Modélisation analytique : Modèles électromécaniques 41
2.5.1 Prise en compte des effets piézoélectriques 41
2.5.2 Exploitation des non-linéarités mécaniques : Tension mécanique 42
2.5.3 Exploitation des linéarités mécaniques : Flexion 46
2.6 Simulations : Générateur piézoélectrique monomorphe 51
2.6.1 Comportements mécaniques 52
2.6.2 Comportements électriques 53
2.6.3 Puissances estimées 55
2.6.4 Analyse et conclusion 57
2.7 Simulations : Générateur piézoélectrique bimorphe 59

2.7.1 Comportements mécaniques et électriques . . . 60
2.7.2 Puissances estimées . . . 61
2.7.3 Analyse et conclusion . . . 61
2.8 Conclusion . . . 62

3 Approche expérimentale **63**
3.1 Introduction . . . 64
3.2 Environnement expérimental . . . 64
3.2.1 Source d'excitation . . . 65
3.2.2 Mesures mécaniques . . . 65
3.2.3 Mesures électriques . . . 66
3.3 Réalisation du résonateur inertiel . . . 66
3.3.1 Structure et assemblage . . . 66
3.3.2 Matériaux et géométries . . . 68
3.3.3 Exigences . . . 68
3.4 Caractérisation expérimentale du résonateur inertiel . . . 70
3.4.1 Comportement mécanique d'une membrane seule . . . 70
3.4.2 Comportement mécanique de l'HFD Kapton® . . . 70
3.4.3 Analyse et conclusion . . . 71
3.5 Réalisation des générateurs inertiels piézoélectriques . . . 71
3.5.1 Structure et assemblage . . . 71
3.5.2 Exigences . . . 76
3.6 Caractérisation du générateur piézoélectrique monomorphe . . . 76
3.6.1 Comportements mécaniques de l'HFD monomorphe . . . 77
3.6.2 Comportements électriques de l'HFD monomorphe . . . 79
3.6.3 Puissances disponibles de l'HFD monomorphe . . . 81
3.6.4 Analyse et conclusion . . . 83
3.7 Caractérisation du générateur piézoélectrique bimorphe . . . 84
3.7.1 Comportement mécanique de l'HFD bimorphe . . . 84
3.7.2 Comportement électrique de l'HFD bimorphe . . . 85
3.7.3 Puissance disponible de l'HFD bimorphe . . . 86
3.7.4 Analyse et conclusion . . . 86
3.8 Conclusion . . . 87

4 Identification des paramètres de modélisation **89**
4.1 Introduction . . . 90
4.2 Procédure d'identification . . . 90
4.2.1 Identification des paramètres mécaniques . . . 91
4.2.2 Identification des paramètres électriques . . . 92
4.3 Identification et intégration des phénomènes dans le modèle de générateur monomorphe . . . 93
4.3.1 Phénoménologie du comportement électromécanique . . . 94
4.3.2 Nouvelle modélisation du générateur monomorphe . . . 96
4.3.3 Confrontation : nouveau modèle/essais . . . 97
4.3.4 Bilan . . . 99
4.4 Identification et intégration des phénomènes dans le modèle de générateur bimorphe . . . 99
4.4.1 Identification mécanique . . . 100
4.4.2 Prise en compte des paramètres mécaniques identifiés et intégration de la capacité électrique expérimentale . . . 100
4.4.3 Modèle de capacité électrique réelle . . . 102
4.4.4 Prise en compte de l'effet résistif parasite . . . 106

4.4.5 Bilan . . . 107
4.5 Conclusion . . . 107

5 Conceptions optimisées et perspectives **109**
5.1 Introduction . . . 110
5.2 Études de sensibilités . . . 110
5.2.1 Sensibilité aux paramètres de modélisation . . . 110
5.2.2 Sensibilité aux caractéristiques géométriques et matériaux . . . 114
5.2.3 Tableau d'influence . . . 116
5.3 Conceptions optimisées . . . 116
5.3.1 Application sur l'optimisation des structures PHFDs . . . 116
5.3.2 Géométries optimales . . . 118
5.3.3 Bilans générateurs optimisés . . . 121
5.4 Perspectives . . . 122
5.4.1 Approche technologique : HFD Électromagnétique (EMHFD) . . . 123
5.4.2 Approche matériau : Polymères, composites et céramiques piézoélectriques 124
5.4.3 Approche structurelle : Spirale PZT . . . 126
5.5 Conclusion . . . 129

Conclusion générale **131**

Bibliographie **I**

Table des figures **VII**

Liste des tableaux **XI**

A Étude et réalisation de l'HFD Électromagnétique **XIII**
A.1 Introduction . . . XIV
A.2 Principes existants . . . XIV
A.3 Conception et réalisation du générateur EMHFD . . . XV
A.3.1 Corps de la structure . . . XV
A.3.2 Membranes . . . XV
A.3.3 Noyau magnétique et enroulements statiques . . . XVI
A.4 Modélisation électromécanique . . . XVII
A.5 Validation expérimentale . . . XVIII
A.6 Conclusion . . . XIX

Introduction générale

La mise en œuvre de réseaux de capteurs communicants dans les installations industrielles, dans les transports ou encore dans le bâtiment apparaît comme un moyen d'améliorer la fiabilité et les performances énergétiques de ces systèmes. L'exploitation des informations collectées est, par exemple, utilisée pour la maintenance prédictive ou le pilotage des machines. Par ailleurs, la réduction des consommations énergétiques des capteurs et des modules de communication sans fil offrent une voie privilégiée pour le développement de systèmes de récupération des micro-énergies disponibles dans l'environnement ambiant (solaire, thermique, éolien ou encore mécanique). Ces systèmes pourraient alors alimenter des nœuds de capteurs communicants en leur assurant une autonomie totale.

La récupération d'énergie mécanique vibratoire fait l'objet des travaux présentés dans ce manuscrit. Afin de convertir ce type d'énergie, les principes physiques de transduction les plus majoritairement exploités dans la littérature sont : la piézoélectricité, l'électromagnétisme ou encore l'électrostatique. La piézoélectricité est le mode de conversion choisi ici.

Un environnement vibratoire peut être caractérisé par sa(ses) fréquence(s) et son amplitude (en déplacement, en vitesse ou en accélération). Dans un contexte industriel, l'environnement ambiant présente des vibrations basses fréquences ($< 200\,\text{Hz}$) à des niveaux d'accélération relativement faible ($10\,\text{m/s}^2$). Pour extraire un maximum de puissance, la fréquence de résonance du dispositif de récupération d'énergie doit correspondre à la fréquence de l'excitation la plus propice. En conséquence, de nombreux générateurs piézoélectriques de tailles centimétriques ont été développés pour fonctionner à basse fréquence. Les architectures ayant fait l'objet d'une majorité de développements sont de type poutre encastrée-libre utilisant généralement des masses dynamiques volumineuses afin de conserver un rapport raideur sur masse suffisamment faible. En effet, la diminution d'échelle augmente mécaniquement la raideur des structures poutres utilisées. Cependant, la question de l'intégration sur des machines reste ouverte et les architectures existantes n'apparaissent pas nécessairement pertinentes.

L'environnement industriel propose également des sollicitations connexes aux vibrations, comme dans des canalisations où peuvent se manifester des fluctuations de pressions. Le mécanisme de variation de pression peut être caractérisé par une fréquence et une amplitude analogue aux vibrations. Aujourd'hui, l'exploitation de ces fluctuations n'est pas répandue. Des études autour des générateurs piézoélectriques à membrane permettent d'exploiter cette ressource dans l'optique d'alimenter des capteurs communicants.

Ces travaux de recherche ont pour objectif d'établir le potentiel d'une structure de système de récupération d'énergie vibratoire originale appelée "Piezoelectric Hybrid Fluid Diaphragm" (PHFD) pour l'alimentation d'un nœud de capteur communicant. Cette approche profite de la souplesse de membranes polymères par rapport à des matériaux plus rigides comme les composites ou encore les céramiques. Les membranes sont des géométries courantes en mé-

canique, simples, robustes et relativement faciles à intégrer. Toutefois, lorsque les dimensions sont réduites, l'augmentation de la raideur et la diminution de la masse de ce type de structure procurent une forte augmentation de la fréquence de résonance perdant ainsi l'intérêt d'une réalisation extrêmement simple. Le concept de "l'Hybrid Fluid Diaphragm" (HFD) consiste à encapsuler un fluide incompressible entre deux membranes, diminuant ainsi la fréquence de résonance de l'ensemble par l'inertie du fluide. En exploitant les propriétés des membranes piézoélectriques, il est alors possible de créer des dispositifs de récupération d'énergie.

L'état de l'art, proposé au chapitre 1, situera les enjeux et les développements antérieurs dans le domaine de la récupération d'énergie vibratoire et, plus particulièrement, les dispositifs à membranes. Les chapitres 2 à 4 décriront les efforts de modélisation et de réalisation ainsi que les essais expérimentaux de deux structures hybrides piézoélectriques.

Le chapitre 2 détaillera la stratégie de modélisation des générateurs piézoélectriques qui présentent des réponses linéaires, mais également non linéaires, selon le niveau de sollicitations. Une première modélisation exclusivement dynamique démontrera l'intérêt du fluide dans les structures PHFD par rapport à une membrane de raideur équivalente. La modélisation multiphysique complète permettra la mise en évidence des propriétés électromécaniques nécessaires à l'optimisation des performances des PHFDs. Ce chapitre se terminera par la présentation des résultats de simulations comparant les comportements électromécaniques de chacune des deux structures proposées et donnera également les premières valeurs concernant les puissances théoriquement disponibles.

Le chapitre 3 présentera la mise en œuvre expérimentale nécessaire à la validation des comportements électromécaniques présentés dans le chapitre précédent. La présentation minutieuse du banc expérimental ainsi que du protocole d'essai choisi permettra d'apporter de la clarté sur l'obtention des mesures expérimentales. Ce chapitre retracera également l'historique de la conception des différents dispositifs afin de mettre en évidence les solutions techniques et technologiques à mettre en œuvre pour répondre aux problématiques d'assemblage et de fonctionnement. Pour conclure, il présentera les résultats des essais expérimentaux permettant de caractériser le comportement mécanique et électromécanique des différentes structures.

Le chapitre 4 sera plus particulièrement dédié à la comparaison des résultats de simulation et des résultats expérimentaux. Il précisera les méthodes utilisées afin d'ajuster la correspondance des paramètres de modélisation. La prise en compte des phénomènes linéaires et résistifs ainsi que l'ajustement des modèles avec les paramètres corrigés permettra d'affiner les correspondances modèles-essais.

Le dernier chapitre sera plus prospectif. Des géométries optimisées seront suggérées en vue de répondre à la demande énergétique dans un cas d'application réaliste. Une étude de sensibilité fera apparaître les modifications géométriques nécessaires. La pertinence du concept de base associant membrane et « fluide inertiel » sera soulignée par la présentation d'une alternative intégrant un mode de conversion électromagnétique. Sa modélisation ainsi que les premiers résultats expérimentaux seront également présentés. D'autres propositions seront données autour d'approches matériaux et structurelles afin d'orienter les futurs travaux.

1

La récupération d'énergie vibratoire, une alternative pour les faibles puissances

Sommaire

1.1 La récupération d'énergie : les motivations 4
1.1.1 Les réseaux de capteurs communicants autonomes 4
1.1.2 Les sources d'énergies ambiantes 9
1.2 La récupération d'énergie vibratoire : des technologies à l'existant 12
1.2.1 Les oscillateurs résonants 12
1.2.2 Les conversions électromécaniques 16
1.2.3 Les générateurs inertiels piézoélectriques 20
1.3 L'Hybrid Fluid Diaphragm (HFD) 25
1.3.1 Le concept 25
1.3.2 Les enjeux et verrous 26
1.3.3 Objectifs applicatifs 26

1.1 La récupération d'énergie : les motivations

Le concept de la récupération d'énergie consiste, de façon générale, à exploiter l'énergie ambiante disponible en la convertissant principalement en énergie électrique pour l'alimentation de dispositifs électriques et électroniques. Le concept n'est pas nouveau, nous utilisons depuis plusieurs années déjà, des dispositifs à grande échelle comme les éoliennes et les panneaux solaires (photovoltaïques et thermiques) dans les milieux ruraux et urbains. Cependant, la récupération d'énergie s'intéresse également à des niveaux de puissance plus faibles par l'intermédiaire de dispositifs allant de l'échelle centimétrique à micrométrique (MEMS). Pour ces dimensions réduites, l'exploitation de micro-sources ambiantes montre tout son sens. Les différents systèmes présentés dans ce manuscrit ont pour but d'exploiter l'énergie disponible librement dans l'environnement, quelle que soit l'origine de la source. Au moyen de transducteurs électromécaniques, les différents dispositifs tendront à extraire l'énergie de l'ambiant dans le but d'alimenter des nœuds de capteurs communicants autonomes dont les applications sont grandissantes. Dans la majorité des cas, la maintenance de ces nœuds reste compliquée par leurs difficultés d'accès. L'utilisation d'une source d'énergie limitée dans le temps, comme les batteries, est à proscrire pour le parfait fonctionnement d'un nœud en totale autonomie. La récupération de micro-sources d'énergie est alors une solution très attractive.

1.1.1 Les réseaux de capteurs communicants autonomes

Les réseaux de capteurs tirent leur origine de l'évolution de différents projets militaires : NeST [Fidaleo2004], PinPTR [Martinez2004] et SmartDust [Pister1997]. Ces projets consistaient à déployer des nœuds de capteurs sur les champs de batailles de manière fixe, dans un premier temps, et mobile, dans un second. Les capteurs utilisés, de types acoustiques, étaient intégrés aux casques des soldats formant ainsi un réseau capable d'inter-communiquer. Ces derniers écoutaient l'environnement afin de cartographier la zone des combats dans le but de localiser des tireurs isolés. La miniaturisation de tels dispositifs a été freinée par l'autonomie et les dimensions des batteries, mais cela a ouvert des voies vers des applications civiles.

La mise en œuvre de réseaux de capteurs communicants pour des applications industrielles, dans les transports ou le bâtiment rend possible l'obtention de gains de productivité, de fiabilité et/ou de performance énergétique par l'exploitation des informations collectées (température, humidité, consommation électrique, etc.). Les technologies de mesures et de communications sans fil sont disponibles tandis que l'autonomie énergétique demeure le verrou majeur à leurs déploiements. Les progrès techniques autour des batteries chimiques peuvent demeurer insuffisants en vue d'applications dans des environnements qui leurs sont hostiles. La problématique de traitement des éléments toxiques qui les composent est un point négatif pour des utilisations, sur le long terme, des batteries chimiques actuelles. Des études sur la réalisation de batteries "vertes" à base de fluides électrolytiques aqueux non polluants ont vu le jour [Alias2015]. Malgré tout, les performances ne sont pas encore suffisantes pour des applications concrètes. En attendant des améliorations notables des performances, de la toxicité et de la durabilité de ces solutions, certaines équipes de recherche se focalisent sur des alternatives aux batteries en étudiant la récupération d'énergies ambiantes. Il est possible d'exploiter l'énergie ambiante en réalisant des générateurs capables de collecter et de transformer les micro-sources d'énergie en énergie électrique exploitable par des nœuds de réseaux de capteurs. Ces structures non invasives peuvent faire partie intégrante des nœuds de réseaux de capteurs communicants afin de les rendre autonomes en énergie (au même titre que les batteries conventionnelles).

Déploiement des réseaux de capteurs

Implanter des réseaux de capteurs dans un environnement permet la collecte d'un grand nombre d'informations. Les possibilités de surveillance, de contrôle, de détection ou encore de mesure sont infinies. La société Libelium propose une vision "smart" du monde de demain (figure 1.1) avec une forte implication d'objets connectés, dont principalement les capteurs communicants. Cette représentation montre le désir de l'Homme à comprendre et à maîtriser son environnement. Les listes suivantes répertorient plusieurs applications envisageables dans trois catégories majeures comme la vie en collectivité, les domaines industriels et les thématiques environnementales.

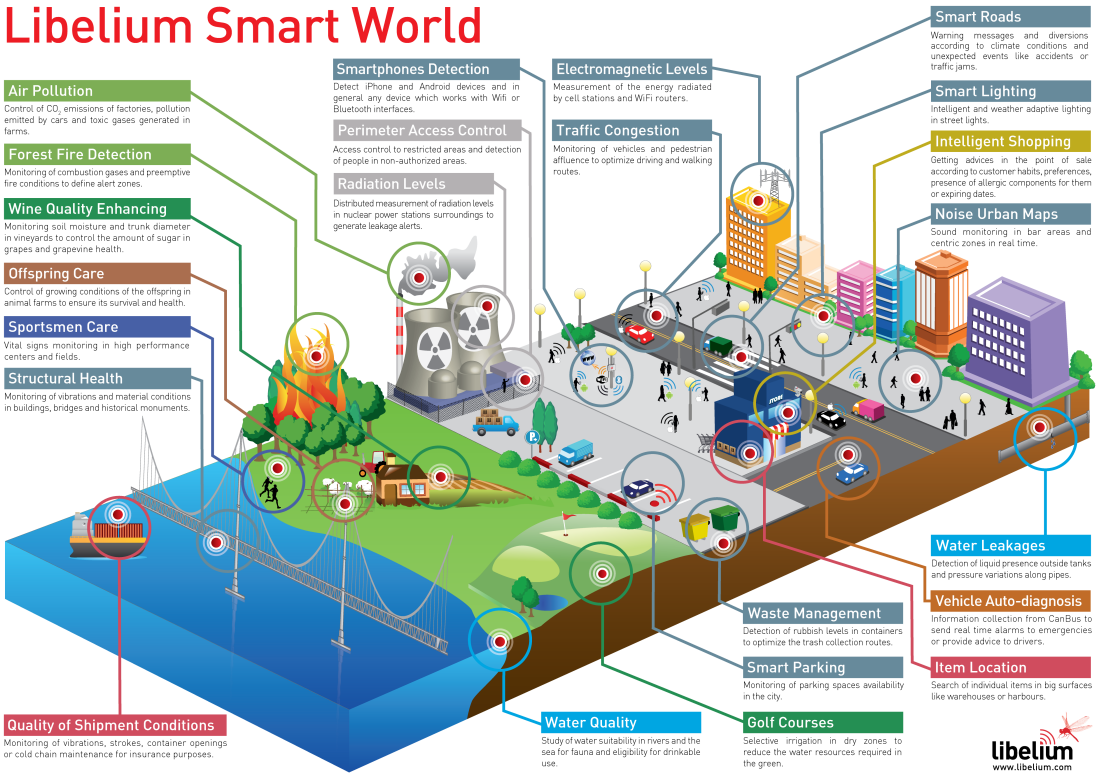


Figure 1.1 – Libelium smart world [Libelium]

Collectivité :

- Surveillances des vibrations et des conditions matérielles des bâtiments
- Surveillances des consommations et gestions de l'énergie
- Contrôles des nuisances sonores
- Éclairages de ville adaptatifs
- Mesures de la pression dans les systèmes de transport de fluides
- Assistances pour les personnes âgées ou isolées
- Surveillances des signes vitaux

Industriel :

- Contrôles et diagnostics actifs des machines
- Contrôles des températures et des atmosphères de travail
- Suivis des emplacements d'objets sur chaines de fabrication
- Mesures des niveaux et détections de rayonnements radioactifs ou électromagnétiques
- Contrôles et détections d'accès dans les zones réglementées
- Mesures des niveaux et détections de fuites de liquides, gaz ou produits chimiques
- Surveillances et optimisations des performances des centrales d'énergies

Environnement :

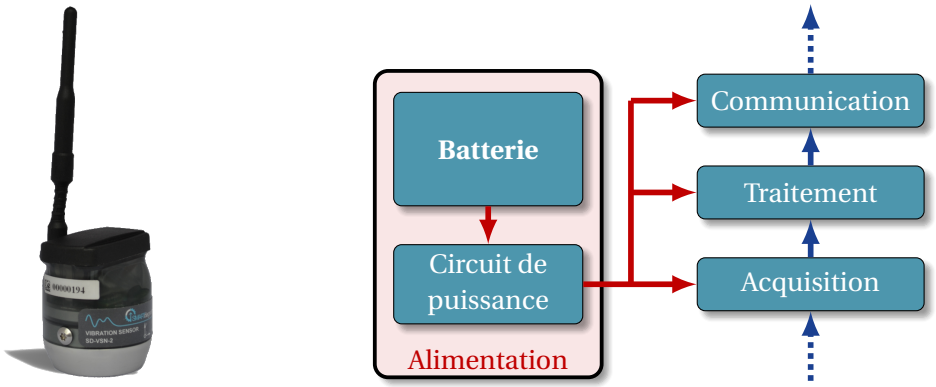
- Détections de mouvements tectoniques
- Détections de polluants dans les mers et rivières suite à des fuites chimiques
- Contrôles des polluants émis dans l'air
- Mesures des niveaux d'enneigement
- Études des conditions météorologiques
- Surveillances préventives des conditions d'incendies et des gaz de combustion
- Surveillances des risques d'avalanches, glissements de terrains et inondations

De nombreuses applications sont d'ores et déjà concrétisées, comme la surveillance d'infrastructures civiles telles que le Golden Gate de Los Angeles [Kim2007] où des dispositifs de contrôle vibratoire permettent de vérifier l'intégrité de la structure au cours du temps. Des chercheurs se sont également intéressés aux comportements des oiseaux de mer lors de leurs nidifications sur l'île de "Great Duck Island" [Mainwaring2002] avec des dispositifs capables de mesurer la luminosité, la température, les rayons infrarouges, l'humidité et la pression de la zone d'étude. Les volcanologues utilisent des nœuds de capteurs communicants pour surveiller le volcan Tungurahua au centre de l'Équateur [Werner-Allen2006]. L'étude consiste à déployer seize nœuds à faible consommation répartis sur un rayon de 1.5 km autour du volcan. Chacun des nœuds embarque un microphone et un sismographe afin de déterminer son niveau d'activité. Les capteurs communicants sont connectés entre eux ou directement au système de transmissions longues distances et synchronisés en temps par un GPS. Les relevés permettent d'anticiper des potentielles éruptions ou tremblements de terre sans aucune présence humaine sur le site. En médecine, un projet initié par l'Université d'Harvard nommé CodeBlue [Shnayder2005] a mis en place des capteurs communicants sur des patients afin de récolter, à distance, des informations médicales. Le patient peut se trouver à l'hôpital ou à son domicile, les données collectées sont transmises par l'intermédiaire d'un PDA et d'un réseau sans fil. Le dispositif de mesures est capable d'effectuer des relevés simples comme l'enregistrement des pulsations cardiaques et le taux d'oxygénation du sang ainsi que des mesures plus complexes comme les ECG et EMG. Lors de la détection d'une anomalie, une alerte est envoyée au personnel soignant afin d'intervenir sur le patient dans les délais les plus courts.

De tels dispositifs sont déjà commercialisés. Par exemple, dans le domaine agricole, il est possible de déployer des capteurs communicants afin d'effectuer une gestion optimale d'un site d'exploitation et ainsi d'améliorer la production. Les informations sont généralement transmises par liaisons sans fil (RF, Wifi, Bluetooth) vers une base centrale par nœuds interposés. Dans ces différentes applications, les sources d'énergies sont majoritairement des batteries qu'il est nécessaire d'entretenir. Des dispositifs de récupération d'énergie permettraient de ne plus être dépendant de ces sources limitées dans le temps et favoriseraient ainsi leurs déploiements.

Architecture d'un nœud de capteur

Les structures actuelles des capteurs autonomes sont constituées de quatre unités [Akyildiz2002] : une unité d'alimentation ; une unité d'acquisition de l'information ; une unité de traitement de l'information et une unité de communication de l'information. Les nœuds de capteur de vibration VSN-2 (figure 1.2a), commercialisés par la société SmartDiagnostics®, sont alimentés par des batteries et l'architecture de ces nœuds est basée sur la structure décrite par Akyildiz *et al.* et représentée par la figure 1.2b. L'unité d'alimentation est chargée de subvenir au besoin énergétique des trois autres unités. Celle-ci est communément composée d'une batterie chimique et d'un circuit électronique de puissance chargé de fournir une tension adaptée aux demandes des autres composants du nœud. La consommation énergétique d'un nœud est différente selon l'unité sollicitée (le module de communication est le plus consommateur d'énergie).



(a) SmartDiagnostcs® VSN-2 *(b) Architecture*

Figure 1.2 – Nœud de capteur autonome

Demande et consommation énergétique d'un nœud de capteur

La figure 1.3 répertorie différents exemples de dispositifs électroniques sur une échelle de consommation associée, dont les capteurs communicants et les nouvelles générations de nœuds à faible consommation. En parallèle, se trouvent les sources d'énergie comme les batteries chimiques ainsi que les récupérateurs d'énergie. Les batteries sont capables d'alimenter les nœuds de réseaux de capteurs, mais les problématiques de maintenance et de durée de vie les rendent de moins en moins attractives. L'évolution de l'électronique à faible consommation permet de réduire la consommation des nœuds de quelques dizaines de milliwatts à quelques microwatts. La consommation énergétique globale d'un nœud dépend fortement du rapport cyclique d'utilisation et des fonctions utilisées. Généralement, l'unité de communication nécessite un maximum de ressources énergétiques. Cette gamme énergétique peut être remplacée par des récupérateurs exploitant les micro-sources d'énergie.

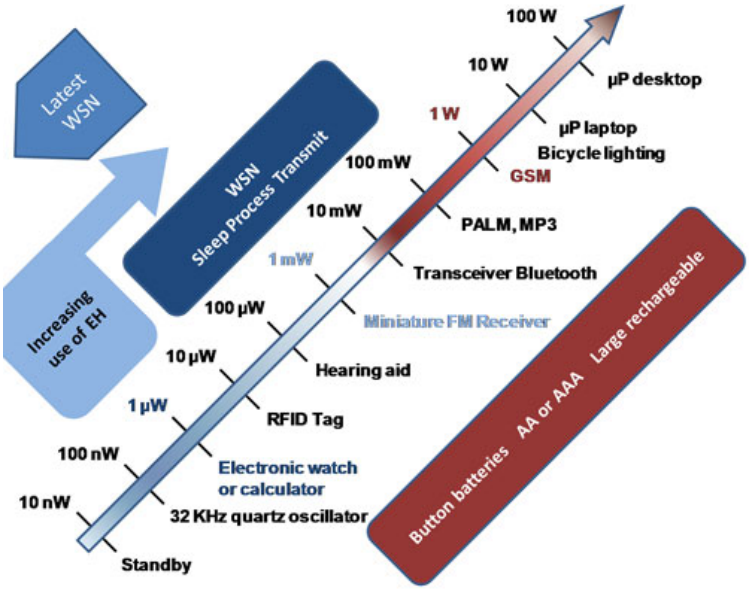


Figure 1.3 – Confrontation entre consommation et sources d'énergie (source : IDTechEx)

Moschitta *et al.* [Moschitta2014] proposent une étude de la consommation énergétique d'un nœud ez430-RF2500 afin de proposer une modélisation fidèle. Le nœud est composé d'un microcontrôleur Texas Instruments MSP430 à faible consommation et d'un module radio CC2500 émettant à 2.4 GHz. Le capteur externe est connecté au module par l'intermédiaire

d'un port SPI (Serial Peripheral Interface). L'ensemble est alimenté par deux piles AAA pour une tension d'alimentation de 3 V. La figure 1.4 représente l'évolution de la consommation énergétique du nœud ez430-RF2500, plus particulièrement, du microprocesseur et du module radio lors d'une procédure d'émission des données avec demande d'accusé de réception.

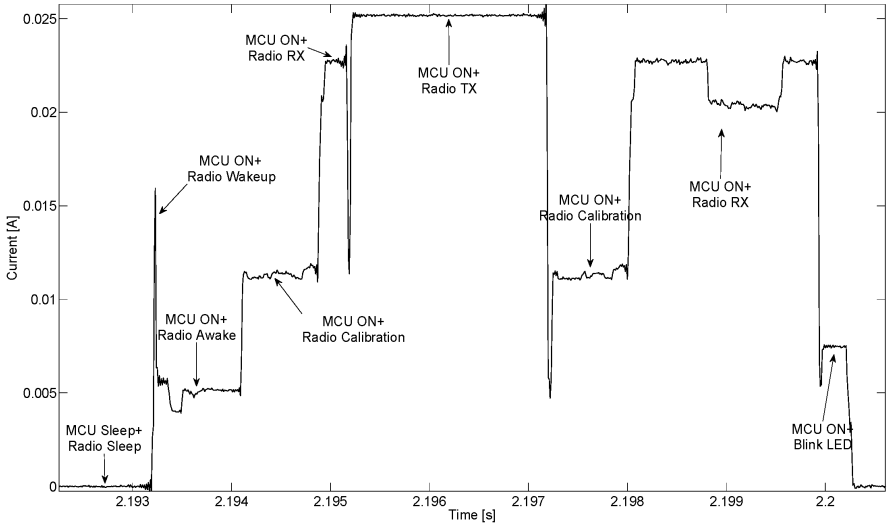


Figure 1.4 – Consommation énergétique d'un nœud de capteur ez430-RF2500

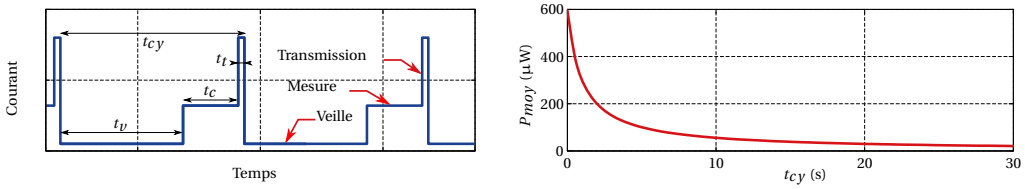
Lors de la non-utilisation, le nœud peut basculer dans un mode de veille permettant une diminution considérable de la consommation d'énergie globale. En veille, sa consommation est de 0.7 µA (P_v = 1.54 µW) sur une durée t_v définie par l'application. La sortie de veille produit une consommation importante spontanée de 16 mA provenant de la radio et, pour se stabiliser, une phase d'attente qui consomme environ 5 mA. Après le réveil du nœud, la radio se calibre afin d'effectuer une écoute et de réaliser l'émission de la donnée récoltée. La consommation de ces trois fonctions est respectivement de 12 mA, 23 mA et 25 mA. L'étape d'émission est la plus consommatrice en énergie mais également en temps. Suite à l'envoi des données, la procédure d'accusé de réception débute par une seconde phase de calibration de la radio avant de repasser en mode écoute sur une durée beaucoup plus importante que la précédente. Cette phase demande également beaucoup d'énergie pour être réalisée. Pour terminer le protocole, il est courant d'informer l'utilisateur que l'information a été transmise. Dans ce cas, une LED émet un signal lumineux nécessitant environ 7.5 mA avant que le nœud bascule de nouveau en veille. La consommation moyenne est de 18 mA soit une énergie totale de E_t = 129.2 µJ. Pour une tension d'utilisation de 2.2 V, ce nœud nécessite une puissance moyenne de P_t = 39.6 mW lors du cycle d'émission de l'information durant environ t_t = 7 ms. Ces données représentent un enchainement typique des fonctions utilisées par un nœud de capteur sans fil.

Le nœud présenté est dépourvu de capteur, la puissance de fonctionnement d'un système complet varie en fonction du type de capteur. Un capteur MMA8450Q de type accéléromètre 3 axes produit par Freescale a une consommation moyenne de 145 µA soit P_c = 320 µW. Afin d'envoyer une valeur moyenne de l'information, le capteur effectue plusieurs mesures durant une seconde (t_c = 1 s). L'ensemble des phases de veille, de mesures et de transmissions est représenté par la figure 1.5a.

La valeur de la puissance moyenne nécessaire au fonctionnement est formulée par l'équation 1.1.

$$P_{moy} = \frac{E_{tot}}{t_{tot}} = \frac{E_v + E_c + E_t}{t_v + t_c + t_t} = \frac{P_v t_v + P_c t_c + P_t t_t}{t_v + t_c + t_t} \tag{1.1}$$

Dans le cas du capteur et du nœud considérés, la puissance moyenne est définie en fonction des énergies et des temps de chacune des étapes de fonctionnement (Veille, Mesure, Transmission). La figure 1.5b représente l'évolution de la puissance moyenne nécessaire au fonctionnement du capteur communicant en fonction du temps de cycle désiré. Le rapport entre le temps de mesure t_m ($t_c + t_t$) sur le temps de cycle t_{cy} ($t_v + t_c + t_t$), nous informe sur le rapport cyclique du fonctionnement du nœud.



(a) Consommation au cours du temps *(b) P_{moy} en fonction du t_{cy}*

Figure 1.5 – Représentation de la consommation d'un capteur communicant (ez430-RF2500 + MMA8450Q)

La source d'énergie peut provenir d'un récupérateur d'énergie ambiant. Le générateur est couplé à un circuit d'extraction et de stockage de l'énergie dont le rendement (η) est de 70 %. L'énergie disponible doit correspondre à l'énergie moyenne nécessaire au capteur communicant pour fonctionner dans la configuration choisie, mais trois cas de figure peuvent se présenter :

- $\eta P_{gen} > P_{moy}$: le dispositif fonctionne correctement et les temps de cycle (t_{cy}) peuvent être réduits si nécessaire.
- $P_v < \eta P_{gen} < P_{moy}$: les temps de stockage doivent être augmentés afin d'emmagasiner suffisamment d'énergie.
- $\eta P_{gen} < P_v$: le capteur communicant ne pourra pas être mis en fonctionnement.

La puissance du générateur conditionne donc le temps de cycle du système. En remplaçant dans l'équation 1.1, P_{moy} par ηP_{gen}, on peut déterminer le temps nécessaire entre chaque cycle de mesure et de transmission de l'information.

$$t_{cy} = \frac{\left(P_c - \eta P_{gen}\right) t_c + \left(P_t - \eta P_{gen}\right) t_t}{\eta P_{gen} - P_v} + t_c + t_t \tag{1.2}$$

À titre d'exemple, un générateur dont la puissance est de 100 µW couplé à un circuit électronique d'extraction et de stockage standard permettra au capteur de réaliser sa procédure de mesure et de transmission des données toutes les 5.3 s.

1.1.2 Les sources d'énergies ambiantes

La nature nous offre différentes sources d'énergie pouvant être exploitées pour l'alimentation de divers appareils nécessitant une source d'énergie électrique. Les énergies éoliennes et solaires sont les plus exploitées. Cette dernière cible deux aspects de la récupération d'énergie : l'énergie photonique et thermique. D'autres sources comme les variations de pressions, les vibrations sont disponibles dans la nature, mais leur potentiel est plus faible pour des applications aux consommations élevées. En revanche, le mode de vie de l'homme a su apporter sa part d'énergie dissipée dans la nature. Les énergies thermiques et vibratoires sont très présentes dans le domaine industriel les rendant très intéressantes pour des applications aux consommations plus réduites comme les nœuds de réseaux de capteurs. Les mouvements naturels humains ou d'animaux ainsi que les sources chimiques ou électromagnétiques peuvent également être exploités comme micro-source d'énergie. De nombreuses études ont permis de répertorier les différentes sources d'énergie disponibles dans l'environnement ainsi que

des sources chimiques [Starner1996, Stordeur1997, Roundy2003, Roundy2005a, Beeby2010]. Un échantillonnage de ces sources est présenté dans le tableau 1.1 avec leurs densités de puissances respectives afin de les comparer.

Source d'énergie	Densité de puissance pour un an ($\mu W/cm^3$)	Densité de puissance pour dix ans ($\mu W/cm^3$)
Solaire (extérieur ensoleillé)	15 000*	15 000*
Solaire (extérieur couvert)	150*	150*
Solaire (intérieur)	6*	6*
Gradient thermique	15 @ 10 °C	15 @ 10 °C
Flux d'air	380 @ 5 m/s	380 @ 5 m/s
Humaine	330	330
Vibration	375	375
Batterie lithium	45	3.5
Batterie rechargeable lithium	7	0
Micro pile à combustible	280	28

* Données en $\mu W/cm^2$

Tableau 1.1 – Comparaison entre les sources d'énergie ambiantes et chimiques

Ce tableau nous montre qu'il est envisageable d'exploiter l'énergie ambiante plutôt que l'énergie chimique. Les densités de puissance des énergies ambiantes sont, dans la plupart des cas, supérieures aux densités produites par les sources chimiques lorsque la durée de vie est prise en compte. La disponibilité, au cours du temps, des énergies ambiantes reste inchangée car la présence est continue et inépuisable. Quant aux sources chimiques, les données considèrent que les systèmes ne sont pas renouvelés ou rechargés faisant ainsi apparaître une dégradation des performances sur une durée de 10 ans.

Le choix de la source d'énergie est conditionné par le milieu de fonctionnement du nœud de capteur. L'énergie solaire est la source ayant un potentiel énergétique le plus important en extérieur pour des conditions d'ensoleillement propices. Lorsque les zones ciblées sont dégradées par une couverture nuageuse trop importante, la densité de puissance peut chuter d'un facteur 100. Cette source est utilisable principalement en extérieur. En intérieur, la densité est réduite à celle d'une pile rechargeable avec l'avantage d'être disponible toute l'année. La densité de puissance de l'énergie éolienne est donnée pour un flux d'air laminaire à une vitesse moyenne de 5 m/s. Il n'est pas rare, dans des milieux spécifiques comme les bords de mer ou les reliefs montagneux, d'obtenir des vitesses de 10 m/s à 15 m/s. L'énergie cinétique des flux d'air étant proportionnelle au carré de la vitesse, la densité de puissance peut devenir bien plus conséquente pour ces niveaux de vitesses. Ce sont deux sources à fort potentiel, mais la non-maîtrise des conditions climatiques peut faire fortement chuter les performances et les rendre inexploitables.

Les micro-sources thermiques présentent une faible densité de puissance pour une différence de température de 10 °C entre les sources chaudes et froides. Pour une différence de température allant jusqu'à 200 °C, il est possible d'extraire et de convertir l'énergie à l'aide de machines thermiques adaptées ou de thermoéléments. Dans le cas d'une différence de température très importante (> 200 °C), il est courant de réinjecter la chaleur initialement dissipée sous la même forme dans des systèmes thermiques en s'affranchissant de conversion d'éner-

gie [BCS2008]. Pour des températures supérieures à 200 °C nécessaires à des applications de type fonderie de métaux ou d'incinération par exemple, l'énergie thermique perdue peut être réinjectée dans le préchauffage d'un creuset ou d'un four. Cette source de chaleur peut également être transformée en énergie mécanique ou électrique par l'intermédiaire de centrales à vapeur.

Les mouvements humains et les vibrations sont du même ordre de grandeur que les sources d'énergies éoliennes, ainsi que les micro-piles à combustible. Dans le cadre de l'alimentation de capteurs communicants, les mouvements humains ne peuvent pas être utilisés systématiquement. Les environnements de fonctionnement peuvent être compliqués ou dangereux d'accès, voire même inhospitaliers, pour l'homme. En revanche, les vibrations sont couramment présentes dans un environnement industriel ou domestique. Xiao *et al.* [Xiao2014] ont listé différentes sources de vibration disponibles dans ces milieux, en précisant les niveaux d'accélération et les fréquences associées. Ces données sont répertoriées dans le tableau 1.2.

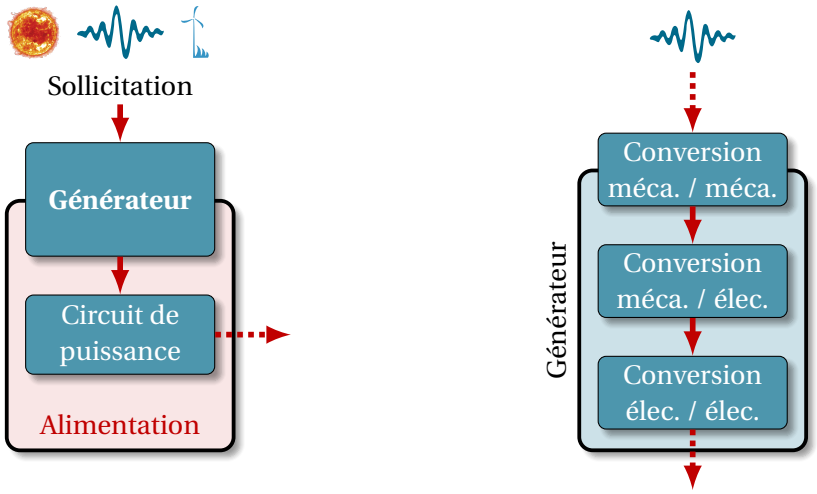
Source de vibration	Accélération (m/s^2)	Fréquence (Hz)
Compartiment moteur véhicule	12	200
Table de machine-outil 3 axes	10	70
Mélangeur industriel	6.34	121
Sèche-linge	3.5	121
Marche humaine	3	1
Tableau de bord véhicule	3	13
Cadre de porte après fermeture	3	125
Four à micro-ondes	2.5	121
Ventilation mécanique contrôlée	0.2-1.5	60
Vitre de fenêtre à proximité de route fréquentée	0.7	100
CD en rotation dans un ordinateur portable	0.6	75
Étage de bureau fortement fréquenté	0.2	100

Tableau 1.2 – Accélérations et fréquences typiques des vibrations environnementales

De nombreuses applications présentées dans la section 1.1.1 emploieraient des capteurs communicants dont leurs sources énergétiques proviendraient des vibrations produites par les éléments du tableau 1.2. Ces différentes sources font partie intégrante de notre environnement. L'ordre de grandeur de l'accélération dans un environnement civil est de $1.8\,m/s^2$. Dans un cadre industriel, l'ordre de grandeur à retenir est de $10\,m/s^2$. La gamme de fréquences s'étend de 1 Hz à 200 Hz pour une valeur moyenne avoisinant les 100 Hz. Les différents générateurs présentés dans ce manuscrit vont tenter d'exploiter ces micro-sources et de convertir l'énergie dans le but d'alimenter un nœud de réseaux de capteurs.

1.2 La récupération d'énergie vibratoire : des technologies à l'existant

Lors de la suppression des batteries des capteurs communicants, ceux-ci voient leurs architectures évoluer afin d'intégrer un générateur. Quelle que soit la sollicitation extérieure utilisée, la structure globale est similaire (figure 1.6a). Le générateur sert d'interface entre la sollicitation extérieure et le circuit de puissance. L'énergie produite est alors disponible pour les différentes briques fonctionnelles du nœud sous la bonne forme. En revanche, l'architecture du générateur est propre au type de sollicitations exploitées. Dans le cas de ces travaux, la sollicitation mécanique retenue est de type vibration (figure 1.6b). Le générateur est alors composé de trois convertisseurs d'énergie : mécanique/mécanique ; mécanique/électrique ; électrique/électrique. Pour assurer le premier étage de conversion, les solutions couramment utilisées sont des oscillateurs résonants. Les déplacements mécaniques induits par l'oscillateur peuvent occasionner des déformations élastiques dans un matériau ou simplement créer des mouvements relatifs entre deux éléments. Le transducteur électromécanique est en charge d'exploiter ces déformations ou mouvements relatifs en fonction de la technologie de conversion choisie pour assurer le second niveau de conversion et créer de l'énergie électrique. Le dernier niveau de conversion est chargé d'extraire et de stocker temporairement l'énergie électrique. Il est rare que l'énergie convertie soit directement exploitable sous sa forme brute. En sortie de conversion électromécanique, le signal électrique est alternatif, alors que les nœuds fonctionnent généralement avec une tension continue. Le signal de sortie du transducteur est alors traité basiquement par un pont de diodes ou bien selon des techniques d'extraction plus complexes ("Synchronized Switching Harvesting" (SSH) ou "Synchronized Electrical Charge Extraction" (SECE) par exemple). Une fois le signal mis en forme, l'énergie électrique est stockée temporairement dans des capacités, des super-capacités électriques ou bien des batteries, avant d'être mise à la disposition du nœud de réseaux de capteurs à alimenter.



(a) Alimentation pour nœud sans batterie *(b) Récupérateur d'énergie vibratoire*

Figure 1.6 – Architectures de récupérateurs d'énergie ambiante

1.2.1 Les oscillateurs résonants

Les oscillateurs résonants captent l'énergie cinétique de l'environnement par l'intermédiaire d'une masse sismique. La masse sismique est suspendue par un ou plusieurs ressorts produisant un déplacement relatif de la masse par rapport à son référentiel. Un tel système a une fréquence de résonance fixe, qui peut être maîtrisée, afin de correspondre à la fréquence de l'excitation extérieure. Cette approche permet d'amplifier l'amplitude du déplacement de la

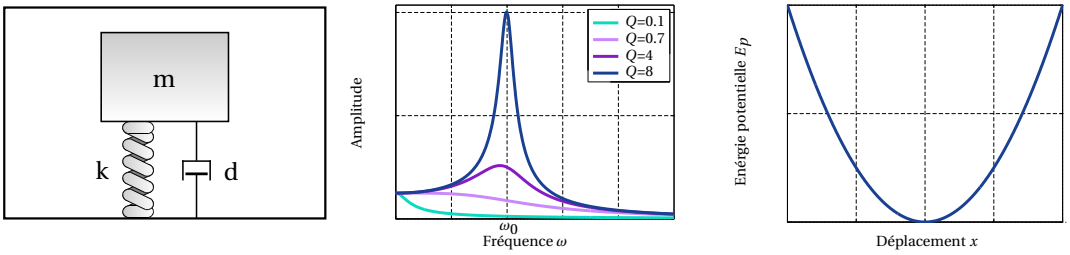
vibration de sollicitation par un facteur de qualité lié à l'amortissement du système. Un oscillateur est alors caractérisé par sa masse, sa raideur et son amortissement ainsi que ses degrés de liberté. Il existe plusieurs types de structures permettant de mettre en forme la réponse mécanique à l'application désirée. En récupération d'énergie vibratoire, il est intéressant d'exploiter le premier mode de résonance du système considéré car c'est le mode le plus courant mettant à disposition un maximum d'énergie potentielle. De ce fait, les systèmes mécaniques peuvent être réduits à des systèmes à un degré de liberté. Ce manuscrit présente des oscillateurs de Duffing [Lenci2011, Azrar2002], dont l'équation différentielle du comportement mécanique est la suivante :

$$m\ddot{x} + d\dot{x} + kx + 2b^3 = m\gamma \tag{1.3}$$

$\ddot{x}$, $\dot{x}$ et x correspondent respectivement à l'accélération, la vitesse et le déplacement de la masse sismique m par rapport au référentiel du générateur. d est l'amortissement visqueux pouvant être relié au facteur de qualité de la structure. γ correspond à l'accélération de la sollicitation extérieure. k et b sont respectivement les raideurs linéaires et non linéaires du système. Le signe de ces raideurs influence fortement le comportement mécanique de l'oscillateur. Dans le cas de figure le plus simple, c'est à dire où k est positif et b nul, on obtient l'équation de mouvement d'un oscillateur linéaire. Dans le cas où k est positif et b non nul, on obtient un oscillateur non linéaire dont la propriété assouplissante ou raidissante est induite par le signe de b. Dans le cas où k est négatif et b positif alors on obtient un système avec deux points de stabilité que l'on qualifie de système non linéaire bistable.

Oscillateur linéaire

L'oscillateur linéaire est le plus simple à modéliser et à mettre en œuvre. Ce type d'oscillateur peut être représenté par la figure 1.7a. Ce schéma représente une masse reliée à un bâti par un ressort et un amortisseur en parallèle. De cette manière, l'énergie de l'environnement est répartie en énergie cinétique sur la masse, en énergie potentielle élastique dans le ressort et une partie est dissipée par l'amortissement du système. La réponse mécanique d'un oscillateur linéaire à un degré de liberté est illustrée par un pic d'amplitude représentant le premier mode de résonance. Ce mode est couramment exploité en récupération d'énergie vibratoire car l'énergie mécanique de ces déplacements importants est la plus élevée.



(a) Architecture de l'oscillateur *(b) Réponses mécaniques* *(c) Énergie potentielle*

Figure 1.7 – Oscillateur linéaire à un degré de liberté

La figure 1.7b représente l'évolution de l'amplitude de déplacement en fonction de la fréquence, dans le cas d'un régime forcé. Elle représente également l'évolution du premier mode de résonance illustré par un pic en fonction du facteur de qualité (Q) du système. Le facteur de qualité est défini par le rapport de la fréquence de résonance sur la bande passante calculée à -3 dB de l'amplitude maximum. Lorsque le facteur de qualité est inférieur à la limite de $\frac{\sqrt{2}}{2} \simeq 0.7$ (figure 1.7b $Q = 0.1$ et $Q = 0.7$), cela entraîne une destruction du régime oscillatoire du système. Dans le cas où le facteur de qualité est supérieur à cette limite, alors le système

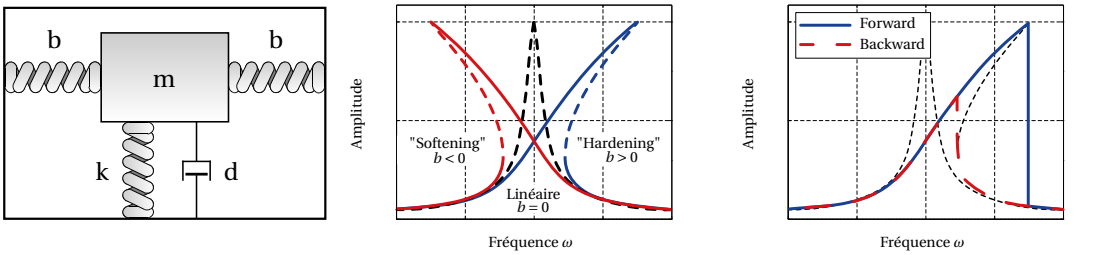
est résonant. Un système faiblement amorti (figure 1.7b $Q = 8$) obtient des amplitudes de déplacement importantes, mais en contrepartie la bande passante est réduite (quelques Hertz au mieux). Dans ce cas, l'énergie mécanique maximum à convertir est importante, mais sa disponibilité est réduite par la largeur de la bande passante. Au contraire, un système fortement amorti (figure 1.7b $Q = 4$) aura peu d'énergie mécanique à exploiter, mais sur une plage fréquentielle plus importante. Cette dualité conduit à faire un choix entre la quantité ou la disponibilité de l'énergie.

L'énergie potentielle élastique présentée figure 1.7c est sous la forme $\frac{1}{2}kx^2$, le terme b du comportement non linéaire étant négligé. La représentation de l'énergie potentielle indique une zone de travail restreinte à l'image de la bande passante. Dans la récupération d'énergie vibratoire, ce type de système est couramment réalisé par une poutre encastrée-libre dont la masse se trouvant à l'extrémité libre de la poutre effectue des déplacements de faible amplitude sollicitant ainsi la poutre en flexion.

Oscillateurs non linéaires "softening" et "hardening"

Lorsqu'un oscillateur linéaire est fortement sollicité, le comportement mécanique peut évoluer de manière non linéaire, ayant pour effet de créer une raideur non linéaire supplémentaire au système. Le terme b est alors non nul et apparaît dans l'équation 1.3. Ces oscillateurs peuvent être illustrés par la figure 1.8a qui représente un système linéaire auquel sont rajoutés des ressorts travaillant de manière non linéaire par rapport au mouvement de la masse sismique. Le positionnement perpendiculaire des ressorts non linéaires les rend peu sensibles aux faibles amplitudes de déplacement. Il existe deux phénomènes du comportement non linéaire résultant des grands déplacements : un phénomène assouplissant ("softening") et un phénomène raidissant ("hardening").

La figure 1.8b compare la réponse théorique mécanique de ces deux phénomènes au comportement linéaire (courbe noire). Dans le cas où b est négatif (courbe rouge), la raideur globale du système diminue et se traduit par le pic d'amplitude s'affaissant vers les basses fréquences. Ce phénomène se retrouve généralement dans les matériaux amorphes comme certains matériaux plastiques ou polymères, où le module élastique réduit en fonction du chargement appliqué [Meijer2005, Berer2014]. Lorsque b est positif (courbe bleue), la raideur augmente et se traduit par un affaissement du pic d'amplitude vers les hautes fréquences. Ce phénomène se retrouve dans les systèmes soumis à de grandes déformations induisant une augmentation de la raideur. Ceci est observable dans le cas de la poutre encastrée-libre soumise à de grands déplacements. Celle-ci n'est plus seulement sollicitée en flexion mais également en traction raidissant le système. La figure 1.8a représente bien ce phénomène. Dans les deux cas, les zones en pointillés ne sont pas atteignables physiquement parlant.



(a) Architecture de l'oscillateur *(b) Réponses théoriques* *(c) Réponses réelles raidissantes*

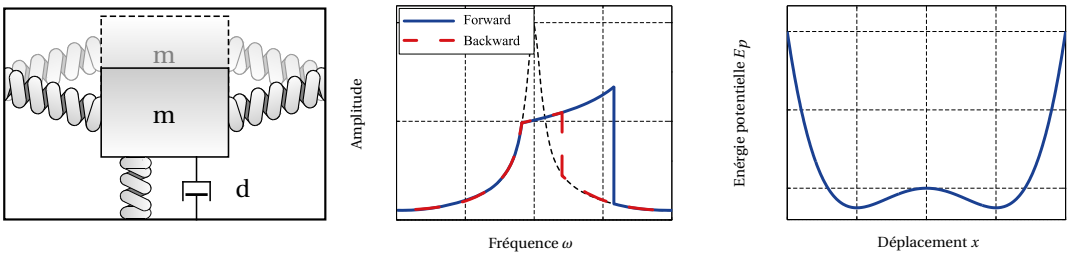
Figure 1.8 – Oscillateur non linéaire

La figure 1.8c représente l'effet réel du comportement non linéaire raidissant pour un balayage fréquentiel croissant et décroissant. Lors d'une montée en fréquence ("forward sweep") où b est positif, l'amplitude atteint un maximum avant de chuter brutalement pour rejoindre

le tronçon inférieur de la réponse mécanique. Dans le cas d'une descente en fréquence ("backward sweep"), le système ne dispose pas de suffisamment d'énergie pour remonter au maximum d'amplitude comme on peut le voir sur un comportement linéaire. Le chemin suit le brin inférieur avant d'effectuer une montée verticale vers le brin supérieur [Lenci2011] à la fréquence où seule la solution supérieure existe. Ces observations sont transposables au cas de figure assouplissant où b est négatif. Un des atouts des comportements non linéaires est l'augmentation de la bande passante. Elle permet d'obtenir un système aux déplacements élevés sur une plage plus étendue qu'un système linéaire. L'énergie potentielle élastique d'un système raidissant est formulée de la manière suivante $\frac{1}{2}kx^2 + \frac{1}{2}bx^4$. Lorsque le déplacement est suffisamment important (grand déplacement), l'énergie potentielle devient plus importante que l'énergie disponible, dans le cas linéaire.

Oscillateur non linéaire bistable

Dans le cas particulier où la raideur linéaire k d'un oscillateur non linéaire est négative, on obtient un comportement dit bistable. Une raideur linéaire négative peut s'apparenter à une poutre encastrée à ses extrémités, dont l'écart entre les deux encastrements est inférieur à la longueur de la poutre. Cette configuration crée trois états d'équilibre dont deux stables et un instable. La position instable correspond à un chargement en compression parfait de la poutre. Une perturbation (petite force) appliquée sur la masse suffirait à déstabiliser l'oscillateur et il se retrouverait naturellement dans une des deux positions d'équilibres stables. La figure 1.9a représente une architecture possible d'un oscillateur bistable avec les deux positions stables. Lorsqu'un effort suffisant est appliqué sur la masse du système, un saut de l'état d'équilibre initial au second état est observable. Ce changement de point d'équilibre engendre de grands déplacements de la structure permettant ainsi de convertir des niveaux plus importants d'énergie qu'une structure linéaire classique. Lors de cette manœuvre, une oscillation à haute fréquence se manifeste autour du point d'équilibre.



(a) Architecture de l'oscillateur *(b) Réponses mécaniques* *(c) Énergie potentielle*

Figure 1.9 – Oscillateur bistable

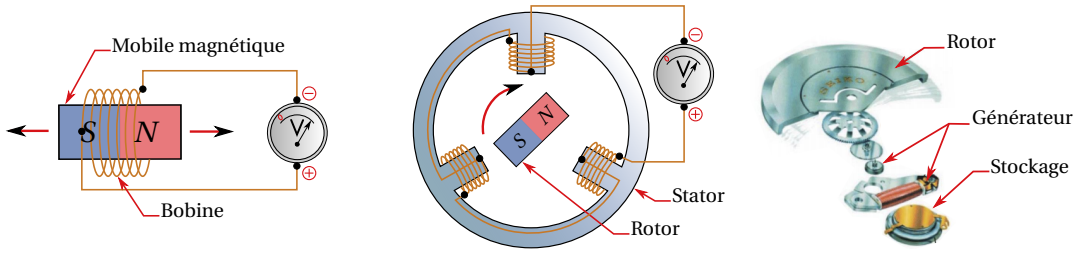
La réponse mécanique typique d'un oscillateur bistable est représentée par la figure 1.9b. L'amplitude maximale est moindre que dans le cas d'un comportement linéaire, mais la bande passante est plus étendue comme le montre la réponse fréquentielle. Comme les oscillateurs non linéaires, il est également sensible au sens de balayage fréquentiel. En variation croissante de la fréquence (courbe bleue), l'amplitude de déplacement suit le comportement linéaire avant de modifier sa progression vers une incidence moindre pour atteindre une fréquence critique et chuter. En "backward sweep", l'amplitude de déplacement ne peut pas se rattacher à la trajectoire haute au niveau de la fréquence critique. En revanche, à faible fréquence, l'énergie nécessaire pour effectuer le saut est plus faible et l'amplitude peut rejoindre la trajectoire haute. Le potentiel d'énergie élastique se formule sous la forme de $-\frac{1}{2}kx^2 + \frac{1}{2}bx^4$, représenté par la figure 1.9c. Cette représentation permet d'identifier les deux points stables dans des puits de potentiel qui minimisent l'énergie et le point instable au centre. Le passage d'un puit à l'autre demande un niveau d'énergie seuil.

1.2.2 Les conversions électromécaniques

Différentes solutions technologiques permettent de convertir l'énergie mécanique en énergie électrique. Ces solutions s'appuient sur des propriétés intrinsèques au matériau employé ou sur d'autres phénomènes physiques. Parmi l'ensemble des technologies envisageables pour la conversion électromécanique, trois méthodes sont généralement employées pour la récupération d'énergie vibratoire : l'électromagnétisme, l'électrostatisme et la piézoélectricité.

L'électromagnétisme

L'électromagnétisme est couramment utilisé pour convertir l'énergie mécanique en énergie électrique. Le principe physique utilisé consiste à créer une tension électrique aux bornes d'une bobine par la variation d'un champ magnétique environnant pouvant être induite par le mouvement d'aimants permanents. Ce principe est représenté figure 1.10a par un aimant permanent dont la polarité est dans l'axe de la bobine qui l'entoure. Dans ce cas de figure, l'aimant évolue de manière rectiligne dans l'axe de la bobine. La figure 1.10b représente un aimant en rotation où plusieurs bobines faisant face à l'aimant sont positionnées radialement par rapport à l'axe de rotation. Dans les deux cas, les bobines subissent des variations de flux magnétique créant une tension en respectant la loi de Faraday.



(a) Mouvement linéaire *(b) Mouvement de rotation* *(c) Génératrice de montre Seiko*

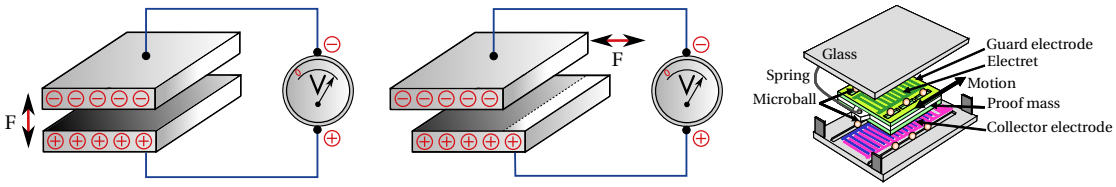
Figure 1.10 – Mécanismes de transduction électromagnétique

Ce mode de conversion électromécanique est fortement utilisé sur des systèmes d'échelles macroscopiques comme les génératrices de centrales hydroélectriques ou encore les éoliennes. À une échelle centimétrique ou millimétrique, elle semble tout aussi adaptée. Des dynamos sont introduites dans des systèmes à faibles consommateurs comme des lampes torches ou encore des radios où il est nécessaire de recharger une batterie interne manuellement par la mise en mouvement d'aimants par rotation ou translation. À une échelle micrométrique, la réalisation et l'intégration deviennent plus complexes. Les très faibles dimensions conditionnent des restrictions de déplacements de l'élément magnétique, ce qui réduit considérablement les variations du flux magnétique. De fortes pertes résistives sont induites par la réduction de taille des bobines, les tensions extraites sont alors de l'ordre de quelques millivolts. D'une manière générale, la réduction du volume engendre une diminution de la densité de puissance [Scott2015] induite par les pertes. Malgré tout, des réalisations existent notamment dans le monde de l'horlogerie où certaines montres électroniques exploitent les mouvements d'un balancier pour mettre en mouvement un élément magnétique à l'intérieur du boîtier afin de recharger un élément de stockage (batterie, condensateur). La figure 1.10c représente un de ces systèmes développés par Seiko, adapté par la suite pour alimenter un pacemaker [Goto1999].

L'électrostatisme

La transduction électrostatique est basée sur des variations de capacité électrique d'un condensateur périodiquement chargé de manière synchrone aux vibrations. Un condensateur est composé d'un matériau diélectrique entre deux électrodes dont la capacité est définie par

les propriétés diélectriques du matériau sélectionné et par sa géométrie. Dans le cas d'une capacité électrique plane, la relation qui lie ces paramètres est $C_0 = \varepsilon A/e$, où A est la surface des électrodes, e la distance de l'entrefer et ε la permittivité du diélectrique. Il est alors possible de créer une variation de capacité électrique en créant des mouvements relatifs entre les électrodes. Dans le cas d'une capacité plane, il est possible d'agir sur la distance de l'entrefer (e) (figure 1.11a). Il est également envisageable d'intervenir sur la surface projetée commune aux deux électrodes (A)(figure 1.11b). Les mouvements relatifs peuvent être occasionnés par une force mécanique extérieure. Le travail de cette force permet d'augmenter l'énergie potentielle électrostatique du système et, de ce fait, d'induire une tension. La relation entre la charge électrique Q, le potentiel électrique V et la capacité électrique est la suivante $V = Q/C$. Lors de la mise en mouvement, une force électrostatique est créée. Cette dernière est proportionnelle à la charge initialement introduite dans la capacité électrique.



