HAL
open science

Conception de dispositifs piézoélectriques de récupération d'énergie utilisant des structures multidirectionnelles et nanostructurés

H.D. Mousselmal

To cite this version:

H.D. Mousselmal. Conception de dispositifs piézoélectriques de récupération d'énergie utilisant des structures multidirectionnelles et nanostructurés. Sciences de l'ingénieur [physics]. INSA Lyon, 2014. Français. NNT : . tel-01768921

HAL Id: tel-01768921

https://hal.science/tel-01768921v1

Submitted on 17 Apr 2018

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.

N° d'ordre 2014ISAL0124 Année 2014

Thèse

Présentée devant

L'institut national des sciences appliquées de Lyon

Pour obtenir

Le grade de docteur

Par

Hadj Daoud MOUSSELMAL

École doctorale : Electronique Electrotechnique, Automatique de Lyon

Formation doctorale : Micro et nanotechnologie

Titre :

Conception de dispositifs piézoélectriques de récupération d'énergie utilisant des structures multidirectionnelles et nanostructurés.

Le 05 décembre 2014

Membres du Jury :

M. Skandar BASROUR	Professeur à l'Université Joseph Fourier, Grenoble	Rapporteur
M. Jean-François ROUCHON	Professeur à ENSEEIHT, INP Toulouse	Rapporteur
M. Lionel PETIT	Professeur à l INSA de Lyon	Directeur de thèse
M. Boudjemaa REMAKI	Maitre de conférences HDR à université Lyon 1	Co-directeur de thèse
M. Pierre-Jean COTTINET	Maitre de conférence à l'INSA de Lyon	Membre
M. Bertrand DUBUS	Directeur de Recherche CNRS à L'IEMN	Membre

Laboratoires de recherche :
Laboratoire de Génie Electrique et Ferroélectricité (LGEF), INSA de Lyon
Institut des Nanotechnologies de Lyon (INL), INSA de Lyon

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

SIGLE	ECOLE DOCTORALE	NOM ET COORDONNEES DU RESPONSABLE
CHIMIE	CHIMIE DE LYON http://www.edchimie-lyon.fr Sec : Renée EL MELHEM Bat Blaise Pascal 3e étage 04 72 43 80 46 Insa : R. GOURDON	M. Jean Marc LANCELIN Université de Lyon – Collège Doctoral Bât ESCPE 43 bd du 11 novembre 1918 69622 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72.43 13 95 directeur@edchimie-lyon.fr
E.E.A.	ELECTRONIQUE, ELECTROTECHNIQUE, AUTOMATIQUE http://edeea.ec-lyon.fr Sec : M.C. HAVGOUDOUKIAN eea@ec-lyon.fr	M. Gérard SCORLETTI Ecole Centrale de Lyon 36 avenue Guy de Collongue 69134 ECULLY Tél : 04.72.18 60.97 Fax : 04 78 43 37 17 Gerard.scorletti@ec-lyon.fr
E2M2	EVOLUTION, ECOSYSTEME, MICROBIOLOGIE, MODELISATION http://e2m2.universite-lyon.fr Sec : Safia AIT CHALAL Bat Darwin - UCB Lyon 1 04.72.43.28.91 Insa : H. CHARLES	Mme Gudrun BORNETTE CNRS UMR 5023 LEHNA Université Claude Bernard Lyon 1 Bât Forel 43 bd du 11 novembre 1918 69622 VILLEURBANNE Cedex Tél : 06.07.53.89.13 e2m2@ univ-lyon1.fr
EDISS	INTERDISCIPLINAIRE SCIENCES-SANTE http://www.ediss-lyon.fr Sec : Safia AIT CHALAL Hôpital Louis Pradel - Bron 04 72 68 49 09 Insa : M. LAGARDE Safia.ait-chalal@univ-lyon1.fr	Mme Emmanuelle CANET-SOULAS INSERM U1060, CarMeN lab, Univ. Lyon 1 Bâtiment IMBL 11 avenue Jean Capelle INSA de Lyon 696621 Villeurbanne Tél : 04.72.68.49.09 Fax : 04 72 68 49 16 Emmanuelle.canet@univ-lyon1.fr
INFOMATHS	INFORMATIQUE ET MATHEMATIQUES http://infomaths.univ-lyon1.fr Sec :Renée EL MELHEM Bat Blaise Pascal 3e étage infomaths@univ-lyon1.fr	Mme Sylvie CALABRETTO LIRIS – INSA de Lyon Bat Blaise Pascal 7 avenue Jean Capelle 69622 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72. 43. 80. 46 Fax 04 72 43 16 87 Sylvie.calabretto@insa-lyon.fr
MATERIAUX	MATERIAUX DE LYON http://ed34.universite-lyon.fr	M. Jean-Yves BUFFIERE INSA de Lyon

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

	Sec : M. LABOUNE PM : 71.70 –Fax : 87.12 Bat. Saint Exupéry Ed.materiaux@insa-lyon.fr	MATEIS Bâtiment Saint Exupéry 7 avenue Jean Capelle 69621 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72.43 83 18 Fax 04 72 43 85 28 Jean-yves.buffiere@insa-lyon.fr
MEGA	**MECANIQUE, ENERGETIQUE, GENIE CIVIL, ACOUSTIQUE** **http://mega.universite-lyon.fr** Sec : M. LABOUNE PM : 71.70 –Fax : 87.12 Bat. Saint Exupéry mega@insa-lyon.fr	M. Philippe BOISSE INSA de Lyon Laboratoire LAMCOS Bâtiment Jacquard 25 bis avenue Jean Capelle 69621 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72 .43.71.70 Fax : 04 72 43 72 37 Philippe.boisse@insa-lyon.fr
ScSo	**ScSo*** **http://recherche.univ-lyon2.fr/scso/** Sec : Viviane POLSINELLI Brigitte DUBOIS Insa : J.Y. TOUSSAINT	Mme Isabelle VON BUELTZINGLOEWEN Université Lyon 2 86 rue Pasteur 69365 LYON Cedex 07 Tél : 04.78.77.23.86 Fax : 04.37.28.04.48 viviane.polsinelli@univ-lyon2.fr

*ScSo : Histoire, Géographie, Aménagement, Urbanisme, Archéologie, Science politique, Sociologie, Anthropologie

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Résumé

Ces travaux de thèse portent sur le développement de nouveaux systèmes piézoélectriques récupérateurs d'énergie à partir de vibrations mécaniques environnementales. L'objectif recherché est d'apporter des solutions à certaines contraintes fortes liées à la miniaturisation de ces systèmes, en vue de leur intégration en technologie MEMS.

Les 2 axes majeurs suivis lors de ces travaux sont :

(i) la nanostructuration par porosification du substrat silicium.

Ce procédé permet de créer des zones fonctionnalisées possédant des propriétés locales de masse volumique et de rigidité plus faibles que celles du substrat silicium. Ceci permet d'une part d'améliorer le coefficient de couplage électromécanique global de la structure et, d'autre part, de maintenir la fréquence de résonance du mode fonctionnel dans une gamme fréquentielle basse (< 1KHz) compatible avec le spectre de nombreuses sources vibratoires usuelles.