(a) Variation d'entrefer *(b) Variation de surface projetée* *(c) Générateur à électrets*

Figure 1.11 – Mécanismes de transduction électrostatique

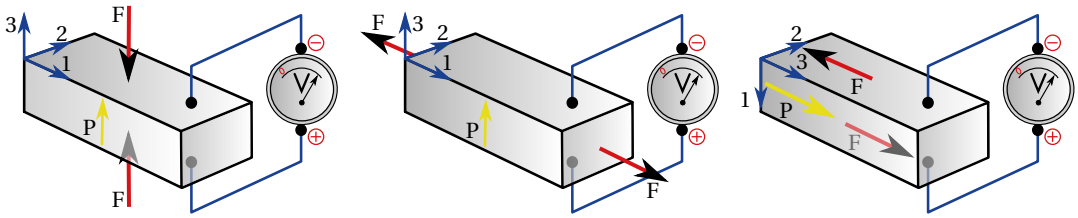
Pour exploiter de manière optimale cette méthode de transduction, il est nécessaire d'avoir un circuit électronique synchronisé avec les mouvements appliqués par la sollicitation extérieure afin de charger et de décharger correctement la capacité électrique. L'électronique est alors complexe, mais le système est stable et les niveaux de tensions sont importants. Il est possible d'utiliser une couche de matériau capable de conserver des charges électriques. Ces matériaux s'appellent des électrets. Positionné sur une électrode, le système conserve une partie des charges et agit comme une source de tension quasi constante. Les électrets ont l'avantage de simplifier les circuits d'extractions d'énergie car il n'est plus nécessaire de synchroniser les cycles de charge et de décharge. En contrepartie, les niveaux de tensions électriques sont plus faibles. Cette technologie se prête bien à la réalisation de structures microscopiques (MEMS). La figure 1.11c représente un générateur électrostatique [Naruse2009] à électrets à électrodes interdigitées capables de produire 40 µW à 2 Hz pour une accélération de 0.4 g.

La piézoélectricité

Dans les deux cas précédents, la conversion est induite par un mouvement relatif entre deux éléments afin de générer de l'énergie électrique. Pour la piézoélectricité, c'est une propriété intrinsèque à certains matériaux, qui est exploitée. Lorsqu'une particule élémentaire piézoélectrique (un cristal) est soumise à des contraintes, celle-ci se déforme, mais produit également des charges électriques. Cette propriété est appelée l'effet piézoélectrique direct et elle est utilisée dans la réalisation de capteurs et de générateurs. Cette propriété est réversible lorsqu'une tension électrique est appliquée sur un cristal piézoélectrique, alors celui-ci se déforme, c'est la description de l'effet piézoélectrique indirect. Cette approche est utilisée pour la réalisation d'actionneurs piézoélectriques. En maîtrisant la tension électrique d'entrée, on peut effectuer des déplacements de grande précision en transmettant des efforts importants.

Les matériaux piézoélectriques peuvent se trouver sous différentes formes comme des polymères, des céramiques ou encore des composites. Ces matériaux sont polarisés afin d'orienter les nombreux cristaux qui les composent dans une direction propice à leurs utilisations. Les propriétés d'un matériau piézoélectrique sont définies par des caractéristiques mécaniques (module d'élasticité, coefficient de Poisson), mais également par des coefficients diélectriques

et piézoélectriques. Ces derniers expriment le couplage entre le type de chargement et l'orientation des charges recueillies, définissant ainsi le mode d'utilisation. Trois coefficients piézoélectriques sont ainsi définis par d_{33} et d_{31} en traction et d_{15} en cisaillement. La figure 1.12 représente les trois principaux modes d'utilisation associés au coefficient piézoélectrique des matériaux piézoélectriques.



(a) Mode parallèle : d_{33} *(b) Mode perpendiculaire : d_{31}* *(c) Mode de cisaillement : d_{15}*

Figure 1.12 – Mécanismes de transduction piézoélectrique

La direction principale 3 correspond à la direction de polarisation. Lorsqu'un élément piézoélectrique est exploité en traction et que les charges sont récupérées dans l'axe de polarisation alors c'est le coefficient d_{33} qui est sollicité (figure 1.12a). Dans le cas où les charges sont recueillies perpendiculairement au chargement mécanique (figure 1.12b), c'est le coefficient d_{31} qui est impliqué. Pour le cisaillement (figure 1.12c), le coefficient d_{15} est utilisé. Ce dernier propose un couplage piézoélectrique intéressant mais, dans le cadre de la récupération d'énergie, la mise en œuvre est très complexe. Il est plus approprié pour des applications exploitant l'effet piézoélectrique indirect comme les actionneurs [Sun1995]. Dans le domaine de la récupération d'énergie, les générateurs exploitent principalement les coefficients d_{33} et d_{31}.

Ramadan *et al.* [Ramadan2014] proposent une comparaison des propriétés de dix matériaux piézoélectriques de nature polymères, composites et céramiques pour des applications de types transducteurs électromécaniques. Les propriétés électromécaniques sont répertoriées dans le tableau 1.3. Cette liste ne représente qu'une faible partie des matériaux piézoélectriques, mais elle permet de donner des ordres de grandeur des caractéristiques et leurs disparités, selon la nature du matériau piézoélectrique.

	Matériau	E (GPa)	d_{33} (pC/N)	d_{31} (pC/N)	ε_{33}	T_{lim} (°C)
Polymères	PVDF	2.5 / 3.2	13 / 28	-6 / -20	12	90
	P(VDF-TrFE)	1 / 3	24 / 38	-6 / -12	12	100
	PI(β-CN)	2 / 3	5.3 / 16.5	-2.5 / -5.5	4	220
Composites	PMN-0.29PT/epoxy(1-3)	45 / 12	1200	-545	2000	65
	MFC®	30	374	-170	850	130
	ZnO/SU-8 20 %	12.3	5 / 8	-5	7	180
Céramiques	PZT PIC 151	60	500	-210	2400	250
	AlN	308	5.5	-1.7	10.5	1150
	ZnO	201	12.4	-5	11	750
	PMN-0.29PT	20	2000	-909	5500	130

Tableau 1.3 – Propriétés électromécaniques de matériaux polymères, composites et céramiques piézoélectriques

Ces données précisent le module d'élasticité E, les coefficients piézoélectriques d_{33} et d_{31}, la permittivité ε_{33} et la température limite d'utilisation T_{lim}. D'une manière générale, les polymères sont des matériaux ductiles et les céramiques sont des matériaux fragiles. Quant aux composites, ils tirent généralement parti de renforts en céramique et de matrices en résine ou en polymère. Le coefficient piézoélectrique d_{31} est proportionnel à d_{33}, mais plus faible. Malgré l'utilisation de piézomètre, la méthode de mesure du coefficient d_{33} est délicate principalement sur les matériaux souples. L'effort appliqué sur les films est difficile à maîtriser ayant parfois pour effet de déformer plastiquement le matériau et ainsi de modifier localement les caractéristiques matériaux. Une méthode, qui consiste à déterminer le coefficient piézoélectrique hydrostatique d_h, permet de déterminer avec précision la valeur absolue du d_{31} par rapport au d_{33} [Ohanessian1987]. Cette procédure est complexe à mettre en œuvre, il est donc courant de trouver un facteur empirique de 2.5 à 3 entre d_{33} et d_{31}. Les matériaux piézoélectriques sont des matériaux isolants, leurs capacités diélectriques sont caractérisées par le paramètre ε_{33}. Les polymères sont de faibles isolants contrairement à la plupart des céramiques. En revanche, la nature des composants des céramiques agit fortement sur leurs propriétés diélectriques. La température limite d'utilisation correspond à la température à laquelle le matériau subit un changement de phase induisant une perte de propriétés piézoélectriques par dépolarisation (température de Curie). Les céramiques résistent globalement bien aux températures élevées alors que les composites et polymères ne supportent que modérément les températures moyennes. L'ensemble de ces paramètres permet de faire un choix de matériau piézoélectrique en fonction de l'application désirée.

Résumé sur les conversions électromécaniques

Les différentes conversions électromécaniques font souvent débat lorsqu'un choix est à réaliser. De nombreuses études se sont intéressées à ce problème. Wang *et al.* [Wang2008] ont proposé un résumé présenté dans le tableau 1.4.

Mode de conversion	Avantages	Inconvénients
Électromagnétique	Forts couplages	Réalisation MEMS complexe
	Matériaux simples	Faibles tensions
Électrostatique	Réalisation MEMS	Pré chargement
	Fortes tensions	Durée de vie
Piézoélectrique	Bon couplage (céramique)	Faible couplage (polymère)
	Réalisation MEMS	Dépolarisation
	Fortes tensions	Impédance élevée

Tableau 1.4 – Récapitulatif des modes de conversions

Dans ces travaux, nous avons choisi d'étudier une structure originale utilisant des matériaux polymères piézoélectriques. Cette structure exploite principalement la souplesse de ce type de matériaux afin d'obtenir une fréquence de résonance faible. L'architecture a l'avantage d'être simple à réaliser, à mettre en œuvre et à miniaturiser. L'intégration d'une conversion électrostatique complexifie fortement la réalisation malgré un potentiel plus important lors d'une miniaturisation future. Quant à la solution électromagnétique, elle n'est pas adaptée à la réduction d'échelle et l'énergie produite serait alors trop modeste pour les applications envisagées. Les performances atteignables, avec les matériaux piézoélectriques couplés au concept proposé, sont prometteuses.

1.2.3 Les générateurs inertiels piézoélectriques

De nombreux générateurs inertiels, pour la récupération d'énergie vibratoire, sont basés sur des solutions de conversion électromécanique de type piézoélectrique. Les structures les plus simples sont généralement composées de poutres encastrées-libres réalisées dans des matériaux piézoélectriques ou avec un élément piézoélectrique collé ou déposé en surface. Les éléments électroactifs sont positionnés dans les zones où les contraintes sont les plus importantes afin d'exploiter au mieux les déformations et maximiser le couplage électromécanique. Les structures ont généralement un comportement mécanique linéaire de type flexion pure. Des générateurs avec des structures plus complexes existent, chacun exploitant des phénomènes non linéaires ou des géométries différentes des structures classiques de poutres encastrées. Des masses supplémentaires peuvent être disposées à des points stratégiques comme l'extrémité libre d'une poutre ou le centre d'une membrane afin d'augmenter l'inertie du système et ainsi modifier le comportement fréquentiel.

Générateurs et matériaux piézoélectriques

Le tableau 1.5 répertorie plusieurs générateurs piézoélectriques basses fréquences utilisant des matériaux piézoélectriques polymères [Rammohan2014, Lockhart2013, Jiang2010], céramiques [Lefeuvre2006, Arroyo2012] ou composites [Kato2015, Sodano2004]. L'ensemble de ces travaux exploite la flexion de poutres encastrées-libres soumises à des vibrations reproduites en laboratoire par des pots vibrants ou des électro-aimants asservis. Lockhart et Jiang utilisent des masses supplémentaires à l'extrémité libre de la poutre afin d'augmenter l'inertie du système. Ce tableau compare la puissance maximale extraite P_{max}, la fréquence de résonance f_0, la valeur efficace de l'accélération Acc nécessaire pour générer cette puissance. Il répertorie également la densité de puissance DP et la densité de puissance normalisée par l'accélération au carré DP_{γ^2}.

Jiang *et al.* [Jiang2010] proposent une approche de poutre souple de polymère dont un patch de polymère piézoélectrique (PVDF) est collé sur l'une des surfaces libres. Rammohan *et al.* [Rammohan2014] et Lockhart *et al.* [Lockhart2013] utilisent une solution plus complexe de poutre entièrement en PVDF bimorphe avec une électrode centrale. La structure particulière bimorphe est détaillée par la suite dans la section 2.5. Rammohan *et al.* s'affranchissent de masse additionnelle, mais la souplesse du PVDF permet d'obtenir un système résonant à basse fréquence (33 Hz) pour une faible accélération (0.8 g). Cette structure dispose d'une densité de puissance (DP) normalisée par le volume de matériau actif de 12 $\mu W/cm^3$. Lockart *et al.* et Jiang *et al.* [Jiang2010] intègrent une masse sismique supplémentaire à l'extrémité de la poutre. Dans le cas de Lockhart *et al.*, la masse apporte une inertie supplémentaire afin de permettre au système de résonner à basse fréquence et de compenser l'augmentation de la raideur lors de la miniaturisation. En revanche, le niveau d'accélération nécessaire est élevé induisant peu de puissance à des faibles niveaux d'accélérations.

L'utilisation de céramiques piézoélectriques permet d'obtenir des densités de puissances très intéressantes comme le montre les travaux de Lefeuvre *et al.* [Lefeuvre2006] et Arroyo *et al.* [Arroyo2012]. Les puissances obtenues par l'utilisation de céramiques piézoélectriques sont bien plus importantes que pour les polymères électroactifs. En contrepartie, et par la nature du matériau, la raideur de la structure est plus importante créant ainsi des contraintes fortes lors de la miniaturisation.

Kato *et al.* [Kato2015] et Sodano *et al.* [Sodano2004] utilisent des matériaux électroactifs composites dans leurs générateurs. Kato *et al.* ont développé leur propre matériau composé de couches de PVDF et de particules de céramiques piézoélectriques (NKN) enchevêtrées dans des fibres. Sodano *et al.* utilisent un capteur industriel QP40N, développé par Midé Technology Corporation, composé de longues fibres électroactives orientées et noyées dans une résine époxy. Ces solutions proposent des puissances et des densités de puissances très faibles.

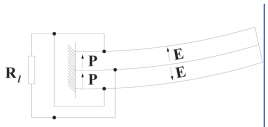
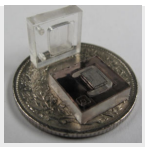
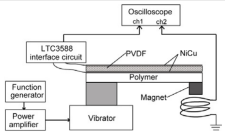
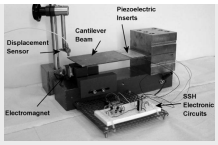
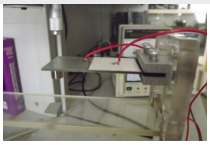
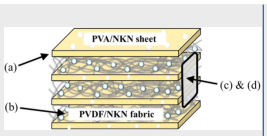
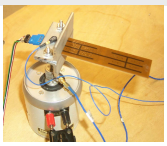
Solutions proposées	P_{max} (µW)	f_0 (Hz)	Acc (g)	DP (µW/cm^3)	DP_{γ^2} (µW/cm^{3}g^2)
 PVDF Bimorphe [Rammohan2014]	0.9	33	0.8	12	18.75
 PVDF Bimorphe [Lockhart2013]	7	100	20	109.37	0.27
 PVDF unimorphe [Jiang2010]	16	14	0.92	195.12	230.52
 PZT Unimorphe [Lefeuvre2006]	3000	56	0.08	88.2	13786.8
 PZT Unimorphe [Arroyo2012]	2900	127	2	1611.1	402.78
 PVDF Multicouche [Kato2015]	-	170	1	0.145	0.145
 QP40N Bimorphe [Sodano2004]	11.9	30	-	6.1	-

Tableau 1.5 – Caractéristiques de générateurs piézoélectriques de type poutre encastrée-libre de différentes natures

D'une manière générale, les matériaux composites employés sont encore en développement et cherchent à proposer une solution alliant la flexibilité des polymères et les performances des céramiques, par exemple les composites PDMS/PZT [Babu2014a, Babu2014b] ou encore le P(VDF-TrFE)/BT NPs [Siddiqui2015].

Les solutions employant des matériaux de la famille des céramiques piézoélectriques proposent des densités de puissances plus élevées grâce à un couplage intrinsèque du matériau plus important. En revanche, les structures sont souvent rigides et les éléments piézoélectriques ne sont pas forcement sollicités de manière optimale, ne permettant pas de maximiser le couplage électromécanique de la structure. Le couplage électromécanique des oscillateurs est identifié en comparant la quantité d'énergie extérieure transformée en énergie élastique dans la structure considérée. Une structure, dont la zone élastique se déforme de manière hétérogène, exploitera moins bien l'énergie qui lui est apportée que pour des déformations homogènes. Les oscillateurs "classiques", comme les poutres encastrées-libres, ont généralement un couplage mécanique faible car les contraintes sont inégalement réparties. La zone proche de l'encastrement subit de fortes déformations alors que l'extrémité libre en est dépourvue. Les polymères électroactifs ont un couplage naturellement faible mais correctement exploité dans une structure, comme le montre Jiang *et al.*, il est possible d'obtenir des puissances exploitables par un capteur communicant.

Structures et fonctionnements plus complexes

Des générateurs aux structures plus complexes existent. L'intérêt d'augmenter la complexité de la structure est de venir exploiter des phénomènes mécaniques comme les non-linéarités ou des interactions avec d'autres éléments. Des structures aux géométries simples peuvent être employées, comme les membranes, couramment utilisées dans les systèmes mécaniques. Le tableau 1.6 répertorie quelques exemples [Liu2014, Gu2011, Minazara2006, Chen2012].

Liu *et al.* [Liu2014] proposent d'exploiter un comportement non linéaire bistable afin d'augmenter la bande passante et d'utiliser les avantages d'une telle structure. Les passages d'un point stable à l'autre engendrent de grands déplacements convertis par un empilement d'éléments PZT (stack piézoélectrique) en énergie électrique. Les grands déplacements et les vibrations hautes fréquences suivant chaque saut assurent une puissance importante.

Gu *et al.* [Gu2011] proposent une autre structure nommée "Frequency-up" qui consiste à exploiter les déplacements basses fréquences d'un oscillateur principal dans le but d'apporter de l'énergie mécanique sous forme de chocs à des oscillateurs secondaires et ainsi convertir de l'énergie "basse fréquence" en "haute fréquence". Le générateur de Gu est composé de trois poutres encastrées-libres : une en ABS ayant le rôle d'oscillateur principal et deux en PZT constituant les oscillateurs secondaires. La poutre en ABS impacte les deux poutres de PZT à basse fréquence par l'intermédiaire d'une masse sismique. Du fait de la raideur plus importante des poutres de PZT, le choc les excite à haute fréquence. Il est donc possible d'exciter une structure PZT résonante à haute fréquence avec une sollicitation basse fréquence.

L'utilisation de membranes électroactives est également envisagée par Minazara [Minazara2006] et Chen *et al.* [Chen2012]. Dans ces deux cas de figure, les approches sont similaires. Elles consistent à appliquer une force au centre d'une membrane piézoélectrique encastrée sur son pourtour. Les membranes sont en laiton avec une couche de PZT au centre. Minazara applique une force ponctuelle au centre à l'aide d'un transducteur piézoélectrique couplé à une cellule de force. La fréquence de résonance de la membrane est de 1710 Hz car la masse sismique du système est très faible. Dans les travaux de Chen, c'est le système entier qui est sollicité et une masse additionnelle au centre de la membrane permet d'augmenter l'inertie de la structure ce qui engendre une fréquence de résonance plus faible (113 Hz). Ce type de structure peut exploiter un comportement mécanique linéaire et non linéaire pour extraire de l'énergie. La simplicité de la structure permet une miniaturisation aisée.

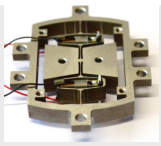
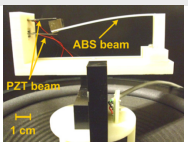
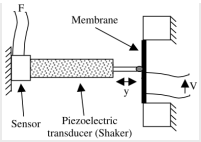
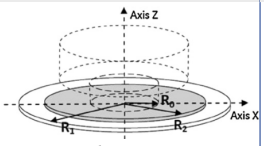
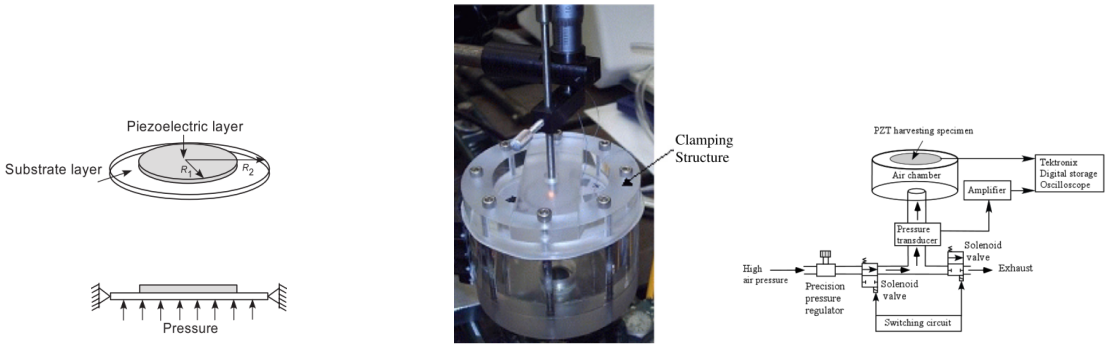
Solutions proposées	P_{max} (mW)	f_0 (Hz)	Acc (g)	DP (mW/cm^3)	DP_{γ^2} (mW/cm^{3}g^2)
 PZT Bistable [Liu2014]	2.6	66	0.6	0.48	1.341
 PZT Frequency-up [Gu2011]	1.5	20	0.4	0.093	0.582
 Membrane PZT [Minazara2006]	1.7	1710	2	15.04	3.76
 Membrane PZT [Chen2012]	12	113	1	122.44	122.44

Tableau 1.6 – Caractéristiques de générateurs piézoélectriques d'architectures complexes

Ces solutions sont capables de fournir une puissance suffisante à l'alimentation d'un nœud de réseaux de capteurs (> 100 µW), pour une accélération et une fréquence disponible dans l'environnement (tableau 1.2), pour la majorité des cas. Ces structures montrent qu'il est envisageable de proposer des structures électromécaniques capables de fournir des niveaux de puissance et de densité de puissance importantes.

Fluctuations de pressions

Les solutions proposées par Minazara et Chen peuvent être adaptées à une sollicitation mécanique proche des vibrations : les fluctuations de pression. Une fluctuation de pression périodique d'un circuit hydraulique ou pneumatique peut être caractérisée par une amplitude et une fréquence. Au lieu d'interagir avec un système mécanique résonant par une force ponctuelle, une pression est exercée. Les membranes s'adaptent parfaitement à ce type de chargement. L'intégralité de la sollicitation est répartie sur la membrane. Lors du chargement, l'intégralité de la membrane est déformée, se traduisant par un couplage mécanique important. En utilisant un matériau piézoélectrique pour ou sur les membranes alors le couplage électromécanique sera de bonne qualité. Il est courant que des fluctuations de pression se manifestent dans les circuits hydrauliques ou pneumatiques. Kim [Kim2005b, Kim2005a] et dans la continuité Mo [Mo2006, Mo2010b, Mo2010a, Mo2014] se sont intéressés à la conversion de l'énergie des fluctuations de pression en énergie électrique. Pour cela, ils utilisent des membranes électroactives (figure 1.13a) placées à l'interface entre une chambre à pression variable et à pression atmosphérique (figure 1.13b et 1.13c). De ce fait, lorsque la pression de la chambre est différente de la pression atmosphérique, la membrane se déforme. La pression est mesurée et régulée (figure 1.13c) et les déplacements du centre de la membrane sont mesurés à l'aide d'un comparateur (figure 1.13b).



(a) Représentation du prototype *(b) Mesure de déplacements* *(c) Architecture du banc test*

Figure 1.13 – Générateur et mise en oeuvre sur banc de mesure sous pression (Kim, Mo et al.)

Dans les travaux [Kim2005b, Kim2005a, Mo2006, Mo2010b, Mo2010a], les membranes sont des buzzers piézoélectriques. Des études sur l'influence de la géométrie des électrodes et du volume de matériaux actifs ont été réalisées. L'ordre de grandeur de l'énergie disponible est de 100 µW pour une différence de pression de 5330 Pa à une fréquence de 1 Hz. En utilisant les travaux précédents, Mo *et al.* ont pu transposer les modèles à des simulations sur des membranes polymères en PVDF [Mo2014]. La souplesse du matériau permet de soumettre la membrane à des pressions suffisamment importantes pour pouvoir solliciter les membranes en tension mécanique (comportement non linéaire) afin d'exploiter les non-linéarités mécaniques. De ce fait, la structure est capable de produire 0.24 µW pour une épaisseur de membrane de 52 µm.

Ce principe peut être utilisé dans la récupération d'énergie vibratoire. Les techniques et solutions présentées précédemment ont permis d'initier les travaux de recherche présentés dans ce manuscrit, faisant l'état du fonctionnement et des performances d'une solution appelée "Hybrid Fluid Diaphragm" (HFD). Cette dernière s'appuie sur des membranes électroactives soumises à des variations de pressions.

1.3 L'Hybrid Fluid Diaphragm (HFD)

Formosa *et al.* [Formosa2013] proposent une approche différente de l'oscillateur mécanique : l'Hybrid Fluid Diaphragm (HFD). Nous avons montré que les générateurs inertiels actuels exploitaient généralement les mouvements d'une masse sismique solide. Les travaux de Formosa *et al.* proposent l'utilisation d'un fluide en tant que masse sismique. Ces travaux montrent la diminution drastique de la fréquence de résonance d'une telle structure en comparaison d'une membrane classique seule. Les travaux présentés dans ce manuscrit consistent à intégrer à l'oscillateur imaginé par Formosa *et al.*, une conversion électromécanique afin d'exploiter l'HFD comme récupérateur d'énergie vibratoire et obtenir un générateur basse fréquence.

1.3.1 Le concept

La figure 1.14 détaille cette structure originale composée d'un fluide incompressible encapsulé entre deux fines membranes. Le fluide a une fonction inertielle tandis que les membranes assurent le rôle de raideur du système résonant. Les mouvements de fluide le long de l'axe $\vec{e}_z$ créent des variations de pressions contraignant les membranes à se déformer. L'apport en énergie cinétique du fluide n'est pas linéairement réparti sur le rayon et dépend de la position de la particule de fluide le long de l'axe $\vec{e}_r$. Le centre de la membrane se déplacera fortement, alors qu'à proximité de la frontière du corps rigide, les déplacements seront quasi inexistants. L'HFD voit l'intégralité de ses membranes se déformer, de manières non uniformes, lui procurant un couplage mécanique très intéressant.

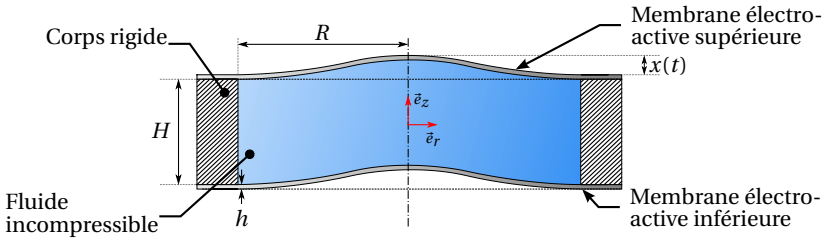


Figure 1.14 – Architecture de l'Hybrid Fluid Diaphragm

En ce qui concerne la conversion en énergie électrique, il est possible d'utiliser les différentes technologies de transducteurs présentées précédemment (section 1.2.2) en relevant plusieurs défis scientifiques et technologiques. Dans ce manuscrit, trois solutions sont étudiées : deux solutions exploitant la piézoélectricité directe et une solution électromagnétique détaillée en annexe A. Les deux structures piézoélectriques appelées "Piezoelectric Hybrid Fluid Diaphragms" (PHFDs) voient leurs conceptions adaptées aux comportements mécaniques à exploiter. En effet, le premier générateur au design simple tend à exploiter un comportement non linéaire issu de la tension mécanique des membranes. Le second, au design plus complexe, maximisera l'exploitation du comportement linéaire issu de la flexion des membranes. La solution électromagnétique appelée "ElectroMagnetic Hybrid Fluid Diaphragm" (EMHFD) exploite un comportement mécanique linéaire et propose une solution afin d'augmenter la densité de puissance malgré de faibles déplacements relatifs de l'élément magnétique par rapport aux bobinages.

1.3.2 Les enjeux et verrous

Un des principaux enjeux des travaux présentés dans ce manuscrit est de diminuer drastiquement la fréquence de résonance d'un oscillateur électromécanique afin de se rapprocher des fréquences disponibles dans l'environnement, généralement inférieures à 200 Hz (tableau 1.2). Le fait de diminuer fortement cette fréquence de résonance permet d'obtenir une solution potentiellement miniaturisable.

Le verrou scientifique majeur est imputé à la maîtrise du comportement électromécanique afin d'anticiper le fonctionnement d'un générateur aux caractéristiques définies préalablement. Cette approche doit tenir compte de comportements réels et identifiés afin de proposer une modélisation fiable prenant en compte le couplage électromécanique ainsi que les interactions fluide/structure.

Les verrous technologiques de ce type de structures sont principalement la maîtrise de la forme des membranes ainsi que la garantie d'une étanchéité au montage et en fonctionnement. Pour le premier point, la maîtrise de la forme des membranes permet d'être en accord avec les hypothèses de modélisation. Le montage des membranes est crucial au fonctionnement de l'HFD. Une membrane fripée, ondulée ou encore bombée par une surpression dans le fluide lors de l'assemblage ne permettra pas de comparer avec exactitude le comportement mécanique simulé et expérimental.

Pour le second point, garantir l'étanchéité revient à s'assurer qu'il y ait une absence totale de gaz dans le fluide afin de conserver son comportement incompressible et le comportement dynamique associé. La présence de bulles d'air ou d'autres gaz dans l'enceinte de confinement du fluide apporte au système une raideur supplémentaire et un comportement mécanique plus complexe et difficilement maîtrisable, se traduisant par une augmentation de la fréquence de résonance et une diminution de l'amplitude de déplacement. Dans le cas d'un défaut d'étanchéité, où seul le fluide s'extrait de son confinement, les membranes sont déformées et deviennent concaves, ce qui revient à ne pas maîtriser la forme des membranes.

La levée de ces verrous est indispensable à la maîtrise de ces systèmes. Une fois maîtrisés, il est alors envisageable d'utiliser les modèles développés comme des outils de conception dans l'optique de proposer des structures optimisées.

1.3.3 Objectifs applicatifs

Au vu des informations précédentes, ces travaux proposent d'explorer de nouvelles structures électromécaniques pour la récupération d'énergie vibratoire afin d'alimenter un nœud de capteur autonome communicant. Pour une application de type industrielle, la source d'excitation des générateurs doit avoir comme caractéristiques une fréquence inférieure à 200 Hz (idéalement 100 Hz) pour une amplitude d'accélération de 10 m/s^2. Ceci correspond aux sources de vibration disponibles sur des machines-outils (tableau 1.2). La fréquence de résonance de la structure doit correspondre au spectre de l'excitation afin de maximiser l'extraction de l'énergie disponible dans son environnement de fonctionnement. La puissance produite par le générateur doit être compatible avec l'alimentation d'un capteur autonome communicant soit de quelques microwatts à un milliwatt. Les chapitres suivants tenteront de répondre aux objectifs en levant les différents verrous grâce aux avantages apportés par l'utilisation de l'"Hybrid Fluid Diaphragm" dans ce cadre de recherche.

2

Modélisation électromécanique de l'HFD

Sommaire

2.1 Introduction 28
2.2 Modélisation analytique : Modèle mécanique 28
2.2.1 Hypothèses de modélisation 28
2.2.2 Solution mécanique : Approche quasi-statique 29
2.2.3 Équations de fluide 29
2.2.4 Équilibre dynamique global : Modèle à constantes localisées 31
2.3 Modélisation numérique : Méthode des éléments finis 35
2.3.1 Membranes circulaires 35
2.3.2 Intégration des pré-tensions 37
2.3.3 Résonateur inertiel HFD 38
2.4 Résultats des simulations : Résonateur inertiel 39
2.4.1 Comportements mécaniques et confrontations 39
2.4.2 Choix de modélisation 41
2.5 Modélisation analytique : Modèles électromécaniques 41
2.5.1 Prise en compte des effets piézoélectriques 41
2.5.2 Exploitation des non-linéarités mécaniques : Tension mécanique 42
2.5.3 Exploitation des linéarités mécaniques : Flexion 46
2.6 Simulations : Générateur piézoélectrique monomorphe 51
2.6.1 Comportements mécaniques 52
2.6.2 Comportements électriques 53
2.6.3 Puissances estimées 55
2.6.4 Analyse et conclusion 57
2.7 Simulations : Générateur piézoélectrique bimorphe 59
2.7.1 Comportements mécaniques et électriques 60
2.7.2 Puissances estimées 61
2.7.3 Analyse et conclusion 61
2.8 Conclusion 62

2.1 Introduction

Ce chapitre présente la construction d'un modèle électromécanique complet permettant l'étude du fonctionnement d'un générateur inertiel piézoélectrique basse fréquence pour la récupération d'énergie vibratoire. En premier lieu, une structure de résonateur inertiel utilisant l'architecture, présentée dans le chapitre précédent, est modélisée. Deux méthodes de modélisation (analytique et numérique) ont été testées et comparées. Puis, deux générateurs inertiels piézoélectriques exploitant des sollicitations mécaniques différentes (flexion et tension mécanique des membranes) ont été modélisés. Ces modèles permettent la compréhension du comportement mécanique et électrique afin de déterminer les performances des structures.

2.2 Modélisation analytique : Modèle mécanique

La première étape est la modélisation mécanique qui ne prend pas en compte la transduction électromécanique. La réalisation de ce modèle conduit vers la validation de l'idée principale : une structure résonant à basse fréquence pour des niveaux d'accélérations acceptables, définis dans le chapitre précédent. La modélisation d'un résonateur utilisant l'architecture HFD permet de prédire le comportement mécanique de celui-ci. Ce modèle sera l'outil de conception capable de réaliser des résonateurs et des générateurs dimensionnés en fonction d'objectifs ciblés.

2.2.1 Hypothèses de modélisation

Le modèle analytique s'inspire des travaux déjà réalisés par l'équipe de recherche au laboratoire SYMME [Formosa2013]. Basé sur la méthode de Ritz, elle conduit à une solution approximée des équations de la mécanique et du fluide afin d'obtenir un modèle d'interactions fluide/structure. D'un point de vue mécanique, le premier mode de vibration de l'HFD est considérablement plus faible que la fréquence de résonance d'une membrane seule. Par conséquent, le comportement quasi statique de la membrane peut être utilisé pour approximer la solution à la place de son comportement dynamique ce qui simplifie la modélisation. La modélisation s'appuie sur les hypothèses listées ci-dessous :

- Les membranes sont encastrées sur leurs pourtours
- Les membranes sont cylindriques et leurs comportements sont élastiques
- Les membranes sont de même nature et géométrie
- Les membranes sont soumises à de grandes déformations
- Les membranes sont modélisées en contraintes planes
- Les contraintes de cisaillement sont négligées
- Le fluide est non visqueux et incompressible
- Les mouvements de fluide sont irrotationnels
- Les études sont réduites à des mouvements axialement symétriques
- Les mouvements des deux membranes sont en phase
- Les effets dus à la constante gravitationnelle sont négligés

2.2.2 Solution mécanique : Approche quasi-statique

Les déplacements transverses et radiaux d'une membrane en grandes déformations s'écrivent sous la forme de la solution quasi statique d'une membrane soumise à une pression uniforme [Timoshenko1959].

$$\begin{aligned} w(t,r) &= x(t)\,w_s(r) = x(t)\left(1-\left(\frac{r}{R}\right)^2\right)^2 \\ u(t,r) &= x(t)^2 u_s(r) = x(t)^2 \frac{r\,(R-r)}{126R^3}\left((179-89\nu)+\frac{3}{R}\,(-79+13\nu)\,r\right) \end{aligned} \tag{2.1}$$

$w(t,r)$ représente la déflexion des membranes portée par l'axe vertical $\vec{e}_z$ et $u(t,r)$ le déplacement radial porté par $\vec{e}_r$. $x(t)$ est le déplacement vertical maximum du centre d'une membrane par rapport au pourtour encastré.

2.2.3 Équations de fluide

La mise en équation du mouvement du fluide est nécessaire à la détermination de la pression dynamique exercée sur les membranes. Les mouvements du fluide étant irrotationnels, la vitesse d'un point du fluide par rapport à son repère fixe est notée $\vec{V}_f(t,r,z)$. La relation qui relie la vitesse au potentiel de vitesse $\psi(t,r,z)$ est :

$$\vec{V}_f(t,r,z) = \vec{\nabla}\psi(t,r,z) \tag{2.2}$$

Où $\vec{\nabla}$ étant l'opérateur gradient.

Un régime forcé de vibration induit une vitesse verticale de l'ensemble de la structure $\vec{V}_{mec}(t)$. En prenant en compte cette vitesse et les mouvements relatifs de faibles amplitudes du fluide par rapport au corps de l'HFD, un nouveau potentiel de vitesse $\phi(t,r,z)$ peut être défini par :

$$\vec{V}_f(t,r,z) = \vec{V}_{mec}(t) + \vec{\nabla}\phi(t,r,z) = \vec{\nabla}\psi(t,r,z) = \vec{\nabla}(V_{mec}(t)z + \phi(t,r,z)) \tag{2.3}$$

L'équation d'équilibre du fluide est déterminée par :

$$\vec{\nabla}^2\phi(t,r,z) = 0 \;\forall\; r \in [0,R] \;\; et \;\forall\; z \in \left[-\frac{H}{2},\frac{H}{2}\right] \tag{2.4}$$

Où $\vec{\nabla}^2$ est l'opérateur de Laplace.

Basée sur la solution de l'équation transcendantale (équation 2.4), la forme générale du premier mode de fluide est :

$$\phi_g(t,r,z) = \sum_{j=1}^{N} (C_j(t)\sinh(k_j z))J_0(k_j r) \tag{2.5}$$

N correspond au nombre de solutions retenues, $J_0(k_j r)$ est la fonction de Bessel de première espèce et k_j est la $j_{ième}$ racine de l'équation 2.4.

$C_j(t)$ dépend de la vitesse du centre de la membrane $\dot{x}(t)$.

Les conditions aux limites du problème de fluide sont exprimées par :

$$\begin{aligned} &\vec{V}_f.\vec{e}_r = 0, \; pour \; r = R \; et \; \forall \; z \in \left[-\frac{H}{2},\frac{H}{2}\right] \\ &\vec{V}_f.\vec{e}_z = \left(\frac{d\vec{w}(t,r,z)}{dt} + V_{mec}(t)\right).\vec{e}_z, \; pour \; z = \pm\frac{H}{2} \; et \; \forall \; r \in [0,R] \end{aligned} \tag{2.6}$$

La vitesse du fluide est alors nulle à la frontière du corps rigide sur l'intégralité de la hauteur. En utilisant l'équation 2.1 et l'équation 2.3, ces conditions aux limites peuvent être réécrites :

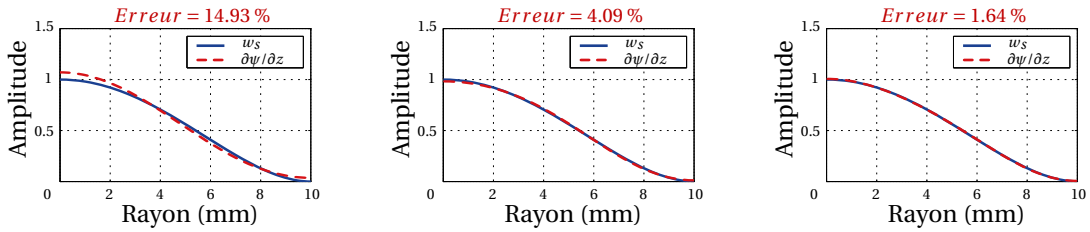
$$\frac{\partial \phi}{\partial r} = 0,\ pour\ r = R\ et\ \forall\ z \in \left[-\frac{H}{2}, \frac{H}{2}\right] \tag{2.7a}$$

$$\frac{\partial \phi}{\partial z} = \dot{x} w_s(r),\ pour\ z = \pm\frac{H}{2}\ et\ \forall\ r \in [0, R] \tag{2.7b}$$

Pour développer une solution de l'équation 2.7, nous définissons une nouvelle fonction $\tilde{\phi}(t,r,z) = C_0(t) + \phi(t,r,z)$ et nous l'intégrons sur le volume de fluide. Ainsi :

$$-\int_{-\frac{H}{2}}^{\frac{H}{2}} \int_0^R \left(\frac{\partial \phi}{\partial r}\frac{\partial \tilde{\phi}}{\partial r} + \frac{\partial \phi}{\partial z}\frac{\partial \tilde{\phi}}{\partial z}\right) r\,dr\,dz + 2\int_0^R \dot{x} w_s(r) \tilde{\phi}\left(R, \frac{H}{2}\right) r\,dr = 0\ \ \forall\ C_i,\ i = 0..N \tag{2.8}$$

Les coefficients C_i sont déterminés afin de satisfaire l'équation 2.8. N est choisi de façon à ce que la correspondance des conditions aux limites aux frontières des membranes (équation 2.7b) soit obtenue. La figure 2.1 montre l'évolution de l'écart entre les conditions aux limites (équation 2.7b) en fonction de N. La correspondance est considérée comme acceptable lorsque la solution de l'équation de fluide est composée de trois modes ($N = 3$) (figure 2.1c).



(a) $N = 1$ *(b)* $N = 2$ *(c)* $N = 3$

Figure 2.1 – Comparaison entre w_s et $\frac{\partial \psi}{\partial z}$ à différentes valeurs de N et calcul de l'erreur relative par rapport à w_s

La pression du fluide peut être exprimée en utilisant l'équation d'écoulement non permanent de Cauchy Lagrande :

$$\rho_f \frac{\partial \psi}{\partial t} + \frac{1}{2}\rho_f {V_f}^2 + p = constante \tag{2.9}$$

Où ρ_f est la densité du fluide. En considérant V_{mec} comme la vitesse de l'excitation du système, nous pouvons adimensionner certains termes selon le tableau 2.1.

Attribut	Longueur		Temps	Potentiel de vitesse
Variable	r	z	t	ϕ
Valeur de référence	R	H	$\frac{V_{mec}}{h}$	hV_{mec}
Variable adimensionnée	$r^* = \frac{r}{R}$	$z^* = \frac{z}{H}$	$t^* = \frac{ht}{V_{mec}}$	$\phi^* = \frac{\phi}{hV_{mec}}$

Tableau 2.1 – Définition des variables adimensionnées

En développant l'équation 2.9 grâce à l'équation 2.3 et aux variables adimensionnées décrites dans le tableau 2.1, on obtient la relation suivante :

$$\rho_f\left(\frac{\partial\phi^*}{\partial t^*}+\dot{V}_{mec}\frac{Hz^*}{h^2}\right)+\frac{1}{2}\rho_f\left(\left(\frac{V_{mec}}{R}\frac{\partial\phi^*}{\partial r^*}\right)^2+\left(\frac{V_{mec}}{H}\frac{\partial\phi^*}{\partial z^*}\right)^2+\frac{V_{mec}^2}{h^2}\right)+\frac{p}{h^2}=constante \quad (2.10)$$

En considérant les dimensions de la structure et l'équation 2.10, les termes du premier et second ordre $\left(\frac{\partial\phi}{\partial r}\right)^2$ et $\left(\frac{\partial\phi}{\partial z}\right)^2$ sont négligeables. À la limite du domaine étudié ($r=R$), la constante est nulle, ce qui permet finalement d'écrire l'équation de la pression généralisée :

$$p=-\rho_f\left(\frac{\partial\phi}{\partial t}+\dot{V}_{mec}z\right)-\frac{1}{2}\rho_f {V_{mec}}^2 \quad (2.11)$$

La combinaison du mouvement global du fluide (V_{mec}) et des perturbations locales est définie par l'équation 2.11. Le mouvement global de la structure agit comme une force de flottabilité sur les membranes.

2.2.4 Équilibre dynamique global : Modèle à constantes localisées

Équations constitutives

Les équations d'équilibre dynamique sont obtenues par approche énergétique appliquée à chaque membrane. Ceci permet d'exprimer l'énergie potentielle élastique et le travail du fluide. Les effets dus à la constante gravitationnelle sont négligés. Les équations constitutives d'une membrane (équation 2.12) mettent en évidence les relations entre les contraintes (radiale σ_r et orthoradiale σ_θ) et les déformations (ε_r et ε_θ).

$$\begin{aligned}\sigma_r&=\frac{E}{1-\nu^2}(\varepsilon_r+\nu\varepsilon_\theta)\\ \sigma_\theta&=\frac{E}{1-\nu^2}(\varepsilon_\theta+\nu\varepsilon_r)\end{aligned} \quad (2.12)$$

Les déformations peuvent être exprimées par le comportement linéaire de flexion et non linéaire de tension [Haterbouch2005]. Ainsi :

$$\begin{aligned}\varepsilon_r&=\varepsilon_{rL}+\varepsilon_{rNL}\\ &=-x(t)z\frac{d^2w_s}{dr^2}+x^2(t)\left(\frac{du_s}{dr}+\frac{1}{2}\left(\frac{dw_s}{dr}\right)^2\right)\\ \varepsilon_\theta&=\varepsilon_{\theta L}+\varepsilon_{\theta NL}\\ &=-x(t)\frac{z}{r}\frac{dw_s}{dr}+x^2(t)\frac{u_s}{r}\end{aligned} \quad (2.13)$$

L'énergie totale des déformations mécaniques d'une membrane est alors :

$$\begin{aligned}E_{totale}&=\frac{1}{2}(\sigma:\varepsilon)\\ &=\frac{1}{2}(\sigma_r\varepsilon_r+\sigma_\theta\varepsilon_\theta)\\ &=\frac{1}{2}\frac{E}{1-\nu^2}\left(\varepsilon_r^2+2\nu\varepsilon_r\varepsilon_\theta+\varepsilon_\theta^2\right)\end{aligned} \quad (2.14)$$

Énergies mécaniques

En développant E_{totale}, il est possible de dissocier les termes linéaires et non linéaires afin d'obtenir, après intégration sur le volume d'une membrane, les énergies mécaniques de flexion (E_{mecF}) et de tension (E_{mecT}). Le système final étant composé de deux membranes identiques, les énergies de déformations sont alors deux fois plus importantes. Les énergies mécaniques s'expriment de la manière suivante :

$$\begin{aligned} E_{mecF} &= \frac{1}{2}\frac{E}{1-\nu^2}\int_0^R\int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}}\int_0^{2\pi} 2(\varepsilon_{rL}^2 + 2\nu\varepsilon_{rL}\varepsilon_{\theta L} + \varepsilon_{\theta L}^2) r dr dz d\theta \\ &= \frac{1}{2}x^2 4\pi D_F \int_0^R \left(\left(\frac{d^2w_s}{dr^2}\right)^2 + \frac{1}{r^2}\left(\frac{dw_s}{dr}\right)^2 + \frac{2\nu}{r}\frac{dw_s}{dr}\frac{d^2w_s}{dr^2}\right) r dr \\ &= \frac{1}{2}kx^2 \end{aligned} \tag{2.15}$$

$$\begin{aligned} E_{mecT} &= \frac{1}{2}\frac{E}{1-\nu^2}\int_0^R\int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}}\int_0^{2\pi} 2(\varepsilon_{rNL}^2 + 2\nu\varepsilon_{rNL}\varepsilon_{\theta NL} + \varepsilon_{\theta NL}^2) r dr dz d\theta \\ &= \frac{1}{2}x^4 4\pi D_T \int_0^R \left(\left(\frac{du_s}{dr} + \frac{1}{2}\left(\frac{dw_s}{dr}\right)^2\right)^2 + 2\nu\left(\frac{du_s}{dr} + \frac{1}{2}\left(\frac{dw_s}{dr}\right)^2\right)\left(\frac{u_s}{r}\right) + \left(\frac{u_s}{r}\right)^2\right) r dr \\ &= \frac{1}{2}bx^4 \end{aligned} \tag{2.16}$$

Les termes linéaires et non linéaires croisés s'annulent lors de l'intégration sur l'épaisseur de la membrane. $D_F = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)}$ est la rigidité flexionnelle et $D_T = \frac{Eh}{(1-\nu^2)}$ est la rigidité en tension de la membrane.

Le paramètre k, déterminé par l'équation 2.15, correspond à la raideur de flexion des membranes et le paramètre b, déterminé par l'équation 2.16, correspond à la raideur non linéaire d'une membrane.

Afin de prendre en compte la pré-tension des membranes dans le modèle, des contraintes additionnelles sont ajoutées. Elles sont induites par un déplacement radial u_0 appliqué sur le pourtour des membranes. Les contraintes radiales et azimutales induites par la pré-tension sont :

$$\sigma_{r0} = \sigma_{\theta 0} = \frac{E}{1-\nu}\frac{u_0}{R} \tag{2.17}$$

L'énergie potentielle issue de la pré-tension se formule alors par :

$$\begin{aligned} E_{mec0} &= \frac{1}{2}\int_0^R\int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}}\int_0^{2\pi} 2(\sigma_{r0}\varepsilon_{rNL} + \sigma_{\theta 0}\varepsilon_{\theta NL}) r dr dz d\theta \\ &= \frac{1}{2}\frac{E}{1-\nu}\frac{u_0}{R}\int_0^R\int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}}\int_0^{2\pi} 2(\varepsilon_{rNL} + \varepsilon_{\theta NL}) r dr dz d\theta \\ &= \frac{1}{2}x^2 4\pi \frac{E}{1-\nu}\frac{u_0}{R}\int_0^R \left(\frac{du_s}{dr} + \frac{1}{2}\left(\frac{dw_s}{dr}\right)^2 + \frac{u_s}{r}\right) r dr \\ &= \frac{1}{2}nx^2 \end{aligned} \tag{2.18}$$

Le paramètre n, déterminé dans l'équation 2.18, est la raideur additionnelle en flexion induite par la pré-tension de la membrane. La raideur totale de flexion est alors $k+n$.

Travail du fluide

En utilisant l'équation 2.11 et l'équation 2.1, on peut déterminer le travail du fluide exercé par la pression dynamique :

$$\begin{aligned} W_f &= \int_0^R \int_{-\frac{H}{2}}^{\frac{H}{2}} \int_0^{2\pi} (pw) r dr dz d\theta \\ &= -x 2\pi \rho_f \int_0^R w_s \left(\frac{\partial \tilde{\phi}}{\partial t} - \frac{H}{2} \dot{V}_{mec} + \frac{1}{2} {V_{mec}}^2 \right) r dr \\ &= -x \left(m_{mf} \ddot{x} - m_{tf} \dot{V}_{mec} + \frac{1}{2} \frac{m_{tf}}{H} {V_{mec}}^2 \right) \end{aligned} \tag{2.19}$$

Ce travail peut être vu comme celui d'une force d'inertie dont m_{mf} correspond à la masse associée au mouvement de fluide et m_{tf} est la masse totale en mouvement.

Équations d'équilibre dynamique

Les équations de Lagrange d'un système conservatif permettent d'écrire l'équilibre dynamique du résonateur :

$$\frac{d}{dt} \frac{\partial \mathscr{L}}{\partial \dot{q}} - \frac{\partial \mathscr{L}}{\partial q} = 0 \tag{2.20}$$

Le Lagrangien est composé de l'énergie cinétique et l'énergie potentielle ($\mathscr{L} = E_c - E_p$). Dans notre cas, l'inertie est apportée par l'énergie du travail du fluide et l'énergie potentielle élastique par E_{mecF}, E_{mecT} et E_{mec0}. L'ensemble de ces énergies ne dépend pas de la vitesse du centre de la membrane $\dot{x}$, donc $\frac{\partial \mathscr{L}}{\partial \dot{x}} = 0$. Le calcul du Lagrangien sur le premier degré de liberté mécanique (x) peut s'écrire de la manière suivante :

$$\frac{\partial \mathscr{L}}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} (W_f - E_{mecF} - E_{mecT} - E_{mec0}) = 0 \tag{2.21}$$

En remplaçant W_f, E_{mecF}, E_{mecT} et E_{mec0} par leurs expressions discrètes (équations 2.15, 2.16, 2.18 et 2.19) dans l'équation 2.21, l'équilibre dynamique du système est finalement :

$$m_{tf} \dot{V}_{mec} - m_{mf} \ddot{x} - (k+n)x - 2bx^3 = 0 \tag{2.22}$$

Les dissipations mécaniques intrinsèques au système dynamique dissipatif sont exprimées par un coefficient d'amortissement visqueux (d). En intégrant ces dissipations et en regroupant les termes, on obtient l'équation du comportement mécanique en dynamique de l'HFD :

$$m_{mf} \ddot{x} + d\dot{x} + (k+n)x + 2bx^3 = m_{tf} \dot{V}_{mec} \tag{2.23}$$

Le tableau 2.2 détaille les différents paramètres du modèle, leurs unités et leurs relations avec les paramètres géométriques et matériaux.

Relations complémentaires

En normalisant l'équation 2.23 par la masse de fluide (m_{mf}), on peut définir la pulsation, la fréquence naturelle (ω_0, f_0), l'amortissement en fonction du facteur de qualité mécanique (Q), la pulsation et la fréquence de résonance du premier mode de vibration (ω_1, f_1). On remarque que la fréquence de résonance est toujours strictement inférieure à la fréquence naturelle.

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{k+n}{m_{mf}}} = 2\pi f_0 \tag{2.24}$$

Paramètre	Symbole	Valeur	Unité
Masse inertielle	m_{mf}	$f(\rho, H, R)$	kg
Masse d'excitation	m_{tf}	$\frac{H\pi\rho R^2}{12}$	kg
Raideur naturelle	k	$\frac{32\pi E h^3}{9R^2(1-\nu^2)}$	N/m
Raideur de tension	b	$\frac{\pi E h(7505+4250\nu-2791\nu^2)}{39690R^2(1-\nu^2)}$	N/m^3
Raideur de pré-tension	n	$\frac{4u_0\pi E h}{3R(1-\nu)}$	N/m
Amortissement	d	$\frac{\sqrt{m_{mf}(k+n^*)}}{Q^*}$	Nm/s^2

Tableau 2.2 – Paramètres de modélisation mécanique analytique

$$d = \frac{m_{mf}}{Q}\omega_0 = \frac{\sqrt{m_{mf}(k+n)}}{Q} \tag{2.25}$$

$$\omega_1 = \omega_0\sqrt{1-\left(\frac{1}{2Q}\right)^2} = 2\pi f_1 \tag{2.26}$$

Représentation du modèle mécanique

L'équation 2.23 décrit le comportement mécanique du résonateur inertiel HFD. Le modèle à constantes localisées est schématiquement représenté par la figure 2.2.

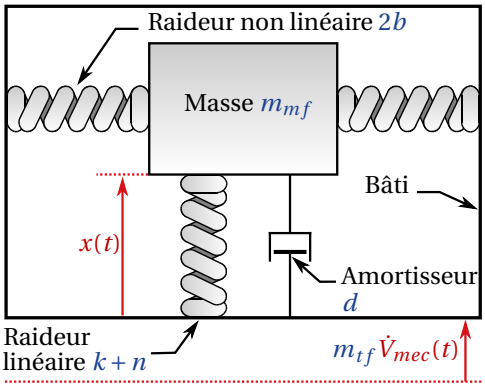


Figure 2.2 – Représentation du modèle mécanique d'un résonateur inertiel HFD

Ce système dynamique peut être assimilé à une masse dynamique (m_{mf}) connectée à un ressort linéaire de raideur $k+n$ (flexion) et à deux ressorts non linéaires de raideur b (tension mécanique) associés aux grandes déformations de la membrane. La force de sollicitation est $m_{tf}\dot{V}_{mec}$, où $\dot{V}_{mec}$ est l'accélération d'excitation subit par la structure complète. Un seul amortisseur (d) représente l'ensemble des pertes mécaniques : les pertes visqueuses des membranes et les dissipations dans le fluide.

Le modèle ne permet pas de quantifier l'amortissement par rapport aux caractéristiques géométriques et matériaux. Ainsi, il est nécessaire d'estimer le facteur de qualité Q expérimentalement (équation 2.25).

De même, la raideur additionnelle réelle est difficilement estimable théoriquement. En supposant la raideur naturelle (k) des membranes et la masse de fluide (m_{mf}) comme identifiées par le modèle et Q expérimentalement, il est possible de quantifier n par l'intermédiaire de l'équation 2.27 :

$$\begin{aligned} n &= m_{mf}\left(\frac{\omega_1}{\sqrt{1-\left(\frac{1}{2Q}\right)^2}}\right)^2 - k \\ &= m_{mf}\omega_0^2 - k \end{aligned} \tag{2.27}$$

2.3 Modélisation numérique : Méthode des éléments finis

La modélisation numérique par méthode des éléments finis a pour objectif de conforter le modèle théorique formulé précédemment. Pour réaliser cette modélisation, nous utilisons le logiciel de calcul par éléments finis ANSYS®. Plusieurs analyses allant de la membrane seule au résonateur inertiel HFD sont réalisées. Ces études permettent de prédire le comportement par analyse modale, ou par analyse harmonique dissipative.

2.3.1 Membranes circulaires

Structures considérées

L'approche 2D axisymétrique permet de réaliser une géométrie extrêmement simple. La membrane est représentée par un parallélogramme rectangle dont l'un des côtés est confondu avec l'axe de symétrie, en l'occurrence l'axe de révolution du disque. Les dimensions de ce rectangle correspondent aux dimensions d'une membrane testée expérimentalement section 3.4.1. La largeur est $R = 10$ mm et la hauteur $h = 127$ µm.

Le matériau modélisé est le Kapton®, il correspond également au matériau utilisé expérimentalement. Il est modélisé comme un matériau élastique aux propriétés suivantes : module d'élasticité $E = 2.5$ GPa, coefficient de Poisson $\nu = 0.34$ et masse volumique $\rho_{Kapton} = 1420\,\mathrm{kg/m^3}$.

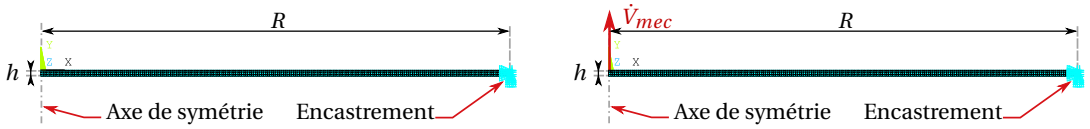
L'élément associé au Kapton® est le PLANE25, élément structurel composé de quatre nœuds dont les degrés de liberté sont adaptés aux études harmoniques axisymétriques en mécanique du solide. Le maillage utilisé est régulier et il est composé de 3 éléments dans la hauteur et de 80 éléments dans la largeur. Ce maillage permet d'obtenir un compromis entre la précision des résultats et le temps de calcul adapté à notre étude.

Analyses et conditions aux limites

Deux analyses ont été effectuées sur cette structure. La première est une analyse modale permettant de déterminer rapidement les fréquences de résonances fondamentales d'une membrane. Les conditions aux limites appliquées sont un encastrement à l'ensemble des nœuds de maillage du segment extérieur (pour $x = R$) et une condition de symétrie aux nœuds du segment intérieur (pour $x = 0$). Les autres nœuds sont libres. La figure 2.3a représente ces conditions de modélisation.

La seconde analyse est harmonique, elle permet également d'identifier les modes fondamentaux, mais aussi de déterminer les amplitudes de déplacement de chacun des nœuds du

maillage à tout instant et à condition d'avoir préalablement défini un amortissement. Nous avons fait le choix de ne pas introduire d'amortissement dans le système, ce qui se traduit par un système conservatif afin de valider la correspondance avec l'analyse modale et de s'affranchir des effets de réduction de la fréquence de résonance induite par l'amortissement (équation 2.26). Les conditions aux limites de l'analyse harmonique conservative sont identiques aux conditions de l'analyse modale (encastrement + symétrie). Une accélération ($Acc = 1$ g) affectée à la structure est observable sur la figure 2.3b. Cette sollicitation est représentée par un vecteur orienté sur l'axe $\vec{Y}$, dont l'origine correspond au repère de la modélisation.



(a) Analyse modale *(b) Analyse harmonique*

Figure 2.3 – Conditions aux limites des analyses

Résultats

Une méthode analytique [Géradin1996], basée sur l'étude dynamique d'un système continu d'une plaque circulaire encastrée sur son pourtour, permet d'établir une approximation de la fréquence des trois premiers modes fondamentaux, de résonance via la relation suivante :

$$\omega_{kn} = c_{kn}^2 \frac{\pi^2}{R^2} \sqrt{\frac{D}{m_s}}$$
$$f_{kn} = \frac{\omega_{kn}}{2\pi} \tag{2.28}$$

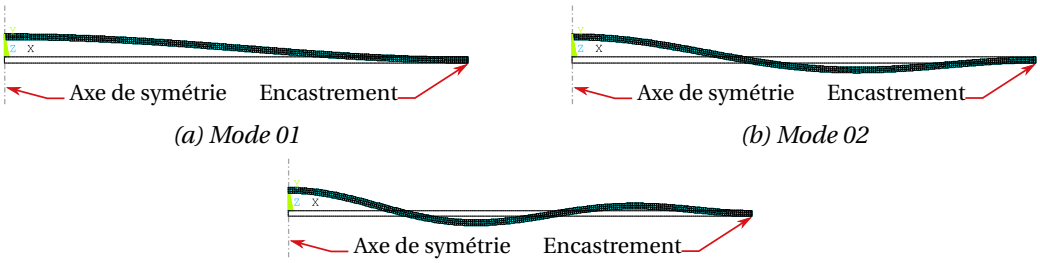
k le numéro du mode orthoradial, qui dans le cas des modes fondamentaux est nul et n est le numéro du mode radial. c_{kn} est une constante associée au numéro de mode ($c_{01} = 1.015$, $c_{02} = 2.007$ et $c_{03} = 3.003$). D est la rigidité flexionnelle de la membrane et m_s la masse surfacique ($\frac{\rho}{h}$).

La résolution des analyses précédentes permet d'obtenir la fréquence des trois premiers modes fondamentaux de vibration d'une membrane encastrée selon deux différentes méthodes. La figure 2.4 représente les trois premiers modes fondamentaux. Les résultats des deux modèles numériques sont confrontés aux solutions approximées dans le tableau 2.3.

Analyse	f_1	f_2	f_3
Approximation [Géradin1996]	837.08 Hz	3272.87 Hz	7327.32 Hz
ANSYS® : Modale	848.34 Hz	3299.41 Hz	7380.92 Hz
ANSYS® : Harmonique	848.33 Hz	3299.40 Hz	7380.91 Hz

Tableau 2.3 – Comparaisons des premiers modes naturels de vibration d'une membrane

L'écart entre les deux simulations ANSYS® sur les trois modes est de 0.01 Hz. Les erreurs relatives des simulations par rapport à l'approximation modale de chaque mode sont respectivement 1.36 %, 0.81 % et 0.073 %. Ces écarts sont faibles et on peut ainsi considérer que les modèles sont validés.



(a) Mode 01 *(b) Mode 02*

(c) Mode 03

Figure 2.4 – Allures des déformées des trois premiers modes fondamentaux de vibrations

2.3.2 Intégration des pré-tensions

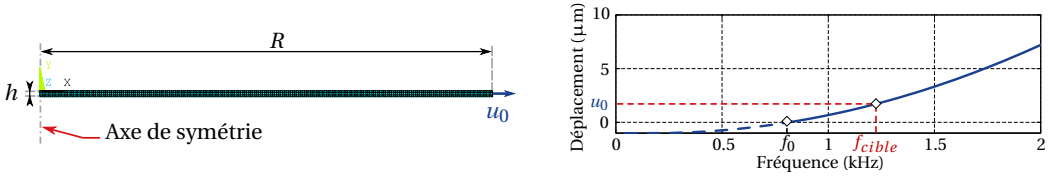
Analyse statique

Lorsqu'une membrane est tendue radialement lors d'un assemblage, sa raideur augmente et intrinsèquement sa fréquence de résonance (équation 2.24). Le modèle analytique mécanique prend en compte cette pré-tension des membranes induite par un faible déplacement radial (équations 2.17 et 2.18). Celle-ci est intégrée dans les modèles numériques par une analyse statique de la membrane soumise à un déplacement radial u_0. La condition de symétrie sur les nœuds du segment central est conservée et l'encastrement des nœuds du segment extérieur est remplacé par une condition de déplacement imposé selon $\vec{X}$ (figure 2.5a).

Une série d'analyses modales pour différents déplacements permet d'établir une loi de comportement polynomiale de degré 3 décrivant ce phénomène (figure 2.5b). Cette loi est la suivante :

$$u_0 = 2.32.10^{-12} f^2 - 8.74.10^{-7} \tag{2.29}$$

Ce polynôme est en accord avec l'équation 2.27, le premier terme dépend de la masse dynamique de la membrane et le second de sa raideur. Cette relation est intégrée au modèle permettant de calculer en interne le déplacement radial de pré-tension nécessaire afin d'obtenir une fréquence de résonance ciblée (f_{cible}). Après activation de l'option "PSTRES" de l'analyse statique, les contraintes de chaque nœud sont stockées afin de les intégrer à l'analyse suivante (modale ou harmonique) en utilisant les conditions aux limites adéquates expliquées précédemment.



(a) Conditions aux limites du calcul statique *(b) Loi de comportement de la pré-tension*

Figure 2.5 – Intégration des pré-tensions d'une membrane

Résultats ciblés

Pour valider cette méthode, une fréquence cible est sélectionnée parmi des résultats expérimentaux. Trois analyses sont confrontées, une analyse modale, harmonique conservatrice et harmonique dissipative. Les analyses harmoniques sont soumises à une accélération de 5 g. L'amortissement de l'analyse harmonique dissipative est déterminé expérimentalement sur le prototype "Kapton®" (facteur de qualité de $Q = 40.91$) et intégré au modèle. L'utilisation de la

loi de comportement permet d'estimer un déplacement de 1.7 µm pour tendre vers une fréquence cible de f_{cible} = 1224.2 Hz (figure 2.5b). Les principaux résultats des simulations sont répertoriés dans le tableau 2.4.

Analyse ANSYS®	f_0 (Hz)	f_1 (Hz)	X_{max} (µm)	Erreur (%)
Modale	1223.20	-	-	0.074
Harmonique conservative	1223.30	1223.21*	-	0.082
Harmonique dissipative	1223.29*	1223.20	19.89	0.074

* Valeurs déterminées par calcul : cf. équation 2.26

Tableau 2.4 – Comparaisons des modélisations avec pré-tension pour une fréquence cible de 1224.2 Hz

Les analyses modales et harmoniques conservatives déterminent seulement la fréquence naturelle (f_0) de la membrane prétendue. L'analyse harmonique dissipative détermine l'amplitude de déplacement de chaque nœud et la fréquence de résonance du premier mode fondamental (f_1). La fréquence naturelle obtenue par ce modèle montre une bonne correspondance avec celle du modèle harmonique conservatif déterminée par le calcul. Les erreurs relatives à la fréquence cible sont négligeables (< 0.1 %), ce qui traduit une bonne correspondance entre les modèles. La justesse de ces résultats permet l'utilisation de cette méthode de prise en compte de la précontrainte dans les membranes pour la modélisation complète du résonateur inertiel HFD.

2.3.3 Résonateur inertiel HFD

Structures considérées

Dans le cas du résonateur inertiel HFD, l'architecture est composée de 3 cylindres de rayon identique (R) superposés de manière à former un empilement membrane/fluide/membrane. L'approche 2D axisymétrique est de nouveau utilisée. L'empilement est représenté par 3 parallélogrammes rectangles, dont un central de hauteur H = 20 mm et les deux autres de hauteurs h = 127 µm (figure 2.6). Les dimensions proviennent également d'une géométrie testée expérimentalement section 3.4.2.

Les propriétés des membranes (matériau et élément) sont identiques à la modélisation précédente. Le fluide utilisé est la glycérine, dont les propriétés sont : module d'élasticité isostatique K_{fluide} = 2.2 GPa ; masse volumique ρ_{fluide} = 1262 kg/m^3 ; viscosité dynamique μ = 1.49 Ns/m^2. La viscosité du fluide contribue à l'amortissement de la structure.

L'élément associé au fluide est FLUID81. C'est un élément similaire au PLANE25 permettant des études harmoniques axisymétriques. Ce type d'élément est composé de quatre nœuds dont les degrés de liberté sont adaptés aux interactions fluide/structure et aux évolutions de pressions. Ces deux types d'éléments sont compatibles pour la modélisation fluide/structure.

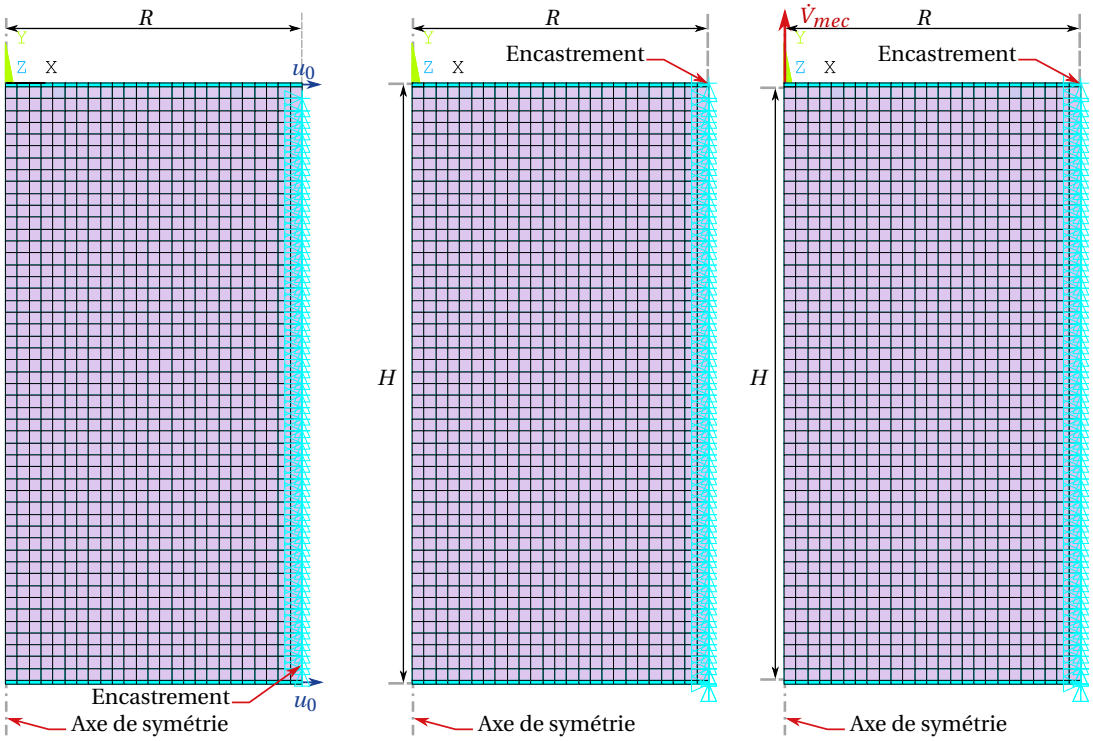
Le maillage des membranes est composé d'un élément dans l'épaisseur et de 25 éléments sur le rayon. Le maillage du fluide est composé de 50 éléments dans la hauteur et de 25 éléments également sur le rayon. De cette manière, les nœuds à l'interface membrane/fluide sont confondus. Le faible nombre d'éléments dans l'épaisseur des membranes contribue à la réduction des temps de calculs et permet d'obtenir davantage d'informations dans le fluide.

Types d'analyses et conditions aux limites

Les calculs sont réalisés suivant les deux analyses effectuées précédemment (modale et harmonique). Dans les deux cas, une pré-étude statique visant à définir les précontraintes dans

les membranes est effectuée. Les conditions aux limites de cette pré-analyse (figure 2.6a) sont similaires aux conditions de la membrane seule. Chacune des membranes est affectée d'un déplacement (u_0) sur les nœuds du segment extérieur qui les compose. Cette affectation peut être indépendante et ainsi gérer une fréquence de résonance propre à chacune des membranes. Les nœuds des segments centraux (membrane et fluide) portent une condition de symétrie. Les nœuds de fluide à l'interface avec la structure rigide sont encastrés ($u_x = u_y = u_z = 0$).

Une fois le calcul statique réalisé, la condition de pré-tension est remplacée par un encastrement. Ainsi, les contraintes dans les membranes sont prises en compte pour l'analyse modale ou l'analyse harmonique. Dans le cas de l'analyse modale (figure 2.6b), l'ensemble des segments extérieurs est encastré et les centraux ont une condition de symétrie. Dans le cas de l'analyse harmonique dissipative (figure 2.6c), les conditions aux limites sont identiques aux conditions précédentes. Une accélération d'axe $\vec{Y}$ appliquée à l'ensemble de l'HFD permet de simuler la sollicitation extérieure.



(a) Statique (pré-tension) *(b) Modale* *(c) Harmonique*

Figure 2.6 – Conditions aux limites selon les analyses

2.4 Résultats des simulations : Résonateur inertiel

2.4.1 Comportements mécaniques et confrontations

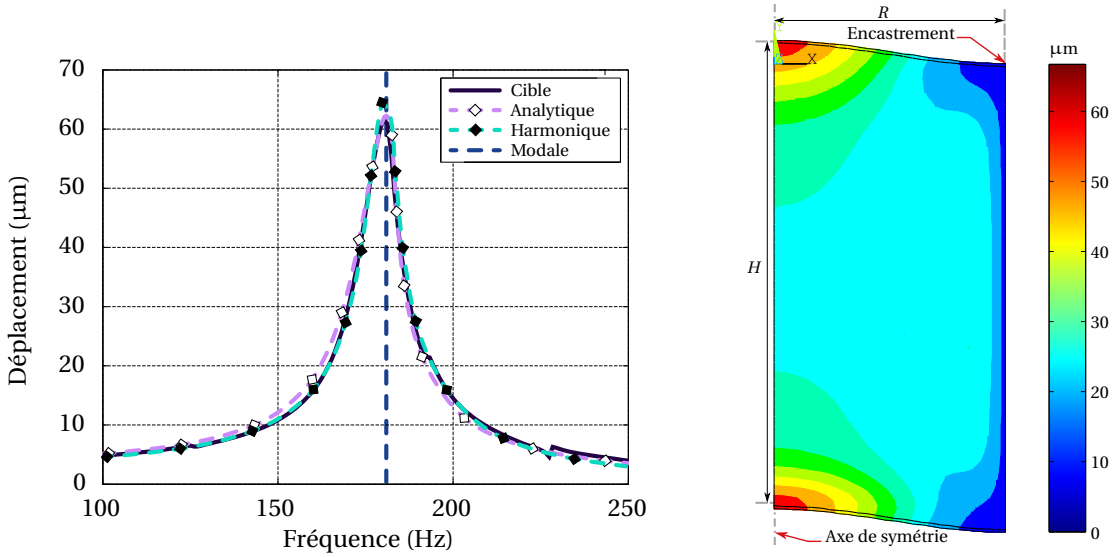
Les résultats expérimentaux de la section 3.4.2 constituent la référence choisie. Celle-ci permet l'étude et la comparaison des différents modèles présentés précédemment. Trois paramètres décrivant la réponse mécanique sont comparés : la fréquence de résonance f ; l'amplitude maximum de déplacement du centre de la membrane X_{max} ; le facteur de qualité Q ; la bande passante mécanique BP_{mec}. La bande passante mécanique est définie comme la plage de fréquence où l'amplitude du centre de la membrane est supérieure à l'amplitude maximale minorée de 3 dB.

Les modèles sont soumis à une accélération de 2 g sur une plage fréquentielle allant de 100 Hz à 250 Hz. La pré-tension des membranes est estimée afin d'obtenir une fréquence de résonance des membranes seules de 1280 Hz et l'amortissement est défini par un facteur de

qualité $Q = 18.68$ (valeur expérimentale).

La figure 2.7a montre la réponse mécanique des différents modèles. Ces résultats sont comparés à une cible de référence issue d'un essai expérimental. Les différents comportements mécaniques sont correctement estimés. En regardant plus précisément les résultats répertoriés dans le tableau 2.5, on s'aperçoit que les erreurs relatives aux données cibles sont acceptables (< 10 %) et confirment la correspondance des modélisations. Le modèle analytique surestime la bande passante mécanique, induisant une diminution du facteur de qualité. Le modèle numérique modal détermine une fréquence naturelle ($f_0 = 180.59$ Hz) légèrement supérieure à la fréquence de résonance du modèle harmonique ($f_1 = 180.57$ Hz), ce qui va dans le sens des effets induits par l'amortissement décrit par l'équation 2.26. Ce modèle, quant à lui, surestime légèrement les déplacements.

Le premier mode de vibration du résonateur HFD est représenté par la figure 2.7b. Cette figure représente les déplacements en tout point selon l'axe $\vec{Y}$ à la fréquence de 180.57 Hz du modèle harmonique. L'allure de la déformée correspond à l'allure issue du modèle analytique, avec une amplitude maximale du centre de la membrane de $X_{max} = 65.72$ µm. La répartition transversale des déplacements dans le fluide n'est pas homogène. Les déplacements les plus importants sont principalement situés au centre de l'HFD à proximité des membranes.



(a) Confrontation des modèles : Centre de la membrane *(b) Modèle harmonique*

Figure 2.7 – Résultats des modélisations : Déplacements selon $\vec{e}_z$

	Analytique		Harmonique		Modale		Valeur
Attribut	Valeur	Erreur (%)	Valeur	Erreur (%)	Valeur	Erreur (%)	Cible
f (Hz)	180.46	0.12	180.57	0.18	180.59	0.19	180.25
X_{max} (µm)	62.47	1.31	65.72	6.58	-	-	61.66
Q	17.99	2.12	18.12	1.41	-	-	18.38
BP_{mec} (Hz)	10.04	2.34	9.99	1.83	-	-	9.81

Tableau 2.5 – Comparaisons des modélisations pour des données cibles

2.4.2 Choix de modélisation

L'objectif principal de la comparaison des différentes modélisations est de sélectionner un modèle capable de définir efficacement un comportement mécanique d'une architecture HFD. Ces modèles valident tous la diminution de la fréquence de résonance. Une membrane préalablement précontrainte, jusqu'à l'obtention d'une fréquence de résonance de l'ordre de 1200 Hz, voit sa fréquence descendre en dessous des 200 Hz lorsqu'elle est intégrée dans une structure HFD pour une géométrie précédemment considérée.

La précision des modèles est acceptable. En revanche, l'analyse modale par éléments finis ne convient pas à notre application par manque d'information sur l'amplitude de déplacement. Cette étude simple reste cependant un bon indicateur sur la fréquence de résonance. Le modèle harmonique dissipatif et le modèle analytique sont plus appropriés, mais quasi-prédictifs. Ils nécessitent des données expérimentales afin de quantifier la pré-tension des membranes (n) et l'amortissement du système Q). Actuellement, le modèle analytique prend en compte les non-linéarités mécaniques contrairement aux modèles éléments finis. Un point technique élimine complètement les modèles éléments finis pour modéliser un générateur inertiel piézoélectrique. Il n'existe pas d'élément 2D axisymétrique ou 3D ayant des degrés de liberté prenant en charge les interactions fluide/structure et piézoélectriques sous le logiciel utilisé. Ces différentes études ont permis une validation du modèle analytique étant le choix de modélisation retenu et adapté pour la suite de ces travaux.

2.5 Modélisation analytique : Modèles électromécaniques

Le modèle électromécanique permet une modélisation complète du générateur en introduisant la transduction électromécanique dans le modèle mécanique de la section 2.2. Pour bénéficier des avantages de la souplesse des films polymères, la transduction électromécanique est assurée par un polymère électroactif piézoélectrique. En revanche, l'inconvénient majeur de ce type de matériau est que leur couplage électromécanique intrinsèque est faible. Cette modélisation permet de prédire le comportement électrique d'un générateur HFD dont les membranes sont soumises à des sollicitations de type flexion ou de type tension mécanique. L'objectif est d'obtenir des outils de conception de générateur HFD piézoélectrique prenant en compte les deux types de sollicitations. Deux modèles analytiques, exploitant chacun un mode de sollicitation, ont été réalisés.

2.5.1 Prise en compte des effets piézoélectriques

Équations constitutives

Les deux modèles électromécaniques utilisent des hypothèses de modélisation identiques à celles présentées dans la section 2.2. Les équations mécaniques et de fluides sont également inchangées. Les équations constitutives piézoélectriques des membranes s'écrivent de la manière suivante [Kim2005a] :

$$\begin{aligned} \sigma_r &= \frac{E}{1-\nu^2}(\varepsilon_r + \nu\varepsilon_\theta - d_{31}E_3(1+\nu)) \\ \sigma_\theta &= \frac{E}{1-\nu^2}(\varepsilon_\theta + \nu\varepsilon_r - d_{31}E_3(1+\nu)) \\ D_3 &= -\frac{E}{1-\nu}d_{31}(\varepsilon_r + \varepsilon_\theta) + \varepsilon_{33}\varepsilon_0 E_3 \end{aligned} \tag{2.30}$$

Ces équations dépendent de deux nouveaux paramètres matériaux : le coefficient diélectrique ε_{33} correspondant à la permittivité dans l'épaisseur de la membrane et le coefficient

piézoélectrique d_{31} correspondant à la capacité à générer des charges électriques perpendiculairement au chargement mécanique (figure 1.12b). Les termes D_3 et E_3 correspondent respectivement au déplacement électrique et au champ électrique. Les déformations sont toujours constituées d'une composante linéaire et d'une composante non linéaire (équation 2.13). L'énergie électromécanique totale des membranes s'exprime alors par :

$$\begin{aligned} E_{totale} &= \frac{1}{2}(\sigma : \varepsilon + D : E) \\ &= \frac{1}{2}(\sigma_r \varepsilon_r + \sigma_\theta \varepsilon_\theta + D_3 E_3) \end{aligned} \tag{2.31}$$

Énergies électriques

Après développement de E_{totale}, il est possible de dissocier les termes mécaniques, piézoélectriques et diélectriques. Les termes mécaniques permettent de déterminer les énergies mécaniques linéaires et non linéaires identiques au résonateur (équation 2.15 et équation 2.16). Les termes piézoélectriques permettent de déterminer l'énergie créée par l'effet piézoélectrique direct lorsque les membranes sont sollicitées en flexion ou en tension mécanique.

$$\begin{aligned} E_{piezo} &= -\frac{1}{2}\frac{E}{1-\nu} d_{31} E_3 \int_\Omega 2(\varepsilon_r + \varepsilon_\theta) d\Omega \\ &= -\frac{1}{2}\frac{E}{1-\nu} d_{31} E_3 \int_\Omega 2(\varepsilon_{rL} + \varepsilon_{\theta L} + \varepsilon_{rNL} + \varepsilon_{\theta NL}) d\Omega \end{aligned} \tag{2.32}$$

Les termes diélectriques permettent de déterminer l'énergie électrique :

$$E_{dielec} = \frac{1}{2}\int_\Omega (\varepsilon_{33}\varepsilon_0 E_3^2) d\Omega \tag{2.33}$$

Selon le type de sollicitations appliquées aux membranes, il est possible d'extraire de l'énergie en exploitant les linéarités ou non-linéarités mécaniques de celles-ci. Ce choix conditionne la manière dont est exploité le volume de matériau électroactif, ce qui influence les limites du volume d'intégration (Ω) afin d'estimer E_{piezo} et E_{dielec}, selon les cas de figure.

2.5.2 Exploitation des non-linéarités mécaniques : Tension mécanique

Énergies piézoélectriques

La solution la plus simple pour extraire de l'énergie est d'utiliser l'intégralité du volume de la zone déformée des membranes. Pour cela, les surfaces libres circulaires des membranes doivent être électrodées. Le volume d'intégration est ainsi défini par rapport à l'axe et à la surface neutre (plan médian entre les deux surfaces libres) des membranes. Le champ électrique est alors $E_3 = \frac{V_{elec}}{h}$. Cette configuration correspond à l'utilisation de membranes dites monomorphes [Li2007].

L'énergie piézoélectrique issue de la flexion est :

$$\begin{aligned} E_{piezoF} &= -\frac{1}{2}\frac{E}{1-\nu} d_{31} \frac{V_{elec}}{h} \int_0^R \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \int_0^{2\pi} 2(\varepsilon_{rL} + \varepsilon_{\theta L}) r\,dr\,dz\,d\theta \\ &= 0 \end{aligned} \tag{2.34}$$

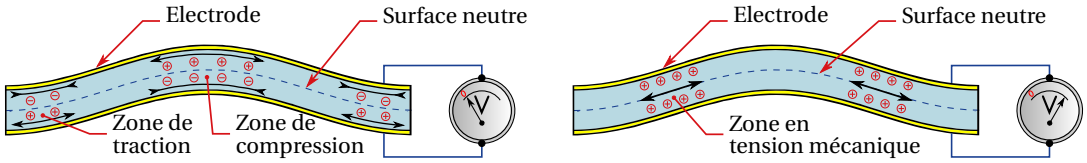
Lors de l'intégration sur l'épaisseur et le rayon, la somme des déformations linéaires est nulle. Cela se traduit par une quantité équivalente de matériaux piézoélectriques en traction et en compression de part et d'autre de la surface neutre et entre le centre de la membrane et son

pourtour. La membrane peut ainsi être décomposée en quatre zones de production de charges électriques qui s'annihilent lors de la flexion créant ainsi une tension nulle. La figure 2.8a représente le principe de flexion dans les membranes, formulé par l'équation 2.34. La flexion ne permet donc pas d'exploiter les linéarités mécaniques afin d'extraire de l'énergie d'une membrane piézoélectrique monomorphe.

En revanche, l'énergie potentielle piézoélectrique issue de la tension mécanique de la membrane est non nulle et s'écrit de la manière suivante :

$$\begin{aligned} E_{piezoT} &= -\frac{1}{2}\frac{E}{1-\nu}d_{31}\frac{V_{elec}}{h}\int_0^R\int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}}\int_0^{2\pi} 2(\varepsilon_{NL}+\varepsilon_{\theta NL})rdrdzd\theta \\ &= -\frac{1}{2}x^2 4\pi\frac{E}{1-\nu}d_{31}V_{elec}\int_0^R\left(\frac{du_s}{dr}+\frac{1}{2}\left(\frac{dw_s}{dr}\right)^2+\frac{u_s}{r}\right)rdr \\ &= \frac{1}{2}\alpha x^2 V_{elec} \end{aligned} \tag{2.35}$$

On peut donc extraire de l'énergie créée par les tensions mécaniques dans le matériau piézoélectrique. Un coefficient électromécanique α peut être défini. Il permet de quantifier le couplage piézoélectrique d'une membrane. Lors d'une oscillation, la membrane est sollicitée deux fois en tensions mécaniques. La fréquence du signal de tension électrique est alors le double de la fréquence de sollicitation. Cette observation est détaillée par la suite. La figure 2.8b représente le principe de tension mécanique dans les membranes, formulé par l'équation 2.35. Ces observations conditionnent un générateur non linéaire mécaniquement soumis à des niveaux d'accélérations suffisamment élevés afin de solliciter les membranes en grandes déformations.



(a) Répartition des charges en flexion *(b) Répartition des charges en tension*

Figure 2.8 – Représentation des différentes sollicitations dans les membranes

Énergie diélectrique

Avec les conditions d'intégration choisies, on peut déterminer l'énergie diélectrique E_{dielec} :

$$\begin{aligned} E_{dielec} &= \frac{1}{2}\int_0^R\int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}}\int_0^{2\pi}(\varepsilon_{33}\left(\frac{V_{elec}}{h}\right)^2)rdrdzd\theta \\ &= \frac{1}{2}V_{elec}^2\frac{\pi\varepsilon_{33}\varepsilon_0 R^2}{h} \\ &= \frac{1}{2}C_0 V_{elec}^2 \end{aligned} \tag{2.36}$$

L'énergie diélectrique est celle d'un condensateur plan à surface circulaire (C_0).

Équations d'équilibre dynamique

Afin de déterminer l'équation d'équilibre dynamique du générateur, nous utilisons l'équation de Lagrange d'un système conservatif (équation 2.20) en prenant en compte l'énergie piézoélectrique et diélectrique [Budinger2004]. L'énergie diélectrique ne dépend pas du déplacement du centre de la membrane ($\partial E_{dielec}/\partial x = 0$). En intégrant E_{piezoT} à l'équation 2.21 du

Lagrangien, l'expression de celui-ci par rapport au premier degré de liberté mécanique (x) peut s'écrire de la manière suivante :

$$\frac{\partial \mathscr{L}}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x}(W_f - E_{mecF} - E_{mecT} - E_{mec0} - E_{piezoT}) = 0 \tag{2.37}$$

Après remplacement par les expressions discrètes (équations 2.15, 2.16, 2.18, 2.19 et 2.35) et la prise en compte de l'amortissement, l'équilibre dynamique de la membrane est :

$$m_{mf}\ddot{x} + d\dot{x} + (k+n)x + 2bx^3 + \alpha x V_{elec} = m_{tf}\dot{V}_{mec} \tag{2.38}$$

Pour déterminer l'équation d'équilibre des charges électriques du générateur piézoélectrique, la méthode du Lagrangien adaptée à une transduction piézoélectrique [Budinger2004] est utilisée en convention générateur. Cela nous donne l'équation de Lagrange d'un système conservatif à constante non nulle pour le premier degré de liberté électrique (V_{elec}) :

$$\frac{d}{dt}\frac{\partial \mathscr{L}}{\partial \dot{V}_{elec}} - \frac{\partial \mathscr{L}}{\partial V_{elec}} = q \tag{2.39}$$

Où q est la charge électrique fournie par le générateur lors de la sollicitation.

L'ensemble des termes mécaniques ne dépend pas de la tension électrique ($\partial/\partial V_{elec}(W_f - E_{mecF} - E_{mecT} - E_{mec0}) = 0$). Le Lagrangien peut s'écrire de la manière suivante :

$$-\frac{\partial \mathscr{L}}{\partial V_{elec}} = -\frac{\partial}{\partial V_{elec}}(E_{dielec} - E_{piezoT}) = q \tag{2.40}$$

En remplaçant dans l'équation 2.40 les termes E_{dielec} et E_{piezoT} par leurs expressions discrètes (équations 2.35 et 2.36), l'équilibre des charges électriques peut s'écrire :

$$\frac{1}{2}\alpha x^2 - C_0 V_{elec} = q \tag{2.41}$$

La dérivée temporelle de l'équation 2.41 permet de faire apparaître le courant électrique :

$$\alpha x\dot{x} - C_0\dot{V}_{elec} = I \tag{2.42}$$

L'intensité du courant fournie par le générateur pourra être exprimée en fonction de la tension aux bornes d'une résistance de charge simplement par la loi d'Ohm ($I = V_{elec}/r_l$).

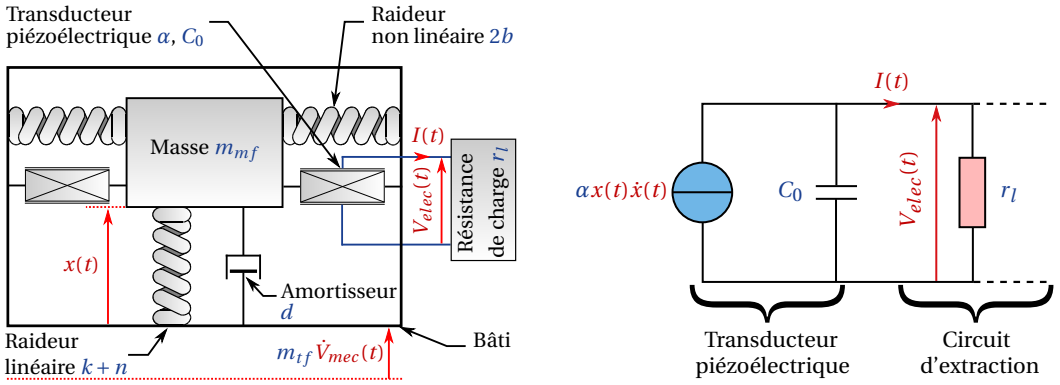
Le tableau 2.6 détaille les nouveaux paramètres du modèle, leurs unités et leurs relations avec les caractéristiques géométriques et matériaux.

Paramètre	Symbole	Valeur	Unité
Coefficient électromécanique	α	$-\frac{4\pi E d_{31}}{3(1-\nu)}$	N/Vm
Capacité électrique	C_0	$\frac{\varepsilon_{33}\varepsilon_0\pi R^2}{h}$	F

Tableau 2.6 – Paramètres de modélisation électromécanique du générateur monomorphe

Représentation électromécanique du générateur HFD piézoélectrique monomorphe

Les équations 2.38 et 2.42 décrivent le comportement d'un générateur inertiel piézoélectrique HFD exploitant les non-linéarités mécaniques pour produire de l'énergie électrique. Ce modèle à constantes localisées est schématiquement représenté par la figure 2.9



(a) Schéma de principe *(b) Schéma électrique équivalent*

Figure 2.9 – Représentation du modèle électromécanique du générateur monomorphe

La schématisation purement mécanique est similaire à celle du résonateur inertiel (figure 2.2). La conversion électromécanique est située en parallèle des ressorts non linéaires comme le montre la figure 2.9a. On observe sur ce schéma que lorsque la masse dynamique effectue une oscillation, les éléments piézoélectriques sont sollicités deux fois, doublant ainsi la fréquence du signal électrique. Ces éléments sont caractérisés par un coefficient électromécanique α et une capacité électrique C_0.

Le schéma électrique équivalent (figure 2.9b) montre que le générateur peut être modélisé comme une source de courant $\alpha x\dot{x}$ proportionnelle au déplacement et à la vitesse du centre de la membrane. Ce générateur est en parallèle avec un condensateur C_0 et une résistance de charge r_l qui "simule" un circuit électronique d'extraction.

Dédoublement fréquentiel

Précédemment, il a été mis en évidence un dédoublement de la fréquence du signal électrique par rapport à la fréquence de sollicitation (figures 2.8b et 2.9a). Ce phénomène est lié au produit de x et $\dot{x}$ formulé dans l'équation 2.42. Dans le cas d'une excitation sinusoïdale à la pulsation ω, le déplacement d'amplitude A et la vitesse d'amplitude $A\omega$ du centre de la membrane peuvent s'écrire de la manière suivante :

$$\begin{aligned} x &= A\sin(\omega t) \\ \dot{x} &= \frac{dx}{dt} = A\omega\sin(\omega t + \frac{\pi}{2}) \end{aligned} \tag{2.43}$$

La différence entre le déplacement (x) et la vitesse ($\dot{x}$) réside dans l'amplitude et dans le déphasage de $\frac{\pi}{2}$. Le produit, des deux relations précédentes définies par l'équation 2.42, donne :

$$\begin{aligned} x\dot{x} &= A^2\omega\sin(\omega t)\sin(\omega t + \frac{\pi}{2}) \\ &= A^2\omega\sin(\omega t)\cos(\omega t) \\ &= \frac{A^2\omega}{2}\sin(2\omega t) \end{aligned} \tag{2.44}$$

Le produit $x\dot{x}$ induit donc un phénomène de dédoublement de la fréquence du signal de tension électrique ($2\omega t$) par rapport au signal d'excitation (ωt). Ce dédoublement fréquentiel influence directement la valeur de la résistance de charge optimale du générateur considéré. Analytiquement, la résistance de charge optimale R_{opti} correspond à $\frac{1}{C_0\omega_{tension}}$ où $\omega_{tension}$ est

la fréquence du signal de tension électrique. Dans le cas du générateur non linéaire, la résistance optimale est donc deux fois moins importante soit $R_{opti} = \frac{1}{C_0 2\omega}$ où ω est la fréquence d'excitation.

2.5.3 Exploitation des linéarités mécaniques : Flexion

Structuration des membranes

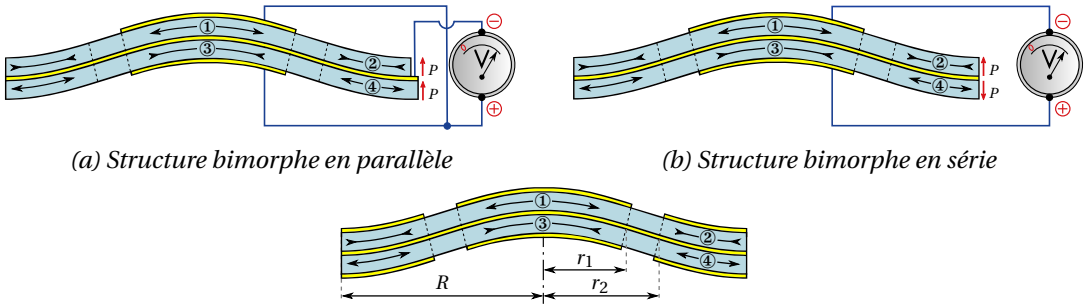
Dans la section précédente, il a été démontré que la structure monomorphe permet d'exploiter l'énergie piézoélectrique disponible lorsque les membranes sont sollicitées en tension mécanique. Il est alors nécessaire de solliciter fortement le générateur, jusqu'à obtenir des grands déplacements du centre de la membrane, pour générer l'énergie électrique.

Afin de pouvoir exploiter des niveaux plus faibles, il est nécessaire d'utiliser l'énergie piézoélectrique disponible lors de la flexion des membranes. Pour cela, une nouvelle démarche de modélisation est présentée. Cette démarche consiste à structurer le volume d'intégration (Ω) des membranes. Les observations précédentes (équation 2.34) soulignent que les membranes sont divisibles en quatre zones de déformation indépendantes où l'énergie électrique est produite. Naturellement, deux zones se distinguent de part et d'autre de la surface neutre. La différenciation de ces deux zones induit l'utilisation de deux membranes superposées avec une électrode centrale, c'est une structure bimorphe classique [Li2007]. Cette structure existe sous deux formes : en parallèle ou en série.

La figure 2.10a représente schématiquement la structure bimorphe en parallèle. Elle est constituée d'un empilement de deux éléments piézoélectriques dont les polarités (P) sont de même direction et de même sens. L'inconvénient d'une telle structure est l'accessibilité de l'électrode centrale. Il est nécessaire de pouvoir la connecter avec l'extérieur pour extraire l'énergie. Les deux électrodes externes, quant à elles, doivent être reliées entre elles. Une différence de potentiel électrique entre l'électrode centrale et les deux électrodes externes connectées est alors existante.

La figure 2.10b représente schématiquement la structure bimorphe en série. Elle est représentée par un empilement de deux éléments piézoélectriques avec leurs polarités (P) de même direction, mais de sens opposé. Ceci permet de s'affranchir d'une connexion supplémentaire entre les deux éléments piézoélectriques, mais nécessite également une électrode commune centrale. Cette dernière solution est retenue pour des raisons pratiques.

Chaque film d'une membrane bimorphe est subdivisé en deux autres zones de déformations. On obtient finalement deux disques centraux et deux anneaux extérieurs, soit quatre zones numérotées de ① à ④ présentées sur la figure 2.10c. Les disques sont caractérisés par un rayon r_1 et les anneaux par un rayon central r_2 et un rayon extérieur R.



(a) Structure bimorphe en parallèle

(b) Structure bimorphe en série

(c) Répartition des électrodes

Figure 2.10 – Représentation des différentes solutions bimorphes

Énergies piézoélectriques

À chaque élément piézoélectrique, on associe une énergie piézoélectrique et diélectrique. L'utilisation d'une structure bimorphe induit une orientation du champ électrique de même sens et de valeur $E_3 = \frac{2V_{elec}}{h}$ par couche de matériau piézoélectrique. L'énergie piézoélectrique de la zone ①, issue de la flexion de la membrane, s'écrit de la manière suivante :

$$\begin{aligned} E_{piezoF①} &= -\frac{1}{2}\frac{E}{1-\nu}d_{31}\frac{2V_{elec}}{h}\int_0^{r_1}\int_0^{\frac{h}{2}}\int_0^{2\pi}2(\varepsilon_L+\varepsilon_{\theta L})rdrdzd\theta \\ &= -\frac{1}{2}x\pi\frac{E}{1-\nu}d_{31}V_{elec}h\int_0^{r_1}\left(-\frac{d^2w_s}{dr^2}-\frac{1}{r}\frac{dw_s}{dr}\right)rdr \\ &= \beta_① x V_{elec} \end{aligned} \tag{2.45}$$

La flexion de la zone ① permet de déterminer un coefficient électromécanique $\beta_①$ qui permet de quantifier le couplage piézoélectrique de cette zone. On peut également déterminer l'énergie piézoélectrique issue de la tension mécanique de cette zone. Un coefficient électromécanique $\alpha_①$ apparaît de la relation suivante :

$$\begin{aligned} E_{piezoT①} &= -\frac{1}{2}\frac{E}{1-\nu}d_{31}\frac{2V_{elec}}{h}\int_0^{r_1}\int_0^{\frac{h}{2}}\int_0^{2\pi}2(\varepsilon_{NL}+\varepsilon_{\theta NL})rdrdzd\theta \\ &= -\frac{1}{2}x^2\pi\frac{E}{1-\nu}d_{31}V_{elec}h\int_0^{r_1}\left(\frac{du_s}{dr}+\frac{1}{2}\left(\frac{dw_s}{dr}\right)^2+\frac{u_s}{r}\right)rdr \\ &= \frac{1}{2}\alpha_① x^2 V_{elec} \end{aligned} \tag{2.46}$$

Énergie diélectrique

L'énergie diélectrique de la zone ① de la membrane peut s'écrire de la manière suivante :

$$\begin{aligned} E_{dielec①} &= \frac{1}{2}\int_0^{r_1}\int_0^{\frac{h}{2}}\int_0^{2\pi}(\varepsilon_{33}\varepsilon_0\left(\frac{2V_{elec}}{h}\right)^2)rdrdzd\theta \\ &= \frac{1}{2}\frac{2\pi\varepsilon_{33}\varepsilon_0 r_1^2}{h}V_{elec}^2 \\ &= \frac{1}{2}C_{0①}V_{elec}^2 \end{aligned} \tag{2.47}$$

L'énergie diélectrique est assimilée à un condensateur plan à la surface circulaire ($C_{0①}$).

Optimisation du couplage

Les rayons optimaux du disque (r_1) et de l'anneau (r_2) sont déterminés par une étude de maximisation du coefficient de couplage électromécanique k^2. Dans le cas d'un comportement électromécanique linéaire avec faible couplage, k^2 est défini de la manière suivante :

$$k^2 = \frac{\beta^2}{kC_0} \tag{2.48}$$

Le coefficient de couplage électromécanique dépend de la raideur k, du coefficient électromécanique β et de la capacité électrique C_0 du système. En utilisant les équations 2.15, 2.45 et 2.47, on peut déterminer le k^2 de la zone centrale ①. Le couplage du disque central est alors

défini en fonction de r_1, R et des paramètres matériaux. En cherchant les optimums locaux de $\frac{dk^2_①}{dr_1} = 0$, on peut extraire une relation entre r_1 et R afin de maximiser le couplage :

$$\frac{dk^2_①}{dr_1} = \frac{d}{dr_1}\left(\frac{\beta^2_①}{kC_{0①}}\right) = \frac{9Ed^2_{31}(1+\nu)(R^4 - 4R^2r_1^2 + 3r_1^4)r_1}{4\varepsilon_{33}\varepsilon_0(1-\nu)R^6} = 0$$
$$pour\ r_1 = \left\{0\ ;\ R\sqrt{\frac{1}{3}}\ ;\ R\right\} \tag{2.49}$$

Trois solutions sont possibles, dont l'une est un maximum soit $r_1 = R\sqrt{\frac{1}{3}}$. En effectuant la même étude sur la zone extérieure ② avec les bornes d'intégration associées, k^2 est défini en fonction de r_2, R et des paramètres matériaux. De la même manière, une relation entre r_2 et R est déterminée en validant la relation suivante $\frac{dk^2_②}{dr_2} = 0$:

$$\frac{dk^2_②}{dr_2} = \frac{d}{dr_2}\left(\frac{\beta^2_②}{kC_{0②}}\right) = \frac{9Ed^2_{31}(1+\nu)(2R^2 - 3r_2^2)r_2^3}{4\varepsilon_{33}\varepsilon_0(1-\nu)R^6} = 0$$
$$pour\ r_2 = \left\{0\ ;\ R\sqrt{\frac{2}{3}}\right\} \tag{2.50}$$

L'unique solution maximisant le coefficient de couplage électromécanique est $r_2 = R\sqrt{\frac{2}{3}}$. Ces valeurs optimales permettent de déterminer les paramètres β, α et C_0 pour chaque zone. Ces paramètres sont répertoriés dans le tableau 2.7.

Zone	r	h	β	α	C_0
①	$0 \rightarrow R\sqrt{1/3}$	$0 \rightarrow h/2$	$-\frac{8\pi Ed_{31}h}{9(1-\nu)}$	$\frac{4\pi Ed_{31}(C1+C2\nu)}{597(1-\nu)}$	$\frac{2\varepsilon_{33}\varepsilon_0\pi R^2}{3h}$
②	$R\sqrt{2/3} \rightarrow R$	$0 \rightarrow h/2$	$\frac{8\pi Ed_{31}h}{9(1-\nu)}$	$-\frac{4\pi Ed_{31}(C1+C2\nu)}{597(1-\nu)}$	$\frac{2\varepsilon_{33}\varepsilon_0\pi R^2}{3h}$
③	$0 \rightarrow R\sqrt{1/3}$	$-h/2 \rightarrow 0$	$\frac{8\pi Ed_{31}h}{9(1-\nu)}$	$\frac{4\pi Ed_{31}(C1+C2\nu)}{597(1-\nu)}$	$\frac{2\varepsilon_{33}\varepsilon_0\pi R^2}{3h}$
④	$R\sqrt{2/3} \rightarrow R$	$-h/2 \rightarrow 0$	$-\frac{8\pi Ed_{31}h}{9(1-\nu)}$	$-\frac{4\pi Ed_{31}(C1+C2\nu)}{597(1-\nu)}$	$\frac{2\varepsilon_{33}\varepsilon_0\pi R^2}{3h}$

$C1 = -464 + 208\sqrt{3}$ $\qquad$ $C2 = 153 - 64\sqrt{3}$

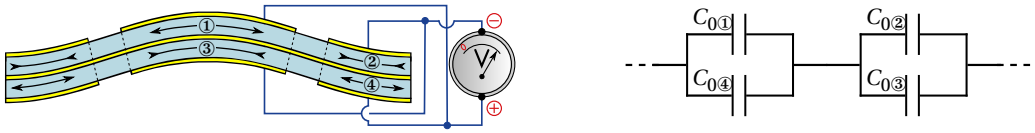
Tableau 2.7 – Coefficients piézoélectriques et diélectriques par zone

On observe dans le tableau 2.7 que selon les conditions aux limites, le signe des paramètres piézoélectriques est affecté. Les capacités électriques de chaque sous-élément piézoélectrique sont équivalentes, cela indique une égalité du volume de matériau piézoélectrique utilisé. Les épaisseurs des deux films sont identiques alors la surface du disque central équivaut à la surface de l'anneau extérieur.

Afin d'exploiter l'intégralité des effets piézoélectriques lors de la flexion de la membrane, il est nécessaire de connecter les différents sous-éléments piézoélectriques dans un ordre précis. La figure 2.11a représente le câblage des sous-éléments et la figure 2.11b représente l'équivalence électrique des capacités.

Cette connexion et l'égalité des capacités permettent de formuler les relations suivantes :

$$\beta = \beta_① + \beta_④ - (\beta_③ + \beta_②) = 4\beta_①$$
$$E_{piezoF} = \beta x V_{elec} \tag{2.51}$$



(a) Câblage inter-électrode *(b) Capacité électrique équivalente*

Figure 2.11 – Inter-connexion des sous-éléments piézoélectriques de l'HFD bimorphe

$$\begin{aligned} \alpha &= \alpha_{①} + \alpha_{④} - \left(\alpha_{③} + \alpha_{②}\right) = 0 \\ E_{piezoT} &= 0 \end{aligned} \tag{2.52}$$

$$\begin{aligned} C_0 &= \frac{(C_{0①} + C_{0④})(C_{0②} + C_{0③})}{C_{0①} + C_{0②} + C_{0③} + C_{0④}} = C_{0①} \\ E_{dielec} &= \frac{1}{2} C_0 V_{elec}^2 \end{aligned} \tag{2.53}$$

On peut en déduire que l'énergie piézoélectrique totale issue de la flexion (E_{piezoF}) est quatre fois plus importante que l'énergie d'un sous-élément piézoélectrique, mais aussi que, l'énergie piézoélectrique totale issue des tensions mécaniques (E_{piezoT}) est nulle. L'énergie diélectrique (E_{dielec}) correspond à l'énergie diélectrique d'un seul sous-élément, pour la géométrie considérée.

Le tableau 2.8 détaille les paramètres du modèle électromécanique bimorphe, leurs unités et leurs relations avec les caractéristiques géométriques et matériaux.

Paramètre	Symbole	Valeur	Unité
Coefficient électromécanique	β	$-\frac{32\pi E d_{31} h}{9(1-\nu)}$	N/V
Capacité électrique	C_0	$\frac{2\varepsilon_{33}\varepsilon_0 \pi R^2}{3h}$	F

Tableau 2.8 – Paramètres de modélisation électromécanique du générateur bimorphe

Équations d'équilibre dynamique

Pour déterminer l'équation d'équilibre dynamique du générateur, nous utilisons l'équation de Lagrange (équation 2.37) en remplaçant E_{piezoT} par E_{piezoF} pour obtenir :

$$\frac{\partial \mathscr{L}}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x}(W_f + E_{dielec} - E_{mecF} - E_{mecT} - E_{mec0} - E_{piezoF}) = 0 \tag{2.54}$$

L'énergie diélectrique ne dépend pas du déplacement du centre de la membrane donc $\frac{\partial E_{dielec}}{\partial x} = 0$, ce qui nous donne, après remplacement par les expressions discrètes (équations 2.15, 2.16, 2.18, 2.19 et 2.51) et la prise en compte de l'amortissement, l'équilibre dynamique de la membrane :

$$m_{mf}\ddot{x} + d\dot{x} + (k+n)x + 2bx^3 + \beta V_{elec} = m_{tf}\dot{V}_{mec} \tag{2.55}$$

Pour déterminer l'équation d'équilibre des charges électriques du générateur piézoélectrique, la convention générateur (équation 2.39) [Budinger2004] est appliquée à la transduction piézoélectrique. L'ensemble des termes mécaniques ne dépend pas de la tension électrique ($\frac{\partial}{\partial V_{elec}}(W_f - E_{mecF} - E_{mecT} - E_{mec0}) = 0$). Cela nous donne une équation de Lagrange,

d'un système conservatif à constante non nulle, appliquée au premier degré de liberté électrique (V_{elec}) :

$$-\frac{\partial \mathscr{L}}{\partial V_{elec}} = -\frac{\partial}{\partial V_{elec}}(E_{dielec} - E_{piezoF}) = q \tag{2.56}$$

En remplaçant dans l'équation 2.56 les termes E_{dielec} et E_{piezoF} par leurs expressions discrètes (équation 2.51 et 2.53), l'équilibre des charges électriques peut s'écrire :

$$\beta x - C_0 V_{elec} = q \tag{2.57}$$

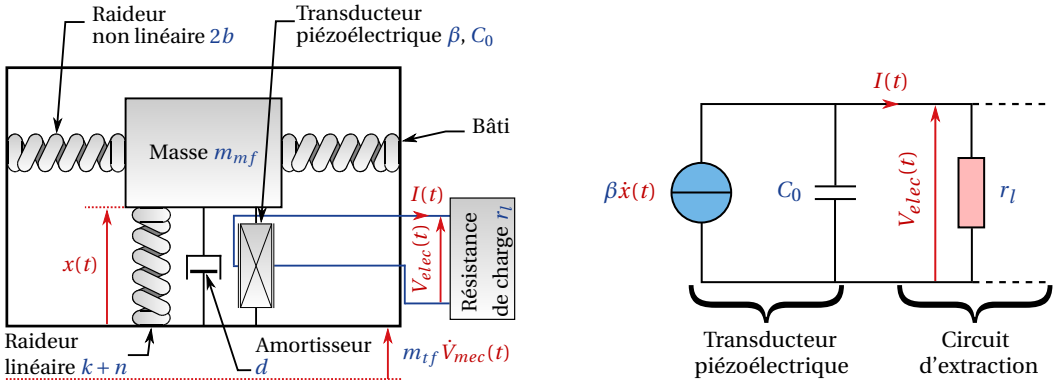
La dérivée temporelle de l'équation 2.41 permet de travailler avec l'équation d'équilibre des courants électriques :

$$\beta \dot{x} - C_0 \dot{V}_{elec} = I \tag{2.58}$$

L'intensité du courant fourni par le générateur s'exprime en fonction de la tension d'une résistance de charge simplement par la loi d'Ohm ($I = \frac{V_{elec}}{r_l}$).

Représentation électromécanique du générateur HFD piézoélectrique bimorphe

Les équations 2.55 et 2.58 décrivent le comportement d'un générateur inertiel piézoélectrique HFD exploitant les linéarités mécaniques pour produire de l'énergie électrique. Ce modèle à constantes localisées est schématiquement représenté par la figure 2.12



(a) Schéma de principe *(b) Schéma électrique équivalent*

Figure 2.12 – Représentation du modèle électromécanique du générateur bimorphe

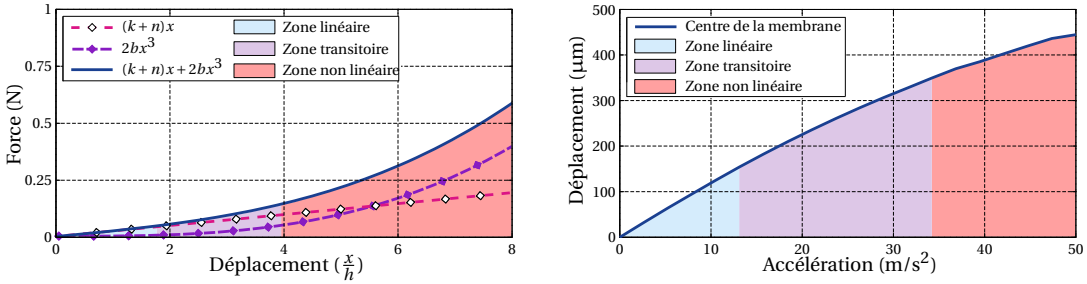
La schématisation purement mécanique est identique aux schématisations du résonateur et du générateur monomorphe (figure 2.9a). En revanche, la conversion électromécanique est située en parallèle du ressort linéaire comme on peut le voir sur la figure 2.12a. On peut observer sur ce schéma que le déplacement de l'élément piézoélectrique est synchrone avec les déplacements de la masse. Ces éléments sont caractérisés par un coefficient électromécanique β et une capacité électrique C_0.

Le schéma électrique équivalent (figure 2.12b) montre que le générateur peut être modélisé comme une source de courant $\beta\dot{x}$ proportionnelle à la vitesse du centre de la membrane. Cette source est parallèle au condensateur C_0 et à la résistance de charge r_l qui simule un circuit électronique d'extraction et de stockage de l'énergie.

2.6 Simulations : Générateur piézoélectrique monomorphe

La modélisation du générateur inertiel piézoélectrique monomorphe (section 2.5.2) permet l'étude du comportement électromécanique par simulations numériques. Ces simulations utilisent la formulation du modèle décrite par les équations couplées 2.38 et 2.42. Les paramètres du modèle sont calculés à partir des relations disponibles dans les tableaux 2.2 et 2.6 et les propriétés géométriques et matériaux du tableau 2.9. Ces caractéristiques sont issues des matériaux sélectionnés pour la validation expérimentale (section 3.5.1). Deux paramètres difficilement accessibles théoriquement, n et Q, sont déterminés expérimentalement section 3.6.1 à faible accélération (0.5 g) pour obtenir un comportement linéaire. La fréquence de résonance (f = 116.17 Hz) et le facteur de qualité mesurés expérimentalement (Q = 5.27) permettent d'évaluer n = 210.72 N/m en utilisant l'équation 2.27. Il est alors possible de déterminer l'ensemble des variables électromécaniques du modèle (x, $\dot{x}$, $\ddot{x}$, V_{elec} et $\dot{V}_{elec}$) au cours du temps par intégration numérique. L'ensemble des simulations est réalisé par balayage croissant de la fréquence et de la résistance de charge pour une accélération $\dot{V}_{mec}$ constante. Ceci permet d'étudier le comportement mécanique, le comportement électrique et la puissance du générateur monomorphe pour une accélération donnée :

A. Le comportement mécanique : la plage de fréquences utilisée pour les simulations s'étend de 100 Hz à 160 Hz selon une répartition logarithmique.
   Le choix des niveaux d'accélération est effectué en comparant les forces de rappel des raideurs linéaires et non linéaires en fonction du déplacement du centre de la membrane. La figure 2.13a montre l'évolution de chacune de ces forces en fonction du déplacement du centre de la membrane normalisée par son épaisseur. Trois zones de comportements mécaniques ont été définies. La première zone délimite un comportement purement linéaire dont la limite est atteinte lorsque la force de rappel non linéaire ($2bx^3$) est supérieure à 10 % de la force linéaire ($(k+n)x$). Dans notre cas, le comportement reste linéaire tant que le déplacement maximum du centre de la membrane ne dépasse pas 1.7 fois l'épaisseur h de la membrane. Lorsque l'on passe d'un état linéaire à non linéaire, le changement n'est pas brutal et une seconde zone, correspondant à un état transitoire, peut être définie. La limite subjective de celle-ci est atteinte lorsque la force non linéaire de rappel est supérieure à 50 % de la force linéaire. Le comportement non linéaire est établi lorsque les déplacements du centre de la membrane atteignent les 3.8 × h, ceci correspond à la dernière zone.
   La figure 2.13b montre l'évolution des déplacements du centre de la membrane en fonction de l'accélération d'excitation. Les deux limites en accélérations sont 1.3 g et 3.4 g. Les trois zones définies précédemment permettent de donner des niveaux d'accélération répartis dans chacune des zones afin d'effectuer des simulations couvrant l'ensemble des comportements mécaniques. Six niveaux d'accélération ont ainsi été sélectionnés pour les simulations : 0.5 g, 1 g, 1.5 g, 2.5 g, 4 g et 6 g.



(a) Forces de rappel en fonction du déplacement *(b) Déplacement en fonction de l'accélération*

Figure 2.13 – Évolution du comportement linéaire à non linéaire

B. Le comportement électrique : la gamme de résistance de charge utilisée pour observer les variations de tensions s'étend de manière logarithmique de 0.6 MΩ à 14 MΩ. Les deux membranes de l'HFD monomorphe sont supposées identiques. Ainsi, une seule des deux membranes est électriquement simulée afin d'être fidèle aux essais expérimentaux.

C. La puissance disponible calculée : Elle est évaluée selon la relation $P = V_{elec}^2 / r_l$. La résistance de charge variable permet de quantifier la puissance dissipée afin de dresser une cartographie du domaine de fonctionnement du générateur HFD monomorphe. La bande passante est définie comme la plage de fréquence où la moitié de la puissance maximale est disponible à la résistance de charge optimale. La puissance totale du générateur est le double de la puissance calculée sur une membrane.

Nom	Valeur	Nom	Valeur
R	10 mm	h	84 µm
H	20 mm	ρ	1262 kg/m^3
E	1 GPa	ν	0.34
d_{31}	−4.3 pC/N	ε_{33}	8.25

Tableau 2.9 – Caractéristiques géométriques et matériaux

2.6.1 Comportements mécaniques

Comportements linéaires

Dans un premier temps, les simulations sont réalisées pour des accélérations faibles (0.5 g et 1 g) dans l'optique d'observer un comportement linéaire. Les résultats sont présentés figures 2.14a et 2.14b.

La première observation montre un comportement mécanique linéaire non affecté par l'évolution de la résistance de charge. Ceci traduit un couplage électromécanique faible, conforme au type de matériau utilisé que l'on pourra observer sur l'ensemble des simulations.

Pour une accélération de 0.5 g (figure 2.14a), l'amplitude de déplacement est de $X_{max@0.5g}$ = 60.68 µm pour une fréquence de résonance de $f_{@0.5g}$ = 116.17 Hz correspondant à la fréquence initiale du modèle. Le facteur de qualité est de $Q_{@0.5g}$ = 5.17 et la précontrainte est de $n_{@0.5g}$ = 210.83 N/m avec une fréquence naturelle de $f_{0@0.5g}$ = 116.72 Hz. Les écarts par rapport aux paramètres initiaux déterminés expérimentalement au même niveau d'accélération sont respectivement de 1.9 %, 0.05 % et 0.02 %. Ces écarts sont liés aux incertitudes des calculs et restent acceptables.

Pour une accélération de 1 g (figure 2.14b), le comportement est proche du précédent. L'amplitude maximale a augmenté, $X_{max@1g}$ = 119.20 µm à une fréquence de résonance de $f_{@1g}$ = 118.38 Hz et un facteur de qualité de $Q_{@1g}$ = 5.18. L'écart entre le facteur de qualité initial et le facteur simulé est de 1.71 %. La précontrainte est alors de $n_{@1g}$ = 221.79 N/m et la fréquence naturelle est $f_{0@1g}$ = 118.94 Hz. Les erreurs respectives sont de 5.25 % et de 1.92 %.

L'écart sur la précontrainte montre un effet de la raideur non linéaire sur le comportement mécanique global. Celui-ci est très faible et négligeable malgré sa présence. Le comportement mécanique linéaire est clairement identifié.

Comportements transitoires

Dans un second temps, les simulations ont été orientées vers l'observation d'un comportement dit "transitoire" où la fréquence de résonance se décale vers les hautes fréquences sans pour autant avoir de rupture brutale du déplacement. Ce sont les signes caractéristiques d'un comportement mécanique non linéaire raidissant. Pour cela, les simulations ont été réalisées à des niveaux moyens d'accélération (1.5 g et 2.5 g). Les résultats sont présentés figures 2.14c et 2.14d.

Pour une accélération de 1.5 g (figure 2.14c), l'allure générale nous permet d'identifier un comportement mécanique quasi-linéaire. Ce niveau d'accélération est encore proche du précédent permettant de déterminer une fréquence de résonance et un facteur de qualité. L'amplitude de déplacement est de $X_{max@1.5g} = 172.32$ µm pour une fréquence de résonance de $f_{@1.5g} = 121.27$ Hz. Le facteur de qualité est de $Q_{@1.5g} = 5.18$ et la précontrainte est de $n_{@1.5g} = 210.83$ N/m avec une fréquence naturelle de $f_{0@1.5g} = 121.84$ Hz. Les écarts par rapport aux paramètres initiaux (Q, n et f_0) déterminés expérimentalement au même niveau d'accélération sont respectivement de 1.7 %, 12.21 % et 4.41 %. L'écart sur le facteur de qualité est similaire aux deux premières simulations. En revanche, les écarts sur la précontrainte et la fréquence naturelle se sont accentués. Les effets de la raideur non linéaire sont suffisamment faibles pour considérer ce comportement comme linéaire.

Pour une accélération de 2.5 g (figure 2.14d), le comportement non linéaire raidissant commence à être marqué. La rupture brutale des déplacements est identifiable traduisant une fréquence critique de $f_{c@2.5g} = 130.36$ Hz. L'amplitude maximale est de $X_{max@2.5g} = 217.91$ µm.

Le comportement mécanique transitoire montre l'évolution du comportement linéaire vers le comportement non linéaire établi. Les effets raidissant n'apparaissent pas brutalement, mais ils sont présents à moindres accélérations sans effet notable sur le comportement final.

Comportements non linéaires

Deux simulations ont été réalisées pour des accélérations élevées (4 g et 6) afin d'observer un comportement mécanique non linéaire très marqué. Les mesures sont présentées figures 2.14e et 2.14f. Ces simulations montrent un fort effet raidissant induit par les non-linéarités mécaniques. La fréquence critique est significativement décalée vers les hautes fréquences par rapport à la fréquence de résonance initiale.

Pour une accélération de 4 g (figure 2.14e), la fréquence critique est $f_{c@4g} = 141.83$ Hz pour une amplitude maximale de déplacement de $X_{max@4g} = 390.45$ µm.

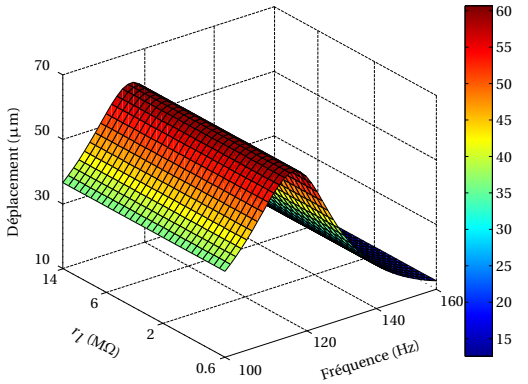
Pour une accélération de 6 g (figure 2.14f), la réponse mécanique est proche du comportement précédent. La fréquence critique est $f_{c@6g} = 152.47$ Hz pour une amplitude maximale de déplacement de $X_{max@6g} = 491.09$ µm.

Le comportement non linéaire est établi et cela procure une bande passante importante. C'est pour cette configuration de comportement mécanique que le générateur inertiel monomorphe est conçu. Il produit de l'énergie électrique lorsque les déformations sont importantes donc à fortes accélérations et sa plage de fonctionnement est élargie en exploitant la largeur de bande passante.

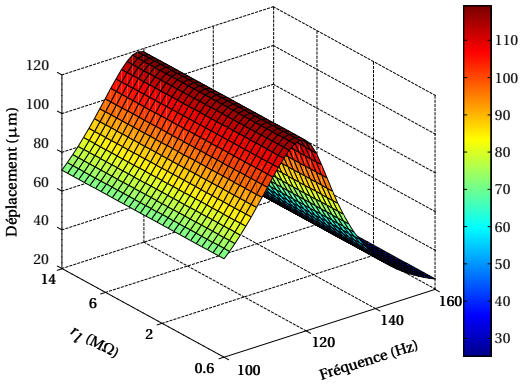
2.6.2 Comportements électriques

Comportements à faibles accélérations

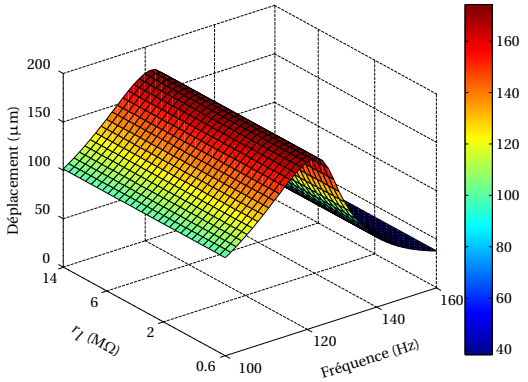
Les simulations à faibles niveaux d'accélération (0.5 g et 1 g) permettent d'observer le comportement électrique lorsque les membranes du générateur inertiel monomorphe sont principalement sollicitées en flexion. Les figures 2.15a et 2.15b montrent les résultats de ces simulations.