Une série de modélisation par éléments finis d'un convertisseur type (poutre avec masse sismique) a établi les paramètres dimensionnels optimaux de la zone nanostructurée. L'efficacité de ce procédé de nanostructuration localisée a ensuite été évaluée expérimentalement sur des membranes en silicium. Il a été observé une réduction de la fréquence de résonance du mode fondamental, tout en minimisant les pertes par un choix judicieux de l'emplacement et de la largeur de la zone poreuse.

(ii) Le développement de dispositifs récupérateurs à sensibilité multidirectionnelle.

Ces dispositifs permettent de récupérer l'énergie quel que soit la direction de la sollicitation externe. Ils exploitent 3 modes propres distincts de flexion sollicités chacun par une composante particulière (ax, ay ou az) du vecteur accélération caractéristique de la sollicitation. Ces dispositifs basés sur une structure planaire de type double poutres orthogonales avec masse sismique centrale sont facilement intégrables et peuvent être déclinés de l'échelle centimétrique à l'échelle millimétrique en utilisant dans ce cas les technologies de type MEMS.

Un modèle analytique simple a d'abord mis à jour les mécanismes énergétiques qui permettent d'obtenir une quantité d'énergie constante lorsque le dispositif est soumis à un vecteur sollicitation de direction quelconque.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

L'optimisation du coefficient de couplage électromécanique de chaque mode fonctionnel, ainsi que l'ajustement de leur fréquence de résonance ont été obtenu à l'aide d'un modèle à éléments finis. L'ensemble de ces résultats théoriques a été expérimentalement validé à l'aide de prototypes centimétriques.

Au final, ces travaux prospectifs ouvrent diverses perspectives pour le développement de dispositifs de récupération d'énergie.

La nanostructuration par porosification apporte une solution à l'adaptation de couches minces piézoélectriques sur substrat silicium tout en préservant un coefficient de couplage élevé et une basse fréquence de résonance.

Les dispositifs multidirectionnels élargissent le champ d'application des récupérateurs d'énergie en les rendant indépendants des caractéristiques de la source mécanique.

En combinant ces deux approches, il devient alors envisageable de développer des dispositifs MEMS de récupération d'énergie réellement exploitables car facilement adaptables aux gisements vibratoires communément utilités.

MOTS-CLES : récupération d'énergie, conversion piézoélectrique, silicium poreux, sensibilité multidirectionnelle, couplage multi physique, MEMS, caractérisation.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Table des matières

1. INTRODUCTION GÉNÉRALE 1

1. CHAPITRE 1. RÉCUPÉRATION D'ÉNERGIE SUR SOURCES MÉCANIQUES : ÉTAT DE L'ART ET CONCEPT GÉNÉRAL 4

1 SYSTÈMES AUTOALIMENTÉS PAR RÉCUPÉRATION D'ÉNERGIE MÉCANIQUE 4
1.1 Introduction 4
1.2 Récupération d'énergie mécanique 5
2 SOURCES D'ÉNERGIE MÉCANIQUE : RÉGIMES ET CARACTÉRISTIQUES 8
2.1 Régimes de récupération d'énergie mécanique 9
2.2 Spectre des sources d'énergie mécanique 13
2.3 Directions spatiales des sources de vibrations 14
3 TRANSDUCTEURS DE RÉCUPÉRATION D'ÉNERGIE MÉCANIQUE VIBRATOIRE 15
3.1 Transducteur électrostatique 15
3.2 Transducteur électromagnétique 18
3.3 Transducteur piézoélectrique 19
4 TECHNIQUES D'ADAPTATION SPECTRALE 22
4.1 Réglage par dimensions de la structure 23
4.2 Réglage par centre de gravité de la masse d'inertie 23
4.3 Réglage par raideur de la structure 24
4.4 Réglage par charge électrique 26
4.5 Récupérateurs d'énergies vibratoires à large bande 27
5 CONCLUSION 31

2. CHAPITRE 2 : ELÉMENTS DE CONCEPTION DE MICROGÉNÉRATEURS PIÉZOELECTRIQUES 32

1 INTRODUCTION 32
2 MATÉRIAUX PIÉZOÉLECTRIQUES POUR LA RÉCUPÉRATION D'ÉNERGIE 32
i. Les céramiques massives 33
ii. Les monocristaux ferroélectriques 33
3 STRUCTURE BASIQUE DE MICROGÉNÉRATEUR PIÉZOÉLECTRIQUE DE TYPE MEMS. 34
3.1 Principe et définition. 34
3.2 Evaluation de la puissance électrique extraite et rendement de la structure sismique 36
4 PARAMÈTRES DÉTERMINANTS POUR L'OPTIMISATION DE LA RÉCUPÉRATION D'ÉNERGIE 45
4.1 Modélisation par éléments finis pour l'analyse de la structure de récupération. 45
4.2 Modes de résonance de la structure. 47
4.3 Coefficient de couplage. 48
4.4 Facteur de qualité Q. 50
5 CONCLUSION 55

3. CHAPITRE 3 : NANOSTRUCTURATION DE SILICIUM POUR LA RÉCUPÉRATION DE L'ÉNERGIE EN BASSE FRÉQUENCE 56

1 INTRODUCTION 56
2 LE SILICIUM POREUX 56
2.1 Historique 56
2.2 Propriétés structurelles du SiP 57
2.3 Techniques d'élaboration de SiP 61
2.4 Propriétés mécaniques du silicium méso-poreux 71
3 APPLICATION AUX MEMS RÉCUPÉRATEURS D'ÉNERGIE 71
3.1 Structure du micro générateur sans silicium poreux 72
3.2 Influence de silicium poreux sur les performances 74
3.3 Mise en œuvre expérimentale 76
3.6 Caractérisation des échantillons 82
3.7 Résultats expérimentaux 83
4 CONCLUSION 85

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

4. CHAPITRE 4 : RÉCUPÉRATION D'ÉNERGIE À SENSIBILITÉ MULTIDIRECTIONNELLE 86

1 INTRODUCTION 86
2 PRINCIPE GÉNÉRIQUE ET CADRE DE L'ÉTUDE DE LA STRUCTURE TRIAXIALE 87
2.1 De l'accéléromètre au récupérateur d'énergie 87
2.2 Structure d'étude et hypothèses préliminaires 89
2.3 Démarche adoptée pour l'étude de la structure triaxiale. 92
3. LA STRUCTURE BIAXIALE 96
3.1. Principe fondamental. 96
3.2 Analyse fréquentielle. 104
3.3 Dimensionnement et optimisation de la structure biaxiale 108
4 VALIDATION EXPÉRIMENTALE DE LA STRUCTURE BIAXIALE 123
4.1 Prototype et protocole de mesures 123
4.1.1 Caractérisation à bas niveau d'excitation 126
5 VERS LA STRUCTURE 3D 132
5.1 Modèle simplifié 132
5.2 Simulations par modèle à éléments finis 134
5.3. Validation préliminaire expérimentale. 138
6 CONCLUSION ET PERSPECTIVES 141

2. CONCLUSION GÉNÉRALE 144

3. RÉFÉRENCE BIBLIOGRAPHIQUES 146

4. LISTE DES FIGURES 155

5. LISTE DES TABLEAUX 161

6. ANNEXES 1 162

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

INTRODUCTION GÉNÉRALE

La réduction continue de la taille et de la consommation d'énergie des composants électroniques et des microsystèmes (capteurs, actionneurs) a permis le développement de dispositifs autoalimentés à partir de l'énergie ambiante environnementale (solaire, vent, vibration, etc…). Les avantages de ces systèmes autonomes sont multiples : fiabilité, portabilité (systèmes embarqués) et possibilité d'installation dans des endroits auparavant inaccessibles, en s'affranchissant ainsi des liaisons filaires ou du changement/ chargement de pile/batterie. Les applications sont d'importance stratégique : équipements électroniques sans fil et autonomes, dispositifs médicaux portés ou implantés.

L'environnement recèle de nombreuses sources exploitables: rayonnement solaire, échanges thermiques, déplacements d'air, mouvements aquatiques tels que les marées et vibration mécaniques. Cette dernière source produite par l'activité du corps humain, les machines présentes dans l'automobile, l'aéronautique ou le bâtiment, est majeure et incontournable pour l'auto alimentation, notamment des capteurs et micro actionneurs qui les équipent.

C'est donc cette dernière source qui est visée dans le cadre de ce travail. Nous en proposons l'exploitation par des micros générateurs électriques à base de transducteurs piézoélectriques en régime de résonance qui intéressent les nombreux secteurs économiques précédemment évoqués. Nous avons, par ailleurs, choisi la technologie MEMS sur silicium pour ses avantages irremplaçables en termes de possibilité de récupération très localisée et d'intégration des fonctions électroniques d'exploitation.
Cette thèse s'inscrit dans le cadre du projet µSEEMPE financé par la région Rhône-Alpes et s'insère dans les travaux de recherche menés au laboratoire LGEF sur les techniques de conversion par matériaux électro-actifs et ainsi que ceux de l'INL portant sur les technologies MEMS.

Les problèmes posés et étudiés dans ce travail concernent pour l'essentiel :

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

i) l'effet de la miniaturisation qui induit une fréquence de résonance du micro générateur plus élevée que les fréquences de vibration des principales sources d'énergies sollicitées. Il est donc nécessaire de contrebalancer cet effet de miniaturisation en modifiant les propriétés mécaniques du corps d'épreuve (géométrie, matériaux).

ii) Le caractère multidirectionnel des vibrations fournies par de nombreuses sources pour lesquelles la récupération à l'aide d'un dispositif unidirectionnel simple est inadaptée. Il s'agit donc là aussi de pallier à cette faiblesse par une architecture du corps d'épreuve spécifique, présentant une sensibilité multidirectionnelle.

Pour répondre à l'effet de miniaturisation, nous avons exploité les propriétés morphologiques du silicium poreux pour développer des structures mécaniques résonnantes en basse fréquence. Pour cela, nous avons incorporé des zones poreuses nanostructurées dans un corps d'épreuve en silicium massif avec une géométrie et une localisation judicieuses permettant de réduire la rigidité sans dégradation du facteur de qualité.

Pour obtenir une sensibilité multidirectionnelle, nous avons utilisé une structure composée de deux poutres encastrées et croisées avec une masse sismique centrale. La géométrie a été ajustée pour optimiser la sensibilité multiaxiale en régime de résonance.

Le travail effectué et les principaux résultats sont présentés dans ce mémoire à travers quatre chapitres.

Le premier chapitre présente l'état de l'Art sur les dispositifs de récupération d'énergie mécanique en passant en revue les différents modes de conversion et régimes de fonctionnement. Cela nous a permis de mettre en lumière les problèmes posés, les solutions déjà apportées à certains d'entre eux et de focaliser sur la problématique traitée dans cette thèse.

Le deuxième chapitre est consacré à la présentation des micros générateurs piézoélectriques, avec un rappel des bases théoriques et une description détaillée de la structure du récupérateur, l'objectif étant de comprendre, de modéliser et de caractériser les phénomènes de couplage électromécanique présents dans les matériaux et la microstructure déformable afin d'identifier les paramètres clés pour l'optimisation de la conversion

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Le troisième chapitre traite de l'adaptation spectrale entre la source et le micro générateur en utilisant la nano porosification localisée d'une structure vibrante en silicium. Après avoir étudié et pris en main cette technologie, nous avons développé un modèle numérique par éléments finis qui nous a permis de tester différentes architectures de corps d'épreuve nanostructuré et de déterminer les géométries optimales pour la récupération d'énergie. Enfin, une validation expérimentale a été menée avec succès en utilisant des récupérateurs fabriqués en salle blanche et testés à l'aide d'un banc de mesure par vibrométrie laser.

Le quatrième chapitre aborde le problème de la sensibilité multidirectionnelle des micros générateurs piézoélectriques. Après avoir présenté le principe d'une structure triaxiale, il est montré que celle-ci peut être considérée comme l'assemblage orthogonal de 2 structures unitaires biaxiales.

L'étude, le dimensionnement et l'optimisation de cette structure unitaire sont entrepris à l'aide d'une modélisation analytique puis numérique. Un prototype expérimental élaboré au LGEF a permis de valider l'ensemble de notre démarche. Les résultats théoriques et expérimentaux obtenus sont finalement mis à profit pour le développement d'une structure triaxiale.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

CHAPITRE 1. RÉCUPÉRATION D'ÉNERGIE SUR SOURCES MÉCANIQUES : ÉTAT DE L'ART ET CONCEPT GÉNÉRAL

1 Systèmes autoalimentés par récupération d'énergie mécanique

1.1 Introduction

Les performances des dispositifs électroniques de contrôle et de supervision disséminés dans notre espace domestique, industriel et médical ont été accélérées par les progrès de la miniaturisation et de l'autonomie énergétique assurée par le développement des systèmes de récupération d'énergie environnementale. Les systèmes autoalimentés possèdent un mécanisme inhérent d'extraction d'énergie de l'environnement ambiant pour leur fonctionnement dont leur principe est d'utiliser un micro générateur qui peut convertir l'énergie d'une source ambiante en énergie électrique. Comme le montre la *figure 1.1* les principales fonctions de ce dispositif incluent la conversion, la gestion et le stockage de l'énergie. L'intérêt grandissant pour les microsystèmes récupérateurs d'énergie est favorisée par le développement de technologies connexes telles que MEMS, WSN, VLSI et CMOS.