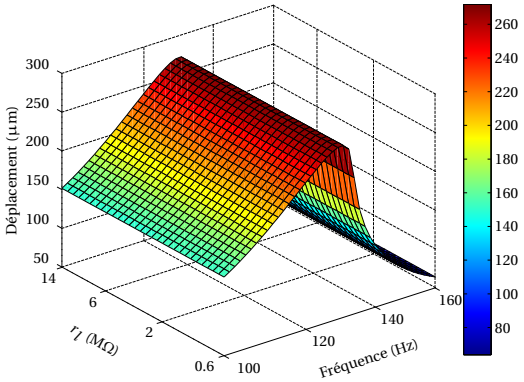
(a) Comportement linéaire à 5 m/s^2



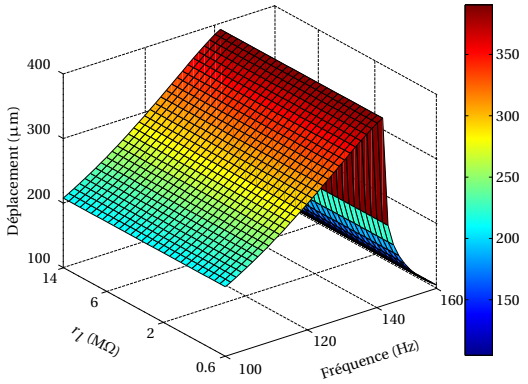
(b) Comportement linéaire à 10 m/s^2



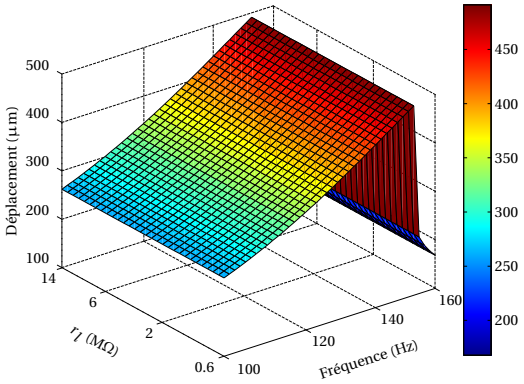
(c) Comportement transitoire à 15 m/s^2



(d) Comportement transitoire à 25 m/s^2



(e) Comportement non linéaire à 40 m/s^2



(f) Comportement non linéaire à 60 m/s^2

Figure 2.14 – Simulations des comportements mécaniques du générateur monomorphe

Le couplage électromécanique étant faible, il est possible d'effectuer des observations similaires aux précédentes. La fréquence de résonance et le comportement linéaire sont observables. L'évolution de la tension électrique suit une allure similaire aux déplacements selon le balayage en fréquence. On peut déterminer la fréquence de résonance. Selon le balayage en résistance de charge la tension est croissante et tend vers un maximum à la fréquence de résonance.

Les valeurs maximales des tensions observables dans les figures 2.15a et 2.15b sont faibles. Elles sont respectivement $V_{max@0.5g} = 0.087\,\text{V}$ et $V_{max@1g} = 0.34\,\text{V}$ à la résistance de charge maximale de $R_{max} = 14\,\text{M}\Omega$. Les éléments piézoélectriques sont néanmoins insuffisamment sollicités en traction pour produire de l'énergie électrique.

Comportements à moyennes accélérations

Les simulations à niveaux modérés d'accélération (1.5 g et 2.5 g) correspondent aux observations du comportement mécanique transitoire. Les figures 2.15c et 2.15d montrent les résultats. Les observations sur l'allure de la tension électrique effectuées précédemment sont valables pour ces cas d'accélérations moyennes. En revanche, on s'aperçoit que les niveaux de tension augmentent fortement entre ces deux accélérations. Par rapport aux cas à faibles niveaux d'accélération, les membranes sont de plus en plus sollicitées en tension mécanique induisant des tensions électriques beaucoup plus élevées. La tension maximale est multipliée par un facteur de 5.3 alors que l'accélération est multipliée par un facteur de 2.5 passant de 1 g à 2.5 g.

Pour une accélération de 1.5 g (figure 2.15c), la tension maximale observée est de $V_{max@1.5g} = 0.72\,\text{V}$. À 2.5 g (figure 2.15d), la tension maximale observée est de $V_{max@2.5g} = 1.79\,\text{V}$. Ces données sont valables pour la fréquence de résonance et pour R_{max}.

Comportements à fortes accélérations

Pour des niveaux élevés d'accélération (4 g et 6 g), le comportement non linéaire mécanique est clairement identifiable dans le comportement électrique (figures 2.15e et 2.15f).

À 4 g (figure 2.15e) et à 6 g (figure 2.15f), les fréquences critiques sont très marquées et identifiables. Les tensions électriques associées à ces fréquences et à R_{max} sont respectivement $V_{max@4g} = 3.72\,\text{V}$ et $V_{max@6g} = 5.96\,\text{V}$.

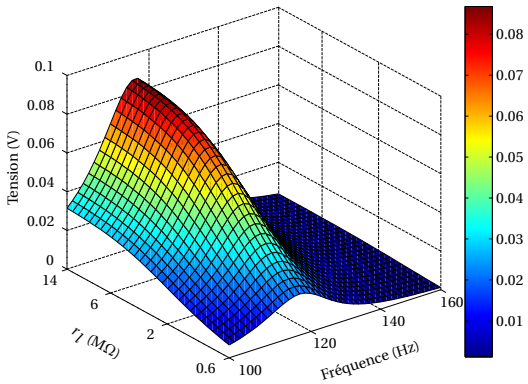
La figure 2.16 illustre le phénomène de dédoublement de fréquence de la tension électrique révélée par le modèle (section 2.5.2) pour une accélération de 4 g. La figure 2.16a met en parallèle le signal du déplacement du centre de la membrane et celui de la tension électrique pour une fréquence de 141.83 Hz et une résistance de charge de 1.98 MΩ. La figure 2.16b représente la transformée de Fourier de ces deux signaux. On peut observer deux pics, le premier est à la fréquence du déplacement (141.63 Hz) soit la fréquence de sollicitation et le second au double de cette fréquence (283.24 Hz).

2.6.3 Puissances estimées

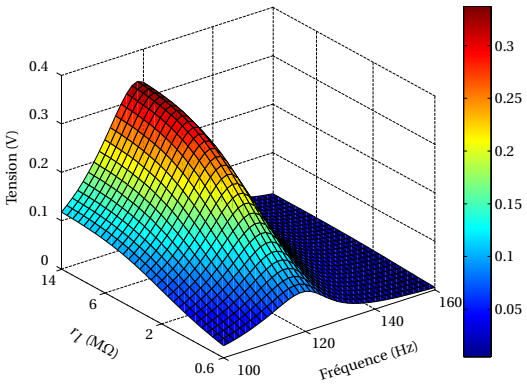
Puissances à faibles accélérations

Les puissances disponibles par le générateur inertiel monomorphe sont estimées à partir des différentes tensions électriques étudiées dans la section précédente. Les résultats pour des faibles niveaux d'accélération (0.5 g et 1 g) sont montrés sur les figures 2.17a et 2.17b. Le pic de puissance, symétrique par rapport aux deux axes, est représentatif d'un comportement linéaire.

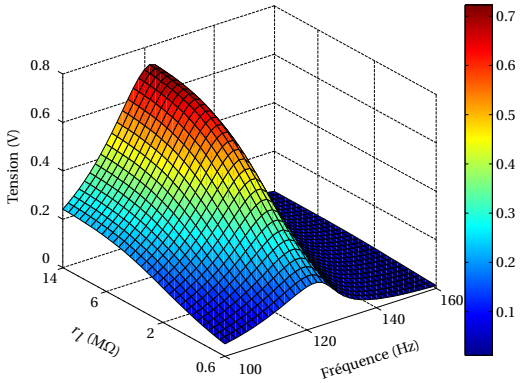
Pour une accélération de 0.5 g (figure 2.17a), la puissance maximale est $P_{max@0.5g} = 1.6\,\text{nW}$ à la fréquence de résonance et pour une résistance de charge optimale $R_{opti@0.5g} = 2.46\,\text{M}\Omega$. La bande passante estimée est de $BP_{@0.5g} = 14.33\,\text{Hz}$.



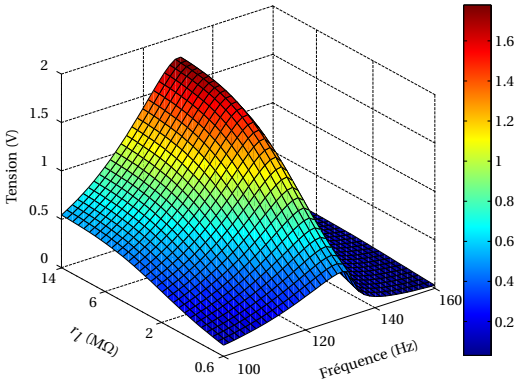
(a) Comportement électrique à 5 m/s^2



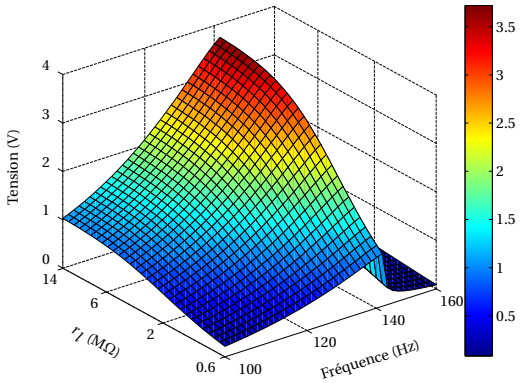
(b) Comportement électrique à 10 m/s^2



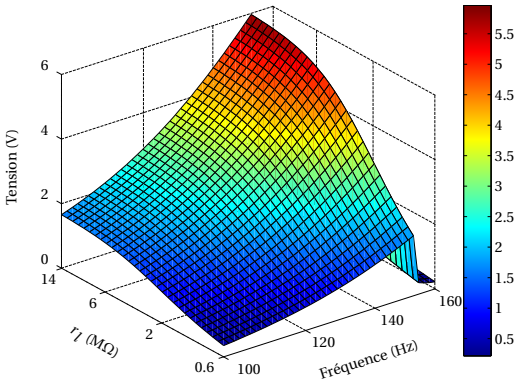
(c) Comportement électrique à 15 m/s^2



(d) Comportement électrique à 25 m/s^2

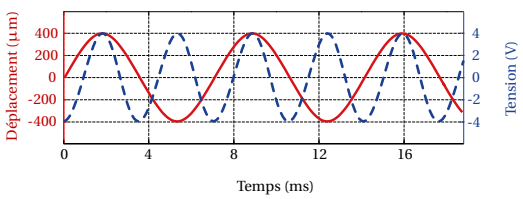


(e) Comportement électrique à 40 m/s^2

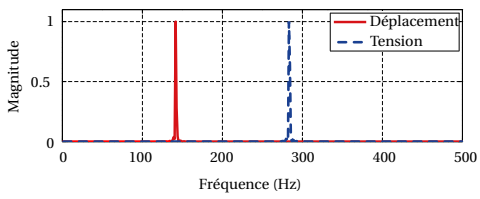


(f) Comportement électrique à 60 m/s^2

Figure 2.15 – Simulations des comportements électriques du générateur monomorphe



(a) Déplacement et tension électrique au cours du temps



(b) Transformée de Fourrier des signaux caractéristiques

Figure 2.16 – Mise en évidence du dédoublement fréquentiel pour une accélération de 40 m/s^2

Pour une accélération de 1 g (figure 2.17b), la puissance maximale est $P_{max@1g} = 0.025$ µW à la fréquence de résonance et pour une résistance de charge optimale $R_{opti@1g} = 2.46$ MΩ. La bande passante estimée est de $BP_{@1g} = 14.44$ Hz.

Ce générateur n'est pas dimensionné pour de tels niveaux d'accélérations, il en résulte un niveau de puissance très faible.

Puissances à moyennes accélérations

Pour des niveaux moyens d'accélération (1.5 g et 2.5 g), les résultats sont donnés par les figures 2.17c et 2.17d. Le comportement transitoire est observable. En effet, pour un faible niveau d'accélération, le pic de puissance montre un comportement quasi-linéaire. Pour un niveau plus élevé, le pic de puissance montre une dissymétrie sur l'axe des fréquences avec une chute de la puissance.

Pour une accélération de 1.5 g (figure 2.17c), la puissance maximale est $P_{max@1.5g} = 0.12$ µW à la fréquence de résonance et pour une résistance de charge optimale $R_{opti@1.5g} = 2.21$ MΩ. La bande passante mesurée est de $BP_{@1.5g} = 14.52$ Hz.

Pour une accélération de 2.5 g (figure 2.17d), la puissance maximale est $P_{max@2.5g} = 0.75$ µW à la fréquence de résonance et pour une résistance de charge optimale $R_{opti@2.5g} = 2.21$ MΩ. La bande passante mesurée est de $BP_{@2.5g} = 14.7$ Hz.

Plus l'effet non linéaire est marqué, plus les niveaux de puissance sont élevés ainsi que la bande passante.

Puissances à fortes accélérations

Pour des niveaux élevés d'accélération (4 g et 6 g), le comportement non linéaire mécanique est clairement établi. Les figures 2.17e et 2.17f présentent les résultats. Le pic de puissance s'élargit jusqu'à la chute brutale de la puissance. Ce phénomène est directement lié aux déplacements et aux comportements mécaniques non linéaires.

Pour une accélération de 4 g (figure 2.17e), la puissance maximale est $P_{max@4g} = 3.54$ µW à la fréquence de résonance et pour une résistance de charge optimale $R_{opti@4g} = 1.98$ MΩ. La bande passante mesurée est de $BP_{@4g} = 15.07$ Hz.

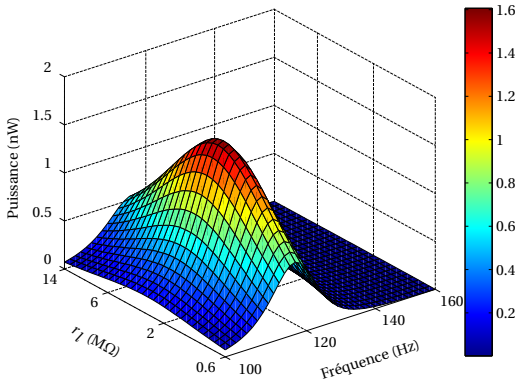
Pour une accélération de 6 g (figure 2.17f), la puissance maximale est $P_{max@6g} = 9.76$ µW à la fréquence de résonance et pour une résistance de charge optimale $R_{opti@6g} = 1.78$ MΩ. La bande passante mesurée est de $BP_{@6g} = 15.72$ Hz.

Ce générateur permet d'obtenir une puissance utilisable lorsqu'il est sollicité en grande déformation.

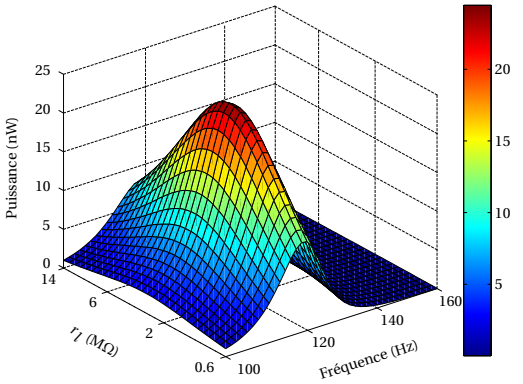
2.6.4 Analyse et conclusion

L'ensemble des résultats, de la simulation du comportement électromécanique du générateur HFD monomorphe soumis à différents niveaux d'accélération, est résumé dans le tableau 2.10. La puissance totale théorique exprimée dans le tableau correspond à la puissance disponible pour le générateur HFD monomorphe complet, soit la puissance des deux membranes supposées identiques ($P_{tot} = 2 \times P_{max}$).

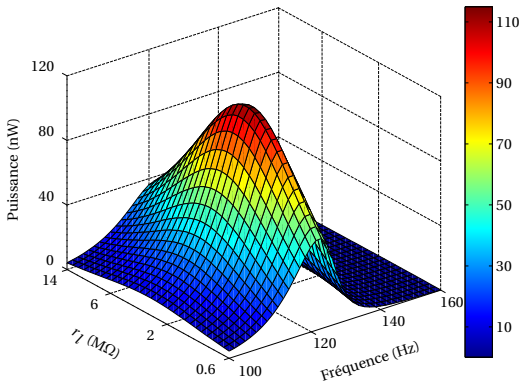
Pour de faibles niveaux d'accélération, la flexion des membranes est prépondérante par rapport à la tension mécanique de celles-ci. Cela engendre une puissance très faible et inexploitable. En revanche, les simulations ont montré que ce type de générateur résonne à basse fréquence et pour de faibles niveaux d'accélération (< 1 g), mais les niveaux de puissance sont trop faibles pour être exploités. Dans le cas de niveaux intermédiaires d'accélération, le comportement non linéaire apparaît progressivement. Les performances électriques sont directement liées à ces effets.



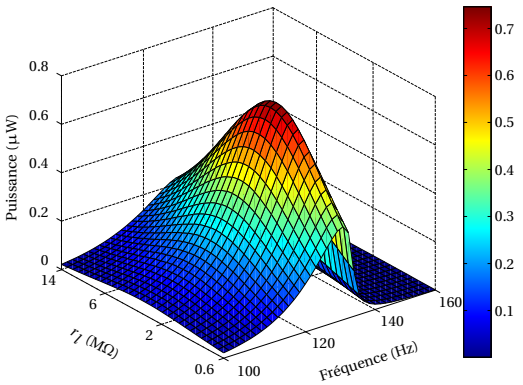
(a) Puissances disponibles à 5 m/s^2



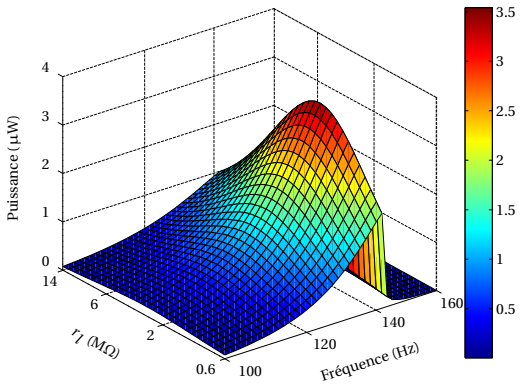
(b) Puissances disponibles à 10 m/s^2



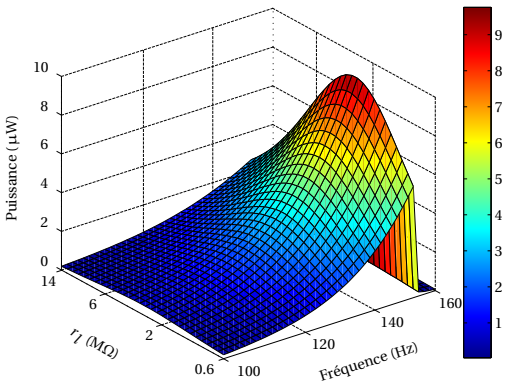
(c) Puissances disponibles à 15 m/s^2



(d) Puissances disponibles à 25 m/s^2

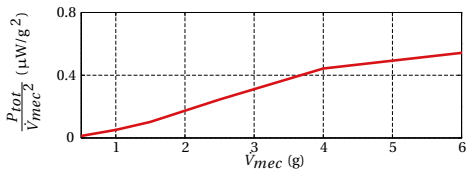


(e) Puissances disponibles à 40 m/s^2

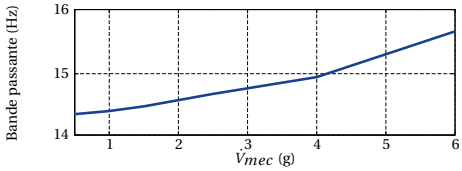


(f) Puissances disponibles à 60 m/s^2

Figure 2.17 – Puissances disponibles du générateur monomorphe



(a) $\frac{P_{tot}}{V_{mec}{}^2}$



(b) Bande passante

Figure 2.18 – Évolution de $\frac{P_{tot}}{V_{mec}{}^2}$ *et de la bande passante en fonction de l'accélération*

Attribut	Nom	Valeur					
Accélération (g)	$\dot{V}_{mec}$	0.5	1	1.5	2.5	4	6
Fréquence de résonance (Hz)	f	116.17	118.38	121.27	-	-	-
Facteur de qualité	Q	5.17	5.18	5.18	-	-	-
Fréquence critique (Hz)	f_c	-	-	-	130.36	141.83	152.47
Amplitude maximum (µm)	X_{max}	60.68	119.26	172.32	271.91	390.45	491.09
Tension maximale (V)	V_{max}	0.087	0.34	0.72	1.79	3.72	5.96
Résistance optimale (MΩ)	R_{opti}	2.46	2.46	2.21	2.21	1.98	1.78
Puissance totale (µW)	P_{tot}	0.0032	0.051	0.23	1.53	7.08	19.52
Bande passante (Hz)	BP	14.33	14.44	14.52	14.70	15.07	15.72

Tableau 2.10 – Caractéristiques de l'HFD monomorphe déterminées par simulations

La figure 2.18a représente l'évolution de la puissance totale disponible normalisée par l'accélération. Cette dernière confirme une croissance de l'énergie produite en fonction de l'accélération, mais l'allure de la courbe nous indique également qu'elle tend vers une limite malgré des accélérations élevées. En contrepartie, la figure 2.18b, nous montre une augmentation à tendance quadratique de la bande passante en fonction de l'accélération. Malgré une limitation de la puissance disponible avec l'accélération, cette dernière est de plus en plus disponible grâce à l'augmentation de la bande passante.

Le générateur révèle ces capacités lorsqu'il est sollicité en grandes déformations. L'ensemble des caractéristiques s'améliore lorsque les membranes sont principalement sollicitées en tension mécanique. Les bandes passantes s'élargissent et permettent l'exploitation sur une plage de fréquences plus importante. La résistance optimale tend à diminuer car elle est inversement proportionnelle au double de la fréquence de sollicitation car $R_{opti} = 1/C_0 2\omega$.

2.7 Simulations : Générateur piézoélectrique bimorphe

La modélisation du générateur inertiel piézoélectrique bimorphe (section 2.5.3) permet l'étude du comportement électromécanique par simulations numériques. Ces simulations utilisent la formulation du modèle décrite par les équations couplées 2.55 et 2.58. Afin de correspondre aux essais expérimentaux (section 3.7), la simulation de l'HFD bimorphe est réalisée sur une des deux membranes en connectant les zones ① et ② en série. Le coefficient électromécanique et la capacité électrique équivalente sont affectés par ce choix. La puissance totale théorique du générateur correspondra alors à quatre fois la puissance maximum simulée ($P_{tot} = 4 \times P_{max}$). Les paramètres mécaniques sont extraits du tableau 2.2 et les caractéristiques géométriques et matériaux sont répertoriées dans le tableau 2.11.

Les paramètres électriques ainsi que les paramètres mesurés (n et Q) sont listés dans le tableau 2.12. Les méthodes de simulations restent inchangées (section 2.6). Seules les limites de l'étude sont différentes, la plage fréquentielle s'étend de 100 Hz à 250 Hz et la gamme de résistance de charge s'étend de 0.1 MΩ à 60 MΩ. Le niveau d'accélération de sollicitation est de 1 g. Ce niveau a été sélectionné pour obtenir un comportement mécanique purement linéaire en sollicitant les membranes en flexion. L'ensemble des simulations permet d'établir une carto-

Nom	Valeur	Nom	Valeur
R	10 mm	h	125 µm
H	40 mm	ρ	1262 kg/m^3
E	1 GPa	ν	0.34
d_{31}	−4.3 pC/N	ε_{33}	8.25

Tableau 2.11 – Caractéristiques géométriques et matériaux

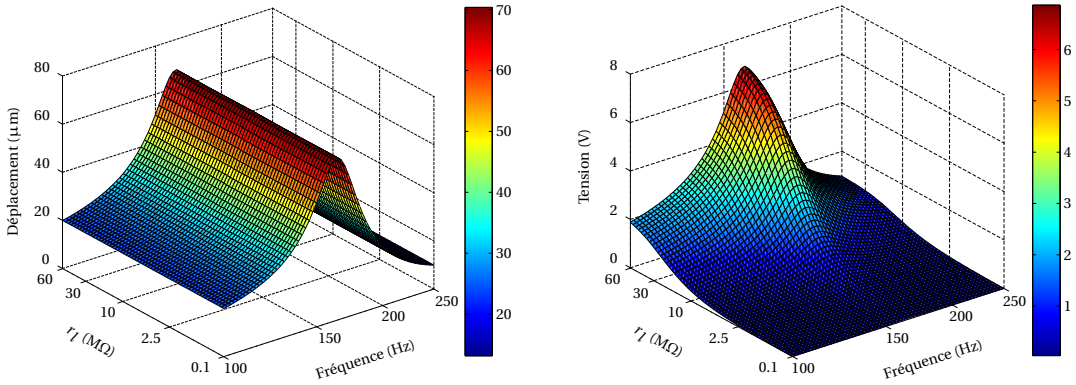
graphie du comportement mécanique, électrique et en puissance.

Paramètre	Symbole	Valeur	Unité
Raideur de pré-tension	n	798.42	N/m
Facteur de qualité	Q	5.3	Nm/s^2
Coefficient électromécanique	β	$-\frac{32\pi E d_{31} h}{9(1-\nu)}$	N/V
Capacité électrique	C_0	$\frac{\varepsilon_{33}\varepsilon_0 \pi R^2}{3h}$	F

Tableau 2.12 – Paramètres de modélisation électromécanique

2.7.1 Comportements mécaniques et électriques

La représentation du comportement mécanique issue de la figure 2.19a montre un comportement parfaitement linéaire pour ce niveau d'accélération (1 g). L'effet du comportement électrique sur le comportement mécanique est absent traduisant un faible couplage électromécanique.



(a) Comportement mécanique à 10 m/s^2 *(b) Comportement électrique à* 10 m/s^2

Figure 2.19 – Comportements électromécaniques du générateur bimorphe

L'amplitude de déplacement est de X_{max} = 70.08 µm pour une fréquence de résonance de f = 164.3735 Hz. Le facteur de qualité Q = 5.26 et la précontrainte est de n = 798.61 N/m pour une fréquence naturelle de f_0 = 165.12 Hz, pour les valeurs de k et m_{mf} déterminées par le modèle. Les écarts par rapport aux paramètres initiaux déterminés expérimentalement au même niveau d'accélération sont respectivement de 0.75 %, 0.02 % et 0.01 %.

La figure 2.19b montre le résultat des simulations pour les grandeurs électriques. La fréquence de résonance et le comportement mécanique linéaire sont identifiables. La tension

électrique évolue proportionnellement au déplacement et tend vers un maximum selon le balayage en résistance de charge principalement à la fréquence de résonance. Cette valeur maximale de la tension est $V_{max} = 6.81\,\text{V}$ à la résonance et à la résistance de charge maximale $R_{max} = 60\,\text{M}\Omega$.

2.7.2 Puissances estimées

Les puissances disponibles par le générateur inertiel bimorphe sont estimées par calculs comme étant la puissance dissipée dans la résistance de charge, issue de la technique d'extraction classique ($P = \frac{V^2}{r_l}$) via les valeurs des tensions présentées précédemment. Les résultats sont présentés à la figure 2.20. Un pic de puissance d'amplitude $P_{max} = 1.56\,\mu\text{W}$ se situe à l'intersection de la fréquence de résonance du système et d'une résistance de charge optimale de $R_{opti} = 16.33\,\text{M}\Omega$. Cette observation confirme le faible couplage électromécanique. L'allure est conforme au comportement mécanique linéaire avec une bande passante de $BP = 31.10\,\text{Hz}$, rapportée à la fréquence de résonance, celle-ci est moins importante que celle de la solution monomorphe.

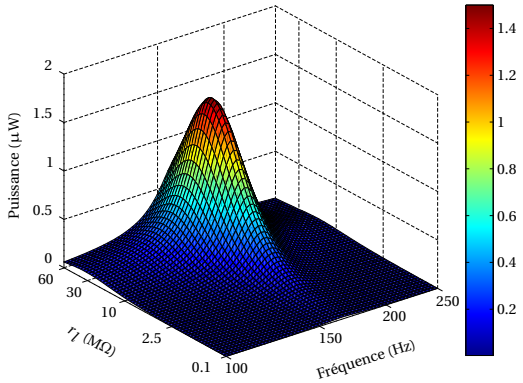


Figure 2.20 – Puissances disponibles

2.7.3 Analyse et conclusion

Cette structure est réalisée pour être sollicitée à faibles niveaux d'accélération (1 g) et à basse fréquence (< 200 Hz). Elle exploite les linéarités mécaniques pour produire de l'énergie électrique et ce générateur est parfaitement adapté à cette situation. Les résultats représentent une seule couche d'un film bimorphe composant une membrane. Le générateur étant composé de deux membranes bimorphes, la puissance maximum totale simulée du générateur est quatre fois plus importante (quatre films). Selon la connexion entre les deux membranes, la résistance de charge optimale est deux fois plus élevée si le branchement est en série ou égale à la résistance d'un film si le branchement est en parallèle. L'ensemble des résultats de la simulation du générateur inertiel bimorphe est détaillé dans le tableau 2.13.

Afin de comparer les performances globales des deux générateurs (monomorphe et bimorphe), le critère suivant est choisi :

$$DP_{\gamma^2} = \frac{P_{tot}}{V_{actif}\dot{V}_{mec}^2} \tag{2.59}$$

DP_{γ^2} est la densité de puissance théorique normalisée par l'accélération où V_{actif} correspond au volume de matériau actif, ici les membranes piézoélectriques. Le générateur monomorphe soumis à une accélération de 4 g, la densité de puissance est de 17.02 $\mu\text{W/cm}^3\text{g}^2$. Le générateur bimorphe, quant à lui, fournit une densité de puissance théorique plus importante

de 160.01 µW/cm^{3}g^2 lorsqu'il subit une accélération de 1 g. Ce dernier a la particularité d'exploiter au mieux l'énergie convertie par le matériau piézoélectrique.

Attribut	Nom	Valeur
Accélération (g)	$\dot{V}_{mec}$	1
Fréquence de résonance (Hz)	f	164.37
Facteur de qualité	Q	5.26
Amplitude maximum (µm)	X_{max}	70.08
Tension maximale (V)	V_{max}	6.81
Résistance optimale (MΩ)	R_{opti}	16.33
Puissance totale (µW)	P_{tot}	6.24
Bande passante(Hz)	BP	31.11

Tableau 2.13 – Caractéristiques de l'HFD bimorphe déterminées par simulations

2.8 Conclusion

En conclusion, deux modélisations d'un résonateur Kapton® utilisant l'architecture HFD sont proposées. Les différents résultats de simulations montrent une diminution drastique de la fréquence de résonance attendue induite par l'ajout du fluide. À titre d'exemple, la fréquence de résonance d'une membrane seule de Kapton® prétendue est de 1280 Hz alors que la fréquence de résonance du résonateur est de 180.46 Hz. L'utilisation de ce type de structure apporte une réduction de la fréquence de résonance d'un facteur 7 pour la géométrie et les caractéristiques matériaux considérées. Selon l'application visée et les contraintes d'encombrement, il est possible d'augmenter ce rapport en intervenant majoritairement sur la géométrie de la structure.

Le choix de la modélisation électromécanique analytique a souligné les effets de la sollicitation des membranes (flexion ou tension mécanique) sur la production d'énergie électrique et sur l'architecture des membranes piézoélectriques (monomorphe et bimorphe). Le générateur monomorphe est conçu pour opérer en grandes déformations à forts niveaux d'accélération, contrairement au générateur bimorphe qui produit une tension électrique suffisante en petites déformations. Ce dernier exploite d'une meilleure manière le matériau piézoélectrique, mais l'architecture des membranes est plus complexe. Les niveaux de puissance obtenus sont modérés (< 100 µW) et dépendent du couplage électromécanique intrinsèque au matériau piézoélectrique utilisé. Par comparaison avec les performances des générateurs utilisant ce type de matériau électroactif proposés dans la littérature (section 1.2.3), ces structures ont un fort potentiel principalement pour le générateur bimorphe.

3

Approche expérimentale

Sommaire

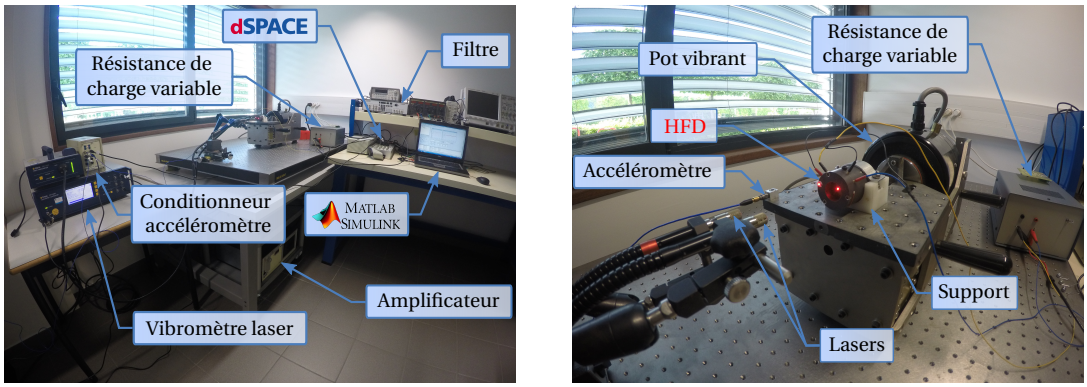
3.1 Introduction 64
3.2 Environnement expérimental 64
3.2.1 Source d'excitation 65
3.2.2 Mesures mécaniques 65
3.2.3 Mesures électriques 66
3.3 Réalisation du résonateur inertiel 66
3.3.1 Structure et assemblage 66
3.3.2 Matériaux et géométries 68
3.3.3 Exigences 68
3.4 Caractérisation expérimentale du résonateur inertiel 70
3.4.1 Comportement mécanique d'une membrane seule 70
3.4.2 Comportement mécanique de l'HFD Kapton® 70
3.4.3 Analyse et conclusion 71
3.5 Réalisation des générateurs inertiels piézoélectriques 71
3.5.1 Structure et assemblage 71
3.5.2 Exigences 76
3.6 Caractérisation du générateur piézoélectrique monomorphe 76
3.6.1 Comportements mécaniques de l'HFD monomorphe 77
3.6.2 Comportements électriques de l'HFD monomorphe 79
3.6.3 Puissances disponibles de l'HFD monomorphe 81
3.6.4 Analyse et conclusion 83
3.7 Caractérisation du générateur piézoélectrique bimorphe 84
3.7.1 Comportement mécanique de l'HFD bimorphe 84
3.7.2 Comportement électrique de l'HFD bimorphe 85
3.7.3 Puissance disponible de l'HFD bimorphe 86
3.7.4 Analyse et conclusion 86
3.8 Conclusion 87

3.1 Introduction

Le chapitre précédent a présenté l'étude d'un système résonant inertiel original, basé sur l'utilisation d'un fluide comme masse inertielle et de membranes comme raideurs. Le périmètre de l'étude intègre les comportements et les interactions mécaniques, fluides, mais également la transduction électromécanique. Trois structures simples sont proposées en tenant compte des contraintes de fabrication et des résultats des simulations dans l'optique de valider les modélisations et de proposer des modèles de conception adaptés selon l'application choisie. Ce chapitre présente, dans un premier temps, la conception et la réalisation du résonateur inertiel sans conversion électromécanique, ainsi que l'environnement expérimental afin de confronter le modèle aux comportements expérimentaux purement mécaniques. Dans un second temps, la conversion électromécanique est abordée : des films P(VDF-TrFE) monomorphes et bimorphes sont intégrés au résonateur inertiel. Les deux générateurs ainsi obtenus sont alors caractérisés expérimentalement. Le comportement mécanique, les tensions électriques et les puissances sont étudiés et comparés aux résultats des simulations.

3.2 Environnement expérimental

La caractérisation des différents systèmes (résonateur et générateurs) est effectuée à l'aide d'un environnement expérimental permettant à la fois des mesures mécaniques et électriques. Cette approche a été développée au sein du laboratoire SYMME et a déjà permis l'étude de plusieurs dispositifs électromécaniques pour la récupération d'énergie vibratoire [Arroyo2012, Formosa2013, Liu2014, Wu2014]. Les différents dispositifs sont soumis à des oscillations forcées, générées par un pot vibrant. Cet environnement expérimental (figure 3.1) permet lors d'un seul essai de mesurer l'accélération d'excitation, le déplacement, la vitesse d'un point, la tension et le courant électrique produit par le générateur sollicité. Cette chaine de mesure est représentée par la figure 3.2 dont les éléments roses correspondent à la chaine de mesure mécanique et les éléments bleus à la chaine de mesure électrique.



(a) Banc test *(b) Générateur fixé au pot vibrant*

Figure 3.1 – Photos de l'environnement expérimental

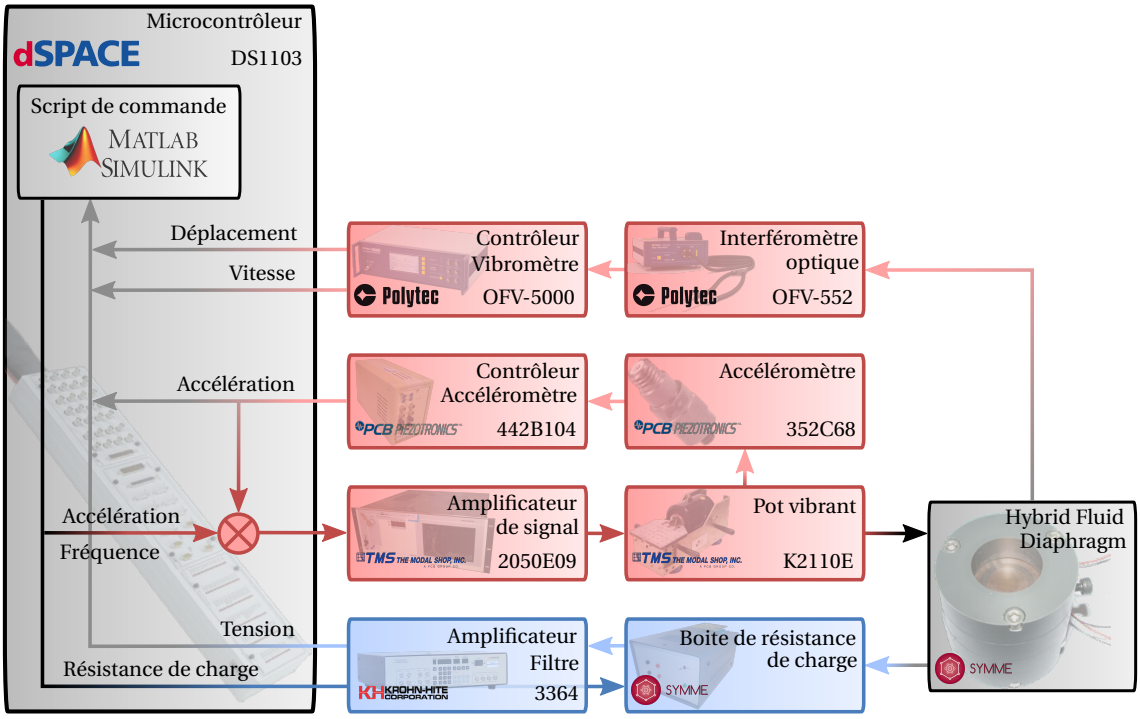


Figure 3.2 – Représentation de la chaine de mesure

3.2.1 Source d'excitation

Le régime forcé des sollicitations est assuré par un pot vibrant asservi garantissant une accélération constante et maîtrisée. Le pot vibrant peut produire des oscillations sinusoïdales, dont l'accélération crête à crête est inférieure à 284.5 m/s^2 et à la fréquence limite de 4500 Hz. Le signal de commande du pot vibrant est généré par un script Matlab dédié et transmis à l'amplificateur de signal via un microcontrôleur dSPACE. Les mesures de l'accéléromètre sont enregistrées et permettent l'ajustement de ce signal en temps réel via une boucle de contre réaction. Ce type d'accéléromètre fonctionne sur une plage fréquentielle allant de 0.5 Hz à 10 kHz. L'accélération maximale mesurable est de 491 m/s^2 avec une sensibilité de 10.2 $mV/m/s^2$.

Dans le cadre de ces travaux, nous travaillons à accélération constante afin de quantifier les paramètres classiques d'un système dynamique : fréquence de résonance, facteur de qualité, effets non linéaires. Le choix de l'évolution fréquentielle "forward sweep" ou "backward sweep" permet également d'observer et d'interpréter les phénomènes non linéaires. Dans ces travaux, seule l'évolution fréquentielle "forward sweep" a été réalisée.

3.2.2 Mesures mécaniques

La caractérisation mécanique consiste à mesurer le déplacement et la vitesse du centre d'une des deux membranes, tout en faisant varier les paramètres de sollicitation (fréquence, accélération). Le dispositif à tester est fixé horizontalement sur le pot vibrant à l'aide d'un support adapté (figure 3.1b). Les mesures sont assurées par un vibromètre laser différentiel permettant d'obtenir directement le "déplacement membrane" par rapport au support. Le premier laser est focalisé au centre de celle-ci et le second est focalisé sur le corps rigide du dispositif afin d'obtenir une mesure relative entre les deux points.

3.2.3 Mesures électriques

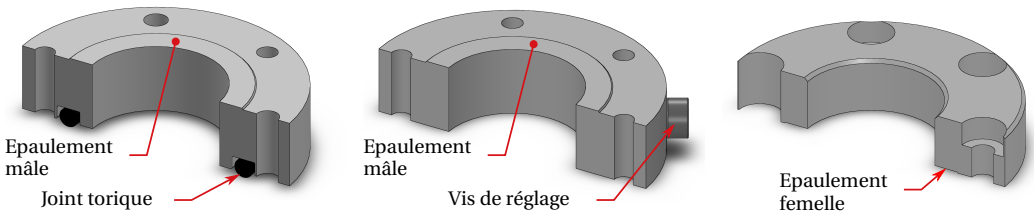
Les mesures électriques consistent à enregistrer la tension électrique et/ou le courant électrique produit par le générateur connecté à une résistance de charge durant la sollicitation. Dans le cas d'un courant faible (<1 mA), comme pour les générateurs piézoélectriques développés, il est impossible de mesurer le courant électrique avec le matériel de mesures dont nous disposons. Il est alors nécessaire de mesurer la tension électrique aux bornes de la résistance de charge connectée au générateur lors de la sollicitation. Le signal de mesure est amplifié, filtré avant d'en extraire la valeur efficace. Si le signal d'intensité du courant est supérieur à 1 mA, comme les générateurs électromagnétiques, il est alors possible de connecter au microcontrôleur une sonde de courant afin d'effectuer la mesure. La variation de la résistance de charge est effectuée par une boite à octaves de résistances de charge pilotée également par le script Matlab via un microcontrôleur. Il est possible de commuter des résistances de charge de 0.8 Ω à 14 MΩ.

3.3 Réalisation du résonateur inertiel

Dans le but de valider le modèle théorique présenté dans le chapitre précédent (section 2.2), un résonateur inertiel a été réalisé. Cette réalisation a mis en évidence la nécessité de lever différents verrous technologiques afin de proposer une solution viable pour répondre aux différentes hypothèses de modélisation. Les solutions technologiques apportées et la sélection des matériaux permettent l'obtention d'une conception et d'un prototype en relation avec la modélisation. La validation de l'assemblage de la structure de type "Hybrid Fluid Diaphragm" est un jalon essentiel dans la réalisation finale des générateurs.

3.3.1 Structure et assemblage

La forme globale cylindrique du résonateur a été choisie pour sa simplicité et pour minimiser les contraintes d'assemblages supplémentaires que l'on pourrait obtenir avec une géométrie prismatique, par exemple. Le corps du résonateur est composé de quatre éléments (figure 3.3) : deux parties centrales appelées demi-corps et deux parties extérieures appelées culasses. La hauteur des deux demi-corps détermine le volume de la colonne de fluide. L'un est équipé d'un joint torique assurant l'étanchéité à l'assemblage (figure 3.3a). Les deux culasses ont pour rôle d'assurer l'encastrement des membranes sur les demi-corps via l'épaulement (figure 3.3c). L'écrasement du film polymère assure l'étanchéité à l'interface.



(a) Demi-corps avec joint *(b) Demi-corps avec vis* *(c) Culasse*

Figure 3.3 – Conception des éléments constituants l'HFD Kapton®

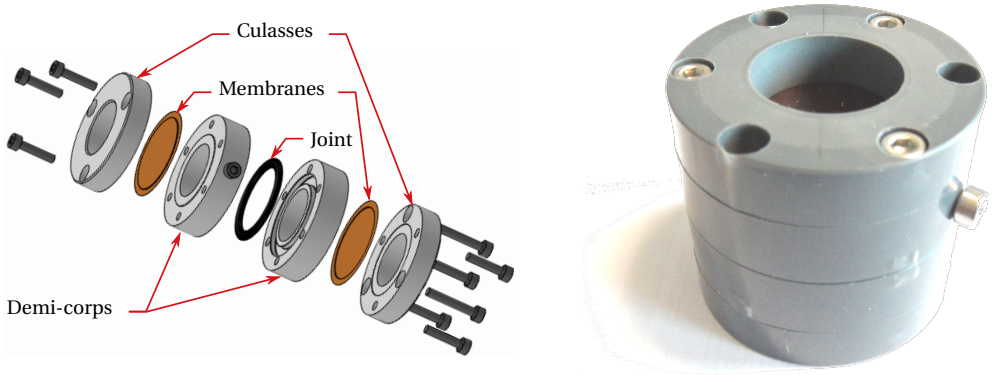
La solution retenue pour l'assemblage des différents éléments est une solution vissée. Le maintien en position est assuré par des vis M3. Bien qu'elle nécessite plus de matière pour le positionnement des vis, comparée à une solution clipsée, elle peut être intéressante lors d'une

industrialisation. Cette solution démontable permet de tester différentes configurations : matériaux et épaisseurs des membranes, hauteur totale de fluide. Par exemple, afin de pouvoir effectuer des tests avec des volumes de fluide différents, une entretoise équipée d'un joint peut être positionnée entre les deux demi-corps.

La figure 3.4a montre la vue éclatée de l'assemblage de l'HFD Kapton®. La procédure d'assemblage du prototype est réalisée en trois étapes majeures :

A. Encastrement des membranes : l'encastrement des membranes est réalisé hors fluide par assemblage des culasses sur les demi-corps emprisonnant les membranes entre les deux. L'épaulement et le serrage de trois vis, réparties uniformément autour de l'axe de la structure, garantissent le maintien en position des membranes. Les nouveaux éléments sont appelés demi-HFD. Ces éléments sont alors déposés dans un dessiccateur rempli de glycérine.
B. Dégazage du fluide : la phase de dégazage du fluide consiste à extraire les bulles d'air emprisonnées dans celui-ci par dépression. Le dessiccateur est refermé afin de créer un vide d'air dans l'enceinte à l'aide d'une pompe à vide.
C. Assemblage final en immersion dans le fluide : l'assemblage final assure l'encapsulage du fluide entre les membranes. Après un rétablissement de la pression atmosphérique dans le dessiccateur, l'assemblage en immersion est réalisable. Le serrage de trois vis, réparties également uniformément autour de l'axe de la structure, rend solidaire les deux demi-HFD. Les vis sont en contact sur la surface extérieure d'un demi-corps, de cette manière l'assemblage final ne modifie pas la pré-tension et l'encastrement des membranes. Lors du serrage des vis, le joint d'étanchéité est alors comprimé, cela engendre une augmentation de la pression interne.

Cette procédure assure d'obtenir une structure proche des exigences souhaitées. Le détail de celle-ci est donné dans la section suivante (tableau 3.1). La figure 3.4b montre l'HFD Kapton® assemblé et rempli de glycérine. Le volume actif de l'HFD, défini par le volume de fluide et des membranes, est de 6.36 cm^3. Le volume total, défini par le volume extérieur de la structure, est de 47.75 cm^3.



(a) Vue éclatée de l'assemblage *(b) Prototype*

Figure 3.4 – Résonateur inertiel HFD Kapton®

3.3.2 Matériaux et géométries

Cette structure (figure 3.4) est un assemblage de quatre éléments :

- Le corps du résonateur : il est composé de quatre éléments rigides en PVC pour une réalisation simple d'un prototype.
- Deux membranes polymères : elles sont découpées dans un film de Kapton® 500 HN [Dupont].
- Un fluide incompressible : la densité élevée et l'absence d'eau dans la glycérine végétale à 99 % ont orienté notre choix. La présence d'eau dans un fluide dissout l'oxygène de l'air et rend la tâche de dégazage impossible.

Les premières simulations ont permis de déterminer les propriétés géométriques du résonateur. La cible était d'obtenir une fréquence de résonance du système comprise entre 100 Hz et 200 Hz. Ces paramètres géométriques et les propriétés matériaux de l'HFD Kapton® sont répertoriés dans le tableau 3.1.

Propriétés des membranes (Kapton® 500 HN)			
Rayon R	10 mm	Épaisseur h	127 µm
Module d'élasticité E	2.5 GPa	Coefficient de Poisson ν	0.34
Propriétés du fluide (Glycérine végétale)			
Hauteur H	20 mm	Densité ρ_{fluide}	1262 kg/m^3

Tableau 3.1 – Paramètres géométriques et matériaux de l'HFD Kapton®

3.3.3 Exigences

Deux exigences majeures sont nécessaires à l'obtention du comportement souhaité de l'oscillateur : les membranes doivent être de géométries cylindriques et planes ; la colonne de fluide doit être incompressible. Celles-ci donnent lieu à trois verrous technologiques :

A. L'encastrement des films doit être maîtrisé (géométrie, homogénéité).
B. Les surfaces des membranes doivent être planes.
C. Le fluide doit être dépourvu de bulle de gaz.

Pour lever ces verrous, différentes solutions technologiques ont été mises en œuvre :

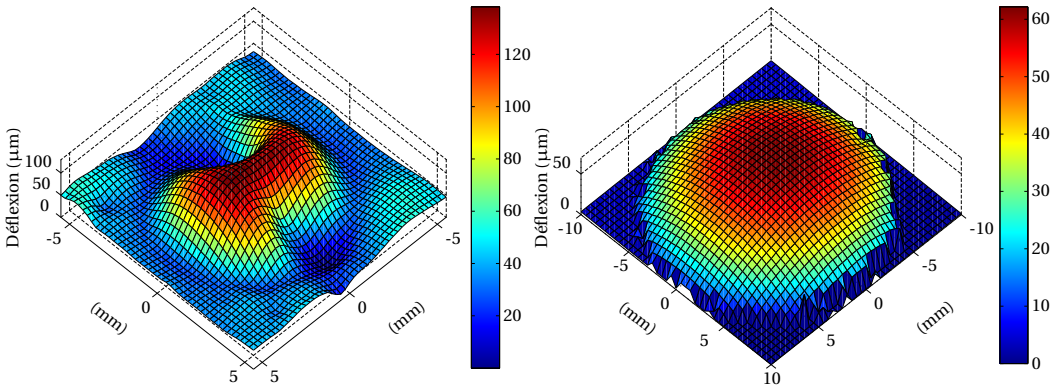
- Pour assurer l'encastrement d'une membrane circulaire (A) et de leur planéité (B), une solution s'inspirant de la tension des peaux de tambours a été choisie. Elle consiste à réaliser un épaulement sur la portée des films afin d'engendrer une pré-tension. Cette pré-tension des membranes est prise en compte par le modèle (coefficient n de l'équation 2.27). Cet assemblage a également comme avantage de favoriser un serrage homogène et donc d'éviter les déformations de type plissements ou froissements (figure 3.5a) [Formosa2013]. La hauteur de l'épaulement conditionne la pré-tension des membranes. Plus la hauteur est importante plus les membranes seront tendues, ce qui augmente la raideur de pré-tension (n) de celles-ci (figure 3.3c).

– Les défauts de planéité des membranes (B) peuvent être engendrés par une déformation statique associée à la pression interne du fluide (figure 3.5b). En effet, des variations de volume apparaissent lors du serrage de l'assemblage et de la déformation des pièces souples (joint d'étanchéité notamment). Pour éviter les déformations statiques initiales, une vis de réglage sur le corps du résonateur permet d'ajuster le volume de fluide et ainsi d'équilibrer la pression interne (figure 3.3b).

– Pour obtenir un fluide exempt de gaz (C), il est nécessaire d'effectuer un dégazage préalable de celui-ci avant de le confiner dans le dispositif. Il faut également assurer une étanchéité pour empêcher les pertes de fluide ou une entrée d'air dans le système. Plusieurs étanchéités sont à assurer, entre les culasses et les demi-corps, d'une part, et entre les deux demi-corps, d'autre part. Le premier est assuré par les films polymères lors du serrage dans l'épaulement et le second par un joint torique (figure 3.3a).

Les mesures topologiques sont réalisées à l'aide d'une machine de mesure de surface Altisurf© 520 conçue par Altimet. Cette machine peut embarquer différentes technologies de capteurs sans ou avec contact (confocal chromatique, interférométrie, palpeur inductif...). Pour notre application, nous avons utilisé un capteur confocal chromatique dont la résolution maximale est de 0.5 nm. Ce capteur utilise un faisceau de lumière blanche balayant bidirectionnellement la surface à analyser.

La mesure topologique présentée figure 3.5a a été réalisée dans le cadre de travaux préliminaires sur l'HFD [Formosa2013]. Les membranes étaient collées sur le corps du dispositif ne garantissant pas un encastrement homogène. Les observations montrent un décollement des membranes, une surface non plane et une déflexion maximale de 138 µm pour une structure de diamètre 9 mm. La mesure de la figure 3.5b correspond à la mesure de l'HFD Kapton® dont l'encastrement des membranes est homogène. Le fluide de l'HFD mesuré est en légère surpression se traduisant par une déflexion maximale de 62,4 µm. La répartition de la déflexion est plus homogène et moindre que la solution précédente.



(a) Membrane collée *(b) HFD membrane encastrée*

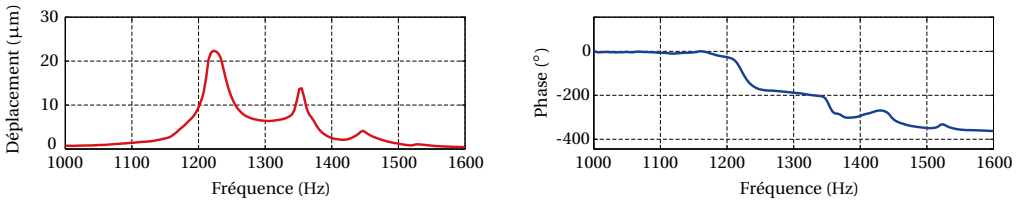
Figure 3.5 – Mesures topologiques de membranes Kapton®

3.4 Caractérisation expérimentale du résonateur inertiel

L'HFD Kapton® a permis d'apporter des solutions techniques afin de valider le modèle analytique formulé dans la section 2.2. De plus, le comportement mécanique d'une membrane seule peut être réalisé. Cette étude est effectuée sur le banc de test présenté dans la section 3.2.2. L'amplitude de déplacement du centre des membranes est relevée en fonction de la fréquence. Ainsi, il est possible d'observer la réponse mécanique linéaire et d'effectuer une comparaison entre une membrane encastrée de Kapton® et un HFD Kapton®.

3.4.1 Comportement mécanique d'une membrane seule

Cette étude consiste à caractériser le comportement mécanique d'une membrane circulaire de Kapton® encastrée. La géométrie est détaillée dans le tableau 3.3 (R et h). La figure 3.6 présente l'amplitude et la phase des déplacements du centre de la membrane en fonction de la fréquence de sollicitation, pour une accélération de 5 g. La plage des fréquences d'excitations s'étend de 1000 Hz et 1600 hertz avec une répartition logarithmique croissante.



(a) Amplitude de déplacement *(b) Phase*

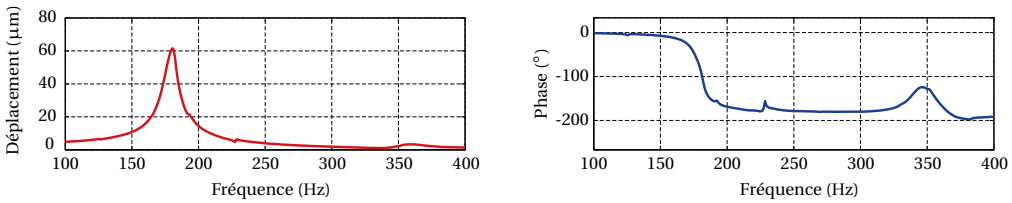
Figure 3.6 – Spectre d'amplitude de déplacement et de phase d'une membrane encastrée de Kapton®

On peut observer figure 3.6a, un premier mode de résonance (f_0) à 1222.3 Hz suivi d'un second et d'un troisième pic d'amplitude de déplacement. Le comportement linéaire du premier mode nous permet de quantifier le facteur de qualité (Q) qui est de 40.91 . La bande passante mécanique BP_{meca} est de 29.88 Hz. L'amplitude de déplacement maximum est X_{max} = 22.49 µm. Le second mode de vibration (f_2) aux alentours de 1355 Hz, dont l'amplitude de déplacement est plus faible. Le troisième pic est aux alentours de 1447 Hz mais ne correspond pas à un mode principal de résonance. Ces observations sont confirmées par les deux sauts de phase successifs d'une valeur d'angle de π représentées par la figure 3.6b. Le second saut étant moins marqué à cause des variations de phases induites par le troisième pic d'amplitude.

3.4.2 Comportement mécanique de l'HFD Kapton®

Cette étude consiste à caractériser le comportement mécanique d'une HFD Kapton® dont la géométrie est détaillée dans le tableau 3.3 (R, h et H). La gamme d'étude en fréquence est répartie de manière logarithmique entre 100 Hz et 400 Hz. Les mesures de l'amplitude de déplacement et de la phase, en fonction de la fréquence et pour une accélération de 3 g, sont présentées figure 3.7.

On peut observer figures 3.7a et 3.7b que, dans cette gamme de fréquences, seul le premier mode de vibration est présent. Pour une accélération "faible", le comportement mécanique est linéaire avec une fréquence de résonance f_1 de 180.25 Hz. L'amplitude maximale de déplacement (X_{max}) est de 61.66 µm. Le facteur de qualité(Q) est de 18.38 . Ce facteur permet de calculer le coefficient d'amortissement (d de l'équation 2.25). La bande passante mécanique est BP_{meca} = 9.81 Hz. Un second pic d'amplitude faible à 356.34 Hz ne correspond pas au second mode de résonance en vue de l'allure de la phase, mais à un mouvement parasite.



(a) Amplitude de déplacement *(b) Phase*

Figure 3.7 – Spectre d'amplitude de déplacement et de phase de l'HFD Kapton®

La raideur globale du générateur est composée de la raideur naturelle (k) et de la pré-tension des membranes (n). Avec le comportement mécanique linéaire, il est possible d'identifier la raideur globale ($k+n$), mais il est difficile de déterminer la valeur de ces deux composantes indépendamment. La difficulté réside dans la détermination de n. Il serait possible de faire une étude expérimentale en faisant varier la géométrie de l'encastrement afin de déterminer une loi de comportement de la raideur en fonction des paramètres géométriques de la solution d'encastrement. Nous avons choisi d'estimer la valeur du paramètre n en utilisant la valeur de la raideur naturelle des membranes ($k = 97.3$ N/m) et de la masse de fluide ($m_{mf} = 0.531$ mg) déterminées analytiquement par le modèle. En utilisant les équations 2.27 et 2.24, la raideur de la pré-tension des membranes est estimée à $n = 584.39$ N/m et la fréquence naturelle (f_0) associée à 180.33 Hz.

3.4.3 Analyse et conclusion

En comparant ces résultats, on observe bien la chute importante et recherchée de la fréquence de résonance du premier mode de vibration. L'apport d'inertie au système par le fluide permet de passer d'une résonance de 1222.3 Hz pour une membrane seule de Kapton® à une fréquence de résonance de 180.25 Hz pour une structure HFD Kapton®. En revanche, l'amortissement associé à la présence de fluide est non négligeable. Il a pour effet négatif de diminuer l'amplitude de déplacement, mais il a pour effet positif d'élargir la plage d'utilisation du générateur grâce à l'augmentation de la bande passante.

3.5 Réalisation des générateurs inertiels piézoélectriques

La structure globale des HFD piézoélectriques est similaire à la structure de l'HFD Kapton® présentée dans la section 3.3. Le couplage électromécanique est assuré par des films électroactifs piézoélectriques garantissant une souplesse similaire au polymère. L'utilisation d'un film polymère permet de garder une simplicité du système.

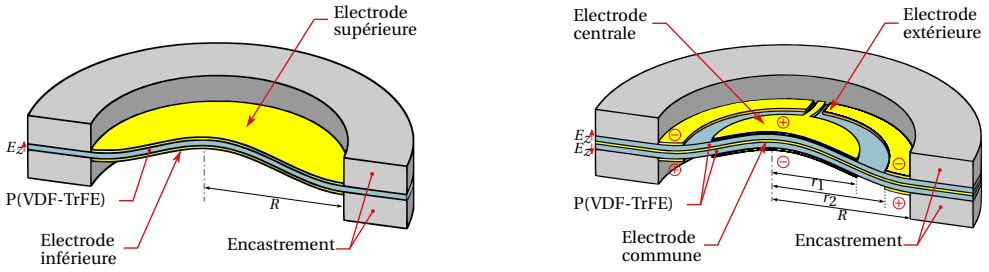
3.5.1 Structure et assemblage

Structure des membranes piézoélectriques

Les deux modèles théoriques électromécaniques exploitant chacun des sollicitations différentes (section 2.5.2 et 2.5.3) ont permis de concevoir deux types de structures de membranes piézoélectriques différentes :

A. Les membranes monomorphes : une structure dont l'intérêt majeur réside dans sa simplicité et permettant l'extraction de l'énergie électrique produite lorsque les membranes sont soumises à de grandes déformations. La figure 3.8a montre la conception des membranes monomorphes réalisées. Un électrodage complet des surfaces libres des membranes est réalisé.

B. Les membranes bimorphes : une architecture plus complexe et structurée qui est utilisée afin d'extraire de manière optimale l'énergie électrique lorsque les membranes sont soumises à de faibles amplitudes de déplacement. La figure 3.8b représente la conception des membranes bimorphes réalisées. Le modèle théorique a déterminé une géométrie optimale de l'électrodage en fonction du rayon (R) des membranes. Les rayons des électrodes (disque central et anneau externe) sont $r_1 = R\sqrt{1/3}$ et $r_2 = R\sqrt{2/3}$. Ces dimensions correspondent à une surface d'électrode égale entre le disque et l'anneau, garantissant des capacités électriques équivalentes. La zone dépourvue d'électrode correspond à une zone où les déformations induites par la flexion sont nulles. Sa largeur doit être suffisante pour garantir une bonne isolation électrique entre les électrodes.



(a) Membrane monomorphe *(b) Membrane bimorphe*

Figure 3.8 – Principe et conception des membranes monomorphes et bimorphes

Matériaux

Ces nouvelles structures utilisent les mêmes matériaux pour la réalisation du corps de l'HFD et le fluide (glycérine). Les membranes électro-actives sont obtenues à partir d'un copolymère semi-cristallin ferroélectrique : le Poly[(VinyliDeneFluoride-co-TriFluoroEthylene], plus communément appelé P(VDF-TrFE). Le P(VDF-TrFE) utilisé est de rapport molaire 70 % de VinyliDeneFluoride et 30 % de TriFluoroEthylene. Ce matériau propose une élasticité plus faible que le PVDF et de meilleures performances piézoélectriques que le Polyamide PI ou le Parylene-C [Ramadan2014]. Nous avons fait le choix de réaliser les membranes au Laboratoire de Génie Électrique et Ferroélectricité (LGEF) de l'INSA de Lyon. Les propriétés mécaniques, piézoélectriques et diélectriques du P(VDF-TrFE) réalisées sont proches des propriétés du matériau du commerce [PiezoTech] (tableau 3.2).