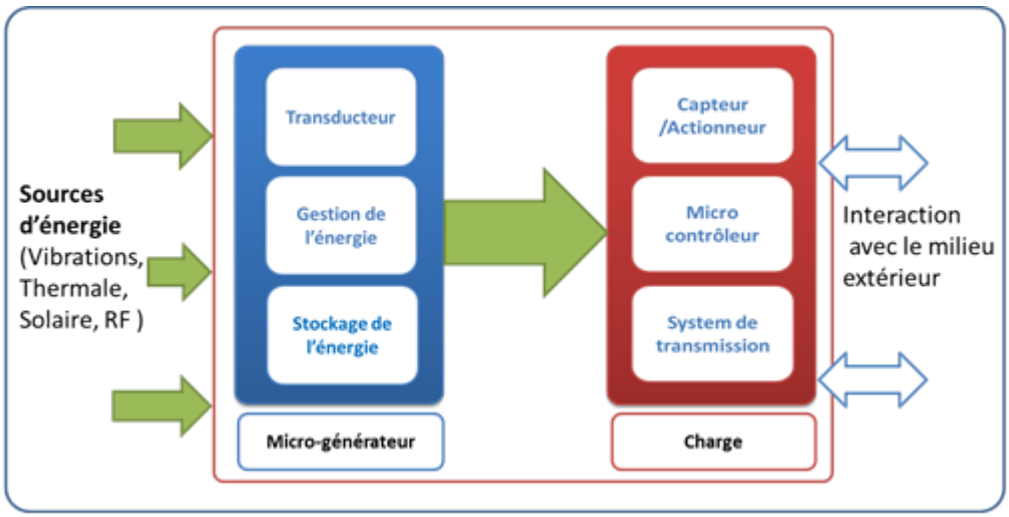


Figure 1.1 : Architecture d'un microsystème autoalimenté

La conception VLSI et les techniques de fabrication CMOS ont diminué considérablement les besoins en énergie des dispositifs électroniques les couramment

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

utilisés (*figure 1.2*) ouvrant ainsi la possibilité de les alimenter en récupérant l'énergie ambiante, en éliminant en conséquence le besoin de batteries ou en augmentant leurs durées de vie [1] . De plus, la technologie WSN (*Wireless Sensor Network)* qui consiste en un grand nombre de nœuds de capteurs capables de communiquer sans fil, rend possible leur implantation dans des emplacements isolés ou difficiles d'accès à condition d'être alimentés in situ par récupération d'énergie.

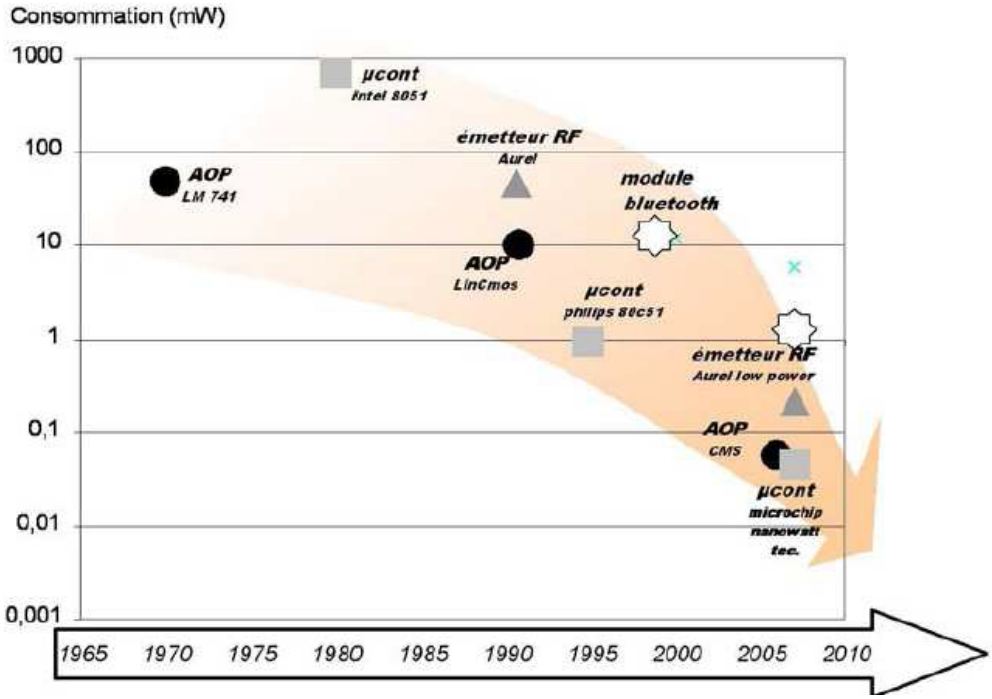


Figure 1.2 : Evolution de la consommation d'énergie de quelques micros et nano systèmes (d'après Interfaçages des capteurs, cours INSA Lyon, Lionel PETIT).

En environnement hostile (température élevée, taux d'humidité élevé, corrosion…) les capteurs ont également besoin d'une protection isolante ou étanche. Typiquement, les contacts électriques câblés sont un point faible et doivent être évités. Ceci limite l'accessibilité des capteurs aux sources d'énergie externes. Les sources d'énergie intégrées comme les batteries posent le problème du coût, de l'encombrement et de la maintenance. C'est pourquoi le recours à une source d'énergie « locale » sans entretien et à longue durée de vie est vital pour ces applications.

1.2 Récupération d'énergie mécanique

L'idée d'utiliser la récupération d'énergie pour faire fonctionner les microsystèmes date de 1969 [2], quand Ko breveta l'utilisation une poutre piézoélectrique vibrante pour alimenter les prothèses biomédicales. Cette idée a été remise au goût du jour par

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Shearwood et al [3] qui développa en premier un prototype électromagnétique de grandes dimensions, en se basant sur les fondements théoriques dans la littérature scientifique. Les efforts sur la récupération d'énergie des vibrations étaient largement concentrés dans un premier temps sur l'énergie dégagée par déambulation humaine [4], [5] (l'impact du talon, le mouvement de la hanche, et les autres activités en rapport avec la marche). Dans ce contexte Starner et Paradiso [6] ont décrit différentes sources d'origine humaine utiles pour récupérer de l'énergie comme la chaleur du corps, la respiration, la pression sanguine, la marche, etc… Cette source d'énergie a généré un immense intérêt essentiellement à cause de sa capacité à faire fonctionner des organes artificiels et des appareils électroniques portables par l'homme. Par conséquent, des appareils montés sur des chaussures ont été développés et testés pour récupérer cette énergie et la stocker sous forme électrique. Kymissis et al. [7] et Shenck et Paradiso [8] ont conçu deux appareils piézoélectriques novateurs pour exploiter l'énergie intégrée dans une chaussure (*figure 1.3*) qui produisent une puissance moyenne de 10 mW sur chaque semelle. De même les mouvements d'articulation générés dans les genoux pendant la marche ou la course ont été exploités pour la récupération d'énergie par différents auteurs parmi lesquels C.Jean-Mistral [9] et S.R. Platt [10].

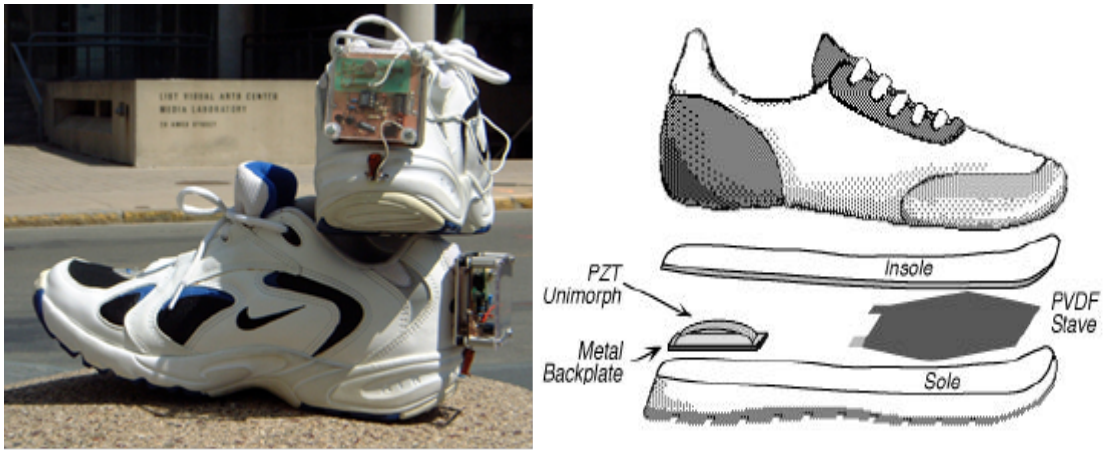


Figure 1.3 : Système de récupération d'énergie à moyenne échelles issue de la marche humaine [7]

Récemment, des recherches importantes ont été menées sur la récupération d'énergie vibrationnelle pour différentes applications (aéronautique, génie civil, médicale, domotique etc) [11]–[16]. Bien que la majorité des efforts aient été effectués dans le

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

domaine de la récupération d'énergie à moyenne échelle, l'attention portée à la micro échelle gagne du terrain.

Les approches sur la récupération d'énergie à moyenne échelle incluent les générateurs rotatifs (Lakic 1989) [17], électromagnétiques à bobine mobile (Amirtharajah 1998) [18] et un élastomère diélectrique avec des électrodes conformes (Pelrine 2001) [19]. De simples cantilevers piézoélectriques à moyenne échelle (Otman et al. 2002) [20] et (Goldfarb et Jones 1999) [21] ont été étudiés pour la récupération d'énergie mais ils n'ont pas été concluants en termes d'autonomie et d'auto-alimentation. Toujours en moyenne échelle, la récupération d'énergie mécanique de l'écoulement de fluides a été testée par, Taylor et al. (2001) [22] qui ont conçu une structure « anguille » qui mesurait environ 1m de long et utilisait un polymère piézoélectrique pour convertir le débit du fluide et la tension provenant du vortex pour générer de l'électricité. Par ailleurs, Allen et Smith (2001) [23] ont étudié la possibilité d'utiliser une membrane piézoélectrique dans le sillage d'un corps non profilé, pour créer des oscillations dans la structure générant une tension. La génération d'énergie à partir des vagues océaniques a également été étudiée en impliquant des générateurs piézoélectriques de grandes dimensions Smalser (1997) [24]. Le résultat indique clairement que la récupération d'énergie provenant de l'énergie mécanique est un domaine prometteur en termes d'efficacité et de diversité d'applications.

Des techniques spécifiques (SSHI) de traitement de la tension générée par les éléments piézoélectriques ont été proposées par Lefeuvre et al [25] dans le but d'augmenter la quantité d'énergie extraite. Un gain de 10 peut ainsi être obtenu à l'aide de ces techniques. Elles ont notamment été appliquées aux développement des capteurs autoalimentés pour le contrôle de santé de structures composites [26].

Enfin, la récupération d'énergie mécanique à micro-échelle est aussi un axe majeur de recherche soutenu par de nombreuses applications telles que les systèmes embarqués ou les capteurs autonomes. Les technologies MEMS sont à cet égard déterminantes comme le montrent déjà de nombreux travaux parmi lesquels on peut citer ceux de Marzencki. [27] et al, Glynne-jones et al [28], G. Despesse et al [29] et R. Elfrink et al [30], où la surface des structures proposées n'excède pas le 1cm^2, comme indiqué la *figure 1.4* :

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

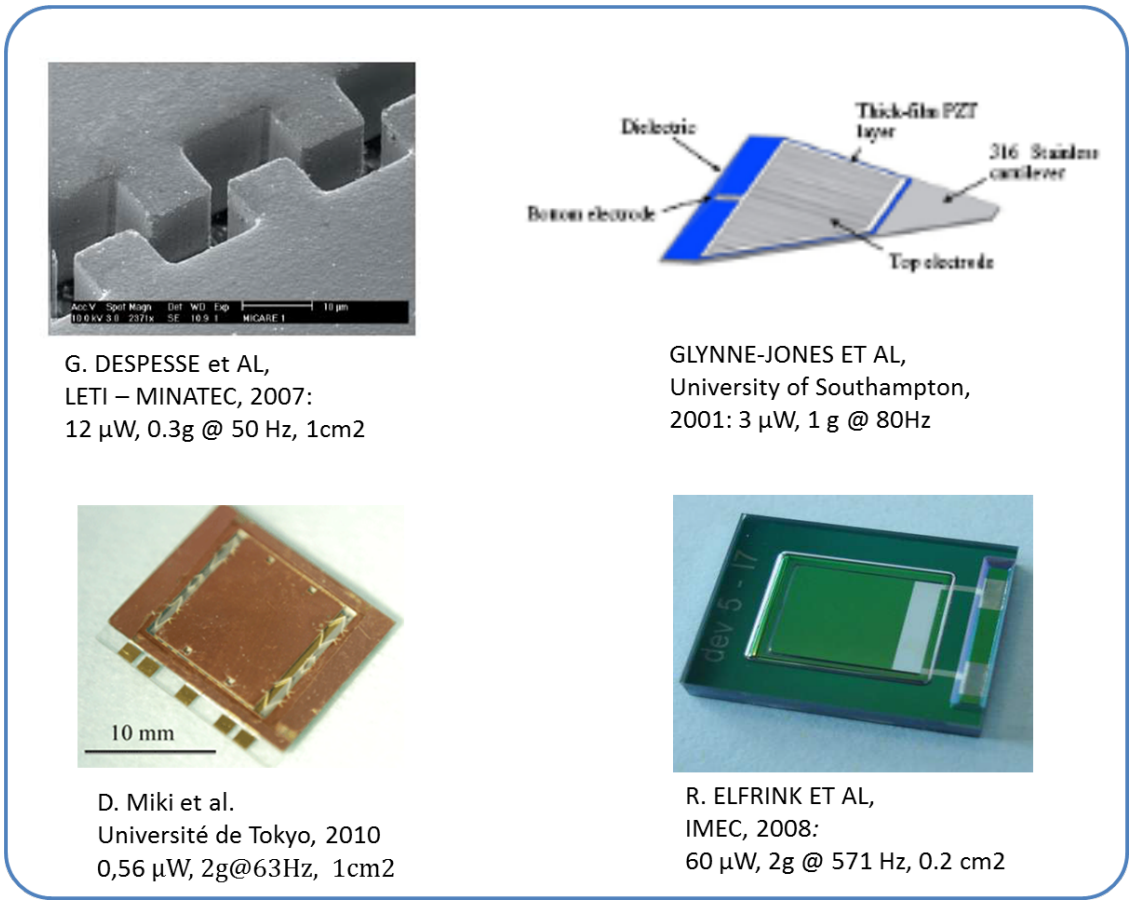


Figure 1.4 : Structures des micro-générateurs réalisées en technologie MEMS [26-29]