	Caractéristique	P(VDF-TrFE) LGEF	P(VDF-TrFE) Piezotech
Méca	E (MPa)	1000	1000
	ν	0.34	0.32
Piézo	d_{33} (pC/N)	-18	-20
	d_{31} (pC/N)	-4.3	-6
Diélec	ε_{33} (à 100 Hz)	8.25	8
	$\tan\delta$ (à 100 Hz)	0.0164	0.016

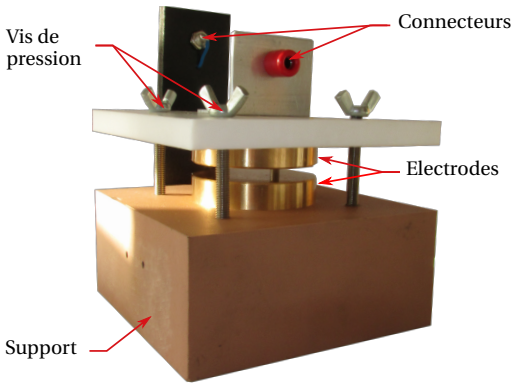
Tableau 3.2 – Comparaison entre le P(VDF-TrFE) réalisé au LGEF et le P(VDF-TrFE) commercial (Piezotech)

Réalisation du film P(VDF-TrFE)

On détaille ici les étapes de la réalisation des films piézoélectriques. Pour réaliser les films de P(VDF-TrFE), il faut, dans un premier temps, créer une solution de copolymère à 14 % en dissolvant du P(VDF-TrFE) synthétisé sous forme de poudre ou granulés dans du 2-Butanone. Après agitation à 80 °C pendant 30 min, la solution est refroidie afin d'être étirée sur une plaque de verre à l'aide d'un couteau applicateur réglé à la hauteur désirée ou coulée dans un cristallisoir. Une fois le solvant évaporé, les films sont étuvés à 135 °C pendant 5 min pour changer la structure du matériau de façon à passer d'un état amorphe à un état semi-cristallin. Dans l'état, les films sont ferroélectriques (figure 3.9a) et doivent être polarisés afin de leur donner leurs propriétés piézoélectriques.

La polarisation est effectuée sous un champ électrique alternatif (200 $V_{cc}/\mu m$ à 100 mHz) afin de réaliser plusieurs cycles et d'obtenir des films aux caractéristiques attendues. Une fois le nombre de cycles désiré atteint, le chargement électrique est interrompu pour une tension maximale de polarisation. Le dispositif de polarisation utilisé a une capacité maximum de 20 kV_{cc}, ce qui nous permet de polariser des films d'épaisseur maximale de 100 µm. À ces niveaux de tension électrique, les risques de claquage des films sont très importants. Lors de la polarisation, le champ électrique appliqué modifie l'agencement cristallin, créant ainsi des contraintes dans le matériau déformant la structure globale et la géométrie des films. Il est alors préférable de contraindre les films à l'aide d'une presse de polarisation, réalisée par nos soins (figure 3.9b), garantissant une planéité et des caractéristiques piézoélectriques homogènes. Après polarisation, les films sont piézoélectriques, mais nécessitent une étape de métallisation pour réaliser les électrodes. Cette étape est effectuée à l'aide d'un métalliseur projetant une fine couche d'or sur les films de P(VDF-TrFE), préalablement masqués pour obtenir la géométrie désirée.

(a) Film de P(VDF-TrFE) ferroélectrique



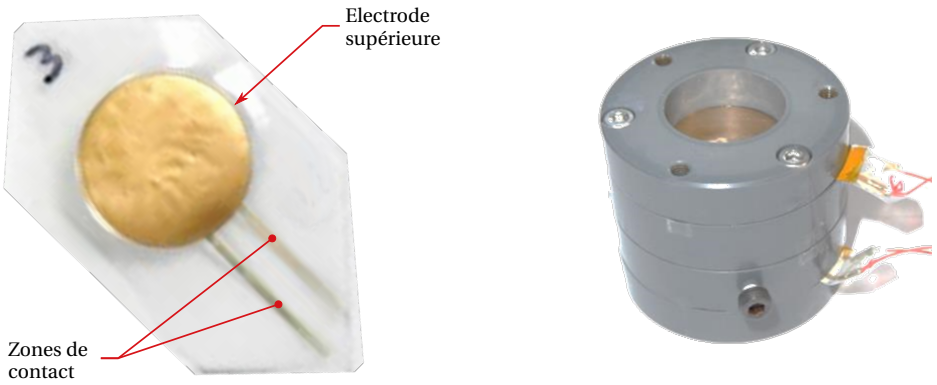
(b) Presse de polarisation

Figure 3.9 – Photo de réalisation des films de P(VDF-TrFE)

Prototype de l'HFD monomorphe

Le protocole d'assemblage du prototype de l'HFD monomorphe est le même que présenté dans la section 3.3.1. La géométrie du corps est la même que celle du résonateur Kapton®. Les films de P(VDF-TrFE) d'épaisseur 84 µm, réalisés selon la procédure décrite dans la section 3.5.1, viennent à la place des films de Kapton®. Les volumes sont donc proches de ceux du prototype de l'HFD Kapton® et l'ensemble des paramètres géométriques du générateur inertiel piézoélectrique monomorphe sont répertoriés dans le tableau 3.3. La structure des films définie dans la section 3.5.1 nous permet de réaliser un électrodage simple composé d'un disque d'or de chaque côté du film (figure 3.9a) et de deux pistes pour pouvoir connecter les membranes à la chaine de mesure via les connecteurs souples. La figure 3.10a montre la réalisation

des membranes monomorphes. Il est possible d'observer un effet boursouflé de la membrane, ceci est dû à l'utilisation d'une électrode de la presse au diamètre de l'électrodage des films lors de la polarisation. Comme expliqué précédemment, des contraintes se créent dans le matériau à l'interface du bord libre de l'électrode et du film créant des déformations permanentes du matériau. Après assemblage, les films retrouvent un aspect plan comme le montre la figure 3.10b représentant le prototype réalisé de l'HFD monomorphe.



(a) Membrane piézoélectrique monomorphe *(b) Prototype HFD monomorphe*

Figure 3.10 – Générateur inertiel HFD P(VDF-TrFE) monomorphe

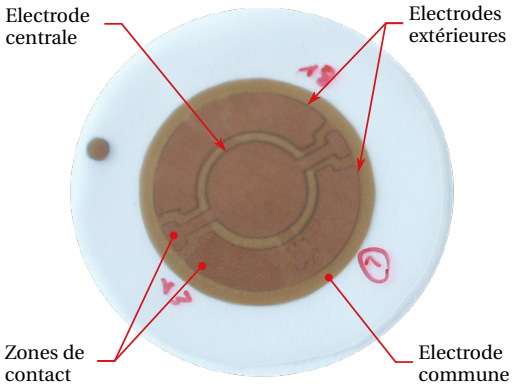
Prototype de l'HFD bimorphe

Le corps de l'HFD bimorphe est similaire au corps de l'HFD monomorphe et utilise le même protocole d'assemblage. Les différences résident dans l'utilisation de films plus épais et d'une entretoise supplémentaire afin d'augmenter le volume de fluide dans l'optique d'obtenir une fréquence de résonance et des performances électriques similaires au générateur monomorphe. Les paramètres géométriques du générateur piézoélectrique bimorphe ont été déterminés par le modèle analytique (section 2.5.3) et sont également répertoriés dans le tableau 3.3.

La structure complexe des membranes bimorphes (section 3.5.1) contraint à réaliser deux films d'une épaisseur d'environ 62 µm. L'électrodage est différent des deux côtés des films. Le premier côté est composé de deux électrodes : un disque central et un anneau extérieur séparé en deux. Le disque central a deux pistes allant vers l'extérieur de la membrane et l'anneau a un rayon extérieur supérieur au rayon utile de la membrane ($R_{ext_anneau} > R$) afin d'obtenir des surfaces en connexion avec les contacts souples se trouvant dans la zone d'encastrement. La figure 3.11a détaille l'électrodage.

Sur le second côté du film, un simple disque est réalisé, dont son rayon est supérieur au rayon extérieur de l'anneau ($R_{electrode_centrale} > R_{ext_anneau}$). Il faut prendre soin du sens de polarisation pour l'électrodage afin de se trouver dans la configuration d'une structure bimorphe en série. Les deux films sont alors collés en prenant soin de laisser une zone dépourvue de colle sur le pourtour des électrodes centrales afin de créer le contact lors de l'encastrement de la membrane. On obtient ainsi des membranes bimorphes d'une épaisseur totale de 125 µm. La figure 3.11b montre le prototype bimorphe final assemblé.

La surface des deux électrodes diffèrent de la géométrie théorique induisant une différence dans les capacités électriques. La capacité théorique d'un des deux films composant une membrane est de $C_{0_th} = 63.1$ pF et la mesure expérimentale nous donne $C_{0_exp} = 117$ pF.



(a) Membrane piézoélectrique bimorphe

(b) Prototype HFD bimorphe

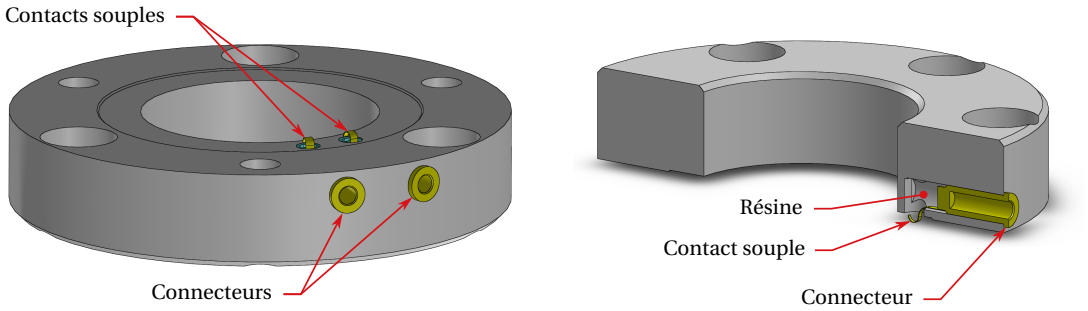
Figure 3.11 – Générateur inertiel HFD P(VDF-TrFE) bimorphe

Attribut	Nom	Valeur HFD monomorphe	Valeur HFD bimorphe
Rayon des membranes	R	10 mm	10 mm
Épaisseur des membranes	h	84 µm	125 µm
Hauteur de fluide	H	20 mm	40 mm
Volume de matériau actif	V_{actif}	0.053 cm^3	0.078 cm^3
Volume utile	V_{utile}	6.34 cm^3	12.64 cm^3
Volume total	V_{total}	47.75 cm^3	75.39 cm^3

Tableau 3.3 – Paramètres géométriques des générateurs inertiels piézoélectriques

3.5.2 Exigences

Une difficulté supplémentaire réside dans la connexion électrique des électrodes. Celle-ci est assurée par des contacts souples à l'interface des films et du corps en PVC. La figure 3.12 montre l'intégration des connecteurs dans les demi-corps et les culasses. Il s'agit de connecteurs de carte SIM soudés à des microfiches bananes avant d'être scellés dans le PVC à l'aide d'une résine bicomposant.



(a) Culasses avec contacts électriques *(b) Vue en coupe du contact électrique*

Figure 3.12 – Conception de l'interface de connexion, film électro-actif et chaine de mesure

3.6 Caractérisation du générateur piézoélectrique monomorphe

La caractérisation expérimentale complète du générateur inertiel piézoélectrique monomorphe est décomposée en trois études :

A. Le comportement mécanique : les mesures mécaniques sont réalisées selon la méthode décrite dans la section 3.2.2. La plage de fréquences utilisée pour la caractérisation s'étend de 80 Hz à 140 Hz selon une répartition logarithmique. Pour observer l'évolution du comportement mécanique, le générateur a été sollicité à différents niveaux d'accélération (0.5 g, 1 g, 1.5 g, 2.5 g, 4 g et 6 g) afin d'observer son comportement linéaire, transitoire et non linéaire.

B. Le comportement électrique : les mesures électriques sont effectuées simultanément avec les mesures mécaniques afin d'obtenir une parfaite synchronisation des données. Les données sont obtenues selon la méthode décrite dans la section 3.2.3. La gamme de résistance de charge utilisée pour observer les variations de tension est distribuée de manière logarithmique et s'étend de 0.6 MΩ à 14 MΩ. Les deux membranes de l'HFD monomorphe sont considérées similaires. Ainsi, une seule des deux membranes sera utilisée pour recueillir les données.

C. La puissance disponible calculée : la puissance récupérée par le générateur est évaluée selon la relation $P = U^2/R$ où U est la valeur efficace de la tension électrique fournie par le générateur aux bornes d'une résistance R. La résistance de charge variable permet de quantifier la puissance dissipée afin de dresser une cartographie du domaine de fonctionnement du générateur HFD. La bande passante est définie comme la plage de fréquences où la moitié de la puissance maximale est disponible à la résistance de charge optimale. La puissance totale du générateur HFD monomorphe est le double de la puissance calculée sur une membrane.

3.6.1 Comportements mécaniques de l'HFD monomorphe

Comportements linéaires

Le générateur est testé, dans un premier temps, pour de faibles accélérations (0.5 g et 1 g). Les mesures sont présentées figures 3.13a et 3.13b.

Dans le chapitre précédent (figure 2.13), l'étude comparative entre les effets linéaires ($k+n$) et non linéaires (b) sur le déplacement en fonction du niveau d'accélération a déterminé une limite (1.3 g) à ne pas dépasser pour obtenir un comportement mécanique linéaire. Les niveaux d'accélération présentés dans cette section sont suffisamment faibles pour être en dessous de cette limite. L'influence de la force de raideur non linéaire peut alors être considérée comme négligeable. On peut noter que le comportement mécanique évolue faiblement en fonction de la résistance de charge, se traduisant par un couplage électromécanique très faible.

Pour une accélération de 0.5 g (figure 3.13a), l'amplitude maximale de déplacement est de $X_{max@0.5g} = 72.79$ µm pour une fréquence de résonance de $f_{@0.5g} = 116.17$ Hz. Le facteur de qualité est de $Q_{@0.5g} = 5.27$, traduisant un fort amortissement.

Pour une accélération de 1 g (figure 3.13b), le comportement est proche du précédent. L'amplitude maximale est de $X_{max@1g} = 144.43$ µm pour une fréquence de résonance de $f_{@1g} = 111.28$ Hz. Le facteur de qualité de $Q_{@1g} = 5.01$.

En utilisant l'équation 2.27, les valeurs théoriques de la masse inertielle de fluide $m_{mf} = 0.531$ mg et de la raideur naturelle $k = 74.86$ N/m, les raideurs de pré-tension des membranes du générateur sont estimées. Pour le premier cas, la raideur est $n_{@0.5g} = 199.29$ N/m et pour le second, $n_{@1g} = 177.43$ N/m. On peut admettre que la raideur de pré-tension moyenne des membranes du générateur HFD monomorphe est $n = 188.36$ N/m. Les fréquences naturelles associées sont également proches ($f_{0@0.5g} = 116.69$ Hz et $f_{0@1g} = 111.94$ Hz).

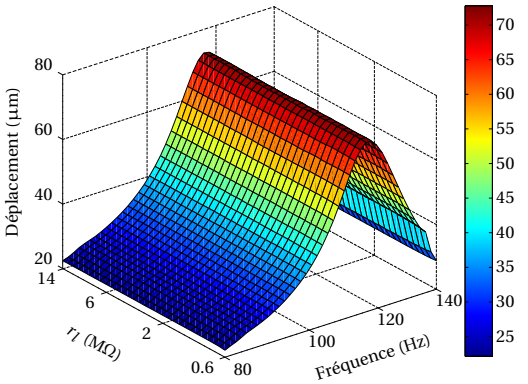
Si le comportement était parfaitement linéaire l'écart relatif entre les fréquences, les facteurs de qualité et les valeurs de pré-tension devrait être nul. En revanche avec une accélération plus forte, la fréquence de résonance diminue de 4.2 % et le facteur de qualité diminue de 4.9 %. La raideur subit une diminution non négligeable de 20 %. Ces observations traduisent un début d'effet "assouplissant" au lieu d'un effet "raidissant" attendu à un niveau d'accélération plus élevé.

Comportements transitoires

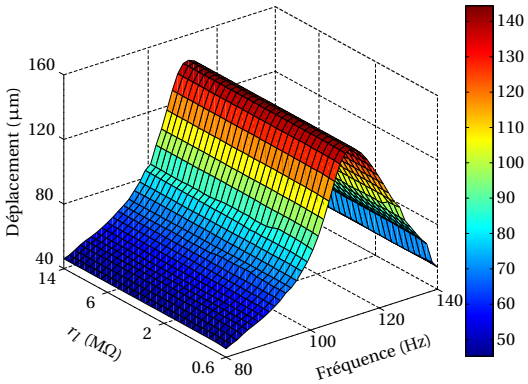
Le générateur a été testé pour des niveaux moyens d'accélération (1.5 g et 2.5 g) afin d'observer le comportement mécanique faiblement non linéaire de l'HFD monomorphe. Les mesures sont présentées par les figures 3.13c et 3.13d. Dans le chapitre précédent, le modèle a mis en évidence, pour ces niveaux d'accélération, un comportement faiblement non linéaire raidissant. Les premières observations vont à l'encontre des prédictions.

Pour une accélération de 1.5 g (figure 3.13c), le comportement mécanique non linéaire est de type "assouplissant". Cet effet est à l'opposé des prédictions. L'effet est très prononcé, une rupture franche de l'amplitude vers les basses fréquences est observable et permet de déterminer une fréquence critique à $f_{c@1.5g} = 103.58$ Hz. L'amplitude maximale de déplacement associée est de $X_{max@1.5g} = 217.42$ µm.

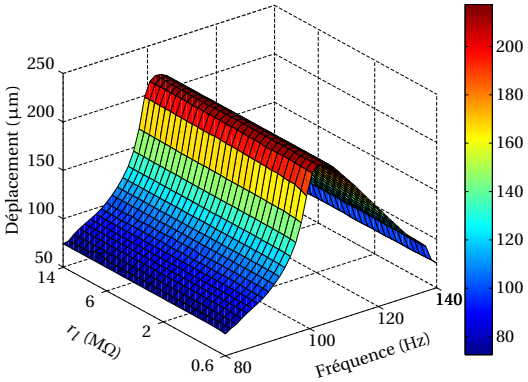
Pour une accélération de 2.5 g (figure 3.13d), le comportement est proche d'un comportement linéaire. Les effets raidissants et assouplissants semblent se compenser créant un amortissement supérieur ($Q_{@2.5g} = 3.61$) au cas purement linéaire. Par la suite, nous appellerons cet état pseudo linéaire : comportement mécanique transitoire. L'amplitude maximale est de $X_{max@2.5g} = 288.42$ µm pour une fréquence de résonance de $f_{@2.5g} = 108.13$ Hz. Il est possible de déterminer la raideur de pré-tension des membranes $n_{@2.5g} = 170.35$ Nm et une fréquence naturelle $f_{0@2.5g} = 110.04$ Hz.



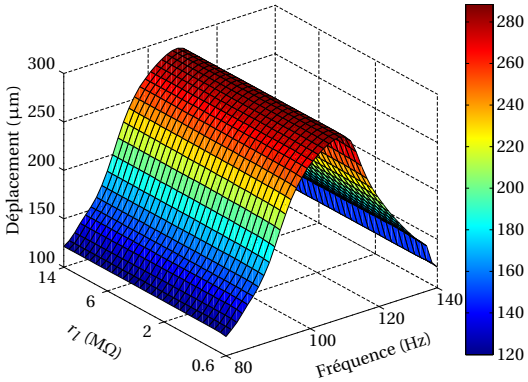
(a) Comportement linéaire à 5 m/s^2



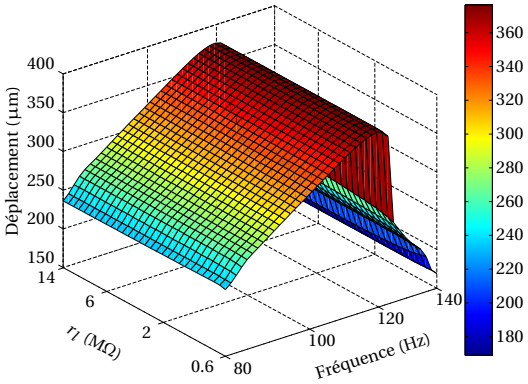
(b) Comportement linéaire à 10 m/s^2



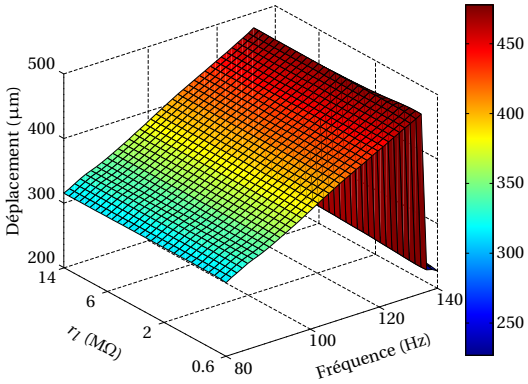
(c) Comportement transitoire à 15 m/s^2



(d) Comportement transitoire à 25 m/s^2



(e) Comportement non linéaire à 40 m/s^2



(f) Comportement non linéaire à 60 m/s^2

Figure 3.13 – Comportements mécaniques du générateur monomorphe

Comportements non linéaires

Le générateur a été testé pour des niveaux élevés d'accélération (4 g et 6 g) afin d'observer le comportement mécanique non linéaire de l'HFD monomorphe. Les mesures sont présentées sur les figures 3.13e et 3.13f. Le modèle prévoit un comportement fortement raidissant, où la rupture brutale du déplacement du côté des hautes fréquences est très marquée. Les résultats expérimentaux sont en accord avec le modèle. L'élargissement de la bande passante est très important.

Pour une accélération de 4 g (figure 3.13e), la fréquence critique est de $f_{c@4g} = 119.56$ Hz pour une amplitude maximale de déplacement de $X_{max@4g} = 376.51$ µm.

Pour une accélération de 6 g (figure 3.13f), la réponse mécanique est proche du comportement précédent. La fréquence critique est $f_{c@6g} = 132.21$ Hz pour une amplitude maximale de déplacement de $X_{max@6g} = 477.92$ µm.

3.6.2 Comportements électriques de l'HFD monomorphe

Comportements à faibles accélérations

Les mesures des valeurs efficaces de la tension électrique du générateur ont été réalisées pour de faibles niveaux d'accélération (0.5 g et 1 g). Ces mesures sont présentées sur les figures 3.14a et 3.14b.

D'après le modèle théorique, une tension quasiment nulle est associée à ces niveaux d'accélération. Les premières observations vont à l'encontre des prédictions. Les tensions électriques ne sont pas nulles malgré une sollicitation en flexion pure de la membrane. Selon l'axe des fréquences, l'allure de la tension électrique suit l'évolution des déplacements du centre de la membrane, il est donc possible de déterminer la fréquence de résonance de cette manière. Selon l'axe des résistances de charge, la tension augmente avec la valeur de la résistance de charge.

Les valeurs maximales des tensions observables dans la figure 3.14a et la figure 3.14b sont respectivement $V_{max@0.5g} = 1.21$ V et $V_{max@1g} = 2.26$ V à la résonance et pour une résistance de charge maximale de $R_{max} = 14$ MΩ.

Comportements à moyennes accélérations

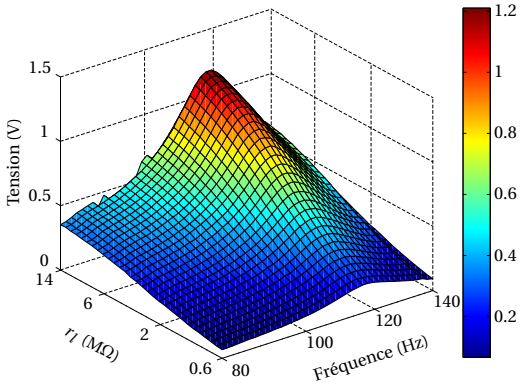
Pour le cas particulier des moyennes accélérations (1.5 g et 2.5 g), les mesures de tension électrique confirment les observations formulées sur le comportement mécanique (section 3.6.1). Ces mesures sont présentées par les figures 3.14c et 3.14d.

Pour une accélération de 1.5 g (figure 3.14c), on retrouve l'effet assouplissant avec la rupture brutale de tension du côté des basses fréquences. La tension maximale mesurée est de $V_{max@1.5g} = 3.08$ V à la fréquence critique et à la résistance de charge maximale.

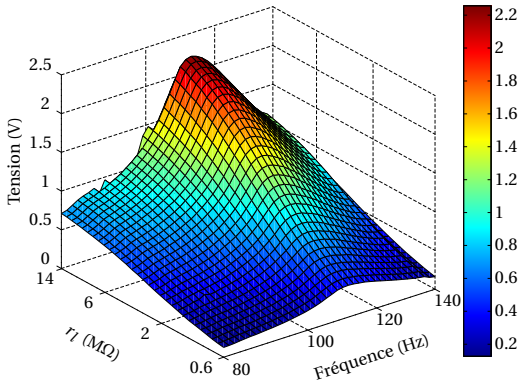
Pour une accélération de 2.5 g (figure 3.14d), l'état pseudo linéaire est également identifié avec les mêmes observations que précédemment. La tension maximale mesurée est $V_{max@2.5g} = 4.28$ V à la fréquence de résonance et à la résistance de charge maximale.

Comportements à grandes accélérations

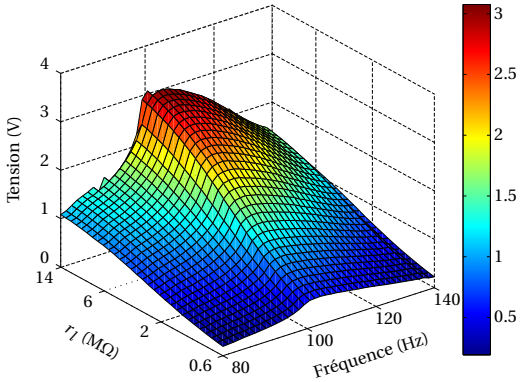
Dans le cas de niveaux élevés d'accélération (4 g et 6 g), le comportement non linéaire mécanique est observable (figures 3.14e et 3.14f). À 4 g (figure 3.14e) et à 6 g (figure 3.14f), les fréquences critiques sont respectivement de $f_{c@4g} = 119.56$ Hz et $f_{c@6g} = 132.21$ Hz, ce qui correspond aux fréquences déterminées à partir du comportement mécanique. Les tensions électriques maximales pour la résistance maximum sont respectivement de $V_{max@4g} = 5.29$ V et de $V_{max@6g} = 7.76$ V.



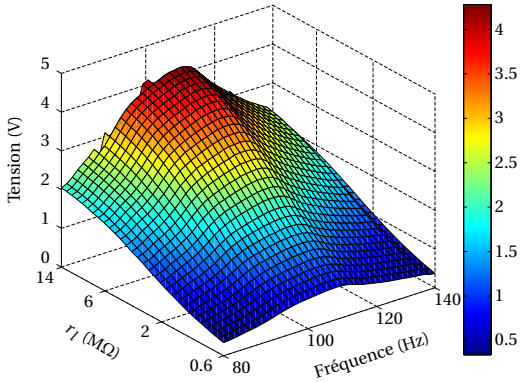
(a) Comportement électrique à 5 m/s^2



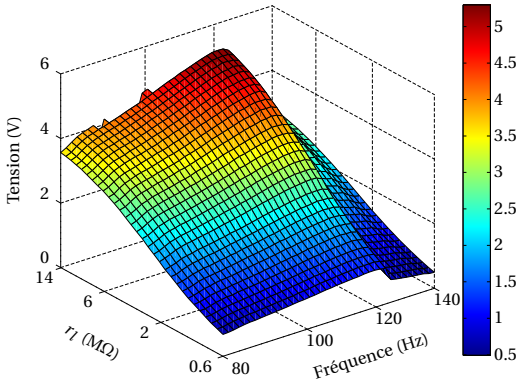
(b) Comportement électrique à 10 m/s^2



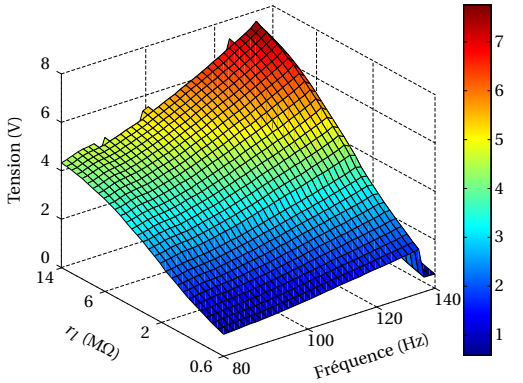
(c) Comportement électrique à 15 m/s^2



(d) Comportement électrique à 25 m/s^2



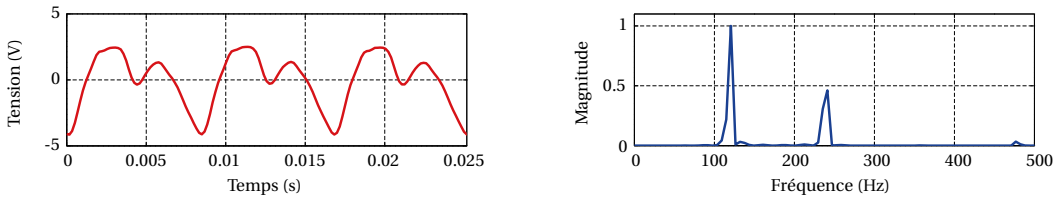
(e) Comportement électrique à 40 m/s^2



(f) Comportement électrique à 60 m/s^2

Figure 3.14 – Comportements électriques du générateur monomorphe

Les développements théoriques ont permis de mettre en évidence un signal de tension électrique dont la fréquence est le double de celle de la sollicitation (section 2.6.2). La figure 3.15 illustre clairement ce phénomène. Dans le cas d'une accélération de 4 g (figure 3.15a), le signal temporel de tension électrique est composé de plusieurs harmoniques, dont deux prédominantes. La figure 3.15b représente la transformée de Fourrier de ce signal. Le premier pic du spectre fréquentiel du signal est à 120.63 Hz, ce qui correspond à la fréquence de sollicitation extérieure et le second pic est au double de la fréquence précédente (241.25 Hz). La présence de deux pics de fréquences souligne le fait que de l'énergie est produite lorsque la membrane est sollicitée en tension mécanique, mais également en flexion. Lors de la simulation, un seul pic apparaissait.



(a) Signal de tension électrique

(b) FFT du signal de tension électrique

Figure 3.15 – Comportement électrique du générateur inertiel monomorphe pour une accélération de 40 m/s^2*, une résistance de charge de* 2.88 MΩ *et une fréquence de* 119.56 Hz

3.6.3 Puissances disponibles de l'HFD monomorphe

Puissance à faible accélération

La puissance du générateur est quantifiée par la puissance dissipée au sein d'une résistance de charge. Les résultats des mesures pour des faibles niveaux d'accélération (0.5 g et 1 g) sont montrés par les figures 3.16a et 3.16b. Le comportement linéaire est identifiable par un pic de puissance symétrique par rapport aux axes des fréquences et des résistances.

Pour une accélération de 0.5 g (figure 3.16a), la puissance maximale est $P_{max@0.5g} = 0.19$ µW à la fréquence de résonance et pour une résistance de charge optimale $R_{opti@0.5g} = 3.58$ MΩ. La bande passante mesurée est de $BP_{@0.5g} = 22.61$ Hz.

Pour une accélération de 1 g (figure 3.16b), la puissance maximale est $P_{max@1g} = 0.68$ µW à la fréquence de résonance et pour une résistance de charge optimale $R_{opti@1g} = 3.58$ MΩ. La bande passante mesurée est de $BP_{@1g} = 23.49$ Hz.

Puissance à moyenne accélération

Pour les niveaux moyens d'accélération (1.5 g et 2.5 g), les mesures de puissance confirment les observations décrites par le comportement mécanique et électrique. Ces mesures sont présentées figures 3.16c et 3.16d.

Pour une accélération de 1.5 g (figure 3.16c), un pic de puissance non symétrique sur l'axe des fréquences est visible. La puissance maximale est $P_{max@1.5g} = 1.29$ µW à la fréquence critique et pour une résistance de charge optimale $R_{opti@1.5g} = 3.21$ MΩ. La bande passante mesurée est de $BP_{@1.5g} = 26.63$ Hz.

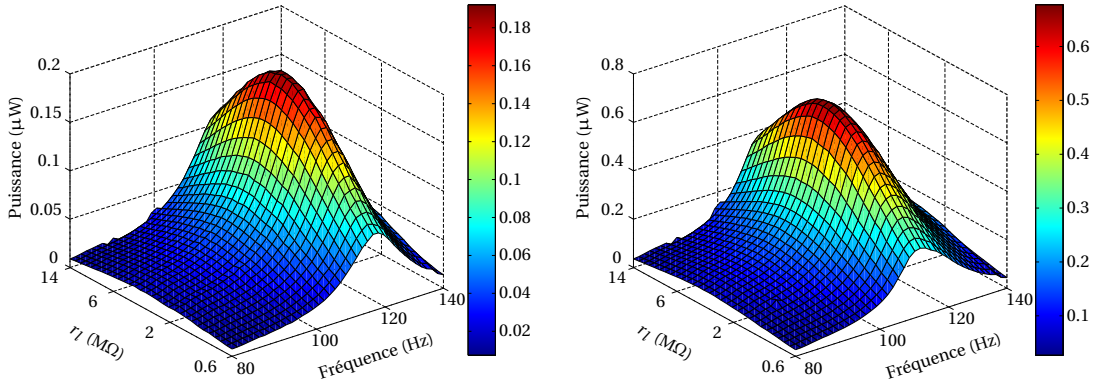
Pour une accélération de 2.5 g (figure 3.16d), on retrouve les observations d'un faible niveau d'accélération. Ce cas pseudo linéaire fournit une puissance maximale de $P_{max@2.5g} = 2.59$ µW à la fréquence critique et pour une résistance de charge optimale $R_{opti@2.5g} = 3.21$ MΩ. La bande passante mesurée est de $BP_{@2.5g} = 34.51$ Hz.

Puissance à haute accélération

Pour des niveaux élevés d'accélération (4 g et 6 g), le comportement non linéaire mécanique a un effet sur l'évolution de la puissance. Le pic de puissance est asymétrique sur l'axe des fréquences et la rupture d'amplitude est brutale vers les fréquences hautes.

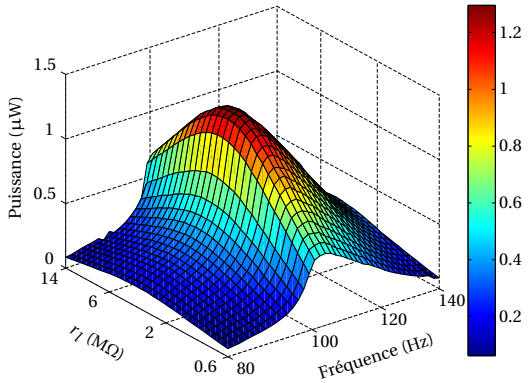
Pour une accélération de 4 g (figure 3.16e), la puissance maximale est $P_{max@4g} = 4.18$ µW à la fréquence critique et pour une résistance de charge optimale $R_{opti@4g} = 2.88$ MΩ. La bande passante mesurée est de $BP_{@4g} = 41.86$ Hz.

Pour une accélération de 6 g (figure 3.16f), la puissance maximale est $P_{max@6g} = 9.34$ µW à la fréquence critique et pour une résistance de charge optimale $R_{opti@6g} = 2.58$ MΩ. La bande passante mesurée est de $BP_{@6g} = 34.64$ Hz.

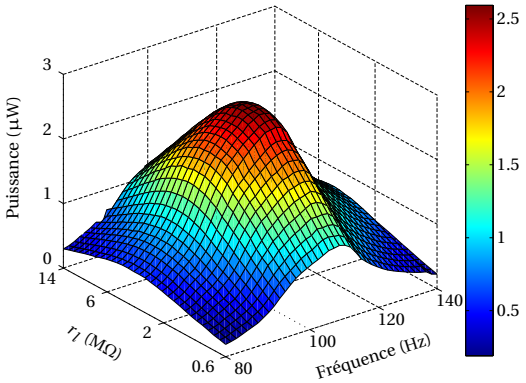


(a) Puissance disponible à 5 m/s^2

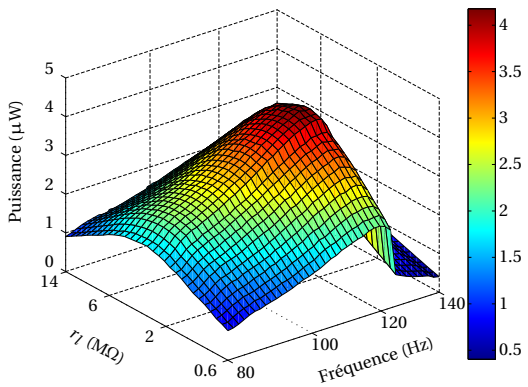
(b) Puissance disponible à 10 m/s^2



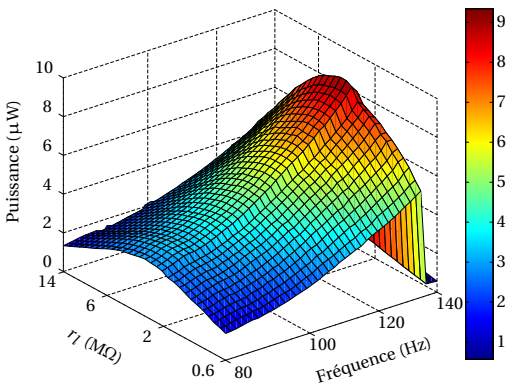
(c) Puissance disponible à 15 m/s^2



(d) Puissance disponible à 25 m/s^2



(e) Puissance disponible à 40 m/s^2



(f) Puissance disponible à 60 m/s^2

Figure 3.16 – Puissances disponibles par générateur monomorphe

3.6.4 Analyse et conclusion

L'ensemble des caractéristiques électromécaniques du générateur HFD monomorphe soumis à différents niveaux d'accélération est résumé dans le tableau 3.4. La puissance totale exprimée dans le tableau correspond à la puissance disponible par le générateur HFD monomorphe complet, soit la puissance cumulée des deux membranes supposées identiques ($P_{tot} = 2 \times P_{max}$).

Attribut	Nom	Valeur					
Accélération (g)	$\dot{V}_{mec}$	0.5	1	1.5	2.5	4	6
Fréquence de résonance (Hz)	f	116.17	111.28	-	108.13	-	-
Facteur de qualité	Q	5.27	5.01	-	3.61	-	-
Fréquence critique (Hz)	f_c	-	-	103.58	-	119.56	132.21
Amplitude maximum (µm)	X_{max}	72.79	144.43	217.42	288.42	376.51	477.92
Tension maximale (V)	V_{max}	1.21	2.26	3.08	4.28	5.29	7.76
Résistance optimale (MΩ)	R_{opti}	3.58	3.58	3.21	3.21	2.88	2.58
Puissance totale (µW)	P_{tot}	0.38	1.36	2.58	5.18	8.34	18.68
Bande passante (Hz)	BP	22.61	23.49	26.63	34.51	41.86	34.64

Tableau 3.4 – Caractéristiques de l'HFD monomorphe déterminées expérimentalement

D'après le comportement mécanique linéaire, la fréquence et l'amortissement n'évoluent pas en fonction du niveau d'accélération. L'amortissement est lié aux dissipations dans le fluide et dans les membranes. L'augmentation de l'accélération dans cette plage de fonctionnement n'apporte pas d'évolution marquée du facteur de qualité et intrinsèquement de l'amortissement. Le fluide peut être alors supposé newtonien car sa viscosité n'évolue pas en fonction de l'accélération.

Dans le cas de faibles niveaux d'accélération (0.5 g et 1 g), le comportement électromécanique théorique nous montre une énergie électrique produite quasi nulle. Les mesures des deux cas linéaires (figures 3.14a et 3.14b) démontrent le contraire. La sollicitation en flexion génère des tensions électriques dont les niveaux ne sont pas négligeables. Des défauts du prototype sont probablement l'origine de cette tension. Une épaisseur des films et un encastrement non homogène peuvent expliquer cette production d'énergie. En effet, ces défauts rompent l'équilibre entre la quantité de matériau piézoélectrique comprimée et étirée, induisant une énergie électrique non négligeable. Cette tension électrique est également présente lors de fortes accélérations, expliquant l'allure du signal électrique présenté à la figure 3.15a. Cet effet n'est pas pris en compte par le modèle analytique présenté dans le chapitre 2, mais il sera étudié dans le chapitre suivant.

L'effet assouplissant visible dans le comportement transitoire agit sur l'amortissement en réduisant le facteur de qualité de près de 30 %, mais également sur la bande passante et la fréquence de résonance. L'assouplissement du système n'est pas pris en compte par le modèle, ce qui contraint l'utilisation des coefficients n et Q déterminés expérimentalement à une accélération de 2.5 g dans le modèle analytique comme comportement linéaire. Cet effet est identifié dans la littérature comme un effet lié à la nature du matériau piézoélectrique. Les polymères semi-cristallins ont une structure composée d'une fraction amorphe et cristalline. L'effet assouplissant observé est représentatif des matériaux polymères amorphes. [Meijer2005,Be-

rer2014] montrent que ce type de matériau a une diminution importante du module d'élasticité lorsque la sollicitation mécanique est élevée. Ceci étant, ce phénomène n'est pas identifié sur le P(VDF-TrFE) utilisé [Capsal2008], mais la réalisation "artisanale" des films n'exclue pas la possibilité qu'il subsiste des phases amorphes dans les films. Il est alors compliqué de déterminer analytiquement la force associée à ce phénomène en fonction des paramètres géométriques et matériaux. En réalisant une étude expérimentale poussée dans cette zone "transitoire" (entre 1 g et 2.5 g), il serait possible de déterminer, par identification, un paramètre décrivant l'état assouplissant. Ce paramètre serait dépendant du déplacement du centre de la membrane. Une fois intégré au modèle, l'effet non linéaire assouplissant serait intégré à la modélisation afin de simuler son apparition et sa compensation avec l'effet raidissant. Le comportement fortement non linéaire correspond au domaine de fonctionnement du générateur inertiel HFD monomorphe initialement recherché.

Le générateur inertiel piézoélectrique monomorphe est un générateur fonctionnant à basse fréquence et en grande déformation. La densité de puissance active (P_{totale}/V_{actif}) allant de 7.17 µW/cm^3 à 352.45 µW/cm^3 dans la plage d'accélérations testée. En comparaison avec les générateurs inertiels de la littérature, utilisant des polymères électroactifs [Rammohan2014, Jiang2010, Kato2015, Lockhart2013], cette structure se positionne bien à condition d'être fortement sollicitée afin d'obtenir un comportement non linéaire établi. Cette structure profite d'une largeur de bande passante élevée. Pour une excitation de 119.56 Hz et une accélération de 4 g, cette structure est capable d'alimenter le capteur communicant présenté section 1.1.1 pour qu'il puisse émettre les résultats de ses mesures toutes les 87.64 s.

3.7 Caractérisation du générateur piézoélectrique bimorphe

Les détails de la caractérisation sont donnés dans la section 3.2 et les spécificités expérimentales du générateur inertiel piézoélectrique bimorphe sont structurées en trois études :

A. Le comportement mécanique : ce générateur n'a été testé que pour un faible niveau d'accélération de 1 g afin d'observer le comportement linéaire du système. La plage de fréquences utilisée pour la caractérisation s'étend de 100 Hz à 250 Hz selon une répartition logarithmique.

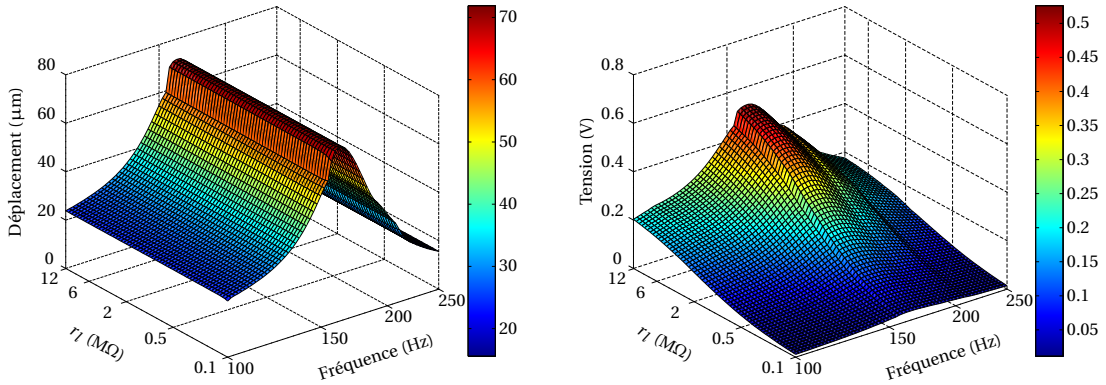
B. Le comportement électrique : les deux membranes de l'HFD bimorphe sont considérées similaires et les deux couches de chaque membrane également, ce qui nous permet d'effectuer les mesures électriques sur une seule couche d'une membrane. La gamme de résistance de charge s'étend de 0.1 MΩ à 12 MΩ.

C. La puissance disponible calculée : la similarité des couches des membranes permet de définir la puissance totale du générateur HFD bimorphe comme étant le quadruple de la puissance calculée sur une couche d'une membrane.

3.7.1 Comportement mécanique de l'HFD bimorphe

Pour un tel niveau d'accélération (1 g), le comportement observé (figure 3.17a) est quasi linéaire car il présente un début d'effet assouplissant qui a déjà été observé dans la section 3.6.1, dans l'étude du générateur inertiel monomorphe. Cet effet est suffisamment faible pour assimiler le comportement mécanique à un comportement linéaire. L'évolution du comportement mécanique en fonction de la résistance de charge n'est pas perceptible, cela traduit un couplage électromécanique faible.

L'amplitude maximale de déplacement est de $X_{max} = 71.89$ µm pour une fréquence de résonance de $f = 164.37$ Hz. Le facteur de qualité estimé $Q = 4.31$ traduit un fort amortissement. En utilisant l'équation 2.27, la pré-tension des membranes est identifiée $n = 728.08$ N/m pour une raideur linéaire et une masse de fluide respectivement de $k = 320.68$ N/m et $m_f = 0.97$ mg évaluées à partir des relations théoriques (Section N). La fréquence naturelle associée est $f_0 = 165.49$ Hz.



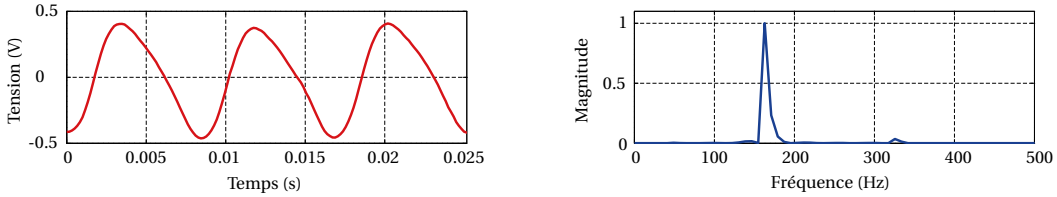
(a) Comportement mécanique *(b) Comportement électrique*

Figure 3.17 – Comportements mécaniques et électriques du générateur inertiel bimorphe à 10 m/s^2

3.7.2 Comportement électrique de l'HFD bimorphe

Selon l'axe des fréquences, l'allure de la tension électrique suit l'évolution des déplacements du centre de la membrane, il est donc possible de déterminer la fréquence de résonance de cette manière. Selon l'axe des résistances de charge, la tension électrique croît avec la valeur de la résistance de charge. La valeur maximale de la tension électrique (figure 3.17b) est $V_{max} = 0.53$ V à la fréquence de résonance et pour la résistance de charge maximale de $R_{max} = 12$ MΩ.

Pour ce point de fonctionnement où la tension électrique est maximale, la figure 3.18a montre un signal quasi sinusoïdal pour la tension mesurée. Ce signal est essentiellement composé d'une seule harmonique comme le montre la transformée de Fourier (figure 3.18b). La fréquence majeure de ce signal correspond au signal de la sollicitation traduisant la relation directe entre la flexion des membranes et la tension générée.



(a) Signal de tension électrique *(b) FFT du signal de tension électrique*

Figure 3.18 – Comportement électrique du générateur inertiel bimorphe pour une résistance de charge de 1.34 MΩ *et une fréquence d'excitation de* 164.37 Hz

3.7.3 Puissance disponible de l'HFD bimorphe

L'étude de la puissance est présentée à la figure 3.19. La puissance maximale est P_{max} = 60.41 nW à la fréquence de résonance et pour une résistance de charge de R_{opti} = 1.34 MΩ. Le fort amortissement augmentant la bande passante dont la valeur est BP = 53.48 Hz. La fréquence et l'amplitude du pic de puissance sont très éloignées des résultats de la simulation (section 2.7.2). De plus, la résistance de charge optimale ne correspond pas à la valeur théorique. Une résistance parasite parallèle à l'élément capacitif des membranes est responsable de ces écarts importants. La confrontation des résultats de simulations et expérimentaux est analysée dans le chapitre suivant. L'origine et l'intégration de la résistance parasite dans la modélisation seront détaillées dans la section 4.4.

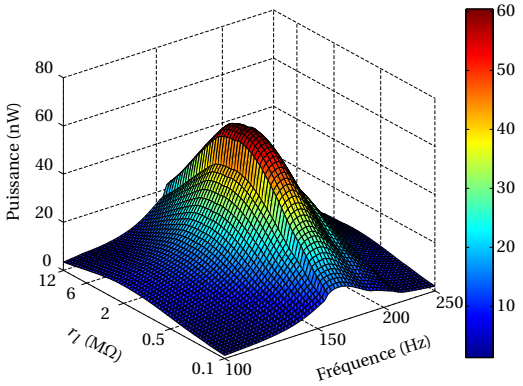


Figure 3.19 – Puissance disponible du générateur inertiel bimorphe pour une accélération de 10 m/s^2

3.7.4 Analyse et conclusion

L'ensemble des caractéristiques électromécaniques du générateur HFD bimorphe soumis à une accélération de 1 g est donné dans le tableau 3.5. La puissance totale exprimée dans ce tableau correspond à la puissance disponible par le générateur HFD bimorphe complet, soit la puissance des deux couches piézoélectriques des deux membranes cumulées ($P_{tot} = 4 \times P_{max}$).

Attribut	Nom	Valeur
Accélération (g)	γ	1
Fréquence de résonance (Hz)	f	164.37
Facteur de qualité	Q	5.31
Amplitude maximum (µm)	X_{max}	71.89
Tension maximale (V)	V_{max}	0.53
Résistance optimale (MΩ)	R_{opti}	1.34
Puissance totale (µW)	P_{tot}	0.242
Bande passante (Hz)	BP	53.48

Tableau 3.5 – Caractéristiques de l'HFD bimorphe déterminées expérimentalement

Le générateur inertiel piézoélectrique bimorphe est un générateur fonctionnant à basse fréquence et en petites déformations. Le comportement mécanique linéaire est clairement identifié et le comportement électrique a très peu d'influence sur celui-ci. Le couplage électromécanique est également très faible. La densité de puissance active (P_{tot}/V_{actif}) pour le niveau maximum d'accélération est de 3.11 $\mu W/cm^3$. En comparaison des structures de la littérature, la densité est très faible. En revanche, la densité de puissance théorique est de 80.01 $\mu W/cm^3$.

Le décalage du pic de fréquence sur l'axe des résistances de charge traduit une mauvaise estimation de la résistance optimale dans les simulations. Dans notre cas, la résistance de charge optimale et le niveau de tension électrique sont directement liés à la capacité électrique de la membrane (section 2.5.3). L'écart est très important et ne peut pas se justifier simplement par l'écart entre C_{0_th} et C_{0_exp} présenté section 3.5.1. Une résistance parasite entre l'électrode centrale et externe des membranes semble être l'origine de cette différence. Lors de la métallisation des films, de l'or peut avoir été projeté en très faible quantité sur les zones initialement masquées, ayant pour effet de créer une mauvaise connexion entre les électrodes plutôt qu'un isolement.

L'énergie produite par le PHFD bimorphe est trop faible pour alimenter le nœud présenté en section 1.1.1. La puissance du générateur est inférieure à la puissance nécessaire pour alimenter le capteur communicant durant sa phase de veille. En se basant sur les résultats théoriques et sur l'équation 1.2, ce générateur est théoriquement capable d'alimenter le capteur communicant en stockant l'énergie nécessaire durant 126.66 s.

3.8 Conclusion

Ce chapitre propose une approche expérimentale de deux structures originales pour la récupération d'énergie vibratoire, le PHFD monomorphe et le PHFD bimorphe. Un prototype purement mécanique a permis la validation du concept et du modèle mécanique de l'"Hybrid Fluid Diaphragm". Cette architecture garantit une fréquence de résonance basse comparée à une membrane seule de mêmes dimensions comme l'a confirmé l'étude du résonateur Kapton®. Les générateurs ont montré la possibilité de convertir l'énergie mécanique en énergie électrique exploitant des sollicitations différentes (flexion et tension mécanique) via deux types de membranes P(VDF-TrFE) différentes.

La réalisation et la mise au point du protocole d'assemblage des deux prototypes ont permis de lever des verrous technologiques afin de proposer des structures répondant aux hypothèses de modélisations. La planéité des membranes est assurée par la pré-tension créée lors de l'assemblage de ces dernières, mais également par l'ajustement du volume de fluide pour adapter la pression interne. L'épaulement de maintien des membranes garantit un encastrement homogène ainsi que l'étanchéité nécessaire au bon fonctionnement des générateurs.

Les résultats expérimentaux ont souligné plusieurs phénomènes non pris en compte par les modèles analytiques, aussi bien sur le générateur HFD monomorphe que sur le générateur HFD bimorphe. Dans le cas du PHFD monomorphe, une tension électrique est générée lorsque les membranes sont soumises à de la flexion. Dans le cas du PHFD bimorphe, la résistance de charge optimale est sous-estimée. Dans les deux cas, des effets non linéaires assouplissants se sont manifestés. Le chapitre suivant détaillera l'étude de ces phénomènes et les moyens mis en œuvre afin d'améliorer la correspondance modèles-essais.

4

Identification des paramètres de modélisation

Sommaire

4.1 Introduction 90
4.2 Procédure d'identification 90
4.2.1 Identification des paramètres mécaniques 91
4.2.2 Identification des paramètres électriques 92
4.3 Identification et intégration des phénomènes dans le modèle de générateur monomorphe 93
4.3.1 Phénoménologie du comportement électromécanique 94
4.3.2 Nouvelle modélisation du générateur monomorphe 96
4.3.3 Confrontation : nouveau modèle/essais 97
4.3.4 Bilan 99
4.4 Identification et intégration des phénomènes dans le modèle de générateur bimorphe 99
4.4.1 Identification mécanique 100
4.4.2 Prise en compte des paramètres mécaniques identifiés et intégration de la capacité électrique expérimentale 100
4.4.3 Modèle de capacité électrique réelle 102
4.4.4 Prise en compte de l'effet résistif parasite 106
4.4.5 Bilan 107
4.5 Conclusion 107

4.1 Introduction

Les deux chapitres précédents ont présenté le comportement électromécanique théorique et expérimental de deux générateurs inertiels piézoélectriques pour différents niveaux de sollicitations. Les résultats expérimentaux ont révélé des phénomènes non intégrés dans les modèles. Ce chapitre propose une confrontation des résultats de modélisation et expérimentaux afin d'analyser les phénomènes observés. Une méthode d'identification de paramètres optimums est détaillée. Une identification des paramètres de modélisation est réalisée afin de réduire les écarts avec les essais expérimentaux. La mise en évidence des difficultés technologiques amène à des modifications de la modélisation des systèmes afin d'améliorer la correspondance avec l'expérimentation. Pour cela, une identification d'un paramètre de couplage piézoélectrique linéaire pour le générateur monomorphe est réalisé, ainsi qu'une estimation de la résistance parasite pour le générateur bimorphe.

4.2 Procédure d'identification

L'identification des paramètres de modélisation vise à ajuster les paramètres des modèles analytiques pour obtenir une meilleure correspondance aux essais expérimentaux. Ce choix peut être justifié par la méconnaissance de certaines propriétés comme la pré-tension des membranes, par exemple. Une méthode inverse par recalage de modèle [Tikhonov1978] est utilisée pour identifier des paramètres de modèle ajustés à un essai expérimental. Elle est couramment utilisée pour déterminer les propriétés mécaniques des matériaux à implémenter dans un modèle éléments finis [Pottier2010] et ainsi améliorer la fidélité des résultats de simulation. L'identification repose sur une méthode d'optimisation utilisant un algorithme du simplexe [Nelder1964]. Celui-ci est adapté à la résolution de problème d'optimisation linéaire en cherchant à minimiser une fonction objectif préalablement définie, selon le cas de figure. Cette fonction est composée des différents critères associés à des coefficients de pondération. La procédure d'identification est représentée schématiquement par la figure 4.1

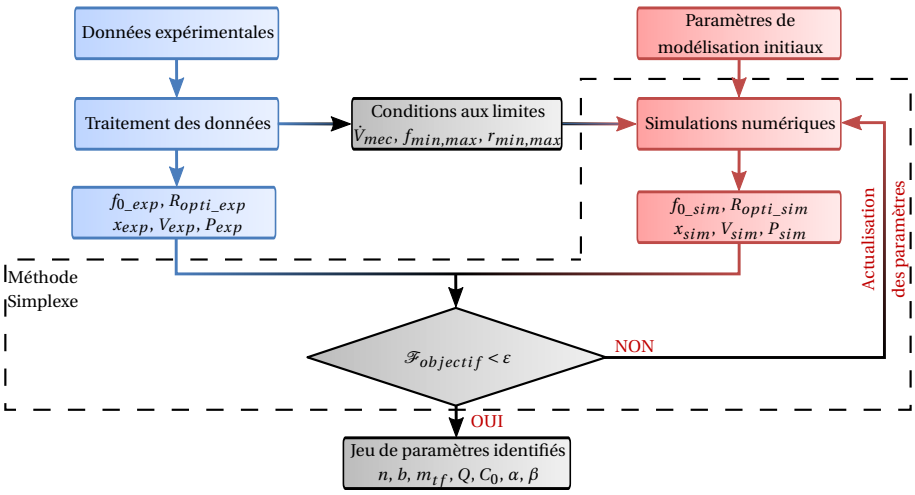


Figure 4.1 – Schéma de principe de l'identification par méthode inverse des paramètres de modélisation

La procédure consiste à comparer les données expérimentales, préalablement traitées, aux données théoriques ajustées au cours des itérations tant qu'une fonction objectif ($\mathcal{F}_{objectif}$) n'a pas atteint la tolérance minimale (ε) fixée. Le traitement des données expérimentales per-

met de définir les conditions aux limites des simulations comme les limites des balayages fréquentiels et en résistance de charge, ainsi que l'accélération de la sollicitation. Dans le cas présent, les données comparées sont les amplitudes de déplacement (x_{exp} et x_{sim}), les tensions électriques (V_{exp} et V_{sim}) et les puissances (P_{exp} et P_{sim}), ainsi que des points caractéristiques comme la fréquence de résonance ou critique et la résistance de charge optimale. La faiblesse du couplage électromécanique permet une identification découplée : les paramètres mécaniques et les paramètres électriques. À chaque itération, les paramètres de modélisation (n, b, m_{tf}, Q, C_0 et α ou β) sont ajustés. Dans le paramètre de raideur linéaire $k+n$, k n'est pas identifié car les variations peuvent être principalement expliquées par des variations de la prétension de la membrane. La masse m_{mf} n'est pas identifiée car l'influence de ce terme sur le comportement électromécanique est minime (section 5.2). Au vu du nombre de paramètres de modélisation, il n'y a pas d'unicité de la solution, il est alors préférable de se rattacher à des points caractéristiques comme les pics d'amplitude ou de puissance aux fréquences et résistances de charge associées. La fonction objectif est définie par l'écart entre les points caractéristiques, ainsi que l'écart entre la courbe expérimentale et théorique.

4.2.1 Identification des paramètres mécaniques

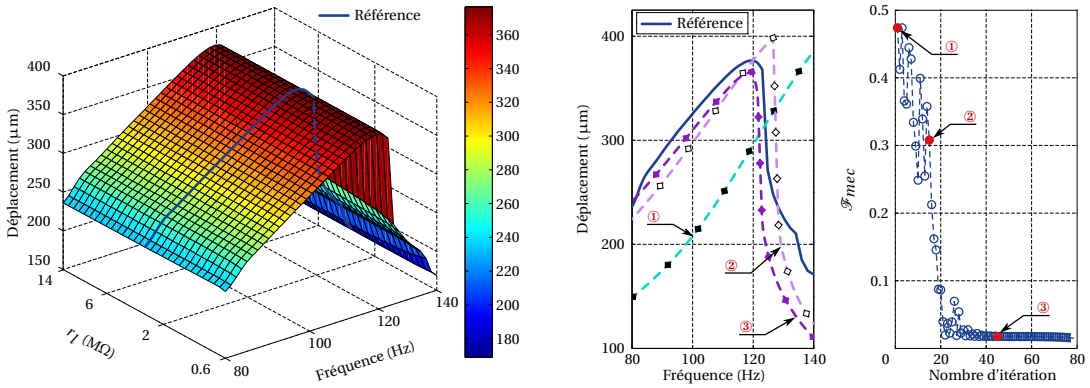
L'identification "mécanique" consiste à minimiser l'écart entre les déplacements théoriques et expérimentaux en fonction de la fréquence pour une résistance de charge donnée (ici la résistance de charge optimale). La fonction objectif (équation 4.1) est composée de la différence entre les deux courbes, mais également de l'écart pour un point caractéristique correspondant à l'amplitude maximale de déplacement et la fréquence associée. Cette fonction s'exprime sous la forme suivante :

$$\mathscr{F}_{mec} = \underbrace{\mathscr{C}_0 \sum_{i=1}^{N} \left| \frac{x_{i_th} - x_{i_exp}}{x_{i_exp}} \right| \frac{1}{N}}_{\text{Ecart entre les courbes}} + \underbrace{\mathscr{C}_1 \left| \frac{max(x_{th}) - max(x_{exp})}{max(x_{exp})} \right|}_{\text{Amplitude maximale}} + \underbrace{\mathscr{C}_2 \left| \frac{f_{max(x_{th})} - f_{max(x_{exp})}}{f_{max(x_{exp})}} \right|}_{\text{Fréquence associée}} \tag{4.1}$$

Les termes x correspondent aux amplitudes de déplacement et les termes f aux fréquences. La répartition des coefficients de pondération ($\mathscr{C}_0$, $\mathscr{C}_1$ et $\mathscr{C}_2$) vise à favoriser la correspondance du point caractéristique. Par exemple, pour favoriser la correspondance de l'amplitude maximale de déplacement $\mathscr{C}_1 > \mathscr{C}_2 = \mathscr{C}_0$. Si la position du pic de déplacement est essentielle alors $\mathscr{C}_1 = \mathscr{C}_2 > \mathscr{C}_0$.