2 Sources d'énergie mécanique : Régimes et caractéristiques

L'avantage majeur de la source d'énergie mécanique est sa disponibilité quasi permanente dans l'environnement sous forme de vibrations dans les structures comme les bâtiments, les ponts, les équipements industriels, les véhicules de transport ou sous forme de déplacements comme les mouvements du corps humain, le vent, les courants marins, ces sources sont caractérisées par leur bande spectrale, l'amplitude et la durée d'excitation et les directions spatiales des sollicitations. Les études théoriques et expérimentales issues de nombreux travaux de recherche montrent que la puissance qui peut être extraite des vibrations varie de 4 $\mu W/cm^3$ (mouvement humain) jusqu'à 800 $\mu W/cm^3$ [31],[15],[32]. L'énergie récupérée sous forme électrique a été quantifiée par des mesures expérimentales de l'accélération maximale et la fréquence des vibrations par Roundy [33] pour quelques sources usuelles. Les résultats sont résumés dans le *tableau 1.1*.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Source de vibration	Pic d'accélération (m/s^2)	Fréquence d'accélération (Hz)
Machine-outil à trois axes	10	70
Four à micro-ondes	2.25	121
Réfrigérateur	0.1	240
marche sur terrasse en bois	1.3	385
Sèche-linge	3.5	121
Moteur à combustion	12	50 à 200

Tableau 1.1 : Caractéristiques de quelques sources de vibration (d'après [32])

2.1 Régimes de récupération d'énergie mécanique

Les sources mécaniques typiques utilisées pour la récupération d'énergie incluent les phénomènes naturels (vent, flux de l'eau et vague océanique), les activités quotidiennes de l'homme (marche, touches du clavier) et les vibrations structurelles des appareils. Ces sources mécaniques peuvent être ensuite catégorisées en 3 familles : *quasi-statiques, harmoniques et impulsionnelles*. L'excitation mécanique quasi-statique se produit lorsque la fréquence d'excitation dominante est beaucoup plus faible que la fréquence de résonance fondamentale du dispositif de conversion d'énergie. Dans de telles conditions, la réponse dynamique du convertisseur est ignorée profit de son comportement statique.

Si l'excitation mécanique est harmonique de fréquence voisine à la fréquence de résonance du convertisseur d'énergie, le comportement du convertisseur est alors guidé par sa réponse dynamique associée à sa fonction de transfert. Si la fréquence de la sollicitation est très proche au égale à la fréquence de résonance du ou d'un mode fonctionnel du convertisseur, le régime est alors un régime en résonance. Un autre type d'excitation mécanique est l'excitation impulsionnelle. Elle correspond typiquement à des sollicitations de type « choc » ou « appui ».

2.1.1 Régime quasi-statique

Ce régime est communément associé à des sources basses et très basses fréquences. Au sens large, on considère un fonctionnement en régime quasi statique dès lors que la fréquence de la source est très inférieure à la fréquence de résonance fondamentale de structure faisant office de source ou du dispositif récupérateur.

Un cas typique du régime quasi-statique est par exemple les mouvements humains au sens large qui sont généralement plus lent que la fréquence de résonance des dispositifs de récupération d'énergie communément utilisés. Par exemple, la fréquence de la marche ou de la course à pied est souvent comprise entre 1 et 10 Hz, alors que les

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

bimorphes piézoélectriques ont une fréquence de résonance d'une centaine d'Hertz. En supposant alors que dans ce cas on recherche à récupérer la conversion sur la flexion des pieds. L'énergie mécanique fournie par les mouvements d'articulation des genoux est également un autre exemple de régime quasi-statique : les contraintes mécaniques générées sur le convertisseur lors de la marche prennent la forme d'une excitation quasi statique cyclique. La *figure 1.5* montre l'évolution de cette cinématique dans chaque cycle.

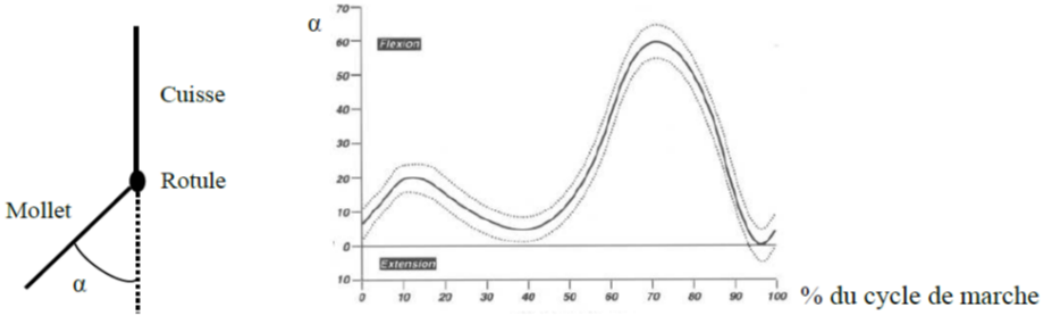


Figure 1.5 : Cinématique articulaire du genou lors de la marche [33]

La faisabilité de telles applications a été démontrée lorsque des signaux ON et OFF à faible distance sont transmis sans fil.

La récupération d'énergie en régime quasi-statique est également fréquente lorsqu'elle est liée à des phénomènes naturels. Par exemple, Taylor et Burn ont présenté une structure « *anguille* » [22] pour la captation d'énergie du courant de l'eau d'une rivière. Ils utilisent une longue bande de polymère piézoélectrique PVDF qui ondule sous les différences de pression créées par la force des tourbillons. En fonction de la vitesse du courant et de la taille de la structure la puissance produite à la sortie varie de quelques dizaines de mW à quelques W.

Les régimes quasi-statiques de récupération d'énergie sont aussi communs dans l'industrie. Theurer [34] a rapporté que l'énergie peut être extraite d'un différentiel de pression dans les moules d'injection pour alimenter des capteurs de pression sans fil.

Les dispositifs de récupération d'énergie en régime quasi-statique nécessitent souvent une structure d'adaptation d'impédance mécanique pour garantir une performance optimale.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

2.1.2 Régime harmonique

Une grande majorité de dispositifs de récupération d'énergie fonctionnent en régime harmonique. Il correspond au cas où l'on cherche à extraire de l'énergie sur les vibrations d'une structure.

On assimile communément ce régime au *régime résonnant*, dans le sens ou le dispositif récupérateur est utilisé sur un de ces modes propres afin de garantir une conversion énergétique maximale liée au phénomène de résonance.

Si la source est elle-même en régime harmonique, la fréquence de résonance du dispositif récupérateur doit être choisie comme très proche celle de la source.

Si la source est, au sens large, en régime périodique, la fréquence de résonance du dispositif récupérateur doit être incluse dans la bande fréquentielle la plus énergétique de la source.

Le spectre fréquentiel de la source vibratoire est donc une caractéristique fondamentale pour une conception optimale d'un convertisseur fonctionnant en régime harmonique résonnant. La *figure 1.6* montre un exemple de récupération à par une structure résonante.

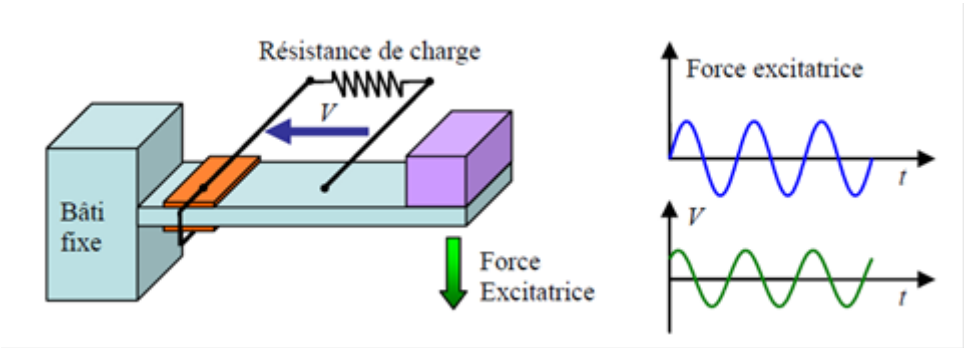


Figure 1.6: Système de récupération d'énergie en régime harmonique

2.1.3 Régime impulsionnel

Le dispositif récupérateur fonctionne en régime impulsionnel dès lors que la source mécanique est de type appui ou choc. Dans ce cas, le dispositif récupérateur peut avoir 2 types de réponses :

Statique : la grandeur électrique générée par le matériau actif a la même évolution temporelle que celle de la source (*figure 1.7.a*).

Résonante : la grandeur électrique générée par le matériau actif est de type pseudo harmonique (*figure1.7.b*).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Le type de réponse dépend d'une part de la largeur de l'impulsion et d'autre part des caractéristiques dynamiques (fréq. de résonance, coef. de surtension…) du dispositif récupérateur.

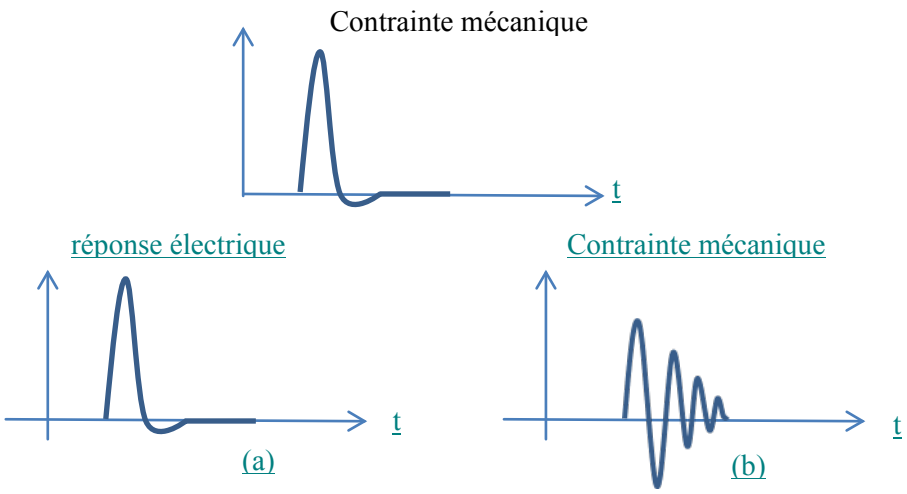
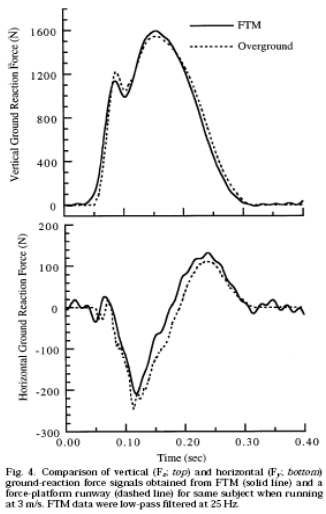
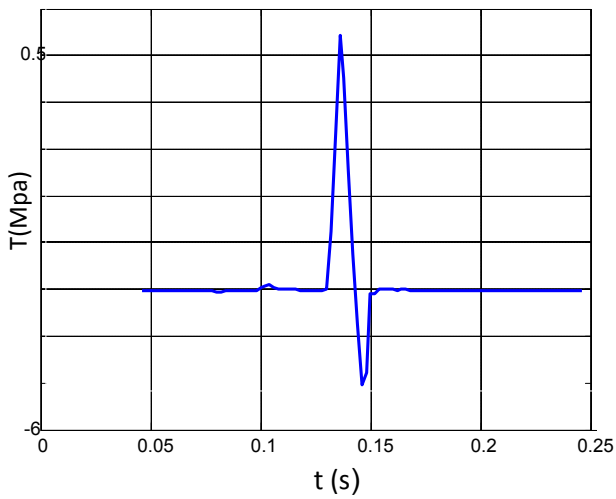


Figure 1.7: Sollicitation impulsionnelles : réponses statique (a) ou pseudo-périodique (b).

Les sources impulsionnelles pouvant être exploitées pour la récupération d'énergie sont nombreuses. On peut citer par exemple l'impact au sol lors de la marche ou encore le passage d'un véhicule (*figure1.8*).





Force de réaction sol-pied (TJ Roberts & al, 1998) [35]	Contrainte de contact générée par le passage d'un véhicule (mesure LGEF)