Afin d'illustrer l'identification, la figure 4.2a représente une courbe expérimentale de référence sélectionnée à la résistance de charge optimale (2.88 MΩ) pour les résultats expérimentaux pour une accélération de 4 g. Cette courbe de référence contient un maximum global sous forme d'un pic de déplacement facilitant l'identification.

La figure 4.2b représente les résultats de simulation pour trois jeux de paramètres différents par rapport à la courbe de référence et l'évolution de la fonction objectif. L'optimisation souligne l'influence des jeux de paramètres (①, ② ou ③) sur la diminution de la fonction objectif. Le résultat de simulation ① utilise le jeu de paramètres initiaux du modèle analytique tandis que les résultats ② et ③ utilisent des jeux de paramètres optimisés. Le dernier jeu minimise la fonction objectif $\mathscr{F}_{mec}$ et tend vers la solution optimisée.



(a) Référence de l'identification *(b) Influence du paramétrage mécanique*

Figure 4.2 – Identification des paramètres mécaniques

4.2.2 Identification des paramètres électriques

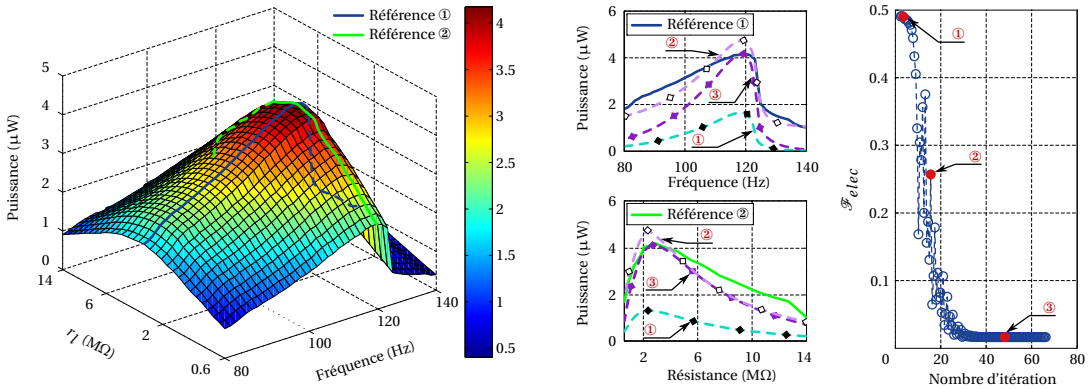
L'identification "électrique" consiste à minimiser l'écart entre la puissance théorique et expérimentale en fonction de la fréquence et de la résistance de charge définissant ainsi deux courbes de référence. L'intersection de ces courbes se situe sur le maximum global correspondant au pic de puissance. La position de ce point renseigne l'amplitude maximale de la puissance, la position en fréquence et la position en résistance de charge. Ces données caractéristiques et les écarts entre les courbes définissent la fonction objectif suivante (équation 4.2) :

$$\begin{aligned}\mathscr{F}_{elec} = & \underbrace{\mathscr{C}_0 \sum_{i=1}^{N_①} \left| \frac{p_{i_th①} - p_{i_exp①}}{p_{i_exp①}} \right| \frac{1}{N_①}}_{\text{Ecart entre les courbes ①}} + \underbrace{\mathscr{C}_1 \sum_{i=1}^{N_②} \left| \frac{p_{i_th②} - p_{i_exp②}}{p_{i_exp②}} \right| \frac{1}{N_②}}_{\text{Ecart entre les courbes ②}} \\ & + \underbrace{\mathscr{C}_2 \left| \frac{max(p_{th①}) - max(p_{exp①})}{max(p_{exp①})} \right|}_{\text{Puissance maximale ①}} + \underbrace{\mathscr{C}_3 \left| \frac{f_{max(p_{th①})} - f_{max(p_{exp①})}}{f_{max(p_{exp①})} } \right|}_{\text{Fréquence associée ①}} \\ & + \underbrace{\mathscr{C}_4 \left| \frac{max(p_{th②}) - max(p_{exp②})}{max(p_{exp②})} \right|}_{\text{Puissance maximale ②}} + \underbrace{\mathscr{C}_5 \left| \frac{r_{max(p_{th②})} - r_{max(p_{exp②})}}{r_{max(p_{exp②})} } \right|}_{\text{Fréquence associée ②}}\end{aligned} \tag{4.2}$$

Les termes p correspondent aux amplitudes de puissance et les termes r aux résistances de charge. Les coefficients de pondération sont choisis pour améliorer la correspondance des points caractéristiques. La position du pic de puissance ($\mathscr{C}_2$ à $\mathscr{C}_5$) peut être privilégiée par rapport aux écarts entre la courbe théorique et expérimentale ($\mathscr{C}_0$ et $\mathscr{C}_1$).

La figure 4.3a représente les courbes de référence ① et ② sélectionnées parmi les résultats expérimentaux à 4 g. Ces courbes sont respectivement à résistance de charge constante, ici, la résistance de charge optimale(2.88 MΩ), et à fréquence constante, ici, la fréquence critique de 119.56 Hz.

La figure 4.3b montre l'évolution de l'optimisation et de la fonction objectif. De la même manière que précédemment, l'évolution du jeu de paramètres améliore la correspondance entre les courbes théoriques et les courbes de références. Les jeux de paramètres ① et ② sont éloignés de la référence. Dans le premier cas, la réponse est sous-estimée et dans le second cas, elle est surestimée. Le jeu de paramètres ③, quant à lui, tend vers la solution optimale.



(a) Références de l'identification *(b) Influence du paramétrage électrique*

Figure 4.3 – Identification des paramètres électriques

4.3 Identification et intégration des phénomènes dans le modèle de générateur monomorphe

Les résultats de simulation (section 2.6.4) et expérimentaux (section 3.6.4) montrent des différences phénoménologiques et quantitatives sur le comportement mécanique et le comportement électrique. Le tableau 4.1 répertorie les erreurs relatives aux résultats expérimentaux des critères de performance théoriques du générateur inertiel monomorphe pour les différents niveaux d'accélération.

$\dot{V}_{mec}$ (g)	f	Q	f_c	X_{max}	V_{max}	R_{opti}	P_{tot}	BP
0.5	+0.01	-1.89	-	-16.64	-92.91	-30.28	-99.16	-36.62
1	+6.38	+3.4	-	-17.43	-94.96	-30.28	-96.25	-38.53
1.5	-	-	-	-20.74	-76.62	-31.15	-91.09	-45.48
2.5	-	-	-	-5.72	-58.88	-31.15	-70.46	-57.40
4	-	-	+18.63	-3.70	-29.68	-31.25	-15.11	-63.99
6	-	-	+15.32	+2.76	-23.19	-31.01	+4.49	-57.51

Erreurs relatives (%) par rapport aux données expérimentales

Tableau 4.1 – Comparaison des critères de performance du générateur inertiel monomorphe pour différentes sollicitations

Ces résultats d'erreurs permettent de se rendre compte de l'incidence de l'effet assouplissant et de l'énergie produite lors de la flexion des membranes sur le comportement électromécanique. Le faible couplage du P(VDF-TrFE) montre que l'effet assouplissant est imputé au comportement mécanique et les effets de flexion sont majoritairement portés sur le comportement électrique. Cependant, les effets sur le comportement mécanique ont également des répercussions sur le comportement électrique. Malgré des ordres de grandeur respectés, les erreurs significatives montrent la nécessité de la prise en compte de ces phénomènes. Le modèle actuel ne prédit pas ces effets, il est alors nécessaire de les interpréter pour proposer une nouvelle modélisation afin de les intégrer au modèle.

4.3.1 Phénoménologie du comportement électromécanique

Comportement mécanique : Effets assouplissants

D'un point de vue mécanique, les simulations décrivent une évolution progressive d'un état linéaire (0.5 g) à un état non linéaire raidissant très prononcé (6 g), alors que les résultats expérimentaux présentent des effets non linéaires et non prédits par la modélisation : un comportement mécanique évoluant d'un état linéaire (0.5 g) à non linéaire assouplissant (1.5 g) avant de se compenser avec les non-linéarités raidissantes (2.5 g).

Pour les cas linéaires (0.5 g et 1 g), les critères de performance mécaniques correspondent convenablement. Les erreurs relatives aux valeurs expérimentales sont inférieures à 10 % pour f et Q et inférieures à 20 % pour les déplacements maximums (X_{max}) du centre de la membrane. L'écart sur les déplacements du centre de la membrane est relatif à la pré-tension des membranes et au facteur de qualité estimé pour la modélisation.

L'état de compensation de non-linéarité crée un état pseudo-linéaire ayant des critères de performance mécaniques (f et Q) différents de l'état linéaire initial. Les erreurs sur les critères de performance mécaniques présentées dans le tableau 4.1 montrent que cette transition agit fortement sur la correspondance des comportements. Cet effet assouplissant n'étant pas pris en compte par la modélisation, expliquant en partie la grande étendue des erreurs décrites par la suite. La différence de comportement mécanique global entre les simulations et les essais expérimentaux des études transitoires (1.5 g et 2.5 g) rend impossible l'estimation de l'erreur sur la fréquence de résonance et sur le facteur de qualité. Les erreurs des cas non linéaires (4 g et 6 g) héritent des effets compensatoires. Les erreurs sur les critères mécaniques sont trop élevées (>15 %) pour être prises en compte, malgré la bonne correspondance de certains critères (<10 %). Cela ne permet pas de statuer sur une réelle correspondance modèles/essais.

L'origine de l'assouplissement n'est pas clairement identifiée mais une piste s'oriente vers une origine matériau. Durant la réalisation des polymères électroactifs de type P(VDF-TrFE), le matériau change de phase en passant d'une phase amorphe à semi-cristalline. Les polymères amorphes ont une particularité mécanique de s'assouplir durant un chargement mécanique important, que l'on peut observer lors d'essais de traction sur des éprouvettes de traction de polycarbonate et de polystyrène, présentés dans la littérature [Meijer2005, Berer2014]. Cependant, Capsal a réalisé des essais mécaniques sur des éprouvettes de P(VDF-TrFE) [Capsal2008] et aucun effet assouplissant ne se manifeste. Le matériau est identique à celui utilisé durant ces travaux. Le protocole de fabrication des membranes électroactives n'étant pas industriel, il est envisageable qu'une phase amorphe trop importante subsiste dans le matériau expliquant le phénomène assouplissant constaté. Des essais de traction sur des éprouvettes de P(VDF-TrFE), idéalement découpées dans les membranes utilisées, permettraient de valider cette hypothèse et de mettre en évidence la présence de l'effet assouplissant. En revanche, il en va de la déstructuration du prototype.

Il peut être intéressant de comprendre le mécanisme de l'effet d'assouplissement pour une intégration fidèle dans le modèle, mais il est complexe de justifier des variations de raideur non linéaire b par une variation du comportement mécanique du matériau en fonction de la sollicitation. D'après les résultats d'essais de traction présentés dans les travaux de Capsal [Capsal2008], ce phénomène ne devrait pas être présent. L'utilisation de films du commerce permettrait d'obtenir une certaine garantie de fabrication dépourvue de comportement assouplissant.

Dans le cas présent, il a été choisi de faire abstraction des événements antérieurs à la phase pseudo-linéaire qui ne correspondent pas au comportement nécessaire pour un bon fonctionnement du générateur monomorphe. L'approche proposée consiste à utiliser l'état pseudo-linéaire comme référence linéaire pour déterminer la pré-tension ainsi que le facteur de qualité nécessaire aux modélisations futures. Les simulations présentées, par la suite, se concentreront

sur le comportement purement non linéaire, soit pour une accélération de 4 g et 6 g. Il est nécessaire d'identifier les effets observés sur le comportement électrique avant de proposer une nouvelle modélisation du comportement électromécanique du générateur monomorphe.

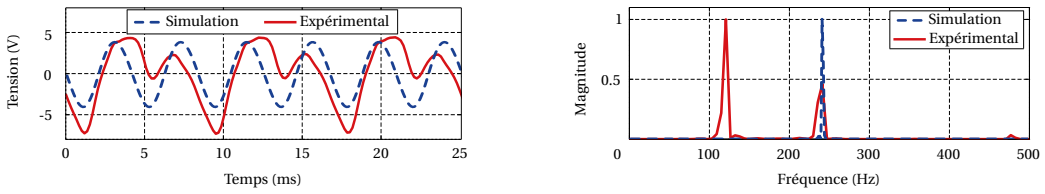
Comportement électrique : Énergie électrique générée en flexion

D'un point de vue électrique, les simulations décrivent une proportionnalité entre le niveau de tension électrique (V_{max}) et la contribution des non-linéarités mécaniques. À faibles niveaux d'accélération, les éléments piézoélectriques sont peu sollicités impliquant une tension électrique de sortie minime, voire quasi inexistante (0.5 g). Le domaine de fonctionnement du générateur inertiel monomorphe est conditionné par les fortes non-linéarités mécaniques ($X_{max} > 3.8 \times h$). En revanche, les résultats expérimentaux montrent une tension électrique non négligeable à faible niveau d'accélération (0.5 g).

Les erreurs sur les critères de performance électriques présentées dans tableau 4.1 montrent l'influence de la compensation des deux types de non-linéarités. L'état pseudo linéaire affiche une frontière où l'erreur sur la tension électrique est supérieure à 50 % pour les faibles accélérations et à moins de 30 % pour les plus élevées.

L'erreur sur la résistance de charge optimale (R_{opti}) subit une très faible variation en fonction de la sollicitation (< 1 %), mais une erreur constante d'environ 30 % désigne une capacité électrique expérimentale (C_0) sous-estimée. Des défauts d'homogénéité de l'épaisseur et du matériau des membranes peuvent expliquer ce type d'écart.

L'erreur sur la puissance totale (P_{tot}) est proportionnelle aux erreurs sur les tensions électriques et la résistance de charge optimale. Ces erreurs sur les puissances se répercutent sur les bandes passantes avec une erreur relative allant à plus de 30 % à 65 %.



(a) Signaux temporels *(b) Transformée de Fourier des signaux*

Figure 4.4 – Comparaison du signal de tension électrique théorique et expérimental (à 40 m/s^2 *et* 120 Hz*)*

La confrontation du signal de tension électrique théorique et expérimental (figure 4.4a) montre une tension expérimentale plus complexe que le signal simulé. Cette observation est étayée par la transformée de Fourier de ces signaux (figure 4.4b). Expérimentalement, la présence d'un harmonique à la fréquence de sollicitation traduit une production d'énergie électrique lors de la flexion de la membrane. L'hypothèse de la géométrie parfaite des membranes dans le modèle occulte la possibilité de générer de l'énergie en flexion. Lors de l'assemblage des membranes du prototype, l'encastrement n'est pas homogène et des défauts de type ondulations peuvent apparaître. Les films P(VDF-TrFE) sont également susceptibles de ne pas être homogènes dans l'épaisseur induisant un décalage du plan neutre couplé au défaut d'encastrement. Des charges issues de la flexion des membranes peuvent perdurer et créer un signal de tension à la fréquence d'excitation. Cependant, l'énergie produite par la flexion est cumulative à l'énergie produite en tension mécanique ce qui n'est pas inintéressant.

4.3.2 Nouvelle modélisation du générateur monomorphe

Modélisation de l'énergie électrique générée en flexion

Les résultats expérimentaux montrent une production d'énergie électrique lors de la flexion mécanique des membranes combinées à l'énergie produite lors de la tension mécanique de celles-ci. Pour intégrer ce phénomène linéaire à la modélisation, un terme β est introduit dans les équations couplées décrivant le comportement électromécanique du système (équations 2.38 et 2.42). Ces équations sont ainsi reformulées de la manière suivante :

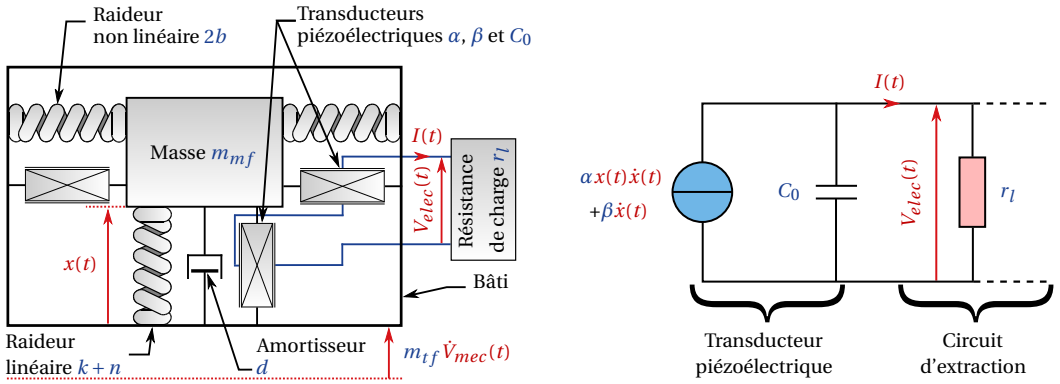
$$m_{mf}\ddot{x} + d\dot{x} + (k+n)\,x + 2bx^3 + \beta V_{elec} + \alpha x V_{elec} = m_{tf}\dot{V}_{mec} \tag{4.3}$$

$$\beta\dot{x} + \alpha x\dot{x} - C_0\dot{V}_{elec} = I \tag{4.4}$$

Cette nouvelle modélisation est représentée par la figure 4.5. Ce nouveau paramètre est représenté par un transducteur piézoélectrique en parallèle de la raideur linéaire. De cette manière, un nouveau mode de conversion piézoélectrique exploite le comportement mécanique linéaire de la structure.

Dans le cas du schéma électrique équivalent (figure 4.5b), le générateur se modélise comme une source de courant de valeur $\beta\dot{x} + \alpha\dot{x}x$ en parallèle de la capacité électrique des membranes C_0 et de la résistance de charge r_l simulant le circuit électronique d'extraction.

L'origine de ce phénomène n'étant pas clairement identifiée, le nouveau paramètre β ne peut pas être déterminé analytiquement. Il est alors nécessaire de le déterminer par identification.



(a) Schéma de principe *(b) Schéma électrique équivalent*

Figure 4.5 – Représentation du modèle électromécanique avec intégration de β

Identification des paramètres électromécaniques

La nouvelle modélisation requiert une identification des paramètres mécaniques et électriques. L'identification de ces paramètres consiste à utiliser la méthode définie précédemment (section 4.2) afin d'ajuster le comportement théorique au comportement expérimental à une accélération donnée. Cette approche permet de prendre en compte les défauts potentiels dus aux écarts sur la géométrie et la nature des matériaux. Elle permet également l'identification du coefficient électromécanique β qui ne peut pas être déterminé de manière analytique. L'identification réalisée à 4 g permet d'obtenir un nouveau jeu de paramètres de modélisation optimisés, répertoriés dans le tableau 4.2.

Ce tableau répertorie les erreurs relatives aux valeurs initiales théoriques. La masse et m_{mf} ainsi que la raideur naturelle k des membranes ne sont pas identifiées, car l'incidence de leurs

Paramètre	Valeur théorique	Valeur identifiée	Erreur (%)
m_{mf} (kg)	$5.31.10^{-4}$	-	-
k (N/m)	74.86	-	-
m_{tf} (kg)	$6.59.10^{-4}$	$7.53.10^{-4}$	+14.26
n (N/m)	170.35*	116.28	-31.74
Q	3.61*	3.01	-16.62
b (N/m^3)	$6.49.10^{8}$	$5.27.10^{8}$	-18.79
β (N/V)	-	$5.81.10^{-6}$	-
α (N/m.V)	0.027	0.035	+29.63
C_0 (F)	$2.73.10^{-10}$	$3.43.10^{-10}$	+25.64

* *Valeurs mesurées expérimentalement à* 25 m/s^2

Tableau 4.2 – Paramètres de modélisation théoriques et identifiés du générateur inertiel monomorphe

variations sur le comportement mécanique est minime ou compensée par un autre terme. L'identification de la masse m_{tf} surestime cette dernière de 14.26 %. Au vu des très faibles volumes de fluide et des défauts géométriques potentiels du prototype, cela représente, par exemple, une variation de volume de 78.3 mm^3 soit 249.2 µm sur la hauteur de fluide totale. La raideur de pré-tension est sous-estimée de 31.74 % et le facteur de qualité Q de 16.62 %, mais les valeurs initiales sont estimées à partir du comportement pseudo-linéaire potentiellement imprécis. Il ne faut pas oublier que cette raideur de pré-tension est couplée à la raideur linéaire ($k+n$), elle compense alors les erreurs appliquées à la raideur k. Les caractéristiques géométriques et matériaux interviennent dans la relation de la raideur linéaire ainsi que dans la relation de la raideur non linéaire b (tableau 2.2), qui se voit sous-estimée de 18.79 %. En prenant en compte les défauts géométriques déjà énoncés précédemment et des variations sur le module d'élasticité et/ou le coefficient de poisson du P(VDF-TrFE), les erreurs sur les raideurs peuvent être représentées par un cumul de faibles variations des caractéristiques géométriques et matériaux. Il en va de même pour le terme piézoélectrique α et pour le terme diélectrique C_0 dont les valeurs sont surestimées respectivement de 29.63 % et de 25.64 %. Le paramètre électromécanique linéaire β est estimé à 5.81 µN/V, une valeur du même ordre de grandeur que le paramètre électromécanique théorique du générateur bimorphe.

L'identification des paramètres de modélisation montre tout son intérêt par la méconnaissance des faibles variations des caractéristiques géométriques et matériaux en plus du terme électromécanique linéaire (β).

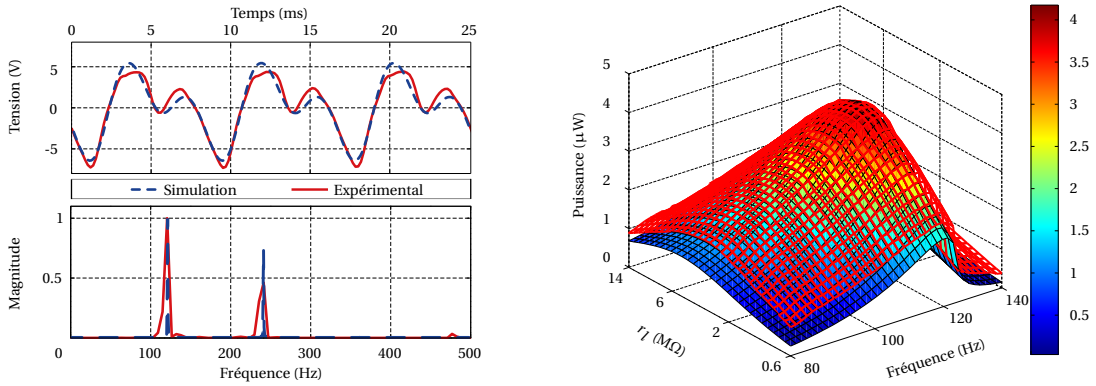
4.3.3 Confrontation : nouveau modèle/essais

Simulation

Les nouvelles simulations utilisent le nouveau modèle présenté précédemment section 4.3.2. Les études sont réalisées pour des niveaux élevés d'accélération de 4 g et 6 g afin de s'affranchir des effets assouplissants antécédents et obtenir un comportement non linéaire établi. Les paramètres de modélisation sont ceux identifiés précédemment (tableau 4.2). Les limites en balayage fréquentiel et en résistance de charge correspondent aux simulations initiales et aux essais expérimentaux (section 2.6.1 et 3.6).

Signaux temporels et puissances disponibles à 4 g

En comparaison avec la figure 4.4, le paramètre β apporte une amélioration notable à la correspondance entre les signaux de tension électrique expérimentale et simulée. Cette influence est observable figure 4.6a sur les signaux de tension à la fréquence critique de 119.56 Hz. L'ajout, dans le modèle du, coefficient β permet au signal de tension électrique de tendre vers la solution. L'observation est étayée par la représentation du spectre fréquentiel où les deux harmoniques majeures des signaux expérimentaux et théoriques se superposent. La figure 4.6b montre une bonne correspondance entre les nouveaux résultats théoriques (échelle de couleurs) et la surface de référence (grille rouge). L'identification des paramètres de modélisation et la prise en compte de β améliore considérablement la correspondance aux environs de la zone optimale de fonctionnement (pic de puissance), mais des écarts encore importants se manifestent hors de cette zone.



(a) Signaux temporels de tension avec β

(b) Puissance disponible

Figure 4.6 – Confrontation temporelle et fréquentielle des signaux expérimentaux et théoriques avec prise en compte de β à 4 g

Critères de performance à 4 g et 6 g

Les critères de performance mécaniques et électriques pour les accélérations de 4 g et 6 g sont présentés dans le tableau 4.3. La correspondance modèle/essais est améliorée sur l'ensemble des critères. Pour une accélération de 4 g, la correspondance est très acceptable avec des erreurs relatives inférieures à 5 % sauf pour la bande passante qui est minorée de 38.36 %. Il est normal que les erreurs soient faibles car l'identification est réalisée sur ces données expérimentales et les critères f_c , X_{max}, R_{opti} et P_{max} ($P_{tot}/2$) sont intégrés à la fonction objectif. Cependant, à 6 g, les écarts sont plus importants, mais demeurent acceptables pour les critères mécaniques dont l'erreur est inférieure à 5 %. La résistance de charge et la bande passante sont respectivement sous-estimées de 10.47 % et de 31.49 %. La puissance totale est surestimée de 15.85 %.

D'un point de vue global, l'identification des paramètres et l'ajout d'un coefficient piézoélectrique β a fortement amélioré la correspondance entre les résultats de modélisation et expérimentaux. Cependant, le coefficient piézoélectrique β n'est pas en mesure d'expliquer l'intégralité des défauts. Par exemple, la transformée de Fourier du signal expérimental (figure 4.6a) montre une troisième harmonique aux environs de 470 Hz, dont son origine est inconnue et difficilement explicable par un simple coefficient linéaire supplémentaire.

	$\dot{V}_{mec}$ (g)	f_c	X_{max}	V_{max}	R_{opti}	P_{tot}	BP
Valeur	4	119.56 Hz	377.18 µm	5.09 V	2.88 Ω	8.34 µW	25.80 Hz
	6	134.11 Hz	497.79 µm	7.42 V	2.31 Ω	21.64 µW	23.73 Hz
Erreur	4	+0.01	+0.18	-3.78	+0.02	+0.03	-38.36
	6	+1.44	+4.16	-4.38	-10.47	+15.85	-31.49

Erreurs relatives (%) par rapport aux données expérimentales

Tableau 4.3 – Comparaison des critères de performance du générateur inertiel monomorphe après identification

4.3.4 Bilan

L'identification a éclairci différents points, à commencer par l'influence des défauts des caractéristiques géométriques et matériaux sur les écarts entre la théorie et la réalité. Ces défauts engendrent des effets indésirables sur le comportement du générateur. Dans un premier temps, des effets non linéaires mécaniques et, dans un second temps, la production d'énergie lors de la flexion des membranes. L'identification apporte une forte amélioration sur la correspondance entre la modélisation et les essais expérimentaux du générateur monomorphe piézoélectrique. Celle-ci permet de s'affranchir des effets non linéaires indésirables et non maîtrisés afin de se focaliser sur le domaine de fonctionnement précis aux abords du pic de puissance. Idéalement et pour améliorer la correspondance lors de l'identification, il serait judicieux de calculer une fonction objectif à partir des surfaces plutôt que des courbes de référence actuellement utilisées ainsi que les différents signaux temporels. Cette idée a été évoquée durant ces travaux mais les temps de simulation très importants (plusieurs semaines) n'ont pas permis son utilisation.

L'effet non linéaire assouplissant n'est pas prévisible dans l'état actuel de nos connaissances et affecte considérablement le comportement électromécanique. À ce stade des recherches, l'origine de cet effet n'est pas identifiée, mais s'oriente vers la nature du matériau électroactif en comparaison avec d'autres polymères manifestant ce comportement [Meijer2005, Berer2014]. Cependant, cet effet n'a pas été identifié sur le P(VDF-TrFE) industriel. Quant à l'énergie électrique induite par la flexion des membranes, le signal de tension électrique est trop complexe pour être expliqué par un simple paramètre linéaire (β), même si la correspondance entre les résultats de simulations et les résultats expérimentaux est améliorée. De prime abord, il serait nécessaire d'agir sur les défauts du générateur expérimental pour tenter d'améliorer la qualité du signal.

4.4 Identification et intégration des phénomènes dans le modèle de générateur bimorphe

Globalement les résultats présentés en section 2.7.3 et section 3.7.4 montrent une bonne correspondance du comportement mécanique, mais aussi une discordance très significative du comportement électrique. La confrontation des critères de performance théoriques initiaux et expérimentaux permet de comprendre l'origine de ces écarts. Le tableau 4.4 répertorie l'erreur de chacun des critères électromécaniques du générateur bimorphe par rapport aux essais

expérimentaux. Les faibles niveaux d'accélération garantissent un fonctionnement mécanique linéaire afin de solliciter les membranes en flexion. Les résultats expérimentaux ont démontré que l'accélération maximale admissible pour conserver un comportement linéaire est de 1 g pour ce choix de géométrie et de matériaux. Les termes électriques montrent des erreurs très importantes (erreur > 1000 %). Ces écarts traduisent un défaut majeur sur la capacité électrique des membranes. En effet, la capacité électrique est le seul paramètre pouvant avoir autant d'incidence sur l'ensemble des critères électriques.

f_0	Q	X_{max}	V_{max}	R_{opti}	P_{tot}	BP
+0.01	-	-2.52	+1184.91	+1118.66	+2482.35	-41.83

Erreurs relatives (%) par rapport aux données expérimentales

Tableau 4.4 – Comparaison des critères de performance du générateur inertiel bimorphe

Les études suivantes entreprennent de déterminer l'origine de ces écarts en décrivant l'investigation. Elle a permis de proposer une solution afin de modéliser le comportement électromécanique du générateur inertiel piézoélectrique bimorphe.

4.4.1 Identification mécanique

L'erreur significative sur la capacité électrique ne permet pas de réaliser une identification des paramètres électriques. Leurs variations seraient tellement importantes que cela n'aurait aucun sens physique justifiable. Seule une identification des paramètres mécaniques a été réalisée selon la méthode décrite section 4.2.1. Comme pour l'identification des paramètres de modélisation du générateur monomorphe, les paramètres k et m_{mf} ne sont pas identifiés. Le paramètre b n'est également pas identifié car le cas d'étude est assimilé purement linéaire donc la raideur non linéaire n'est pas sollicitée.

Le tableau 4.5 répertorie les paramètres de modélisation et les valeurs identifiées afin de les comparer, par la suite. La faible variation des termes m_{tf} et n montre une bonne estimation initiale. En revanche, le faible effet assouplissant ne permet pas d'estimer un facteur de qualité fiable par mesure expérimentale. Les erreurs inférieures à 10 % restent tout de même acceptables.

Paramètre	Valeur théorique	Valeur identifiée	Erreur (%)
m_{tf} (g)	1.31	1.32	+0.01
n (N/m)	798.42*	797.99	-0.05
Q	5.26*	5.65	+7.41

* *Valeurs mesurées expérimentalement à* $f = 164.37$ Hz

Tableau 4.5 – Paramètres de modélisation mécanique du générateur inertiel bimorphe

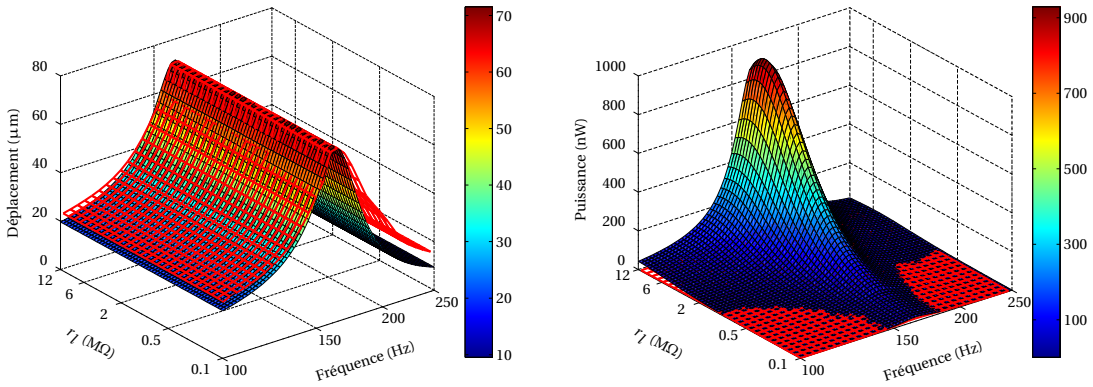
4.4.2 Prise en compte des paramètres mécaniques identifiés et intégration de la capacité électrique expérimentale

La section 3.5.2 décrit la manière dont le générateur est conçu afin de pouvoir le connecter au circuit d'extraction, en contrepartie le design des électrodes ne correspond pas au design du modèle théorique. La surface électrodée est supérieure à la surface active induisant une

capacité électrique supérieure. La capacité électrique est mesurée à $C_{0_exp} = 117.15$ pF. Cette capacité est alors introduite dans le modèle comme valeur identifiée.

Confrontation

La figure 4.7 représente la confrontation des résultats expérimentaux et théoriques utilisant le paramétrage identifié précédemment et la capacité électrique mesurée.



(a) Déplacement *(b) Puissance disponible*

Figure 4.7 – Confrontation des résultats avec prise en compte de C_{0_exp}

La figure 4.7a montre la bonne correspondance entre le comportement mécanique théorique identifié (échelle de couleurs) et expérimental (maillage rouge). En revanche, la figure 4.7b montre la différence entre les comportements électriques ; en l'occurrence, la puissance théorique et expérimentale. L'intégration de la capacité électrique expérimentale au modèle décale le pic de puissance vers la cible, mais sans pour autant l'atteindre. L'amplitude de celui-ci et la résistance de charge optimale restent surestimées.

Critères de performance

Le tableau 4.6 répertorie les erreurs entre les données expérimentales et les données de la nouvelle simulation. L'ajustement de m_{tf} et n améliore la correspondance du pic de déplacement, mais la variation de Q augmente l'écart de la bande passante mécanique. L'ajustement de la capacité électrique améliore la correspondance des critères de performance électriques, mais elle ne permet pas d'expliquer ces écarts importants. La résistance de charge est toujours très surestimée ce qui agit fortement sur le comportement électrique.

	f_0	Q	X_{max}	V_{max}	R_{opti}	P_{tot}	BP
Valeur	164.37 Hz	5.61	71.45 µm	3.22 V	7.99 MΩ	929.02 nW	29.11 Hz
Erreur (%)	+0.01	+6.65	-0.62	+507.55	+496.87	+1437.72	-45.47

Erreurs relatives (%) par rapport aux données expérimentales

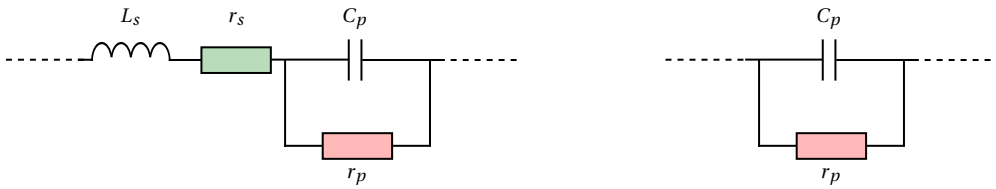
Tableau 4.6 – Comparaison des critères de performance du générateur inertiel bimorphe avec prise en compte de C_{0_exp}

Dans le cas présent, les films piézoélectriques sont considérés comme de simples capacités électriques. Au regard des résultats expérimentaux, il est judicieux de les considérer comme des systèmes plus complexes de capacité électrique réelle.

4.4.3 Modèle de capacité électrique réelle

Nature de la résistance parasite

La modélisation électrique des films piézoélectriques considère les membranes comme des condensateurs idéaux (figure 2.12b). Les résultats expérimentaux montrent une structure électrique plus complexe. Il est alors judicieux de les considérer comme des condensateurs réels, approche couramment utilisée pour les matériaux ferroélectriques. Le condensateur réel est composé d'une inductance L_s et de sa résistance r_s, tous deux en série, avec une capacité C_p. En parallèle de cette dernière se trouve une seconde résistance r_p. Le circuit est schématisé par la figure 4.8a.



(a) Condensateur réel *(b) Circuit équivalent retenu*

Figure 4.8 – Modélisation des films piézoélectriques

Pour ce type de structure, l'inductance apporte une contribution lorsque la fréquence du signal électrique est supérieure à la fréquence de résonance du circuit RLC série. Cette fréquence s'exprime de la manière suivante :

$$f_{RLC} = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_s C_p}} \tag{4.5}$$

En l'absence de bobine dans le dispositif, seuls les câbles électriques de connexions créent de l'inductance dans le circuit. L'ordre de grandeur de l'inductance linéique des câbles libres est de 1 µH/m. Dans notre situation, nous pouvons estimer l'inductance pour 1.5 m de câble. En considérant C_p comme la valeur de capacité électrique mesurée expérimentalement (C_{0_exp}) alors la fréquence de résonance de notre circuit est de f_{RLC} = 12 MHz. Notre système évoluant à basse fréquence (164.37 Hz), l'inductance est alors négligeable dans cette gamme d'utilisation. La résistance en série apporte également une contribution à haute fréquence. Elle se rapporte à un comportement de filtre passe-haut souvent négligeable face à l'inductance. On peut alors considérer : $L_s = 0$ et $r_s \to 0$. Ces considérations permettent de réduire le circuit équivalent représentant les membranes piézoélectriques à un circuit RC parallèle (figure 4.8b).

En considérant que la résistance parallèle est composée d'une seule résistance équivalente, on peut estimer une valeur de r_p en utilisant la relation suivante :

$$r_p = \left({R_{opti_exp}}^{-1} - {R_{opti_th}}^{-1}\right)^{-1} \tag{4.6}$$

La valeur théorique de la résistance parasite est de r_p = 1.58 MΩ. L'origine de r_p est à déterminer et la valeur à confirmer.

Facteur de perte diélectrique

Dans un premier temps, la piste d'une résistance parallèle induite par le facteur de perte diélectrique peut expliquer l'origine de r_p. L'isolement du diélectrique d'un condensateur n'est jamais parfait et la légère conduction induite est représentée par la résistance en parallèle du condensateur [Borderon2010].

La relation qui lie r_p aux pertes diélectriques de notre matériau est la suivante :

$$r_p = \frac{1}{\omega C_p \tan\delta} \tag{4.7}$$

Les paramètres matériaux présentés dans le tableau 3.2 indiquent un facteur de perte diélectrique $\tan\delta = 0.0164$ rad ($\tan\delta = \frac{\varepsilon_{Im}}{\varepsilon_{Re}}$). En se positionnant à la fréquence de résonance de notre système et en faisant l'hypothèse que $C_p = C_{0_exp}$, on détermine une résistance parallèle induite par le facteur de perte diélectrique de 504.62 GΩ. Au regard de cette valeur très importante, la résistance parasite induite par les pertes diélectriques ne peut être à l'origine du décalage du pic de puissance. L'effet d'une telle résistance sur le comportement électrique est quasi inexistant donc négligeable, ce qui écarte l'origine matériau de la résistance parasite.

Impédance d'un circuit RC parallèle

En se basant sur l'hypothèse où les membranes se comportent comme des circuits RC parallèles (figure 4.8b), l'équation 4.8 permet de déterminer l'impédance Z de ce type de circuit.

$$\begin{aligned} Z &= \left({Z_{r_p}}^{-1} + {Z_{C_p}}^{-1}\right)^{-1} = \left({r_p}^{-1} + \left(\frac{1}{jC_p\omega}\right)^{-1}\right)^{-1} \\ &= \frac{r_p}{1 + jC_p r_p \omega} = \underbrace{\frac{r_p}{1 + C_p^2 r_p^2 \omega^2}}_{Z_{Re}} - j\underbrace{\frac{r_p^2 C_p \omega}{1 + C_p^2 r_p^2 \omega^2}}_{Z_{Im}} \end{aligned} \tag{4.8}$$

La partie réelle de Z est strictement positive, le module et l'argument de l'impédance en fonction de la pulsation (ω) s'écrivent :

$$|Z|(\omega) = \sqrt{{Z_{Re}}^2 + {Z_{Im}}^2} = \frac{r_p}{\sqrt{1 + C_p^2 r_p^2 \omega^2}} \tag{4.9}$$

$$\arg Z(\omega) = \theta(\omega) = \tan^{-1}\left(\frac{Z_{Im}}{Z_{Re}}\right) = \tan^{-1}\left(-C_p r_p \omega\right) \tag{4.10}$$

Des équations 4.9 et 4.10, on peut déterminer les valeurs de C_p et r_p :

$$C_p(\omega) = \frac{\tan(\theta(\omega))}{|Z|(\omega)\omega\sqrt{1 + \tan^2(\theta(\omega))}} \tag{4.11}$$

$$r_p(\omega) = |Z|(\omega)\sqrt{1 + \tan^2(\theta(\omega))} \tag{4.12}$$

C_p et r_p sont considérés comme des dipôles parfaits lorsque θ est respectivement égal à $-\frac{\pi}{2}$ et 0. Les dipôles identifiés permettent de déterminer la fréquence critique f_{RC} de notre circuit RC parallèle par la relation suivante :

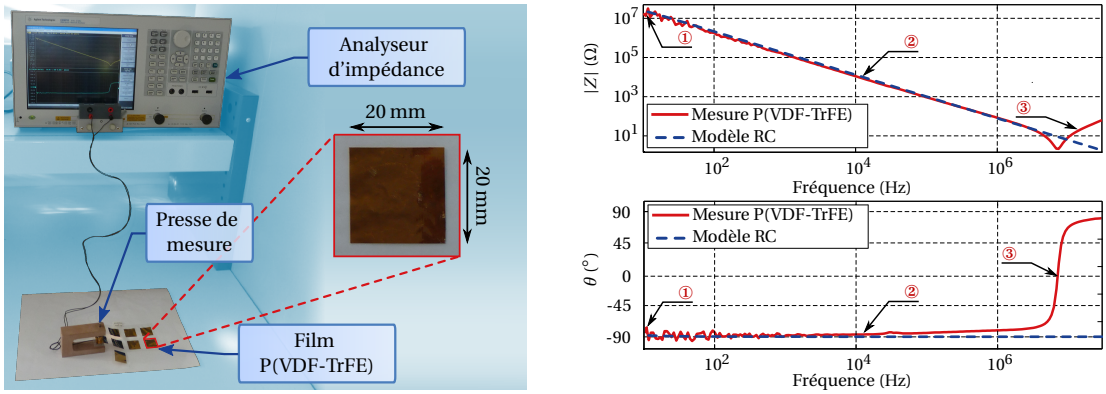
$$f_{RC} = \frac{1}{2\pi C_p r_p} \tag{4.13}$$

Par identification des valeurs des dipôles, il est alors possible de proposer un modèle d'impédance correspondant à notre structure.

Impédance de film P(VDF-TrFE)

Afin de connaître le comportement électrique réel de ce matériau électroactif, une première analyse d'impédance sur un film de P(VDF-TrFE) a été réalisée à l'aide d'un analyseur d'impédance Agilent Technologies E5061B. La figure 4.9a présente le protocole de mesure sur un patch de film de P(VDF-TrFE) provenant du commerce. Le patch a pour épaisseur 25 µm et une surface électrodée carrée de dimensions 20×20 mm^2. Les propriétés mécaniques, piézoélectriques et diélectriques de ce patch sont proches des films utilisés pour notre générateur (tableau 3.2) [PiezoTech].

Les mesures d'impédance sont réalisées sur un échantillonnage fréquentiel allant de 10 Hz à 30 MHz afin d'obtenir un comportement global et de visualiser la phénoménologie de celui-ci. La figure 4.9b représente l'impédance ($|Z|$ et θ) mesurée en fonction de la fréquence du signal électrique d'entrée sur les films commerciaux.



(a) Procédure de mesure *(b) Module et argument de $Z_{P(VDF-TrFE)}$*

Figure 4.9 – Analyse d'impédance sur un film P(VDF-TrFE)

L'allure globale de ces mesures révèle deux phénomènes, un comportement capacitif (②) sur une large bande fréquentielle et un comportement inductif (③) à haute fréquence. Le comportement capacitif apparaît comme une décroissance linéaire de $|Z|$ de -20 dB par décade et un θ constant aux alentours de $-\frac{\pi}{2}$. Le comportement inductif est représenté par croissance linéaire du module de 20 dB par décade et un argument constant aux alentours de $\frac{\pi}{2}$. Le changement de pente induit un minimum exprimant la valeur très faible de la résistance en série r_s induite par la bobine. Cet effet inductif est induit par les câbles reliant le film à l'appareil de mesure.

Pour cette gamme d'étude, le "plateau résistif" (①) habituellement présent pour un circuit RC n'est pas perceptible et θ reste proche de $-\frac{\pi}{2}$ à basse fréquence. Ces observations permettent de dire que l'impédance de la résistance parallèle est très élevée par rapport à l'impédance de la capacité permettant de négliger les effets de r_p dans ce circuit. Dans ce cas, la résistance r_p est induite par les pertes diélectriques.

Si on s'intéresse au module de l'impédance avant l'effet inductif (< 4 MHz), le comportement est majoritairement capacitif. En utilisant la relation classique pour déterminer la capacité théorique du film testé ($C_{th} = \frac{\varepsilon_{33}\varepsilon_0 S}{h}$), on obtient 1.169 µF. La capacité mesurée à l'aide de l'équation 4.11 à la fréquence où θ est le plus proche de $-\pi/2$ est estimée à 1.159 µF. La capacité électrique théorique et la capacité électrique mesurée correspondent avec une erreur relative inférieure à 1 %.

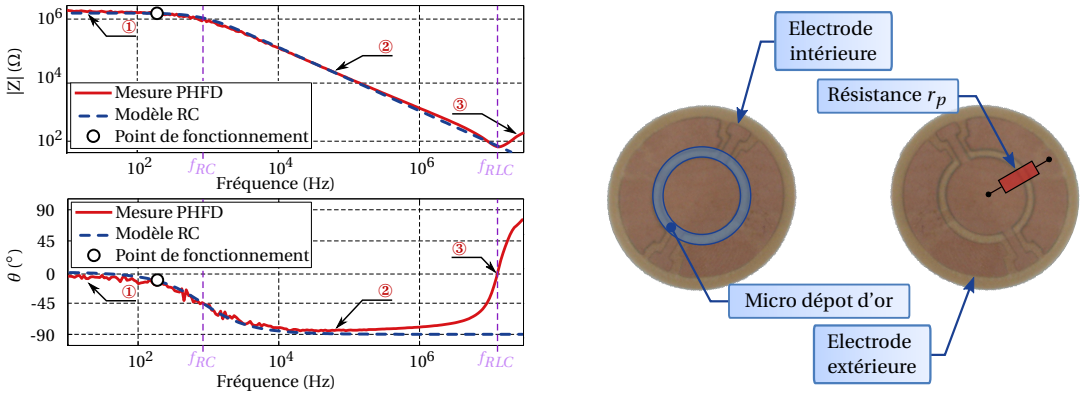
Le film de P(VDF-TrFE) peut être représenté comme une capacité électrique unique allant dans le sens de l'hypothèse initiale assimilant les films électroactifs à des condensateurs et confirmant le constat précédent indiquant que r_{p_exp} ne provient pas du matériau.

Impédance d'une membrane bimorphe

L'analyse de l'impédance d'un film du générateur bimorphe assemblé fait apparaître un comportement résistif marqué. Les mesures du module et de l'argument de l'impédance en fonction de la fréquence sont présentées par la figure 4.9a.

Contrairement au film de P(VDF-TrFE) où deux comportements sont visibles, l'analyse d'impédance d'un film d'une membrane bimorphe révèle trois comportements distincts : résistif (①), capacitif (②) et inductif (③). Le comportement résistif apparaît comme un $|Z|$ constant et θ aux environs de 0°. L'allure globale est typique d'un filtre passe-bas induit par un circuit RC. De ces comportements, trois domaines fréquentiels sont identifiables :

– Résistif de 10 Hz à 848.82 Hz à $\theta = -45°$;
– Capacitif de 848.82 MHz à 12.77 MHzà $\theta = 0°$;
– Inductif de 12.77 MHz à 30 MHz ;



(a) Module et argument de $Z_{bimorphe}$ *(b) Localisation et représentation de r_p*

Figure 4.10 – Identification de la résistance parasite

Le point de fonctionnement optimal du générateur correspond à la fréquence de résonance mécanique soit 164.37 Hz, situé dans le domaine résistif. À cette fréquence, la phase est proche de 0°, ce qui nous permet de déterminer r_p en utilisant l'équation 4.12 : $r_p = 1.63\,\text{M}\Omega$. Pour C_p, on cherche la fréquence pour laquelle θ est proche de $-\frac{\pi}{2}$, ce qui nous donne une capacité électrique de 117.25 pF en utilisant l'équation 4.11.

La modélisation de l'impédance du circuit RC (pointillés bleus) avec les valeurs de C_p et r_p correspond aux résultats expérimentaux (courbe rouge). La fréquence de coupure du circuit RC (f_{RC}) calculée avec l'équation 4.13 est de 832.96 Hz, ce qui correspond à la limite entre le domaine résistif et le domaine capacitif. Précédemment, l'équation 4.5 a permis d'approximer la fréquence de résonance du circuit RLC en prenant en compte l'effet inductif induit par les fils. Cette fréquence de l'ordre de 12 MHz correspond à la limite entre le domaine capacitif et le domaine inductif.

L'équation 4.6 a apporté une estimation simple de r_p de 1.58 MΩ et l'analyse d'impédance montre une valeur comparable à cette estimation. La valeur de C_p est également très proche de la valeur de la capacité électrique obtenue par l'électrodage réel des films (C_{0_exp}).

Cette étude permet de confirmer qu'un film de P(VDF-TrFE) peut être assimilé à une simple capacité électrique, mais aussi que la structure des membranes doit être assimilée à un circuit RC parallèle, dans le cas présent. Cette résistance parallèle met en évidence un problème dans la structure des membranes associé à l'électrodage. Un film, composant une membrane bimorphe, est intégralement électrodé sur une face et, est dissocié en deux zones sur la seconde. Malgré les précautions prises lors de la réalisation des électrodes avec un écart suffisant

pour garantir une isolation entre celles-ci, une connexion inter électrode est présente. Une hypothèse sur l'origine de ce problème s'oriente vers la répartition de particules d'or entre les électrodes lors de la procédure de métallisation (figure 4.10b zone bleue). Ce dépôt discontinu s'apparente à un contact de mauvaise qualité entre les électrodes créant une résistance parasite (figure 4.10b résistance schématique rouge). Pour le moment, cette hypothèse n'a pas été vérifiée. Cependant, cette résistance est identifiable et il est possible de l'intégrer dans la modélisation du générateur afin d'étudier ces effets. Lors de la réalisation de futures membranes et à condition que l'hypothèse soit vérifiée, il est envisagé d'utiliser des masques autocollants afin de garantir l'isolation électrique inter électrode.

4.4.4 Prise en compte de l'effet résistif parasite

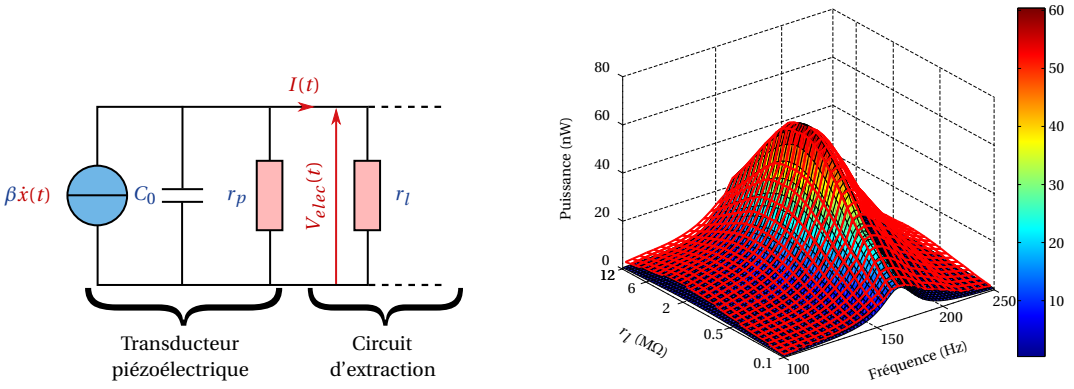
Intégration dans le modèle

Le décalage de positionnement du pic de puissance est lié à un défaut dans la réalisation des membranes créant ainsi une résistance parasite qui est identifiée. L'intégration de celle-ci à la modélisation électrique initiale (équation 2.58) permet d'écrire :

$$\beta\dot{x} - C_0\dot{V}_{elec} - \frac{V_{elec}}{r_p} = I \tag{4.14}$$

La figure 4.11a représente le circuit final équivalent du générateur inertiel piézoélectrique bimorphe. Il se modélise par une source de courant de valeur $\beta\dot{x}$ en parallèle d'une capacité électrique C_0, de la résistance parasite r_p et de la résistance de charge r_l.

La figure 4.11b représente les résultats de simulation après l'identification des paramètres électriques. Dans ce cas, la correspondance modèle/essais est très bonne. Le pic de puissance est confondu avec le pic expérimental dont la fréquence et l'amplitude correspondent.



(a) Schématisation du modèle électrique *(b) Puissance disponible*

Figure 4.11 – Prise en compte de l'effet résistif

Paramètres de modélisation et critères de performance

Les critères de performance électriques présentés, dans le tableau 4.7, montrent une très bonne correspondance de la tension et de la puissance totale (> 1%). En revanche, l'erreur sur la bande passante est encore importante (45.19 %). Comme pour l'identification des paramètres de modélisation du générateur monomorphe, l'identification ne permet pas de déterminer un jeu de paramètre unique. La bande passante n'étant pas prise en compte dans la fonction objectif, seules les amplitudes et positions des pics d'amplitudes et de puissances sont respectées.

	V_{max}	R_{opti}	P_{tot}	BP
Valeur	0.54 V	1.35 MΩ	242.21 nW	29.31 Hz
Erreur (%)	+0.19	+0.01	+0.23	-45.19

Erreurs relatives (%) par rapport aux données expérimentales

Tableau 4.7 – Comparaison des critères de performance du générateur inertiel bimorphe avec prise en compte de la résistance parallèle

L'identification des paramètres électriques de modélisation (tableau 4.8) montre des écarts acceptables. La résistance parallèle correspond bien à la résistance mesurée par l'analyseur d'impédance.

Paramètre	Valeur théorique	Valeur identifiée	Erreur (%)
β (N/V)	$9.09.10^{-6}$	$7.53.10^{-6}$	-17.18
C_0 (pF)	117.15*	117.15	-0.01
r_p (MΩ)	1.63*	1.58	-3.07

* *Valeurs mesurées par analyse d'impédance*

Tableau 4.8 – Paramètres de modélisation du générateur inertiel bimorphe avec résistance parasite

4.4.5 Bilan

La structure plus complexe du générateur bimorphe est théoriquement plus performante que la structure du générateur monomorphe rapportée à l'amplitude de l'excitation extérieure. En revanche, la complexité des électrodes a soulevé un problème technique (résistance parasite) agissant fortement sur les performances électriques. Cependant, cette résistance a été identifiée et quantifiée afin d'être intégrée à la modélisation et améliorer considérablement la correspondance modèle/essais. L'élaboration des membranes bimorphes est longue et complexe sans pour autant garantir la viabilité des films. Cette procédure de réalisation s'oriente vers le prototypage et donc un protocole adapté à la réalisation unitaire. Il est alors difficile de réaliser une campagne pour étudier le phénomène de résistance parasite en fonction de la procédure et des paramètres géométriques des électrodes. Cependant, une mesure de la résistance entre les électrodes préalablement métallisées sur un matériau homogène isolant comme le verre, selon le même protocole, permettrait de valider l'hypothèse d'un problème de métallisation. Si cela est avéré, il est nécessaire de modifier la procédure de réalisation des électrodes par l'utilisation de masques autocollants évitant le passage de particules d'or sous le masque. Si l'hypothèse n'est pas validée, il est alors envisageable de métalliser seulement le disque central afin de s'affranchir totalement de ce problème, mais la puissance totale théorique sera deux fois plus faible.

4.5 Conclusion

Ce chapitre présente l'identification des paramètres de modélisation dans l'optique de favoriser la correspondance modèle/essais. Chaque modélisation (monomorphe et bimorphe) a son verrou qui empêche une totale connaissance de ces structures. Dans le premier cas, l'origine des effets assouplissants et, dans le second, l'origine de la résistance parasite ne sont pas clairement identifiées. Les effets assouplissants proviennent probablement du matériau utilisé.

Il est susceptible de ne pas être homogène et contiendrait une phase amorphe non négligeable qui expliquerait le comportement assouplissant. La résistance parasite semble provenir de la méthode de métallisation des membranes où l'isolation inter électrode de surface n'est pas correctement assurée. Malgré ces défauts, il a été possible de proposer une identification des paramètres de modélisation capable d'améliorer la correspondance des modèles aux essais expérimentaux.

Le chapitre suivant proposera des géométries optimisées capables de fournir une puissance nécessaire à un capteur communicant pour réaliser la procédure de mesure et d'émission des données collectées toutes les quelques secondes. Il proposera également des approches alternatives au P(VDF-TrFE) utilisant le concept de l'"Hybrid Fluid Diaphragm" dans le but d'améliorer la densité de puissance et réduire l'échelle des générateurs.

5

Conceptions optimisées et perspectives

Sommaire

5.1 Introduction 110
5.2 Études de sensibilités 110
5.2.1 Sensibilité aux paramètres de modélisation 110
5.2.2 Sensibilité aux caractéristiques géométriques et matériaux 114
5.2.3 Tableau d'influence 116
5.3 Conceptions optimisées 116
5.3.1 Application sur l'optimisation des structures PHFDs 116
5.3.2 Géométries optimales 118
5.3.3 Bilans générateurs optimisés 121
5.4 Perspectives 122
5.4.1 Approche technologique : HFD Électromagnétique (EMHFD) 123
5.4.2 Approche matériau : Polymères, composites et céramiques piézoélectriques 124
5.4.3 Approche structurelle : Spirale PZT 126
5.5 Conclusion 129

5.1 Introduction

Le chapitre précédent a détaillé l'analyse des phénomènes rencontrés expérimentalement, non anticipés par la modélisation des générateurs PHFDs. L'intégration de ces phénomènes aux modèles a permis une meilleure connaissance et interprétation des comportements électromécaniques, permettant d'utiliser ces modèles comme des outils de conception. Ce chapitre propose une étude de sensibilité des critères de performance aux paramètres de modélisation ainsi qu'une étude de sensibilité des paramètres de modélisation aux caractéristiques géométriques et matériaux. Ces études permettent d'aborder l'orientation de l'optimisation des conceptions existantes afin d'améliorer les caractéristiques des PHFDs. Des géométries optimales dans un volume restreint sont déterminées par simulations et les améliorations apportées sont détaillées. Ce chapitre propose trois alternatives utilisant l'architecture de l'"Hybrid Fluid Diaphragm" en perspective d'une amélioration des performances des structures considérées.

5.2 Études de sensibilités

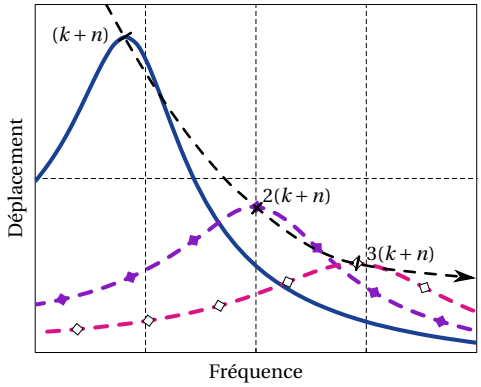
5.2.1 Sensibilité aux paramètres de modélisation

L'étude de sensibilité des critères de performance aux paramètres de modélisation permet d'anticiper les effets de chacun sur le comportement électromécanique final. Il est possible d'identifier les leviers les plus pertinents pour une conception d'un générateur optimisé dans un contexte d'application ciblée. Le faible couplage électromécanique permet de réaliser deux études distinctes sur les paramètres mécaniques et électriques. Les paramètres de modélisation utilisés dans les simulations suivantes correspondent aux paramètres des modèles existant (section 2.5.2 et 2.5.3). Seul un paramètre est pondéré pour observer ses effets sur le comportement électromécanique. L'accélération utilisée est constante et dépend du comportement mécanique désiré (linéaire 1 g, non linéaire 4 g).

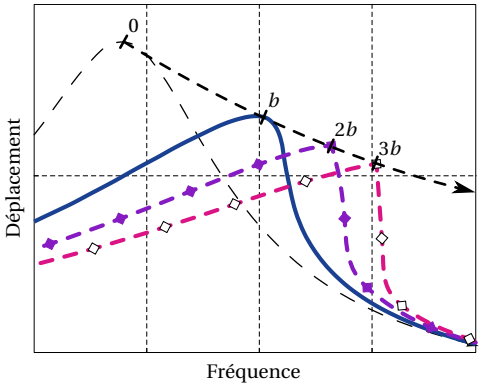
Comportements mécaniques

Les figures 5.1a à 5.1h représentent les résultats de simulation numérique sur la réponse mécanique d'une structure PHFD par rapport à l'évolution d'un des paramètres mécaniques de modélisation. Seule l'étude selon un balayage fréquentiel est traitée dans cette section. Les effets des paramètres électriques sur le comportement mécanique sont négligeables (faible couplage électromécanique).

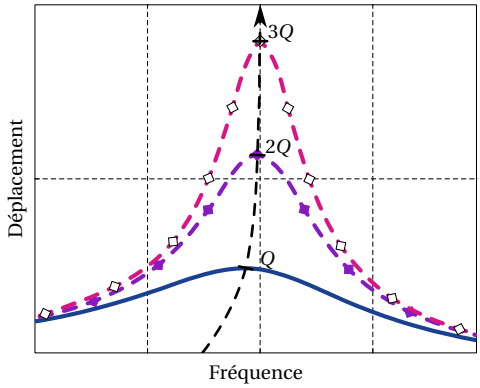
La raideur linéaire k et la raideur non linéaire b n'ont pas le même effet sur le comportement, la figure 5.1a montrant l'influence des paramètres $k+n$ et la figure 5.1b celle du paramètre b. L'évolution croissante de $k+n$ augmente la fréquence de résonance f_1 (équation 2.24) et réduit les amplitudes de déplacement. Le facteur de qualité Q étant constant, la bande passante augmente afin de conserver le rapport de la fréquence de résonance sur cette dernière. L'amortissement du système d augmente également (équation 2.25). Ces remarques sont observables pour l'influence de la raideur non linéaire b. Cependant, un effet supplémentaire propre à ce type de modélisation des non-linéarités mécaniques concerne l'évolution de l'allure du pic de déplacement. La croissance du paramètre b tend à coucher ce pic vers les hautes fréquences en faisant apparaître une rupture brutale de l'amplitude de déplacement et, par la même occasion, une fréquence critique f_c. Ce paramètre conditionne la manière dont notre système passe d'un état linéaire à fortement non linéaire.



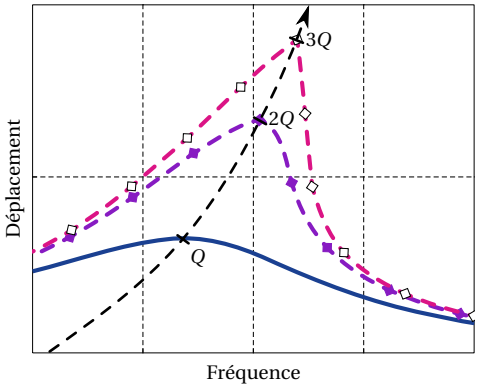
(a) $k+n(f)$



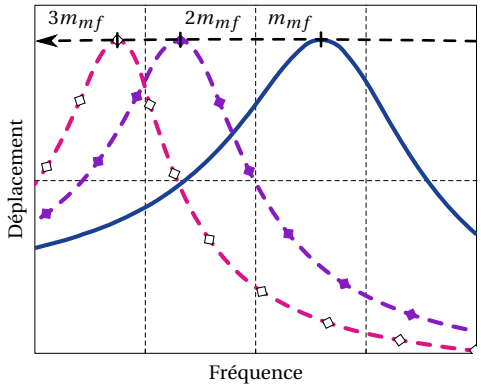
(b) $b(f)$



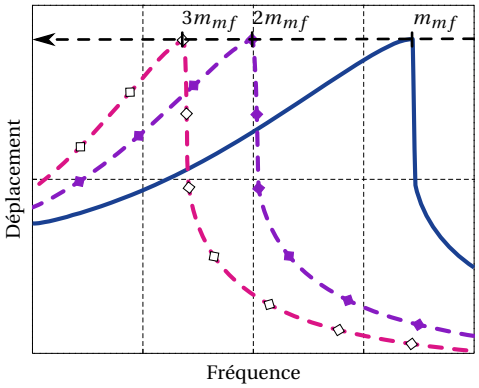
(c) $Q(f)$, *linéaire*



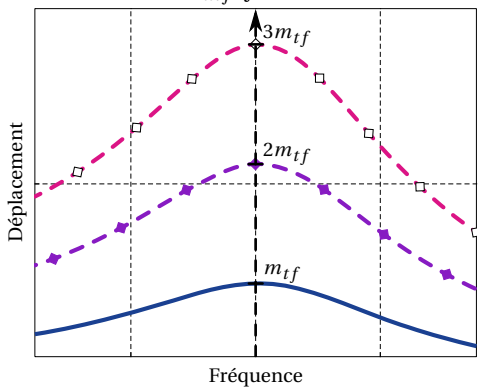
(d) $Q(f)$, *non linéaire*



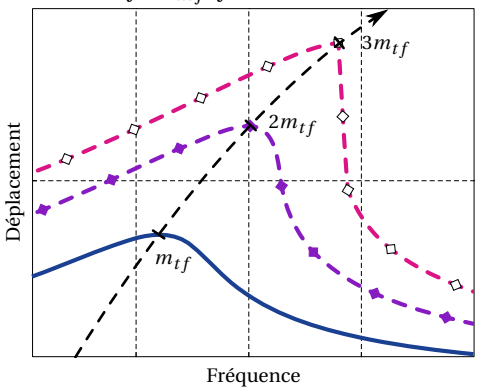
(e) $m_{mf}(f)$, *linéaire*



(f) $m_{mf}(f)$, *non linéaire*



(g) $m_{tf}(f)$, *linéaire*



(h) $m_{tf}(f)$, *non linéaire*

Figure 5.1 – Influence des paramètres mécaniques sur le déplacement maximum du centre de la membrane

Le facteur de qualité Q, définissant l'amortissement (d) du système (équation 2.25), n'a pas la même influence sur le comportement mécanique selon le cas où celui-ci est linéaire ou non linéaire. Dans le cas linéaire représenté figure 5.1c, lors de l'augmentation de ce paramètre, l'amplitude du pic de déplacement augmente linéairement et s'affine, diminuant la bande passante mécanique. La position de ce pic est également affectée et tend vers une limite qui correspond à la fréquence naturelle (f_0) de la structure. Dans le cas contraire d'un facteur de qualité faible, la fréquence de résonance f_1 du pic de fréquence se décale vers les basses fréquences en diminuant l'amplitude maximale et augmentant la bande passante de celui-ci. Pour le cas non linéaire représenté figure 5.1d, la croissance du facteur de qualité contribue à l'inclinaison du pic de déplacement et à l'apparition de la rupture brutale des déplacements vers les hautes fréquences. Dans ce cas, l'évolution de l'amplitude de déplacement pic n'évolue pas de manière linéaire, contrairement au cas précédent.

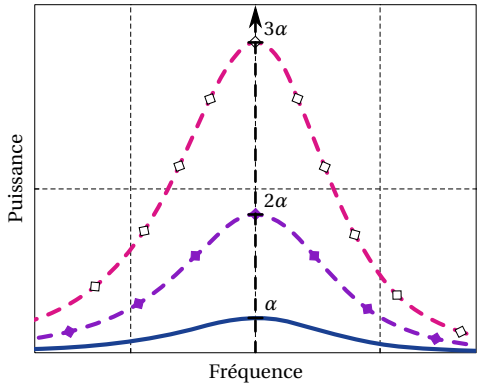
La masse de fluide en mouvement m_{mf} agit de la même manière sur le comportement linéaire et non linéaire, l'amplitude de déplacement n'est pas affectée. Dans le cas linéaire (figure 5.1e), la fréquence de résonance décroît non linéairement en fonction de la croissance de la masse (équation 2.24). Cette décroissance est également observable sur la bande passante (Q constant). Cependant, l'amortissement augmente (équation 2.25), ce qui dans le cas d'un système fortement amorti, comme ici présent, permet de conserver une amplitude constante. Ces observations sont également valables pour le cas non linéaire (figure 5.1f). L'évolution des non-linéarités n'est pas affectée par les variations de cette masse.

La masse excitatrice du système m_{tf} agit comme une variation d'accélération dont notre système est soumis. Dans le cas linéaire (figure 5.1g), l'amplitude de déplacement est proportionnelle à l'évolution de cette masse. Cette variation de masse n'ayant pas d'effet sur l'amortissement, la fréquence de résonance et la bande passante du pic de déplacement ne subissent pas de changement notable. Dans le cas non linéaire (figure 5.1h), la croissance de la masse induit de plus grandes déformations favorisant le passage du comportement linéaire à non linéaire, faisant évoluer proportionnellement la fréquence critique. En revanche, l'amplitude de déplacement n'évolue pas proportionnellement.

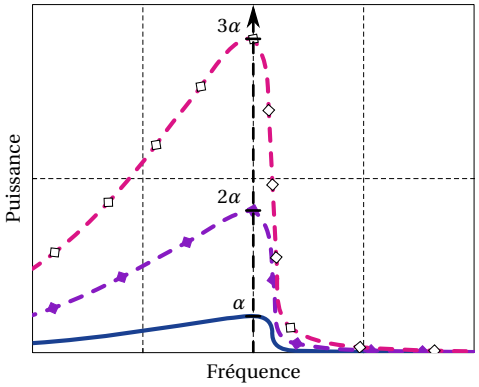
Comportements électriques

En ce qui concerne le comportement électrique, plus particulièrement la puissance disponible, il est nécessaire de s'intéresser aux paramètres électromécaniques α et C_0. Ces paramètres influencent la tension électrique, et donc la puissance, créent par les déplacements de la membrane. Il est alors nécessaire d'étudier l'amplitude de la puissance selon un balayage fréquentiel et en résistance de charge. Les figures 5.2a à 5.2h représentent cette étude où un paramètre électromécanique de modélisation évolue de manière linéaire suivant différentes situations.

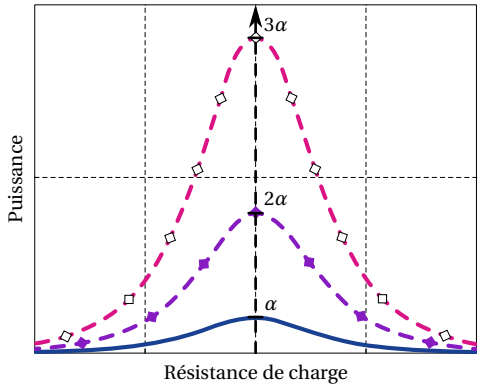
Le coefficient électromécanique α a la même influence sur la puissance électrique selon la nature du comportement mécanique (linéaire ou non linéaire) et selon le type de balayage (fréquentiel ou en résistance de charge). Pour un comportement linéaire avec un balayage fréquentiel, la figure 5.2a montre une croissance non linéaire de la puissance en fonction de l'augmentation du paramètre α. La bande passante et la position fréquentielle du pic de puissance ne sont pas affectées par cette variation. Ces observations sont applicables au cas non linéaire pour un même balayage (figure 5.2b). Dans cette situation, on observe une rupture brutale de la puissance similaire à la rupture des déplacements présentée précédemment. Dans le cas d'un balayage en résistance de charge (figures 5.2c et 5.2d), les observations exprimées sur l'évolution de la puissance en fonction de la fréquence présentée sur la figure 5.2a sont également applicables pour ces cas. Le comportement non linéaire n'affecte pas l'allure du pic de puissance lors du balayage en résistance de charge car le comportement électromécanique dépend de la fréquence et non de la résistance. En ce qui concerne le coefficient électromécanique β du



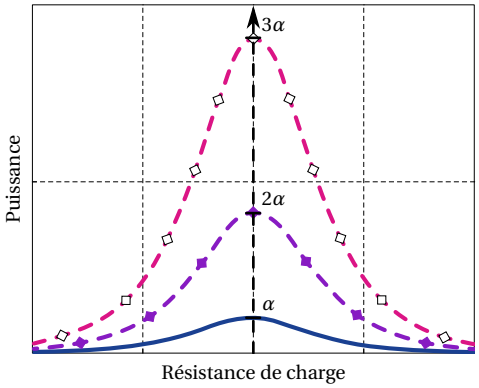
(a) $\alpha(f)$, linéaire



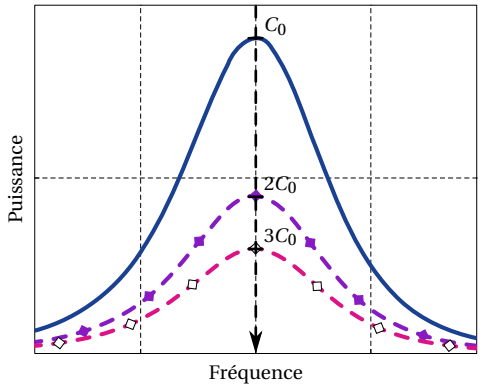
(b) $\alpha(f)$, non linéaire



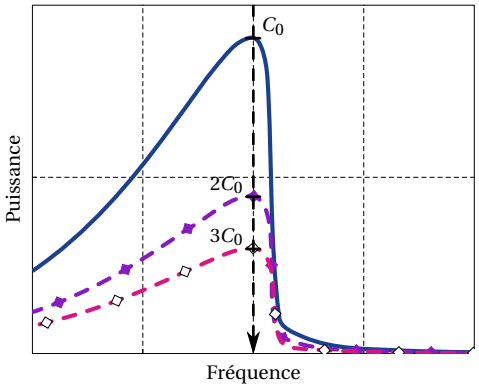
(c) $\alpha(r_l)$, linéaire



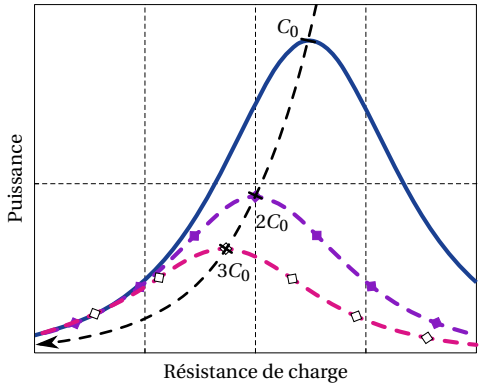
(d) $\alpha(r_l)$, non linéaire



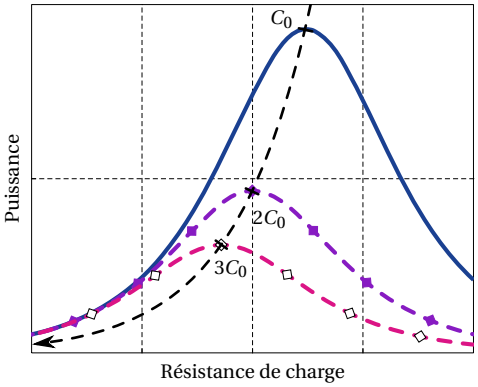
(e) $C_0(f)$ linéaire



(f) $C_0(f)$, non linéaire



(g) $C_0(r_l)$, linéaire



(h) $C_0(r_l)$, non linéaire

Figure 5.2 – Influence des paramètres électriques sur la puissance du PHFD

générateur bimorphe, celui-ci a la même influence que α présenté par les figures 5.2a et 5.2c.

Le paramètre diélectrique C_0 n'a pas la même influence sur la puissance électrique selon la nature du comportement mécanique et selon le type de balayage. En réponse mécanique linéaire, la figure 5.2e montre que l'augmentation de la capacité électrique diminue la puissance électrique de manière non linéaire, sans évolution fréquentielle du pic de puissance. Ceci est également valable pour la réponse mécanique non linéaire (figure 5.2e) où la chute drastique de la puissance à la fréquence critique est observable. En revanche, lors du balayage en résistance de charge, la capacité électrique influe directement sur la résistance optimale décalant le pic de puissance. Cette observation est valable selon les deux natures de comportement mécanique (figures 5.2g et 5.2h). Lorsque la capacité électrique augmente, la puissance diminue non linéairement, mais la résistance de charge optimale diminue également de la même manière. La résistance optimale est conditionnée par $1/2C_0\omega$ pour le générateur monomorphe et $1/C_0\omega$ pour le générateur bimorphe ce qui explique la diminution de résistance optimale.

5.2.2 Sensibilité aux caractéristiques géométriques et matériaux

En se référant aux tableaux 2.2, 2.6 et 2.8 répertoriant les relations des différents paramètres de modélisation des générateurs monomorphes et bimorphes, il est possible d'étudier leurs sensibilités aux caractéristiques géométriques et matériaux du système. Cette étude est représentée par les figures 5.3a à 5.3h, où R, H, h, E et ν correspondent aux valeurs numériques utilisées par les prototypes PHFDs. Ces grandeurs sont pondérées d'un coefficient multiplicateur (y) compris entre 0 et 10. Dans le cas du coefficient de Poisson, ν varie entre 0 et 1 afin d'avoir un sens physique.

Les masses m_{mf} (figure 5.3a) et m_{tf} (figure 5.3b) du système ont tendance à croître lorsque les caractéristiques géométriques et matériaux composant leurs relations augmentent. Le rayon de la membrane R apporte une contribution quadratique sur les masses, ayant un effet plus important que l'augmentation de la hauteur de fluide H qui agit linéairement. La masse volumique ρ contribue de la même manière que la hauteur de fluide dans le cas de m_{tf}, mais avec une incidence plus importante sur m_{mf}.

Les raideurs k (figure 5.3c), n (figure 5.3d) et b (figure 5.3e) montrent des variations similaires en fonction des variations des caractéristiques géométriques et des propriétés des matériaux. Les allures globales des raideurs en fonction du rayon sont proches. Elles décroissent très rapidement en fonction du rayon R avec un effet plus marqué sur n. En revanche, elles ne réagissent pas de la même manière en fonction de l'épaisseur des membranes (h). Dans le cas de la raideur k, h contribue de manière quadratique tandis que pour n et b, l'effet est linéaire. Le module d'élasticité du matériau électroactif apporte une contribution purement linéaire. Quant aux effets induits par le coefficient de Poisson ν, les raideurs tendent rapidement vers l'infini. Cependant, pour les matériaux piézoélectriques, les valeurs maximales de ν dépassent rarement 0.4 en pratique, l'influence réel de ν est généralement minime.

La capacité électrique C_0 (figure 5.3f) croît de manière quadratique lorsque le rayon des membranes augmente. En revanche, elle décroît rapidement de manière inverse en fonction de l'épaisseur de celles-ci. La permittivité du matériau électroactif agit de manière linéaire sur la capacité électrique.

Les coefficients piézoélectriques α (figure 5.3g) et β (figure 5.3h) évoluent linéairement par rapport à E et par rapport au coefficient piézoélectrique d_{31}. Le coefficient de Poisson intervient de manière quadratique sur les deux coefficients de couplage. h intervient linéairement seulement sur le coefficient de couplage en flexion β.

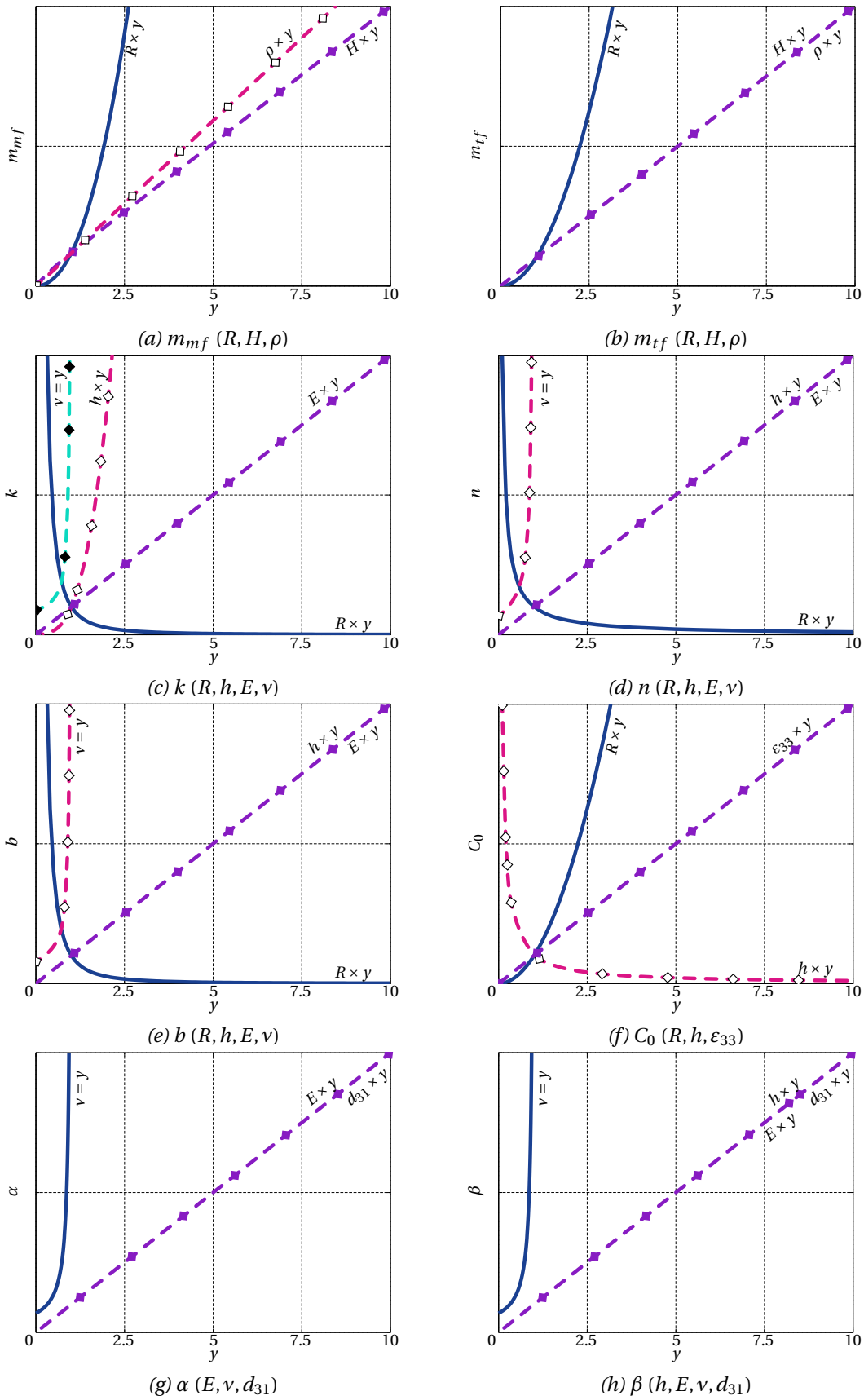


Figure 5.3 – Sensibilité des paramètres de modélisation aux variations des caractéristiques géométriques et matériaux

5.2.3 Tableau d'influence

Ces études sont résumées dans le tableau 5.1. La première colonne représente la croissance linéaire de chacune des caractéristiques géométriques et matériaux. Les colonnes suivantes représentent, par l'intermédiaire de symboles, l'allure de l'évolution des paramètres de modélisation. La flèche simple symbolise une évolution linéaire, la double flèche représente une évolution quadratique (ou de degré supérieur) et une étoile identifie une limite. L'orientation des flèches représente l'augmentation ou la diminution du paramètre considéré et le nombre indique l'intensité de l'effet sur ce dernier.

↗	m_{mf}	m_{tf}	k	n	b	C_0	α	β
R	⇗ ⇗	⇗	↘	↘ ↘	↘	⇗	-	-
h	-	-	⇗ ⇗	↗	↗	↘ ↘	-	↗
H	↗	↗	-	-	-	-	-	-
E	-	-	↗	↗	↗	-	↗	↗
ν	-	-	⇗ *	⇗ ⇗ *	⇗ *	-	⇗ ⇗ *	⇗ ⇗ *
ρ	↗ ↗	↗	-	-	-	-	-	-
d_{31}	-	-	-	-	-	-	↗	↗
ε_{33}	-	-	-	-	-	↗	-	-

↗ : linéaire ⇗ : quadratique * : tend vers l'infini pour $\nu = 1$

Tableau 5.1 – Sensibilité des paramètres de modélisation aux variations des caractéristiques géométriques et matériaux

5.3 Conceptions optimisées

Dans le cadre de la conception de générateurs répondant aux objectifs ciblés (fréquence de résonance, accélération de fonctionnement, volume réduit et puissance maximale), il est intéressant de connaître l'influence des différentes caractéristiques géométriques et matériaux sur les paramètres de modélisation. Les études de sensibilités nous donnent un premier aperçu des paramètres sur lesquels œuvrer pour améliorer les performances des PHFDs. Des simulations dans un volume borné et restreint permettent d'aboutir à des géométries optimales et de la densité de puissance maximale atteignable dans le volume donné.

5.3.1 Application sur l'optimisation des structures PHFDs

L'optimisation consiste à proposer des géométries de PHFDs qui maximisent la puissance disponible en ajustant les termes composant les équations du comportent électrique de chacun des générateurs (équations 2.42 et 2.58). Dans le cas du générateur monomorphe, il est intéressant de minimiser $C_0\dot{V}_{elec}$ et de maximiser $\alpha\dot{x}x$. Pour le générateur bimorphe, il faut également minimiser $C_0\dot{V}_{elec}$, mais maximiser $\beta\dot{x}$. En croisant les informations du tableau 5.1 et les résultats de l'étude de sensibilité des critères de performance présentés section 5.2, il est possible d'identifier l'effet des caractéristiques géométriques sur le comportement électromécanique final. Dans les deux cas, il est indispensable que le comportement mécanique nécessaire au bon fonctionnement des générateurs soit établi. En d'autres termes, le comportement mécanique doit être fortement non linéaire pour le générateur monomorphe et linéaire pour le bimorphe.

Générateur monomorphe

Le générateur monomorphe produit essentiellement son énergie électrique à partir des non-linéarités mécaniques par sollicitation en tension mécanique des membranes. Les études d'influence de l'accélération sur les variations des comportements mécaniques (figure 2.6) ont montré la nécessité d'obtenir un déplacement maximal du centre de la membrane supérieur ou égal à $3.8 \times h$. À cette condition, le comportement mécanique non linéaire est établi. D'après les figures 5.1b et 5.1h, deux paramètres sont responsables de l'apparition des non-linéarités mécaniques, b et m_{tf}. Il est judicieux d'agir sur m_{tf} pour maximiser l'amplitude de déplacement. D'après le tableau 5.1, H permet l'augmentation des masses m_{tf} et m_{mf}, soit seulement l'inertie du système. Cette approche permet d'obtenir un comportement non linéaire pour de faibles accélérations avec une fréquence de résonance réduite. L'augmentation de R apporterait de l'inertie au système, mais en contrepartie C_0 deviendrait plus important, ce qui se traduirait par une diminution globale de l'énergie.

C_0 dépend de la géométrie des membranes (figure 5.3f). Précédemment, il a été exprimé que l'ajustement du rayon était néfaste au comportement global du générateur. Un ajustement de l'épaisseur des membranes est alors préconisé malgré une influence moindre sur la variation de la capacité. En contrepartie, les raideurs augmentent. Au vu de la relation entre C_0 et h, il n'est pas nécessaire de réduire fortement l'épaisseur pour un rayon donné.

Le tableau 5.1 montre que le coefficient électromécanique α ne dépend pas des caractéristiques géométriques, ce qui ne permet pas l'amélioration du couplage en modifiant la géométrie des films de P(VDF-TrFE). α est un coefficient propice à l'augmentation de la production d'énergie. Pour agir sur ce paramètre, il est nécessaire de modifier la nature même du matériau électroactif.

Pour résumer, il est alors préférable d'intervenir sur x et $\dot{x}$ en apportant un maximum d'inertie et/ou en réduisant la raideur du système.

Générateur bimorphe

Le générateur bimorphe produit son énergie en exploitant la flexion induite par le comportement mécanique linéaire. La figure 2.13 nous renseigne sur la limite d'amplitude du centre de la membrane. Celle-ci ne doit pas dépasser $1.7 \times h$ afin de conserver le comportement mécanique nécessaire. Dans ce cas, il n'est pas judicieux de minimiser la raideur, ce qui apporterait l'effet inverse.

La capacité électrique subit les mêmes variations en fonction des mêmes caractéristiques géométriques que la capacité électrique du générateur monomorphe. En maximisant h et en réduisant R, C_0 devient faible. Il peut être intéressant d'œuvrer dans ce sens sans réduire de manière trop importante le rayon des membranes afin de conserver une fréquence de résonance basse.

β, quant à lui, dépend d'un terme géométrique, contrairement à α. En effet, la figure 5.3h montre que β est dépendant de manière linéaire de l'épaisseur des membranes. Cela signifie qu'il suffit d'augmenter l'épaisseur h pour améliorer le coefficient électromécanique.

Il est préférable d'apporter suffisamment d'inertie à des membranes plutôt épaisses pour un rayon compatible avec les attentes fréquentielles.

Remarques complémentaires

L'augmentation de l'épaisseur est soumise à des limites. Du point de vue de la réalisation des films, une épaisseur importante est complexe à mettre en œuvre surtout lors de la phase de polarisation (section 3.5.1). Du point de vue de l'impédance, la forte épaisseur implique l'augmentation de la résistance de charge optimale, ce qui peut être problématique. Dans les

deux cas de figure, il n'y a pas d'optimum et le couplage électromécanique rend l'optimisation complexe. L'optimisation s'oriente vers des simulations issues des modèles à constantes localisées, dans un domaine géométrique borné, afin de proposer des solutions répondant à un maximum de critères des objectifs de recherche (maximisation de la puissance, fréquence inférieure 200 Hz et accélération d'excitation à 10 m/s^2).

5.3.2 Géométries optimales

Actuellement, la puissance modérée des structures développées n'est pas en mesure d'alimenter en permanence un nœud de réseaux de capteurs. Malgré tout, l'énergie récupérée est en mesure de faire fonctionner un nœud à intervalles plus importants. Optimiser les structures permettrait de proposer des solutions dans un volume fini proposant des performances capables de minimiser le temps d'intervalle entre deux procédures de mesures et d'envois des informations.

Simulations

Afin d'obtenir des générateurs optimisés dans un volume jugé acceptable et pour une intégration dans un futur environnement de fonctionnement, des dimensions maximales ont été établies. Ces limites correspondent aux dimensions de générateurs de formes cylindriques déjà commercialisés [Perpetuum] avec un diamètre maximum de 68 mm et une hauteur de 60 mm. Cet encombrement est jugé acceptable par les industriels pour une intégration sur leurs sources d'excitations (machines industrielles).

Dans l'idée d'une conception industrialisable, il est judicieux de se baser sur des films électroactifs de P(VDF-TrFE) du commerce dont les propriétés sont connues et fiables (tableau 3.2 [PiezoTech]). Les caractéristiques de ces films étant proches de celles des films réalisés expérimentalement, le comportement final ne subira pas de variation significative. La glycérine subsiste en tant que fluide.

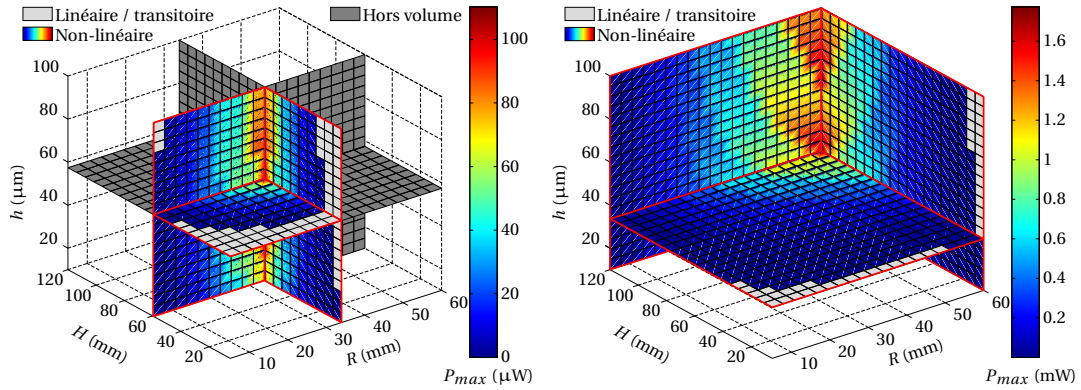
Les simulations exploitent les modèles définis précédemment dans le chapitre 4. La prétension des membranes et le facteur de qualités identifié sont intégrés afin d'être conforme aux structures existantes. Un balayage des caractéristiques géométriques est réalisé afin d'obtenir des résultats sur le déplacement du centre de la membrane et sur la puissance disponible pour de nombreuses géométries. Les limites correspondent au volume admissible. Vingt valeurs sont réparties entre les limites de chacun des paramètres géométriques. Les variations de hauteur de fluide H sont comprises entre 10 mm et 60 mm, le rayon R entre 5 mm et 34 mm et l'épaisseur des membranes h entre 10 µm et 100 µm pour le générateur monomorphe et entre 20 µm et 200 µm pour le générateur bimorphe (deux films sont assemblés pour créer un film bimorphe). Les balayages fréquentiels et en résistance de charges sont centrés respectivement sur la fréquence de résonance et la résistance optimale avec des limites hautes et basses égales à ±5 fois la valeur centrale. Pour chacun, 25 points de simulation sont réalisés entre les limites. L'accélération ambiante est de 1 g.

Des simulations, pour un volume plus étendu, ont également été réalisées à titre indicatif. La hauteur maximale est de 120 mm et le rayon maximum est de 60 mm soit un volume quatre fois plus important que le volume admissible.

Générateur monomorphe optimisé

Les résultats présentés figure 5.4 représentent la puissance maximale fournie par le générateur monomorphe dans le volume admissible (figure 5.4a). Il est également présenté, à titre indicatif, la puissance disponible sur des structures inscrites dans un volume étendu (figure 5.4b). Les zones grises claires correspondent à un comportement mécanique linéaire ou transitoire.

Les zones en gradient de couleurs correspondent à un comportement non linéaire établi. Les zones sombres représentent les résultats hors du volume maximal admissible.



(a) Volume maximum admissible *(b) Volume étendu*

Figure 5.4 – Évolution de la puissance maximale en fonction des caractéristiques géométriques d'une solution monomorphe

L'ensemble des résultats des simulations permet de connaître la puissance maximale pour toutes les géométries possibles dans les limites de l'encombrement défini. La figure 5.4a illustre la puissance maximale du générateur monomorphe. À l'intersection des trois coupes du cube de données, la puissance maximale est de 110.21 µW. Celle-ci est obtenue pour une géométrie de 34 mm de rayon, 60 mm de hauteur de fluide et 57.37 µm d'épaisseur de membrane. La figure 5.5 représente la conception du générateur monomorphe optimisé en parallèle du générateur monomorphe actuel.

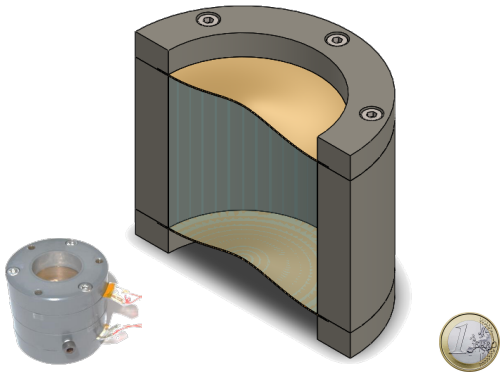
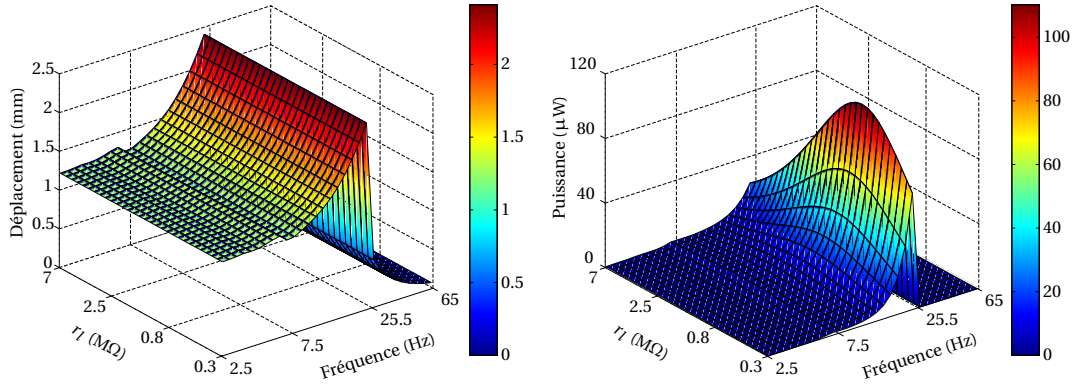


Figure 5.5 – Conception du générateur monomorphe optimisé

La figure 5.4b représente les capacités de cette structure pour un volume quatre fois supérieur au volume admissible. La puissance disponible est de 1.77 mW pour un rayon de 60 mm, une hauteur de 120 mm et une épaisseur de 33.68 µm.

Les performances pour la géométrie identifiée(figure 5.4a) sont représentées par la figure 5.6a et la figure 5.6b qui représentent respectivement la cartographie des déplacements du centre de la membrane et la puissance simulée du générateur monomorphe. Ces résultats sont établis pour une gamme de fréquences allant de 2.5 Hz à 65 Hz et une gamme de résistances de charges allant de 0.3 MΩ à 7 MΩ.

L'amplitude maximale du centre de la membrane est de 2.41 mm à la fréquence critique de 23.35 Hz. La puissance maximale de 110.21 µW est disponible sur une bande passante de 5.02 Hz et pour une résistance de charge de 762.51 kΩ. Pour la géométrie considérée, l'énergie disponible est 13 fois supérieure à celle de la géométrie initiale, pour une accélération quatre



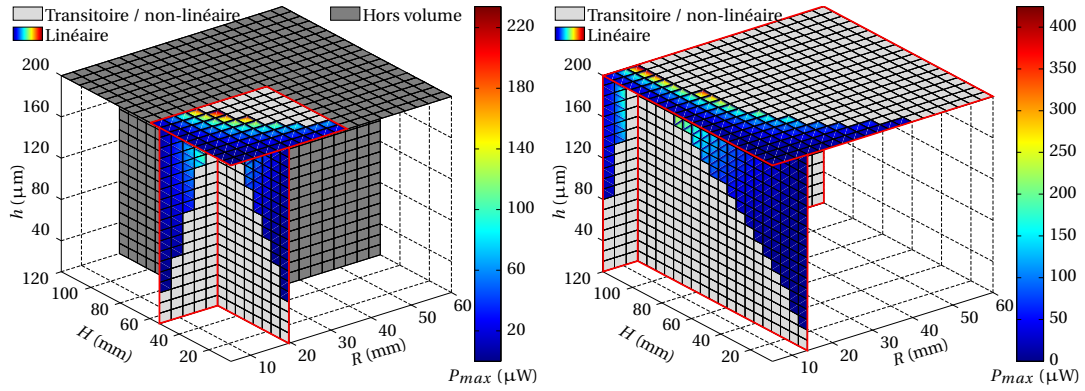
(a) Déplacement *(b) Puissance*

Figure 5.6 – Performances du générateur monomorphe optimisé dans un volume donné

fois moindre et pour un volume 34 fois plus important. La densité de puissance de matériaux actifs est de 532.4 µW/cm^3.

Générateur bimorphe optimisé

Les résultats de la figure 5.7 représentent la puissance maximale fournie par le générateur bimorphe dans le volume admissible (figure 5.7a). Il est également présenté la puissance disponible sur des structures inscrites dans le volume étendu (figure 5.7b). Les zones grises claires correspondent à un comportement mécanique transitoire et non linéaire. Les zones en gradient de couleurs correspondent à un comportement linéaire. Les zones sombres représentent les résultats hors du volume maximal admissible.



(a) Volume maximum admissible *(b) Volume étendu*

Figure 5.7 – Évolution de la puissance maximale en fonction des caractéristiques géométriques d'une solution bimorphe

L'ensemble des résultats des simulations permet de connaître la puissance maximale pour toutes les géométries possibles dans les limites de l'encombrement admissible. La figure 5.7a illustre la puissance maximale du générateur bimorphe. À l'intersection des trois coupes du cube de données, la puissance maximale est de 233.89 µW. Celle-ci est obtenue pour une géométrie de 19.47 mm de rayon, 53.42 mm de hauteur de fluide et 200 µm d'épaisseur de membrane. La figure 5.5 représente la conception du générateur bimorphe optimisé en parallèle du générateur bimorphe actuel.

La figure 5.7b représente, à titre indicatif, les capacités de cette structure pour un volume quatre fois supérieur au volume admissible. La puissance de 424.76 µW est disponible pour une

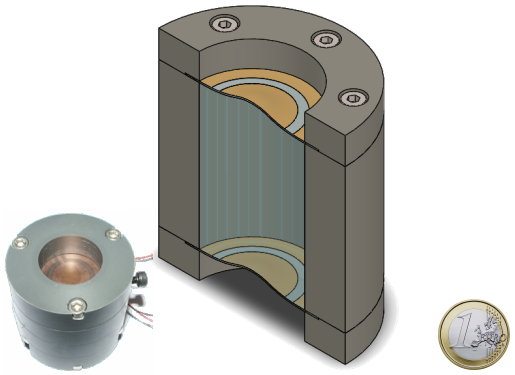
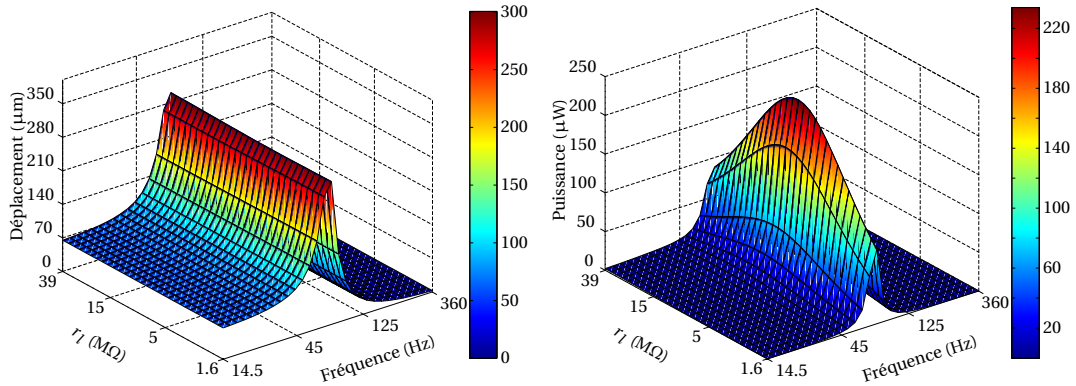


Figure 5.8 – Conception du générateur bimorphe optimisé

géométrie de rayon 13.68 mm, de hauteur 120 mm et d'épaisseur de membrane de 200 µm. La puissance maximale est beaucoup moins importante que la solution monomorphe proposée.

Les performances, pour la géométrie identifiée (figure 5.7a), sont représentées par la figure 5.9a et la figure 5.9b qui indiquent respectivement la cartographie des déplacements du centre de la membrane et de la puissance disponible du générateur bimorphe. Ces résultats sont établis dans une gamme de fréquences allant de 14.5 Hz à 360 Hz et une gamme de résistances de charges allant de 1.6 MΩ à 39 MΩ.



(a) Déplacement *(b) Puissance*

Figure 5.9 – Performances du générateur bimorphe optimisé dans un volume donné

L'amplitude maximale du centre de la membrane est de 300.51 µm à la fréquence de résonance de 76.51 Hz. La puissance maximale de 233.89 µW est disponible sur une bande passante de 17.03 Hz et pour une résistance de charge de 7.39 MΩ. Pour la géométrie identifiée, l'énergie est 36 fois plus importante que la géométrie initiale (par rapport aux valeurs théoriques dépourvues de résistance parasite). La densité de puissance de volume actif est de 3601.8 µW/cm^3.

5.3.3 Bilans générateurs optimisés

L'étude finale montre également que les caractéristiques géométriques des générateurs sont différentes en fonction de leurs technologies (monomorphe ou bimorphe). Le générateur monomorphe profite d'un fort diamètre et d'une forte hauteur de fluide afin de maximiser l'inertie du système et la souplesse des membranes, tandis que le générateur bimorphe exploitera au mieux les contraintes dans les membranes avec des épaisseurs importantes, une raideur plus élevée et une hauteur de fluide importante.

Au vu des niveaux de puissances issus des géométries optimisées, il est impossible d'alimenter un capteur communicant en permanence. En revanche, la fréquence d'émission des

mesures est grandement réduite par rapport aux structures initiales. La solution optimisée monomorphe peut permettre au nœud de communiquer toutes les 5.8 s et la solution bimorphe toutes les 2.9 s. Dans leurs configurations optimales, le générateur bimorphe est plus performant que le générateur monomorphe. Cependant dans le volume étendu, le générateur monomorphe est capable de fournir plus d'énergie que le générateur bimorphe, car les résultats présentés se focalisent sur l'énergie produite lorsque le comportement mécanique est purement linéaire (pour le générateur bimorphe). Ce générateur est également capable de fournir de l'énergie lorsque le comportement est non linéaire, mais il n'est pas en mesure de récupérer l'énergie produite par la tension mécanique des membranes. La puissance maximale d'un générateur bimorphe en grands déplacements (comportement mécanique non linéaire) résultera d'un niveau de puissance supérieur à celui du générateur monomorphe, mais la densité de puissance sera moindre et les membranes seront mal exploitées.

Le tableau 5.2 répertorie les puissances maximales, la densité de puissance du matériau actif et le temps de cycle entre chaque phase de mesures et de transmissions pour un capteur autonome communicant représentatif. Les données sont calculées par rapport aux résultats des modèles initiaux, des essais expérimentaux et des conceptions optimisées pour les solutions monomorphes et bimorphes. Les résultats du modèle et du prototype monomorphe sont donnés pour une accélération de 4 g.

	Générateur Monomorphe			Générateur Bimorphe		
Géométries	P_{max} (µW)	DP (µW/cm^3)	t_{cy} (s)	P_{max} (µW)	DP (µW/cm^3)	t_{cy} (s)
Modélisées	7.08*	133.58*	107.49*	6.24	80.01	126.66
Expérimentales	8.34*	157.35*	87.64*	0.242	3.08	-
Optimisées	110.27	264.48	5.76	233.89	995.27	2.86

* pour une accélération de 4 g

Tableau 5.2 – Récapitulatif des puissances, densités de puissance et temps de cycle de transmission des mesures pour les solutions théoriques, expérimentales et optimisées

Ces derniers résultats montrent les difficultés pour obtenir des générateurs PHFDs de faible encombrement pour répondre à la demande énergétique. L'utilisation du P(VDF-TrFE) et de son faible couplage est un verrou à la miniaturisation des PHFDs polymères. Une des clés se trouve dans le choix d'un nouveau matériau électroactif. Un matériau et/ou une structure mieux couplés que les membranes P(VDF-TrFE) actuelles permettraient une augmentation de l'énergie produite tout en diminuant le volume global du système. Ceci semble être une première piste à suivre en perspective de ces travaux concernant les PHFDs. Le choix de la conversion électromécanique peut être également une autre piste à suivre.

5.4 Perspectives

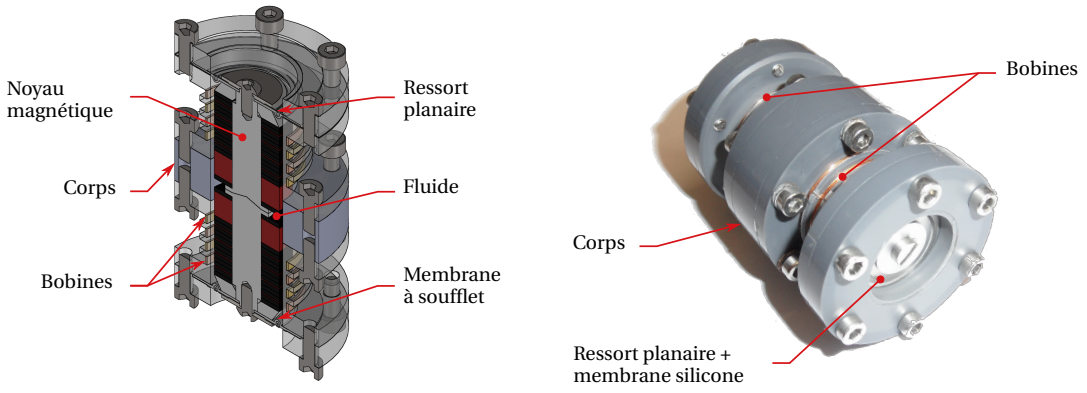
Les structures développées et les simulations optimisées proposent des géométries dont l'encombrement peut être trop important pour une intégration de manière non invasive sur un nœud de réseaux de capteurs. Ceci est dû au choix du matériau électroactif qui conditionne la géométrie afin d'obtenir les niveaux de puissance nécessaires. Néanmoins, une structure de type "Hybrid Fluid Diaphragm" reste simple à mettre en œuvre et à miniaturiser. Afin de

garantir une disponibilité énergétique suffisante, il peut être envisagé d'adapter le concept. L'amélioration des performances oriente ces travaux vers différentes approches. Trois pistes ont été esquissées pour envisager un rapprochement vers une solution optimale. Ces pistes s'orientent selon les approches suivantes : technologique, matériau et structurelle.

5.4.1 Approche technologique : HFD Électromagnétique (EMHFD)

Selon le milieu où évoluera ce type de structures, il est envisageable que la solution piézoélectrique ne puisse pas être la conversion appropriée. Dans un milieu où la température ambiante est supérieure à la température de Curie des matériaux, ceux-ci changent de phase et perdent leurs propriétés piézoélectriques par dépolarisation. Cette température est comprise entre 105 °C et 135 °C pour du P(VDF-TrFE) [Capsal2008, PiezoTech] et entre 180 °C et 360 °C pour un PZT [PiezoTechnologies]. La température de Curie des aimants permanents est supérieure au matériau piézoélectrique (585 °C pour un aimant en Neodyme-Fer-Bore). Une approche électromagnétique peut être alors envisagée pour garantir une conversion électromécanique à condition d'évoluer en dessous de la température de démagnétisation des aimants permanents.

L'annexe A décrit plus précisément l'étude et la réalisation d'un générateur électromagnétique (figure 5.10) menées en parallèle des travaux sur les PHFDs. Cette structure exploite le concept de l'HFD en intégrant tous les éléments d'un générateur électromagnétique. La structure utilise un noyau aimanté en mouvement visible sur la figure 5.10a. Ce dernier a la particularité d'être un empilement d'aimants aux polarités inversées. De cette manière, les variations de flux peuvent être maximisées, même pour de faibles amplitudes de déplacement. Cette solution s'inspire des travaux de Von Büren [Von Büren2006] sur un dispositif de récupération d'énergie mécanique lors de la marche humaine.



(a) Vue en coupe du dispositif *(b) Photo du générateur*

Figure 5.10 – Conception et prototype du générateur EMHFD

Un prototype a été réalisé et présenté figure 5.10b. Des études portées par des simulations et des essais expérimentaux ont apporté quelques résultats préliminaires. Cette structure propose une puissance efficace maximale de 491.75 µW pour une fréquence de résonance de 30.82 Hz à une accélération de 1.5 g. Le volume utile de la structure est de 15.7 cm^3, ce qui donne une densité de puissance de 31.32 $\mu W/cm^3$. En revanche, la miniaturisation est peu intéressante pour cette structure, la densité de puissance se verrait diminuée lors du changement d'échelle à cause des pertes résistives dans les bobines. Pour une dimension centimétrique, cette structure est adaptée, mais pour une structure micrométrique ou millimétrique, la solution piézoélectrique reste mieux adaptée.

5.4.2 Approche matériau : Polymères, composites et céramiques piézoélectriques

L'utilisation de matériaux piézoélectriques au couplage plus avantageux est une piste d'amélioration des structures PHFDs actuelles. Ramadan *et al.* [Ramadan2014] proposent une comparaison des caractéristiques de matériaux piézoélectriques de différentes natures. Les comparaisons des propriétés mécaniques, piézoélectriques et diélectriques des matériaux polymères, composites et céramiques piézoélectriques sont répertoriées dans le tableau 5.3. Il répertorie le coefficient de couplage électromécanique k_{31} (équation 5.1) ainsi que son rapport sur le module d'élasticité du matériau, exprimant le rapport entre le couplage et la raideur globale de la structure PHFD. La fréquence naturelle de résonance de la structure est également présentée dans ce tableau. Cette dernière est calculée (équation 2.24) pour une géométrie et une prétension des membranes identiques à celles du PHFD monomorphe (R = 10 mm, H = 10 mm, h = 84 µm et n = 116.28 N/m).

$$k_{31} = d_{31}\sqrt{\frac{E}{\varepsilon_0 \varepsilon_{33}}} \tag{5.1}$$

	Matériau	E (GPa)	d_{31} (pC/N)	ε_{33}	k_{31} (%)	k_{31}/E	f_0 (Hz)
Polymères	PVDF	2.5	-6	12	2.91	1.16	119.7
	P(VDF-TrFE)	1	-6	12	1.84	1.84	95.2
	PI(β-CN)	2	-2.5	4	1.88	0.94	112.2
Composites	PMN-0.29PT/époxy(1-3)	45 / 12	-545	2000	86.89	1.93	404.7
	MFC®	30	-170	850	33.95	1.13	333.3
	ZnO/SU-8 20 %	12.3	-5	7	7.04	0.57	220.9
Céramiques	PZT PIC 151	60	-210	2400	35.29	0.23	465.8
	AlN	308	-1.7	10.5	9.95	0.03	1043.5
	ZnO	201	-5	11	22.71	0.11	844.1
	PMN-0.29PT	20	-909	5500	58.26	2.91	275.5

Tableau 5.3 – Propriétés et couplages pour différents matériaux piézoélectriques et fréquences naturelles des PHFDs associés

Tressler *et al.* [Tressler1999] ont répertorié une majorité des structures renforts/matrices utilisées dans la création de composites piézoélectriques. La figure 5.11 représente schématiquement les différents agencements composites.

Le PMN-0.29PT/époxy(1-3) et le ZnO/SU-8 sont des particules emprisonnées dans une résine (schéma (i) de la figure 5.11). Le PMN-0.29PT/époxy(1-3) est composé de particules de microcristal de PMN-PT, un alliage de plomb et de magnésium. Ces particules se trouvent en suspension dans la matrice de résine époxy. Le ZnO/SU-8 est composé de particules d'oxyde de zinc dans une matrice de résine photosensible. Les propriétés électromécaniques de ses matériaux varient en fonction du ratio renfort/matrice et ont un comportement global homogène contrairement aux MFC®. Les MFC® [MFC] sont composées de microfibres longues de PZT orientées dans une résine époxy induisant un comportement anisotrope (schéma (iv) de la figure 5.11). Ce dernier n'est pas adapté pour des membranes circulaires où un comportement équiradial homogène est nécessaire, tout comme l'ensemble des matériaux aux structures anisotropes dans le plan.

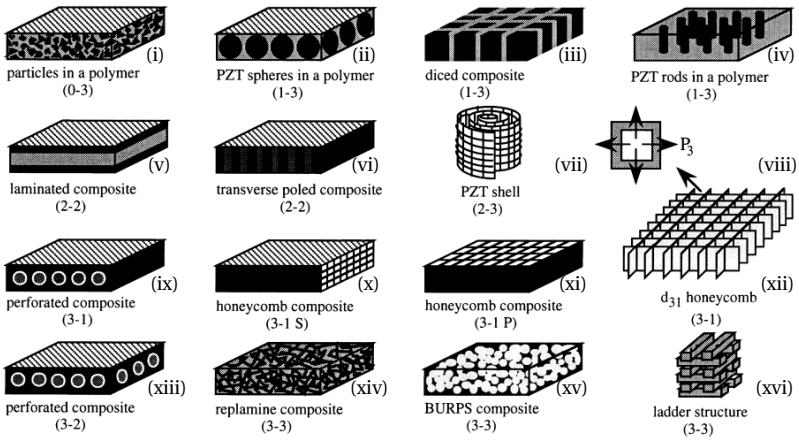


Figure 5.11 – Représentation des agencements des renforts/matrices des matériaux composites piézoélectriques [Tressler1999]

Couplages électromécaniques

Les données numériques montrent que le couplage électromécanique des polymères est faible et que l'intérêt majeur de l'utilisation de ces matériaux réside dans leurs souplesses. Pour les matériaux composites, les résultats sont plus variés. La nature et l'architecture interne des composites sont responsables des disparités. Même si le couplage est plus avantageux que les polymères, la raideur de ces matériaux est souvent élevée et cela les rend faiblement attractifs sauf dans le cas du PMN-0.29PT/époxy qui allie un coefficient piézoélectrique bon avec une souplesse modérée. En ce qui concerne les céramiques piézoélectriques, les données nous montrent également de grandes disparités. Trois exemples sur uatre présentent une raideur importante, alors que le PMN-029PT présente une raideur modérée et proche de celle des composites. L'AlN est très fragile pour un couplage inférieur à celui des polymères. Le PMN-029PT propose le meilleur couplage ainsi que le meilleur rapport couplage sur élasticité. Ce constat est également valable lors de son utilisation en tant que renfort de matériaux composites. Le P(VDF-TrFE) propose également un bon rapport, ce qui conforte le choix de départ de ces travaux. Les matériaux restants sont moins intéressants pour l'application visée.

Matériau retenu

Les matériaux ayant un fort module d'élasticité créent intrinsèquement une raideur importante des membranes. Ceci se traduit par une fréquence naturelle élevée. Les céramiques au module d'élasticité important (AlN par exemple) ont des fréquences naturelles jusqu'à dix fois supérieures aux fréquences d'une solution polymère. Le PMN-0.29PT propose une élasticité faible pour une céramique piézoélectrique. Cette faculté lui permet d'être une bonne alternative aux polymères. La permittivité de ce matériau demeure importante, ce qui induit une forte capacité électrique des membranes (C_0) (équation 2.36 pour la solution monomorphe et équation 2.47 pour la solution bimorphe) réduisant l'énergie générée (équation 2.42 et 2.58). En contrepartie, la résistance de charge optimale sera plus faible.

Une modélisation du générateur monomorphe avec des membranes de PMN-0.29PT a été réalisée. Pour une géométrie similaire au prototype existant (R = 10 mm, H = 20 mm et h = 84 µm), le générateur est en mesure de produire 70.2 mW. En contrepartie, il est nécessaire

de solliciter fortement le générateur à une accélération de 35 g, ce qui n'est pas compatible avec les sources d'excitation envisagées. Cette forte puissance est disponible à la fréquence critique du générateur de 406.3 Hz et pour une résistance de charge optimale de 1.2 kΩ. En ajustant les caractéristiques géométriques et de masse, et, en prenant en compte les effets liés au fort couplage de ce matériau, il est envisageable d'obtenir une structure similaire résonant à 100 Hz dont les performances seront moindres. Le choix de la céramique est judicieux, mais il est nécessaire d'assouplir la structure afin de correspondre aux sources d'excitation et, en même temps, de réduire l'échelle des générateurs pour augmenter leurs densités de puissance.

5.4.3 Approche structurelle : Spirale PZT

La section précédente a mis en évidence l'intérêt des matériaux céramiques piézoélectriques pour les structures PHFDs grâce à leur couplage électromécanique plus avantageux. En contrepartie, ces matériaux sont très fragiles, augmentant fortement la raideur du système et intrinsèquement la fréquence de résonance. Utiliser de tels matériaux semble, malgré tout, être une bonne alternative aux membranes polymères piézoélectriques actuelles des PHFDs. Il est donc nécessaire de proposer une nouvelle approche structurelle afin de diminuer la raideur et ainsi améliorer les performances globales.

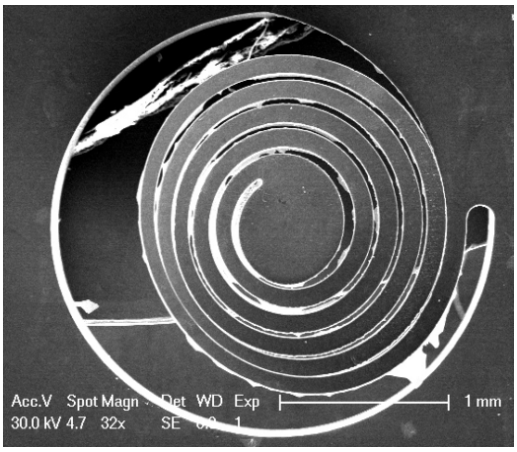
Plusieurs études ont été réalisées autour d'une structure spirale plane de céramique piézoélectrique [Marzencki2007, Deterre2013] et [Chutani2015]. Marzencki *et al.* proposent des réalisations de prototypes basées sur des spirales piézoélectriques bimorphes à un (figure 5.12a), deux et quatre bras (figure 5.12b) supportant une masse inertielle centrale. Des modélisations (figure 5.12c) et une étude sur le comportement électromécanique de ces spirales (figure 5.12d) ont également été proposées.

Marzencki *et al.* ont modélisé des spirales millimétriques d'une surface de 1.57 mm^2 résonant à 116 Hz, ainsi que des structures centimétriques de 30 mm de diamètre résonant à 18.21 Hz. L'information sur la masse utilisée n'a pas été pas diffusée. Mais, au vu des dimensions globales de la structure, la raideur de la structure semble être très faible par rapport à un disque bimorphe conventionnel pour résonner à ces niveaux de fréquence. Les données de simulations n'ont pas pu être validées expérimentalement suite à la destruction des prototypes (figure 5.12a et 5.12b) lors de leurs réalisations et des premiers essais mécaniques. Malgré une grande souplesse, ces structures restent néanmoins fragiles et sont difficiles à mettre en œuvre.

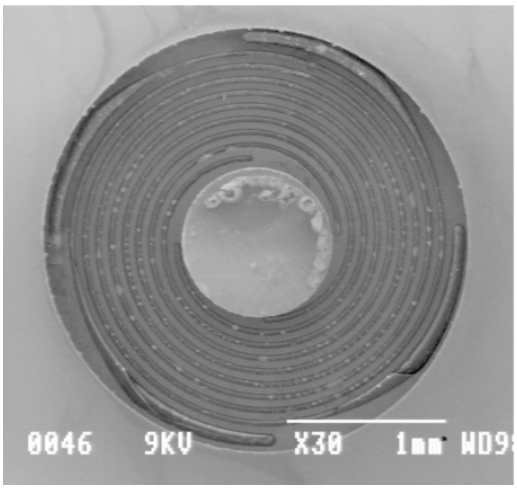
Des simulations numériques par éléments finis (figure 5.12c) sont extraites différentes données comme le déplacement et la tension électrique sur un brin de la spirale. La figure 5.12d montre l'évolution de la tension électrique le long d'un des brins de la spirale. Celle-ci met en évidence les variations de tension importantes qui traduisent une variation de contrainte au sein du matériau piézoélectrique. Ce phénomène a également été étudié par Deterre (figure 5.13). Une partie des travaux de Deterre s'oriente sur l'étude et la conception de spirales piézoélectriques bimorphes dans le but d'être une source d'alimentation d'un pacemaker en exploitant les variations de pression au sein même du cœur humain. La figure 5.13a représente la conception d'une spirale à deux brins larges avec une révolution par brin, celle-ci étant capable de produire une énergie de 23.1 nJ par cycle. La figure 5.13b représente la conception d'une spirale à trois brins avec deux révolutions par brin capables de fournir 52.91 nJ par cycle. La dernière figure (figure 5.13c) représente la conception d'une spirale à dix brins avec une révolution par brin capable de fournir 55.91 nJ par cycle.

Dans un premier temps, on observe que le déplacement maximum du centre de la membrane, soumis à un même chargement, dépend de la configuration utilisée. Cela met en évidence que pour une quantité de matière équivalente, l'utilisation de brins les plus étroits permet de diminuer la raideur de la structure.

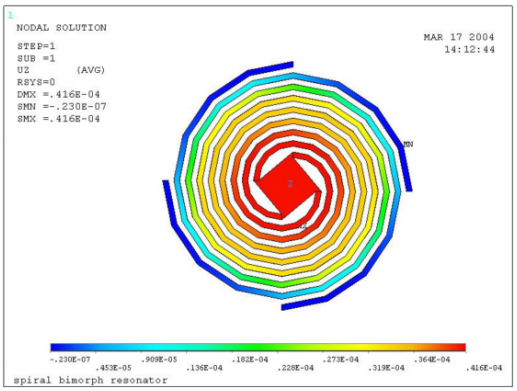
Dans un second temps, ces trois figures montrent la répartition non homogène des charges électriques le long des brins traduisant les variations des contraintes au sein du matériau piézo-



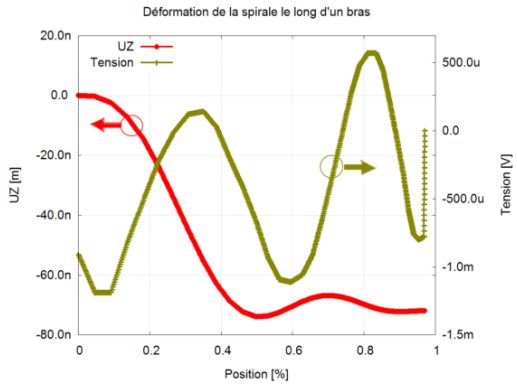
(a) Micro fabrication d'une spirale à un brin



(b) Micro fabrication d'une spirale à 4 brins

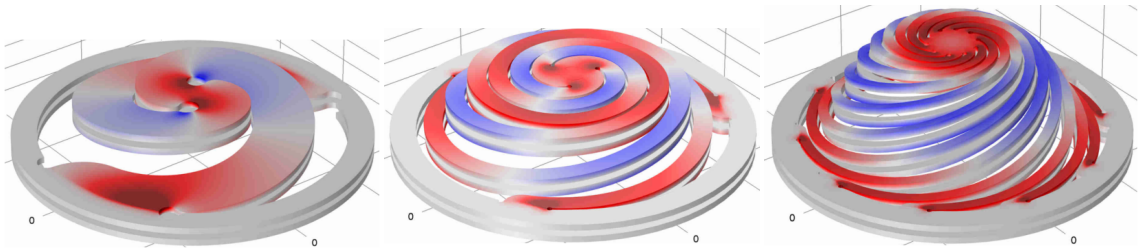


(c) Simulation par éléments finis spiraux piézoélectriques



(d) Évolution du déplacement et de la tension le long d'un brin

Figure 5.12 – Réalisations et études de spirales planaires piézoélectriques [Marzencki2007]

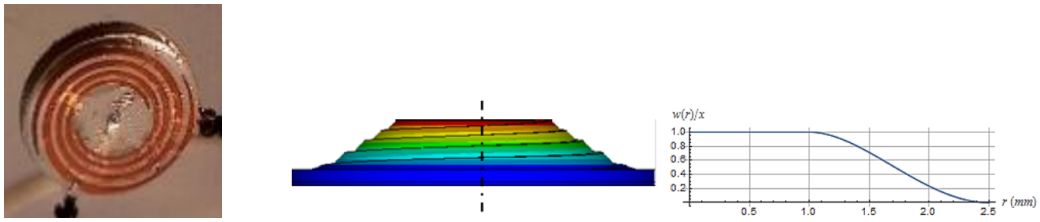


(a) Config. : 2 brins, 1 tour *(b) Config. : 3 brins, 2 tours* *(c) Config. : 10 brins, 1 tour*

Figure 5.13 – Influence de la configuration sur le comportement électromécanique de spirales piézoélectriques [Deterre2013]

électrique. Le nombre de révolutions de la spire conditionne le nombre de variations de l'orientation des charges : 3 fois pour une révolution (figure 5.13a et 5.13c) et 6 fois pour deux révolutions (figure 5.13b). Afin de maximiser l'énergie disponible dans ces éléments piézoélectriques, Deterre propose d'électroder de manière optimale chacun des brins afin de séparer les zones de compression des zones de traction, comme nous l'avons réalisé sur le PHFD bimorphe. Il est possible de s'affranchir des variations en réduisant la largeur des brins en fonction de la longueur de ces derniers. La section se réduisant, les contraintes au sein du brin tendraient à être homogènes. Des dispositifs de récupération d'énergie vibratoire s'inspirent de cette solution de réduction de section pour maximiser les contraintes au sein d'une poutre encastrée-libre piézoélectrique et ainsi exploiter au mieux la structure [Roundy2005b]. La variation du pas de rotation de la spirale (spirale d'or) peut être également une piste d'étude pour favoriser l'homogénéisation des contraintes.

Chutani *et al.* [Chutani2015] utilisent une structure similaire à l'HFD comme piston de micromoteur sans élément mobile (figure 5.14a). Ils proposent deux oscillateurs de 5 mm de diamètre pour une hauteur de fluide de 1.6 mm et 6 mm. Les membranes sont dissociées en deux éléments : une membrane silicone de 50 µm pour l'étanchéité et un ressort spiral à deux brins de largeurs variables. Deux types de fluide ont été testé, de l'huile de vaseline et de la glycérine. La petite structure propose une fréquence de résonance de 2200 Hz à 2500 Hz selon le fluide utilisé. La grande structure propose une fréquence de résonance de l'ordre de 1500 Hz. Ce type de structure bénéficie également de l'inertie apportée par le fluide car la fréquence de résonance d'une structure membrane silicone/ressort sans fluide résonne aux alentours de 3700 Hz.



(a) Prototype *(b) Déformations de la spirale* *(c) Déplacements le long d'un brin*

Figure 5.14 – Réalisations et études de membranes spirales hybrides à deux brins [Chutani2015]

Le comportement mécanique de la spirale a été également étudié par simulations éléments finis (figure 5.14b). Par comparaison avec les travaux de Marzencki *et al.* (figure 5.12d), les résultats des calculs éléments finis (figure 5.14b) montrent qu'un brin à largeur variable permet d'obtenir des déplacements homogènes le long de ce dernier traduisant une meilleure répartition des contraintes.

Dans le cas des PHFDs, deux fonctions sont associées aux membranes polymères piézoélectriques : la conversion électromécanique et l'étanchéité du système. Dans l'esprit des travaux de Chutani *et al.*, il est possible de dissocier ces deux fonctions de la membrane en proposant un élément d'étanchéité de type membrane élastomère très souple dont la raideur sera négligeable face à celle de l'élément piézoélectrique de type spirale plane. De cette manière, il est possible d'obtenir un disque quasi plein d'un matériau piézoélectrique, dont la raideur est très faible par rapport à un disque entier du même matériau. Cet assemblage de spirale piézoélectrique dimensionnée et de membrane d'étanchéité permettra d'obtenir une solution de remplacement ayant un couplage global bien supérieur aux couplages des membranes polymères piézoélectriques actuelles.

Dans le cas d'une "Piezoelectric spiral hybrid fluid diaphragm" soumise à des vibrations, le centre de la spirale doit idéalement subir des mouvements axiaux. Dans le cas d'un seul brin enroulé, le système est dissymétrique (figure 5.12a) et similaire à une poutre encastrée-

libre. De grands déplacements engendreraient des mouvements radiaux de l'élément piézoélectrique. Ces mouvements que l'on peut qualifier de parasites entraîneraient un mode de résonance complexe non axisymétrique du système complet et non prévisible par une modélisation future. L'utilisation d'un minimum de deux brins correspond à une solution de type poutre encastrée-encastrée. Dans ce cas, l'aspect symétrique permet de conserver le centre de la spirale au centre de la membrane évitant ainsi les modes de vibration non maîtrisés, mais qui lors de grands déplacements, généreraient de la traction supplémentaire.

Cette grande liberté ouvre de nombreuses possibilités sur les géométries des spirales. Une solution de spirale avec de nombreux brins à pas ou/et à section variable permettrait la maîtrise de la répartition des contraintes dans l'élément piézoélectrique ainsi que le comportement mécanique. Une résolution par la méthode des éléments finis semble toute indiquée pour permettre un dimensionnement convenable des spirales et estimer un couplage électromécanique. Des niveaux de puissance compatibles avec les attentes énergétiques par des structures de faibles dimensions pourraient être atteints.

5.5 Conclusion

Dans ce chapitre, des pistes d'améliorations ont été proposées afin d'augmenter les densités de puissance des générateurs présentés dans les chapitres précédents. Deux solutions (monomorphe et bimorphe) aux géométries optimales ont été proposées. Ces solutions sont capables de fournir suffisamment d'énergie pour permettre à un capteur communicant de transmettre ses mesures avec une période maximale de 5.8 s. Les PHFDs actuelles imposent un temps de cycle supérieur compris entre 100 s et 130 s. En perspective de ces travaux, trois approches ont été détaillées. Une solution concrète de générateur électromagnétique (EMHFD) a été présentée ainsi que des résultats expérimentaux et de simulations. Cette solution est capable d'alimenter un nœud de réseaux de capteurs émettant ses informations collectées avec une période inférieure à la seconde. Le PMN-029PT a été identifié pour proposer une alternative au polymère piézoélectrique. La souplesse modérée et le couplage important de ce monocristal de céramique piézoélectrique en font un matériau adapté pour une solution PHFD plus efficace. En revanche, l'utilisation d'un tel type de matériau tend à augmenter la fréquence de résonance. Pour contrer cela, une nouvelle approche structurelle des membranes a été proposée. Elle consiste a exploiter le couplage électromécanique avantageux des céramiques piézoélectriques sur une structure de type spirale plane. Cette dernière solution semble être prédisposée pour la création de générateurs non invasifs dont l'énergie récoltée serait suffisante pour l'alimentation d'un capteur communicant dans un volume restreint.

Conclusion générale

Ces travaux de recherche doctorale, cofinancés par le Centre Technique des Industries Mécanique (CETIM) et l'Assemblée des Pays de Savoie (APS), se sont intéressés au développement de générateurs piézoélectriques pour la récupération d'énergie vibratoire basés sur l'architecture de l'"Hybrid Fluid Diaphragm". Le laboratoire de Génie Électrique et Ferroélectricité (LGEF) de l'INSA de Lyon s'est également intéressé au projet en mettant à notre disposition un soutien matériel et de compétences dans le cadre de la réalisation des films piézoélectriques nécessaires aux prototypes de générateurs.

Ces travaux proposent de convertir l'énergie mécanique vibratoire disponible dans l'ambiant à des fréquences inférieures à 200 Hz et à des accélérations proches de $10\,m/s^2$, par l'intermédiaire de générateurs piézoélectriques. L'utilisation de matériaux piézoélectriques est répandue dans le milieu de la récupération d'énergie vibratoire, notamment grâce à ses propriétés électromécaniques attractives et, d'autre part, grâce à son intégration facilitée dans des structures de petites échelles. Les structures actuelles de récupération d'énergie vibratoire utilisent couramment des masses dynamiques, solides et imposantes autant par leurs poids que par leurs volumes.

Ces travaux proposent une solution originale et différente du générateur inertiel nommé "Piezoelectric Hybrid Fluid Diaphragm" (PHFD) qui consiste à exploiter l'inertie d'un fluide en mouvement pour déformer des membranes piézoélectriques de P(VDF-TrFE). Cette approche permet d'obtenir des structures basse fréquence miniaturisables sans voire sa fréquence de résonance augmenter fortement. Selon le niveau d'accélération d'excitation, le comportement mécanique peut être non linéaire (de type oscillateur de Duffing) ou linéaire. Le comportement mécanique influence l'architecture des membranes piézoélectriques afin d'exploiter au mieux les déformations du matériau. Dans le cas non linéaire, des membranes monomorphes sont utilisées pour exploiter les tensions mécaniques. Dans le cas linéaire, ce sont des membranes bimorphes aux électrodes complexes qui permettent d'exploiter la flexion de ces dernières. Le générateur mononorphe propose des avantages comme une meilleure disponibilité de l'énergie électrique par sa largeur de bande passante importante intrinsèque au comportement non linéaire mécanique. La solution bimorphe propose une meilleure exploitation du matériau piézoélectrique et sa sensibilité aux faibles accélérations.

Deux prototypes (un monomorphe et un bimorphe) ont été conçus et réalisés afin de valider les modèles analytiques quasi prédictifs (le facteur de qualité Q et la pré-tension des membranes n doivent être identifiés expérimentalement) décrivant le comportement électromécanique théorique. La mise en œuvre de ces démonstrateurs a permis de relever des phénomènes non intégrés à la modélisation initiale. La structure expérimentale monomorphe présente un effet mécanique assouplissant dont l'origine semblerait venir du matériau utilisé pour les membranes. En effet, ce type de comportement se retrouve dans des matériaux amorphes dont une phase trop importante peut être présente dans les films de P(VDF-TrFE). La créa-

tion d'énergies électriques issue de la flexion des membranes a été également observée. Des défauts d'encastrement ou des froissements des membranes, ainsi que des membranes non homogènes peuvent expliquer l'origine de l'effet de flexion. Un coefficient électromécanique linéaire a été intégré afin de prendre en compte partiellement ce phénomène. Cependant, son intégration n'est pas un problème car, sans l'effet de flexion, l'énergie électrique produite serait plus faible.

La structure expérimentale bimorphe montre des défauts lors de la réalisation des membranes bimorphes. Une résistance parasite dégrade fortement les performances électriques de la structure. L'origine de la résistance semblerait venir de la phase de réalisation des électrodes des membranes où l'isolation inter électrode n'est pas optimale. Cette dernière a été identifiée et quantifiée afin d'être intégrée à la modélisation. La confrontation entre le nouveau modèle théorique et les données expérimentales montre une très bonne correspondance. Un nouveau protocole, plus rigoureux, de réalisation des membranes bimorphes permettrait de réduire les effets induits par la résistance parasite et si possible s'en affranchir. Dans ce cas, la puissance générée serait du même ordre de grandeur que la solution monomorphe, mais pour une sollicitation quatre fois moindre.

Dans le cas d'une application concrète, le générateur monomorphe est en mesure d'alimenter un capteur communicant pour qu'il puisse effectuer une séquence de mesure et de transmission des données récoltées toutes les centaines de secondes. En revanche, le générateur bimorphe actuel n'est pas en mesure d'alimenter le capteur communicant, mais les données théoriques montrent des possibilités proches du générateur monomorphe à condition de résoudre le problème de résistance parasite. Des géométries optimales des deux générateurs dans un encombrement limité ont été définies afin de suggérer des solutions optimisées. Ces solutions proposent d'apporter l'énergie nécessaire pour réaliser des cycles de mesure et de transmission d'un capteur communicant de quelques secondes. Les volumes de ces solutions sont trop importants pour une intégration à un capteur. En perspective de ces travaux, des approches sont proposées afin d'améliorer la densité de puissance de la structure HFD dans l'optique d'une intégration non invasive du générateur sur un capteur communicant.

À partir des conclusions extraites de ces travaux, il est envisagé de réaliser des générateurs aux géométries optimisées. Au préalable, il serait nécessaire de comprendre plus précisément le mécanisme du comportement assouplissant lié à l'utilisation des films de P(VDF-TrFE) et d'identifier avec certitude son origine afin de s'en affranchir ou de l'intégrer dans la modélisation. Cependant, la réalisation du générateur monomorphe ne devrait pas avoir de réelles complications. Une étude plus approfondie sur l'origine de l'effet résistif induit par la résistance parasite, présente dans les films bimorphes, est à venir. Après avoir mis au point un nouveau protocole de fabrication des films électroactifs apte à supprimer cette résistance parasite, il sera alors possible de réaliser un générateur bimorphe optimisé. Dans l'optique d'une amélioration de la densité de puissance, une structure PHFD céramique optimisée est également envisagée.

Bibliographie

[Akyildiz2002] I.F. Akyildiz, W. Su, Y. Sankarasubramaniam et E. Cayirci. *Wireless sensor networks : A survey*. Computer Networks, vol. 38, pages 393–422, 2002.

[Alias2015] N. Alias et A.A. Mohamad. *Advances of aqueous rechargeable lithium-ion battery : A review*. Journal of Power Sources, vol. 274, pages 237–251, 2015.

[Arroyo2012] E. Arroyo, A. Badel, F. Formosa, Y. Wu et J. Qiu. *Comparison of electromagnetic and piezoelectric vibration energy harvesters : Model and experiments*. Sensors and Actuators A : Physical, vol. 183, pages 148–156, 2012.

[Azrar2002] L. Azrar, R. Benamar et R.G. White. *A semi-analytical approach to the nonlinear dynamic response problem of beams at large vibration amplitudes, Part II : multimode approach to the steady state forced periodic response*. Journal of Sound and Vibration, vol. 255, pages 1–41, 2002.

[Babu2014a] I. Babu et G. de With. *Enhanced electromechanical properties of piezoelectric thin flexible films*. Composites Science and Technology, vol. 104, pages 74–80, 2014.

[Babu2014b] I. Babu et G. de With. *Highly flexible piezoelectric 0-3 PZT-PDMS composites with high filler content*. Composites Science and Technology, vol. 91, pages 91–97, 2014.

[BCS2008] Incorporated BCS. *Waste heat recovery : Technology and opportunities in U.S. industry*. Rapport technique, 2008.

[Beeby2010] S. Beeby et W. Neil. Energy harvesting for autonomous systems. 2010.

[Berer2014] M. Berer, Z. Major, G. Pinter, D. M. Constantinescu et L. Marsavina. *Investigation of the dynamic mechanical behavior of polyetheretherketone (PEEK) in the high stress tensile regime*. Mechanics of Time-Dependent Materials, vol. 18, pages 663–684, 2014.

[Borderon2010] C. Borderon, D. Averty, R. Renoud et H. Gundel. *Caracterisation dielectrique de couches minces de PZT*. 11èmes Journées de Caractérisation Microondes et Matériaux, pages 3–6, 2010.

[Bouendeu2009] E. Bouendeu, A. Greiner, P.J. Smith et J.G. Korvink. *An efficient low cost electromagnetic vibration harvester*. PowerMEMS 2009, pages 320–323, 2009.

[Budinger2004] M. Budinger, J.F. Rouchon et B. Nogarède. *Modélisation par méthode variationnelle d'un actionneur piézoélectrique à rotation de mode : Approche analytique et numérique*. Revue internationale de génie électrique, vol. 7, pages 223–251, 2004.

[Capsal2008] Jean-Fabien Capsal. *Elaboration et analyse des prorietés physiques de nanocomposites hybrides ferroélectriques*. Thèse de Doctorat, Université de Toulouse, 2008.

[Chen2012] X.R. Chen, T.Q. Yang, W. Wang et X. Yao. *Vibration energy harvesting with a clamped piezoelectric circular diaphragm*. Ceramics International, vol. 38, pages 271–274, 2012.

[Chutani2015] R. Chutani, F. Formosa, M. de Labachelerie, A. Badel et F. Lanzetta. *Microfabrication of hybrid fluid membrane for microengines.* PowerMEMS 2015, volume 660, 2015.

[Deterre2013] Martin Deterre. *Toward an energy harvester for leadless pacemakers.* Thèse de Doctorat, Université Paris-sud, 2013.

[Dupont] Dupont. *www.dupont.com.* Kapton HN polyimide film.

[EnOcean] EnOcean. *www.enocean.com.* ECO 200 - Kinetic Energy Harvesting.

[Fidaleo2004] D.A. Fidaleo, H.A. Nguyen et M. Trivedi. *The networked sensor tapestry (NeST) : A privacy enhanced software architecture for interactive analysis of data in video-sensor networks.* ACM international workshop on Video Surveillance & Sensor Networks, pages 46–53, 2004.

[Formosa2013] F. Formosa, A. Badel et H. Favrelière. *Development of low frequency, insulating thick diaphragms for power MEMS applications.* Sensors and Actuators A : Physical, vol. 189, pages 370–379, 2013.

[Géradin1996] M. Géradin et D. Rixen. Théorie des vibrations. 1996.

[Goto1999] H. Goto, T. Sugiura, Y. Harada et T. Kazui. *Feasibility of using the automatic generating system for quartz watches as a leadless pacemaker power source.* Medical & biological engineering & computing, vol. 37, pages 377–380, 1999.

[Gu2011] L. Gu. *Low-frequency piezoelectric energy harvesting prototype suitable for the MEMS implementation.* Microelectronics Journal, vol. 42, pages 277–282, 2011.

[Haterbouch2005] M. Haterbouch et R. Benamar. *Geometrically nonlinear free vibrations of simply supported isotropic thin circular plates.* Journal of Sound and Vibration, vol. 280, pages 903–924, 2005.

[Jiang2010] Y. Jiang, S. Shiono et H. Hamada. *Low-frequency energy harvesting using a laminated PVDF cantilever with a magnetic mass.* PowerMEMS 2010, page 375, 2010.

[Kato2015] M. Kato et K.I. Kakimoto. *Processing and energy-harvesting ability of (Na, K) NbO 3 particle-dispersed fibrous polyvinylidene fluoride multilayer composite.* Materials Letters, vol. 156, pages 183–186, 2015.

[Kim2005a] S. Kim. *Piezoelectric energy harvesting with a clamped circular plate : analysis.* Journal of Intelligent Material Systems and Structures, vol. 16, pages 847–854, 2005.

[Kim2005b] S. Kim. *Piezoelectric energy harvesting with a clamped circular plate : experimental study.* Journal of Intelligent Material Systems and Structures, vol. 16, pages 855–863, 2005.

[Kim2007] S. Kim, S. Pakzad, D. Culler, J. Demmel, G. Fenves, S. Glaser et M. Turon. *Health monitoring of civil infrastructures using wireless sensor networks.* 2007 6th International Symposium on Information Processing in Sensor Networks, pages 254–263, 2007.

[Lefeuvre2006] E. Lefeuvre, A. Badel, C. Richard, L. Petit et D. Guyomar. *A comparison between several vibration-powered piezoelectric generators for standalone systems.* Sensors and Actuators, A : Physical, vol. 126, pages 405–416, 2006.

[Lenci2011] S. Lenci et G. Rega. *Forced harmonic vibration in a duffing oscillator with negative linear stiffness and linear viscous damping.* The Duffing Equation : Nonlinear Oscillators and their Behaviour, chapitre 5, pages 139–174. 2011.

[Li2007] T. Li, Y.H. Chen, F.Y.C. Boey et J. Ma. *Domain reorientation of piezoelectric bending actuators.* Sensors and Actuators A : Physical, vol. 134, pages 544–554, 2007.

[Libelium] Libelium. *www.libelium.com.* Libelium Smart World.

[Liu2014] Weiqun Liu. *Conception d'un dispositif de récupération d'énergie vibratoire large bande.* Thèse de Doctorat, Université de Grenoble, 2014.

[Lockhart2013] R. Lockhart, R. Dauksevicius, A.V. Quintero, P. Janphuang, D. Briand et N.F. de Rooij. *Flexible and robust multilayer micro-vibrational harvesters for high acceleration environments.* PowerMEMS 2013, volume 476, 2013.

[Lu2011] W.L. Lu, Y.M. Hwang, C.T. Pan et S.C. Shen. *Analyses of electromagnetic vibration-based generators fabricated with LTCC multilayer and silver spring-inducer.* Microelectronics Reliability, vol. 51, pages 610–620, 2011.

[Mainwaring2002] A. Mainwaring, D. Culler, J. Polastre, R. Szewczyk et J. Anderson. *Wireless sensor networks for habitat monitoring.* International Workshop on Wireless Sensor Networks and Applications, pages 88–97, 2002.

[Martinez2004] K. Martinez, J.K. Hart et R. Ong. *Sensor network applications.* IEEE Computer Society, vol. 37, pages 50–56, 2004.

[Marzencki2007] Marcin Marzencki. *Conception de microgénérateurs intégrés pour systèmes sur puce autonomes.* Thèse de Doctorat, Université Joseph Fourier, 2007.

[Meijer2005] H.E.H. Meijer et L.E. Govaert. *Mechanical performance of polymer systems : The relation between structure and properties.* Progress in Polymer Science, vol. 30, pages 915–938, 2005.

[MFC] MFC. *www.smart-material.com.* Piezo actuators and sensors MFCs.

[Minazara2006] E. Minazara, D. Vasic, F. Costa et G. Poulin. *Piezoelectric diaphragm for vibration energy harvesting.* Ultrasonics, vol. 44, pages 699–703, 2006.

[Mo2006] C. Mo, R. Wright, W.S. Slaughter et W.W. Clark. *Behaviour of a unimorph circular piezoelectric actuator.* Smart Materials and Structures, vol. 15, pages 1094–1102, 2006.

[Mo2010a] C. Mo, L.J. Radziemski et W.W. Clark. *Analysis of piezoelectric circular diaphragm energy harvesters for use in a pressure fluctuating system.* Smart Materials and Structures, vol. 19, 2010.

[Mo2010b] C. Mo, L.J. Radziemski et W.W. Clark. *Experimental validation of energy harvesting performance for pressure-loaded piezoelectric circular diaphragms.* Smart Materials and Structures, vol. 19, 2010.

[Mo2014] C. Mo, J. Davidson et W.W. Clark. *Energy harvesting with piezoelectric circular membrane under pressure loading.* Smart Materials and Structures, vol. 23, 2014.

[Moschitta2014] A. Moschitta et I. Neri. *Power consumption assessment in wirelesssensor Nnetworks.* ICT - Energy - Concepts Towards Zero - Power Information and Communication Technology, chapitre 9, pages 203–224. 2014.

[Naruse2009] Y. Naruse, N. Matsubara, K. Mabuchi, M. Izumi et S. Suzuki. *Electrostatic micro power generation from low-frequency vibration such as human motion.* Journal of Micromechanics and Microengineering, vol. 19, 2009.

[Nelder1964] J.A. Nelder et R. Mead. *A simplex method for function minimization.* The Computer Journal, vol. 7, pages 308–313, 1964.

[Ohanessian1987] H. Ohanessian et P. Gonnard. *Influence d'une polarisation de réorientation sur l'anisotropie des céramiques piézo électriques et leur stabilité.* Phys. Appl., vol. 22, pages 47–53, 1987.

[Perpetuum] Perpetuum. *www.perpetuum.com*. Perpetuum PMG FSH - Technical resource paper.

[PiezoTech] PiezoTech. *www.piezotech.fr*. PVDF Piezoelectric films - technical resource paper.

[PiezoTechnologies] PiezoTechnologies. *www.piezotechnologies.com*. Temperatures of Piezoceramic Materials - Technical resource paper.

[Pister1997] K.S.J. Pister. *Smart Dust BAA 97-43*. Rapport technique, UC Berkeley, 1997.

[Pottier2010] Thomas Pottier. *Identification paramétrique par recalage de modèles éléments finis couplée à des mesures de champs cinéematiques et thermiques*. Thèse de Doctorat, Université de Savoie, 2010.

[Rahimi2011] A. Rahimi, O. Zorlu, A. Muhtaroglu et H. Kulah. *A compact electromagnetic vibration harvesting system with high performance interface electronics*. Procedia Engineering, vol. 25, pages 215–218, 2011.

[Ramadan2014] K.S. Ramadan, D. Sameoto et S. Evoy. *A review of piezoelectric polymers as functional materials for electromechanical transducers*. Smart Materials and Structures, vol. 23, 2014.

[Rammohan2014] S. Rammohan, C. Ramya, S. Jayanth Kumar, J. Anjana et P. Rudra. *Low frequency vibration energy harvesting using arrays of PVDF piezoelectric bimorphs*. Journal of institute of smart structures ans systems, vol. 3, pages 18–27, 2014.

[Roundy2003] S. Roundy, P.K. Wright et J. Rabaey. *A study of low level vibrations as a power source for wireless sensor nodes*. Computer Communications, vol. 26, pages 1131–1144, 2003.

[Roundy2005a] S. Roundy. *On the effectiveness of vibration-based energy harvesting*. Journal of Intelligent Material Systems and Structures, vol. 16, pages 809–823, 2005.

[Roundy2005b] S. Roundy, E.S. Leland, J. Baker, E. Carleton, E. Reilly, E. Lai, B. Otis, J.M. Rabaey, P.K. Wright et V. Sundararajan. *Improving power output for vibration-based energy scavengers*. IEEE Pervasive Computing, vol. 4, pages 28–36, 2005.

[Sardini2011] E. Sardini et M. Serpelloni. *An efficient electromagnetic power harvesting device for low-frequency applications*. Sensors and Actuators A : Physical, vol. 172, pages 475–482, 2011.

[Scott2015] D.M. Scott, R.P. Owen, A.H. Genevieve, U. Chandarin, S.D. Moss, O.R. Payne, G.A. Hart et C. Ung. *Scaling and power density metrics of electromagnetic vibration energy harvesting devices*. Smart Materials and Structures, vol. 24, 2015.

[Shnayder2005] V. Shnayder, B.R. Chen, K. Lorincz, T.R.F. Fulford-Jones et M. Welsh. *Sensor networks for medical care*. SenSys 2005, page 314, 2005.

[Siddiqui2015] S. Siddiqui, D.I. Kim, L.T. Duy, M.T. Nguyen, S. Muhammad, W.S. Yoon et N.E. Lee. *High-performance flexible lead-free nanocomposite piezoelectric nanogenerator for biomechanical energy harvesting and storage*. Nano Energy, vol. 15, pages 177–185, 2015.

[Sodano2004] H.A. Sodano, G. Park et D.J. Inman. *Estimation of electric charge output for piezoelectric energy harvesting*. Strain Journal, vol. 40, pages 49–58, 2004.

[Starner1996] T. Starner. *Human-powered wearable computing*. IBM Systems Journal, vol. 35, pages 618–629, 1996.

[Stordeur1997] M. Stordeur et I. Stark. *Low power thermoelectric generator - self-sufficient energy supply for micro systems*. 16th International Conference on Thermoelectrics, pages 575–577, 1997.

[Sun1995] C.T. Sun et X.D. Zhang. *Use of thickness-shear mode in adaptive sandwich structures*. Smart Materials and Structures, vol. 4, pages 202–206, 1995.

[Tikhonov1978] A.N. Tikhonov et V.Y. Arsenin. *Solutions of ill-posed problems*. Mathematics of Computation, vol. 32, page 1320, 1978.

[Timoshenko1959] S. Timoshenko et S. Woinowsky-Krieger. Theory of plates and shells. New York, 1959.

[Torah2008] R. Torah, P. Glynne-Jones, M. Tudor, T. O'Donnell, S. Roy et S. Beeby. *Self-powered autonomous wireless sensor node using vibration energy harvesting*. Measurement Science and Technology, vol. 19, 2008.

[Tressler1999] J.F. Tressler, S. Alkoy, A. Dogan et R.E. Newnham. *Functional composites for sensors, actuators and transducers*. Composites Part A : Applied Science and Manufacturing, vol. 30, pages 477–482, 1999.

[Von Büren2006] Thomas Von Büren. *Body-worn inertial electromagnetic*. Thèse de Doctorat, Swiss federal institute of technology Zurich, 2006.

[Von Büren2007] T. Von Büren et G. Tröster. *Design and optimization of a linear vibration-driven electromagnetic micro-power generator*. Sensors and Actuators A : Physical, vol. 135, pages 765–775, 2007.

[Wang2008] L. Wang et F.G. Yuan. *Vibration energy harvesting by magnetostrictive material*. Smart Materials and Structures, vol. 17, 2008.

[Wang2012] P. Wang, H. Liu, X. Dai, Z. Yang, Z. Wang et X. Zhao. *Design, simulation, fabrication and characterization of a micro electromagnetic vibration energy harvester with sandwiched structure and air channel*. Microelectronics Journal, vol. 43, pages 154–159, 2012.

[Waters2008] R.L. Waters, B. Chisum, H. Jazo et M. Fralick. *Development of an electromagnetic transducer for energy harvesting of kinetic energy and its â€™ applicability to a MEMS-scale device*. Nanopower Forum 2008, 2008.

[Werner-Allen2006] G. Werner-Allen, K. Lorincz, M. Welsh, O. Marcillo, J. Johnson, M. Ruiz et J. Lees. *Deploying a wireless sensor network on an active volcano*. IEEE Internet Computing, vol. 10, pages 18–25, 2006.

[Wu2014] Yipeng Wu. *Récupération d'énergie vibratoire large bande à partir de transducteurs piézoélectriques*. Thèse de Doctorat, Université de Grenoble, 2014.

[Xiao2014] H. Xiao et X. Wang. *A review of piezoelectric vibration energy harvesting techniques*. International Review of Mechanical Engineering, vol. 8, pages 609–620, 2014.

[Zhu2011] D. Zhu, S.P. Beeby, M.J. Tudor et N.R. Harris. *A planar electromagnetic vibration energy harvester with a halbach array*. The 11th International Workshop on Micro and Nanotechnology for Power Generation and Energy Conversion Applications, pages 347–350, 2011.

Table des figures

1.1 Libelium smart world [Libelium] . . . 5
1.2 Nœud de capteur autonome . . . 7
1.3 Confrontation entre consommation et sources d'énergie (source : IDTechEx) . . . 7
1.4 Consommation énergétique d'un nœud de capteur ez430-RF2500 . . . 8
1.5 Représentation de la consommation d'un capteur communicant (ez430-RF2500 + MMA8450Q) . . . 9
1.6 Architectures de récupérateurs d'énergie ambiante . . . 12
1.7 Oscillateur linéaire à un degré de liberté . . . 13
1.8 Oscillateur non linéaire . . . 14
1.9 Oscillateur bistable . . . 15
1.10 Mécanismes de transduction électromagnétique . . . 16
1.11 Mécanismes de transduction électrostatique . . . 17
1.12 Mécanismes de transduction piézoélectrique . . . 18
1.13 Générateur et mise en oeuvre sur banc de mesure sous pression (Kim, Mo *et al.*) 24
1.14 Architecture de l'Hybrid Fluid Diaphragm . . . 25

2.1 Comparaison entre w_s et $\frac{\partial \psi}{\partial z}$ à différentes valeurs de N et calcul de l'erreur relative par rapport à w_s . . . 30
2.2 Représentation du modèle mécanique d'un résonateur inertiel HFD . . . 34
2.3 Conditions aux limites des analyses . . . 36
2.4 Allures des déformées des trois premiers modes fondamentaux de vibrations . . . 37
2.5 Intégration des pré-tensions d'une membrane . . . 37
2.6 Conditions aux limites selon les analyses . . . 39
2.7 Résultats des modélisations : Déplacements selon $\vec{e}_z$ . . . 40
2.8 Représentation des différentes sollicitations dans les membranes . . . 43
2.9 Représentation du modèle électromécanique du générateur monomorphe . . . 45
2.10 Représentation des différentes solutions bimorphes . . . 46
2.11 Inter-connexion des sous-éléments piézoélectriques de l'HFD bimorphe . . . 49
2.12 Représentation du modèle électromécanique du générateur bimorphe . . . 50
2.13 Évolution du comportement linéaire à non linéaire . . . 51
2.14 Simulations des comportements mécaniques du générateur monomorphe . . . 54
2.15 Simulations des comportements électriques du générateur monomorphe . . . 56
2.16 Mise en évidence du dédoublement fréquentiel pour une accélération de 40 m/s^2 56
2.17 Puissances disponibles du générateur monomorphe . . . 58
2.18 Évolution de $\frac{P_{tot}}{V_{mec}{}^2}$ et de la bande passante en fonction de l'accélération . . . 58
2.19 Comportements électromécaniques du générateur bimorphe . . . 60
2.20 Puissances disponibles . . . 61

3.1 Photos de l'environnement expérimental . . . 64
3.2 Représentation de la chaine de mesure . . . 65
3.3 Conception des éléments constituants l'HFD Kapton® . . . 66
3.4 Résonateur inertiel HFD Kapton® . . . 67

3.5 Mesures topologiques de membranes Kapton® . . . 69
3.6 Spectre d'amplitude de déplacement et de phase d'une membrane encastrée de Kapton® . . . 70
3.7 Spectre d'amplitude de déplacement et de phase de l'HFD Kapton® . . . 71
3.8 Principe et conception des membranes monomorphes et bimorphes . . . 72
3.9 Photo de réalisation des films de P(VDF-TrFE) . . . 73
3.10 Générateur inertiel HFD P(VDF-TrFE) monomorphe . . . 74
3.11 Générateur inertiel HFD P(VDF-TrFE) bimorphe . . . 75
3.12 Conception de l'interface de connexion, film électro-actif et chaine de mesure . 76
3.13 Comportements mécaniques du générateur monomorphe . . . 78
3.14 Comportements électriques du générateur monomorphe . . . 80
3.15 Comportement électrique du générateur inertiel monomorphe pour une accélération de 40 m/s^2, une résistance de charge de 2.88 MΩ et une fréquence de 119.56 Hz . . . 81
3.16 Puissances disponibles par générateur monomorphe . . . 82
3.17 Comportements mécaniques et électriques du générateur inertiel bimorphe à 10 m/s^2 . . . 85
3.18 Comportement électrique du générateur inertiel bimorphe pour une résistance de charge de 1.34 MΩ et une fréquence d'excitation de 164.37 Hz . . . 85
3.19 Puissance disponible du générateur inertiel bimorphe pour une accélération de 10 m/s^2 . . . 86

4.1 Schéma de principe de l'identification par méthode inverse des paramètres de modélisation . . . 90
4.2 Identification des paramètres mécaniques . . . 92
4.3 Identification des paramètres électriques . . . 93
4.4 Comparaison du signal de tension électrique théorique et expérimental (à 40 m/s^2 et 120 Hz) . . . 95
4.5 Représentation du modèle électromécanique avec intégration de β . . . 96
4.6 Confrontation temporelle et fréquentielle des signaux expérimentaux et théoriques avec prise en compte de β à 4 g . . . 98
4.7 Confrontation des résultats avec prise en compte de C_{0_exp} . . . 101
4.8 Modélisation des films piézoélectriques . . . 102
4.9 Analyse d'impédance sur un film P(VDF-TrFE) . . . 104
4.10 Identification de la résistance parasite . . . 105
4.11 Prise en compte de l'effet résistif . . . 106

5.1 Influence des paramètres mécaniques sur le déplacement maximum du centre de la membrane . . . 111
5.2 Influence des paramètres électriques sur la puissance du PHFD . . . 113
5.3 Sensibilité des paramètres de modélisation aux variations des caractéristiques géométriques et matériaux . . . 115
5.4 Évolution de la puissance maximale en fonction des caractéristiques géométriques d'une solution monomorphe . . . 119
5.5 Conception du générateur monomorphe optimisé . . . 119
5.6 Performances du générateur monomorphe optimisé dans un volume donné . . . 120
5.7 Évolution de la puissance maximale en fonction des caractéristiques géométriques d'une solution bimorphe . . . 120
5.8 Conception du générateur bimorphe optimisé . . . 121
5.9 Performances du générateur bimorphe optimisé dans un volume donné . . . 121
5.10 Conception et prototype du générateur EMHFD . . . 123

5.11 Représentation des agencements des renforts/matrices des matériaux composites piézoélectriques [Tressler1999] 125
5.12 Réalisations et études de spirales planaires piézoélectriques [Marzencki2007] . . 127
5.13 Influence de la configuration sur le comportement électromécanique de spirales piézoélectriques [Deterre2013] 127
5.14 Réalisations et études de membranes spirales hybrides à deux brins [Chutani2015] 128

A.1 Exemples de générateurs électromagnétiques existants XIV
A.2 Conception et prototype du générateur EMHFD XV
A.3 Composition des membranes du générateur EMHFD XVI
A.4 Structure du noyau du générateur EMHFD XVII
A.5 Représentation du modèle électromécanique du générateur EMHFD XVII
A.6 Comportement électrique du générateur EMHFD XVIII

Liste des tableaux

1.1 Comparaison entre les sources d'énergie ambiantes et chimiques 10
1.2 Accélérations et fréquences typiques des vibrations environnementales 11
1.3 Propriétés électromécaniques de matériaux polymères, composites et céramiques piézoélectriques 18
1.4 Récapitulatif des modes de conversions 19
1.5 Caractéristiques de générateurs piézoélectriques de type poutre encastrée-libre de différentes natures 21
1.6 Caractéristiques de générateurs piézoélectriques d'architectures complexes . . . 23

2.1 Définition des variables adimensionnées 30
2.2 Paramètres de modélisation mécanique analytique 34
2.3 Comparaisons des premiers modes naturels de vibration d'une membrane 36
2.4 Comparaisons des modélisations avec pré-tension pour une fréquence cible de 1224.2 Hz 38
2.5 Comparaisons des modélisations pour des données cibles 40
2.6 Paramètres de modélisation électromécanique du générateur monomorphe . . . 44
2.7 Coefficients piézoélectriques et diélectriques par zone 48
2.8 Paramètres de modélisation électromécanique du générateur bimorphe 49
2.9 Caractéristiques géométriques et matériaux 52
2.10 Caractéristiques de l'HFD monomorphe déterminées par simulations 59
2.11 Caractéristiques géométriques et matériaux 60
2.12 Paramètres de modélisation électromécanique 60
2.13 Caractéristiques de l'HFD bimorphe déterminées par simulations 62

3.1 Paramètres géométriques et matériaux de l'HFD Kapton® 68
3.2 Comparaison entre le P(VDF-TrFE) réalisé au LGEF et le P(VDF-TrFE) commercial (Piezotech) 72
3.3 Paramètres géométriques des générateurs inertiels piézoélectriques 75
3.4 Caractéristiques de l'HFD monomorphe déterminées expérimentalement 83
3.5 Caractéristiques de l'HFD bimorphe déterminées expérimentalement 86

4.1 Comparaison des critères de performance du générateur inertiel monomorphe pour différentes sollicitations 93
4.2 Paramètres de modélisation théoriques et identifiés du générateur inertiel monomorphe 97
4.3 Comparaison des critères de performance du générateur inertiel monomorphe après identification 99
4.4 Comparaison des critères de performance du générateur inertiel bimorphe . . . 100
4.5 Paramètres de modélisation mécanique du générateur inertiel bimorphe 100
4.6 Comparaison des critères de performance du générateur inertiel bimorphe avec prise en compte de C_{0_exp} 101
4.7 Comparaison des critères de performance du générateur inertiel bimorphe avec prise en compte de la résistance parallèle 107

4.8 Paramètres de modélisation du générateur inertiel bimorphe avec résistance parasite 107

5.1 Sensibilité des paramètres de modélisation aux variations des caractéristiques géométriques et matériaux 116
5.2 Récapitulatif des puissances, densités de puissance et temps de cycle de transmission des mesures pour les solutions théoriques, expérimentales et optimisées 122
5.3 Propriétés et couplages pour différents matériaux piézoélectriques et fréquences naturelles des PHFDs associés 124

A.1 Paramètres de modélisation de l'EMHFD XVIII

A

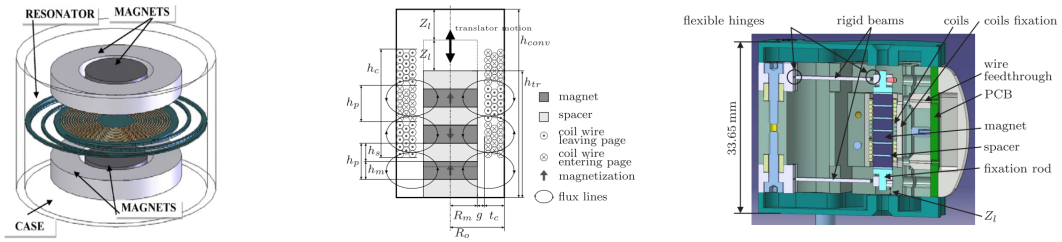
Étude et réalisation de l'HFD Électromagnétique

A.1 Introduction

Selon l'environnement de fonctionnement des générateurs PHFDs, il est envisageable que la conversion électromécanique piézoélectrique ne puisse pas être la technologie appropriée. Dans un milieu où la température ambiante est supérieure à la température de Curie, les matériaux piézoélectriques changent de phase et perdent leurs propriétés piézoélectriques par dépolarisation. Cette température est comprise entre 105 °C et 135 °C pour du P(VDF-TrFE) [Capsal2008, PiezoTech] et entre 180 °C et 360 °C pour un PZT [PiezoTechnologies]. La température de Curie des aimants permanents est supérieure au matériau piézoélectrique (585 °C pour un aimant en Neodyme-Fer-Bore). Une approche électromagnétique peut être alors envisagée pour garantir la conversion électromécanique à condition d'évoluer en dessous de la température des démagnétisations des aimants permanents.

A.2 Principes existants

Depuis les années 90, les équipes de recherches travaillant sur les générateurs électromagnétiques pour la récupération d'énergie vibratoire ont continuellement augmenté. Elle ont abouti à différents dispositifs de structures des plus simples au plus complexes [Bouendeu2009, Lu2011, Rahimi2011, Sardini2011, Torah2008, Von Büren2007, Wang2012, Zhu2011]. Certains de ces générateurs sont actuellement commercialisés [Perpetuum, EnOcean].



(a) EMVEH à ressort planaire *(b) Principe multi pôles* *(c) Conception multi pôles*

Figure A.1 – Exemples de générateurs électromagnétiques existants

Certaines structures à membranes ou à ressorts planaires spiraux [Sardini2011] (figure A.1a) permettent de maintenir la bobine ou l'aimant. Ces solutions permettent de grands déplacements afin de maximiser l'énergie produite.

Les travaux de Von Büren [Von Büren2006] proposent une structure électromagnétique pour la récupération des mouvements du corps humain s'apparentant à de la récupération d'énergie vibratoire. La figure A.1b représente les différents éléments composant le noyau magnétique et le principe de fonctionnement du générateur de Von Büren. Le corps magnétique mobile du système proposé est composé d'un empilement d'aimants permanents espacés par des entretoises dont la polarité est inversée en alternance. Le bobinage fixe est composé de plusieurs bobines dont le sens d'enroulement est également alternatif. Le noyau magnétique évolue au centre des bobines par l'intermédiaire de poutres permettant la suspension du système et assurant le rôle de raideur dynamique, comme le montre la figure A.1c. Sans sollicitation extérieure, le centre de chacun des aimants est positionné à l'interface entre deux bobines. Cette position définit l'état de repos du dispositif. Lorsque le noyau est en déplacement, les bobines sont soumises aux variations de flux magnétique induites par les mouvements des aimants et une tension électrique est générée. L'empilement aimant + entretoise conditionne l'amplitude de déplacement maximale du dispositif dans un fonctionnement dit "normal". Dans ce

cas de figure, la bobine perçoit le champ magnétique des deux aimants lui faisant face, mais il est envisageable, pour des déplacements plus importants qu'une bobine voit le champ magnétique des aimants voisins. La fréquence du signal de tension sera doublée. La multitude de pôles magnétiques et de bobines permet de générer de l'énergie pour de faibles amplitudes de déplacement du noyau magnétique, dans un volume restreint.

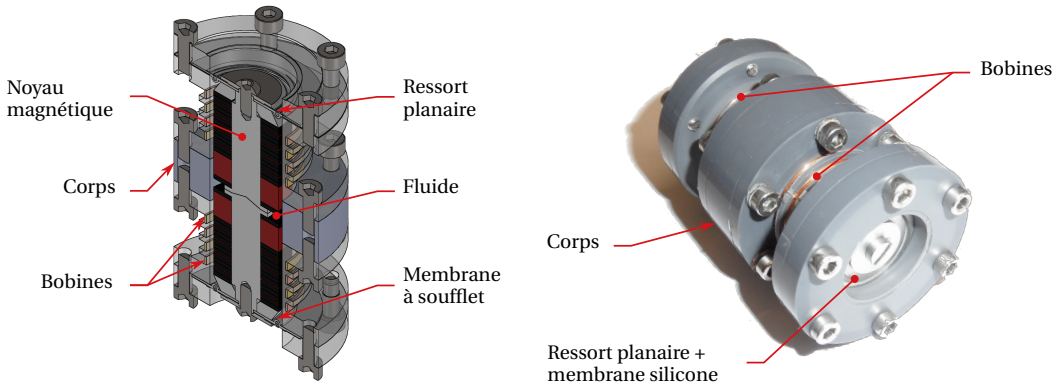
La combinaison des différentes solutions techniques de la littérature (ressorts spiraux + noyau magnétique multi pôles) avec une architecture HFD permet de proposer une solution alternative aux générateurs PHFDs.

A.3 Conception et réalisation du générateur EMHFD

En parallèle des travaux sur les PHFDs, un prototype de générateur électromagnétique utilisant les principes de l'HFD (EMHFD) a été réalisé. La structure EMHFD réalisée s'inspire des travaux de Von Büren [Von Büren2006], en particulier sur le noyau magnétique et le bobinage. Le générateur est structuré en trois éléments principaux : le corps du générateur, les membranes et le noyau magnétique.

A.3.1 Corps de la structure

Le corps du générateur est similaire aux précédents prototypes. Il est réalisé en plusieurs éléments de PVC assemblés en immersion par l'intermédiaire de vis. Le volume interne est défini par un rayon intérieur R de 10 mm et une hauteur H de 50 mm. La figure A.2a représente une vue en coupe de la conception du générateur et la figure A.2b, la réalisation du prototype. Le générateur est composé de deux demi-génératrices. Elles sont composées de quatre bobines de hauteur h_b de 2 mm et d'épaisseur e_b de 1 mm espacées de h_{b_int} de 1 mm et dont le sens d'enroulement est inversé. Le rayon interne choisi pour les bobines est de R_{b_int} = 12 mm, afin d'être au plus près du noyau magnétique afin de maximiser les variations de flux magnétique. Ces bobines sont composées de 37 spires chacune.



(a) Vue en coupe du dispositif *(b) Photo du générateur*

Figure A.2 – Conception et prototype du générateur EMHFD

A.3.2 Membranes

Les membranes des générateurs PHFDs garantissent la raideur du système, l'étanchéité et la conversion électromécanique. Dans le cas du générateur EMHFD, ces fonctions ont été découplées : des membranes silicones à soufflets assurent l'étanchéité ; des ressorts planaires spiraux [Bouendeu2009, Lu2011, Sardini2011, Wang2012, Waters2008] déterminent la raideur

du système ; la conversion électromécanique est assurée indépendamment. La géométrie particulière des membranes silicones (figure A.3a) leurs confère une raideur négligeable en comparaison des ressorts. Lors du déplacement du centre de la membrane, le soufflet se déroule, ce qui génère très peu de résistance mécanique. Le ressort spiral (figure A.3b) a une raideur mesurée expérimentalement de 1375.5 N/m. Le perçage des membranes et des ressorts permet de solidariser le noyau magnétique entre les deux membranes par l'intermédiaire de vis. Lors de grands déplacements du centre de la membrane, le ressort subit des déplacements angulaires. En petits déplacements, ils sont négligeables.

(a) Membrane silicone à soufflet *(b) Ressort planaire spiral*

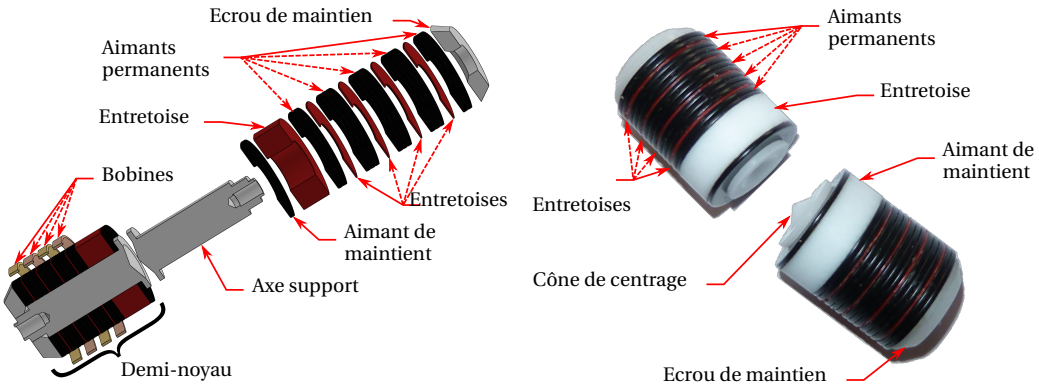
Figure A.3 – Composition des membranes du générateur EMHFD

A.3.3 Noyau magnétique et enroulements statiques

Le noyau magnétique et les enroulements statiques assurent la conversion électromécanique. Le noyau est solidaire de l'ensemble membranes / ressorts planaires. Il évolue dans de la glycérine dépourvue de gaz afin de garantir le comportement dynamique. La masse dynamique du système est définie principalement par le noyau magnétique. La masse mesurée est de $m = 73$ g. La quantité de fluide est faible et son effet négligeable. Cependant, ce dernier est nécessaire lorsque le générateur est sollicité par des variations de pression de manière à garantir le comportement incompressible de la structure et de transmettre la pression.

La structure du noyau est représentée par la figure A.4a et la réalisation par la figure A.4b. Pour faciliter l'assemblage, le noyau est composé de deux demi-noyaux maintenus en place par deux aimants et alignés par un cône en contact sur une surface également conique. Les demi-noyaux sont composés de cinq empilements dont les extrémités sont constituées de deux aimants et les empilements centraux de trois aimants. Ce sont des aimants permanents percés en NdFeB provenant du commerce dont l'épaisseur de chacun est de 1 mm, le rayon externe R_{a_ext} est de 9.5 mm et le rayon interne R_{a_int} est de 4 mm. Les supports des aimants sont réalisés en PTFE et un écrou permet de maintenir en place le sous-assemblage.

Afin de ne pas détériorer les ressorts, l'amplitude admissible est limitée à 1 mm à la résonance du système. Dans les travaux de Von Büren *et al.*, les bobines sont en contact et les aimants sont espacés par des entretoises épaisses. Afin d'extraire de l'énergie pour de très faibles déplacements du noyau, nous avons choisi de séparer les aimants par des entretoises fines de 0.3 mm d'épaisseur et d'écarter les bobines de 1 mm. Ce choix permet de déterminer un état de repos où les bobines sont alignées aux aimants (les entretoises se trouvent entre deux bobines). Dans le cas de déplacements plus importants, le flux magnétique des aimants affecte la bobine suivante ce qui n'est pas un problème important, mais qui peut détériorer les ressorts.



(a) Conception du noyau magnétique *(b) Photo du noyau magnétique*

Figure A.4 – Structure du noyau du générateur EMHFD

A.4 Modélisation électromécanique

Un modèle à constantes localisées détaillé par les équations couplées A.1 et A.2 permet de décrire le comportement électromécanique du dispositif.

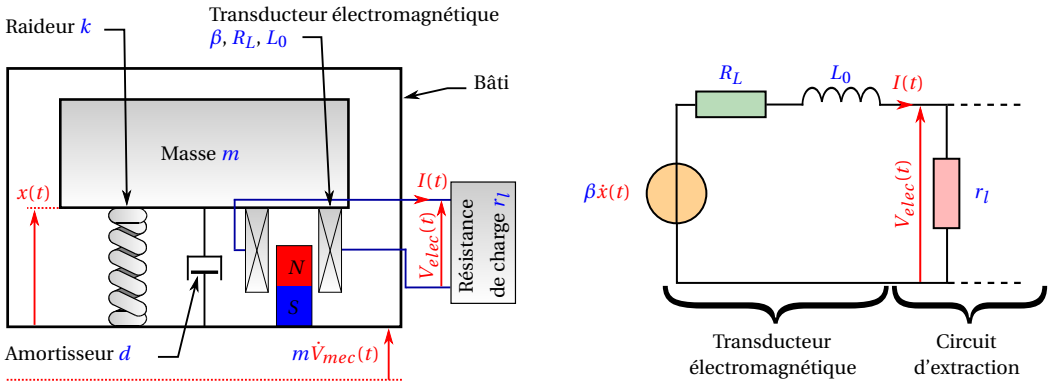
$$m\ddot{x} + d\dot{x} + kx + \beta I = m\dot{V}_{mec} \tag{A.1}$$

$$\beta\dot{x} - L_0\dot{I} - R_L I = V_{elec} \tag{A.2}$$

V_{elec} étant la tension électrique aux bornes de la résistance de charge (r_l), on peut alors dire que $V_{elec} = r_l I$.

La schématisation du modèle (figure A.5a) montre que le système peut être assimilé à une masse dynamique (m) reliée à un ressort linéaire de raideur k. La force d'excitation est $m\dot{V}_{mec}$ où $\dot{V}_{mec}$ correspond à l'accélération subie par la structure complète. Un amortisseur (d) représente l'ensemble des dissipations mécaniques. La conversion électromécanique est représentée par un transducteur électromagnétique (β) relié à une résistance de charge r_l.

Comme le montre le schéma électrique équivalent (figure A.5b), le générateur peut être modélisé comme une source de tension $\beta\dot{x}$ proportionnelle à la vitesse de déplacement du noyau magnétique. Cette source de tension est en série d'une bobine L_0 et de sa résistance R_L. Entre la bobine et une borne du générateur se trouve la résistance de charge r_l qui simule un circuit d'extraction et de stockage de l'énergie.



(a) Schéma de principe *(b) Schéma électrique équivalent*

Figure A.5 – Représentation du modèle électromécanique du générateur EMHFD

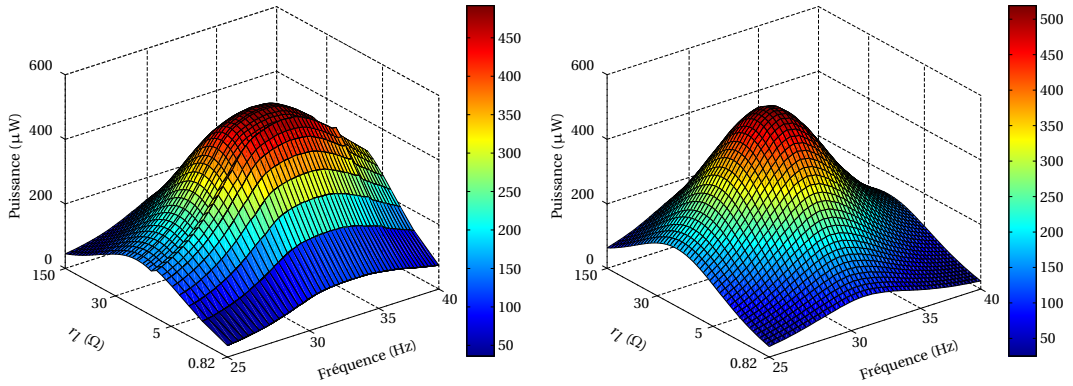
Les paramètres de modélisation L_0 et R_L sont déterminés par analyse d'impédance. La raideur k a été déterminée par chargement mécanique des ressorts (2×1375.5 Nm) et la masse m a été mesurée. L'amortissement mécanique d est identifié à l'aide du facteur de qualité Q, mesuré expérimentalement lors d'un balayage fréquentiel. Le coefficient électromécanique β a montré un comportement non linéaire en fonction du déplacement du noyau magnétique. L_0 et R_L ont été identifiés par correspondance avec un modèle électrique adapté lors d'une mesure d'impédance du générateur. Les différents paramètres de modélisation identifiés expérimentalement sont répertoriés dans le tableau A.1.

Paramètre	Valeur	Paramètre	Valeur
m	73 g	β	$-0.39x^2 - 0.039x + 1.05$
k	2751 N/m	L_0	0.25 mH
d	4.39 N·s/m	R_L	16.21 Ω

Tableau A.1 – Paramètres de modélisation de l'EMHFD

A.5 Validation expérimentale

La figure A.6a représente la cartographie de la puissance fournie par le générateur électromagnétique lorsqu'il est soumis à une accélération de 1.5 g. L'étude a été effectuée suivant un balayage fréquentiel dont la gamme s'étend de 25 Hz à 40 Hz et en résistance de charge de 0.8 Ω à 150 Ω. Le comportement électromécanique global est linéaire. Pour la géométrie et les propriétés considérées, ce dispositif résonne à 30.82 Hz pour une amplitude maximum de 1.28 mm. La puissance maximum disponible est de 491.75 μW_{RMS} pour une résistance de charge de 15.39 Ω.



(a) Résultats expérimentaux *(b) Résultats de simulation*

Figure A.6 – Comportement électrique du générateur EMHFD

Des simulations préliminaires utilisant les paramètres déterminés expérimentalement présentés dans le tableau A.1 ont été réalisées. Ces simulations utilisent les mêmes bornes d'étude que les résultats expérimentaux et sont présentées par la figure A.6b. Ces premiers résultats montrent une bonne correspondance modèles / essais. La fréquence de résonance de la structure est de 30.82 Hz et l'amplitude maximale du noyau magnétique est de 1.29 mm. Le pic de puissance a une amplitude de 519.11 μW_{RMS} pour une résistance de charge de 16.09 Ω. Afin d'améliorer la correspondance globale, une identification plus fine des paramètres de modélisation serait nécessaire.

A.6 Conclusion

Le modèle présenté a une bonne correspondance avec les résultats expérimentaux, mais il n'est pas prédictif. L'ensemble des paramètres de modélisation est déterminé expérimentalement. Il est envisageable d'établir un modèle analytique afin de déterminer la raideur des ressorts planaires en fonction des paramètres géométriques, de formes et matériaux. La masse est directement induite par la géométrie, par les propriétés des matériaux utilisés dans le noyau magnétique et le volume de fluide. En ce qui concerne l'amortissement du système, il est nécessaire de mesurer le facteur de qualité afin de le quantifier. L'inductance et la résistance associées répondent d'un cas classique de modélisation d'une bobine. La répartition complexe des champs magnétiques dans le générateur complique l'identification du coefficient de couplage électromécanique de manière analytique. Cependant, c'est un point majeur de l'optimisation de l'EMHFD, qui peut être réalisé par la méthode des éléments finis en étudiant la sensibilité aux caractéristiques géométriques et matériaux afin d'obtenir une structure optimale.

Développement de structures hybrides électromécaniques pour micro-sources d'énergie

Générateurs piézoélectriques linéaires et non linéaires

Résumé

La mise en œuvre de réseaux de capteurs communicants dans des installations industrielles, dans les transports ou le bâtiment apparaît comme un axe de développement qui permettrait d'augmenter les performances globales de ces systèmes. Par une supervision et une exploitation adaptées des informations collectées (température, niveau vibratoire, humidité, etc.), la fiabilité et les performances énergétiques pourraient être optimisées. La diminution régulière de la consommation des nouvelles générations de capteurs sans fil engendre un fort intérêt scientifique pour l'alimentation de ceux-ci de manière autonome. Ainsi, une thématique de recherche spécifique est apparue, il y a une dizaine d'années : la réalisation de micro-sources d'énergie pour l'alimentation de capteurs communicants.

Ces travaux de recherche proposent l'exploration des performances d'une structure de micro-générateur originale pour la récupération de l'énergie des vibrations : l'"Hybrid Fluid Diaphragm" (HFD). Le concept de l'HFD consiste à encapsuler un fluide incompressible entre deux membranes. Le fluide se comporte comme une masse inertielle qui induit une fréquence de résonance compatible avec les vibrations ambiantes dont les fréquences sont généralement inférieures à quelques centaines de Hertz. Ces membranes en P(VDF-TrFE), un polymère piézoélectrique, ont été réalisées spécifiquement pour assurer la conversion optimale des sollicitations mécaniques (flexion/tension) en énergie électrique.

Une modélisation multiphysique qui intègre les comportements fluidiques, mécaniques et électriques, la réalisation et la caractérisation de deux générateurs HFD sont détaillées. Le premier prototype met en œuvre des membranes piézoélectriques monomorphes (monocouche) tandis que le deuxième exploite des membranes piézoélectriques bimorphes (double couche) optimisées. Les puissances générées apparaissent suffisantes pour envisager l'alimentation de capteurs et leurs géométries permettent d'imaginer des scénarios potentiels d'intégration dans des applications réalistes.

Mots-clés : Récupération d'énergie vibratoire, Membranes, Générateur piézoélectrique, Conversion d'énergie, Conception, Optimisation

Abstract

The implementation of wireless sensor nodes in industrial installations, transport or building is a potential route to increase the performances of these systems. By a proper supervision and exploitation of the collected information (temperature, vibratory level, humidity, etc.) the reliability and the energy performances can be increased. With the regular reduction of the power requirements for new generations of wireless sensors nodes, a strong scientific interest to develop autonomous power supply has raised. In this framework, a specific research topic appeared about ten years ago : ambient energy harvesting.

The present work investigates the performances of an original micro-generator architecture for vibration energy harvesting : the “Hybrid Fluid Diaphragm” (HFD). The concept of HFD consists in encapsulating an incompressible fluid between two flexible membranes. The fluid behaves as an inertial mass which leads to a resonant frequency suitable for ambient vibrations whose spectrum is usually lower than a few hundred Hertz. These membranes are made of P(VDF-TrFE), a piezoelectric polymer, and are designed to ensure the optimal conversion of the mechanical solicitations (flexion/stretch) into electrical energy.

A multiphysic modeling which integrates the fluid, the mechanical and the electric coupled behaviors is proposed. The realization and the characterization of two HFD's generators are detailed. A first prototype implements single layer piezoelectric membranes, whereas a second one uses optimized double layer membranes. The generated power appears to be sufficient to consider the power supply of wireless sensor nodes operating in intermittent transmitting mode. The very simple geometry of the proposed generators is favorable to their integration in realistic applications.

Keywords : Vibration energy harvesting, Diaphragm, Piezoelectric generator, Energy conversion, Conception, Optimization