Figure 1.8: Profils de contraintes impulsionnelles

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

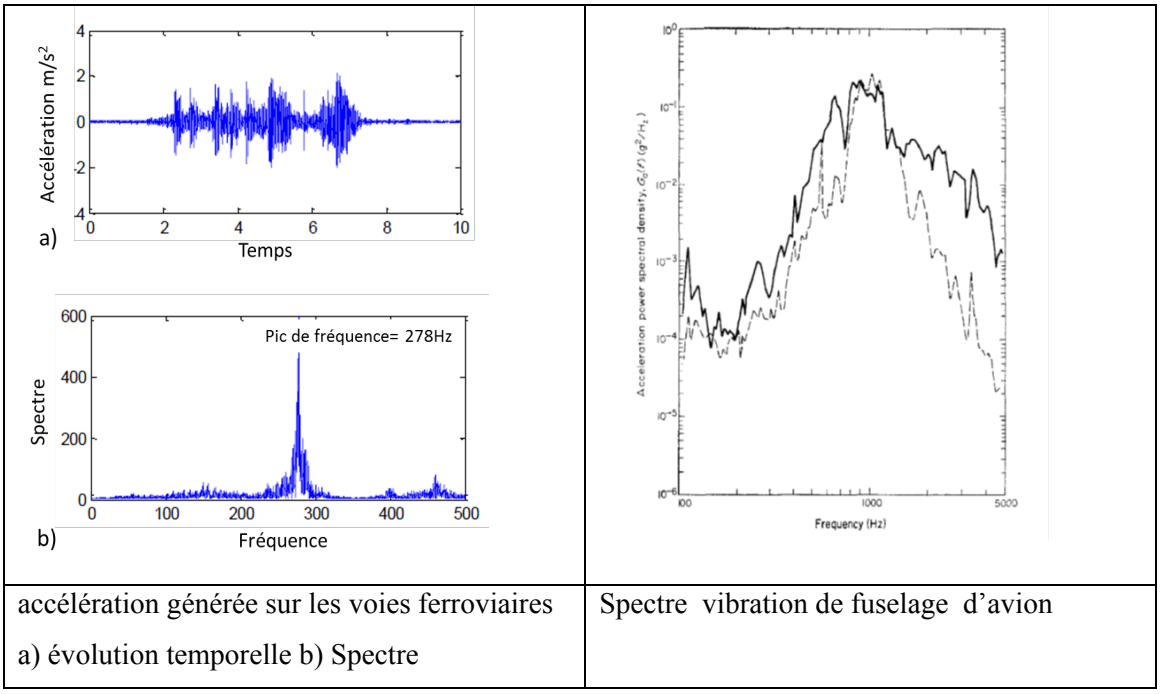
2.2 Spectre des sources d'énergie mécanique

Le spectre des gisements utilisés pour la récupération d'énergie vibratoire constitue une donnée fondamentale pour une conception et un dimensionnement optimal du système récupérateur. Ce spectre est communément donné sous la forme de la distribution fréquentielle de l'accélération du champ de vibration considéré. Les caractéristiques dynamiques du récupérateur (fréquence de résonance, bande passante…) doivent être adaptées à ce spectre afin de maximiser la conversion énergétique.

De nombreux travaux faisant état de caractérisations de sources vibratoires [36]–[39] ont montré que le spectre associé est très souvent situé dans *une gamme fréquentielle* généralement inférieur à 1 kHz.

Deux spectres typiques sont donnés *figure 1.9* à titre d'exemple et illustre parfaitement le fait que chaque gisement énergétique nécessite un système récupérateur adapté.

Le spectre des vibrations générées sur les voies ferroviaires lors du passage d'un train montre une résonance marquée centrée aux alentours de 290 Hz et nécessitera donc plutôt un dispositif faible bande passante centré sur cette fréquence. Dans le cas des vibrations du fuselage d'un avion, le spectre est centré vers une fréquence de l'ordre de 1 kHz mais avec une répartition fréquentielle plus large, ce qui nécessite plutôt dans ce cas un système récupérateur large bande.



accélération générée sur les voies ferroviaires a) évolution temporelle b) Spectre	Spectre vibration de fuselage d'avion

Figure 1.9: Spectres typiques de vibrations [40], [41]

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

2.3 Directions spatiales des sources de vibrations

Une autre caractéristique fondamentale de la source de vibration est sa *répartition spatiale* qui peut être alors défini par un vecteur d'accélération associé.

La source peut être de direction constante ou totalement arbitraire. Une fois encore, le système récupérateur associé à cette source devra être parfaitement adapté à cette contrainte géométrique.

A titre d'exemple, les vibrations générées par un véhicule en roulage (*figure 1.10*) montrent la présence de composantes d'accélérations dans les trois directions de l'espace (OX, OY, OZ).

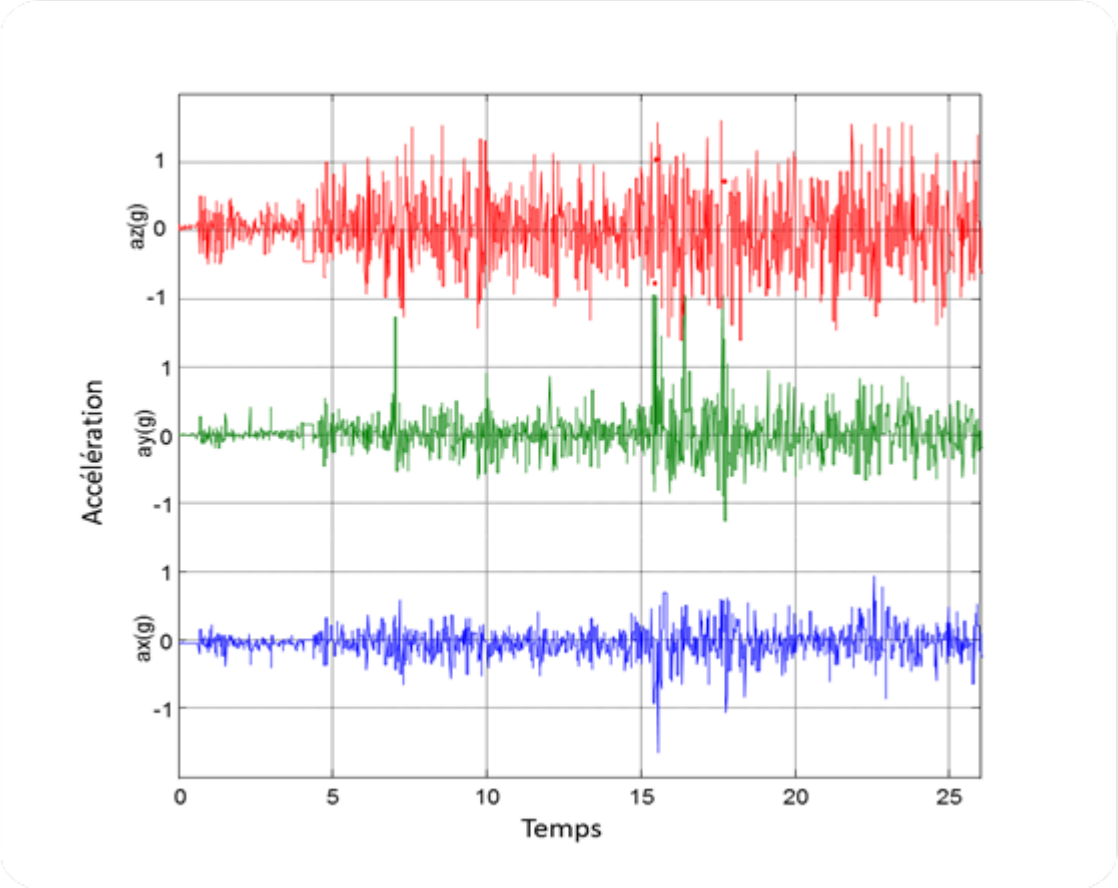


Figure 1.10: Etat vibratoire d'un véhicule en roulage en 1 point particulier de sa structure caractérisé par les 3 composantes d'accélération ax, ay et az. (Données LGEF)

Ce type de gisement vibratoire nécessite donc impérativement l'utilisation de récupérateurs multidirectionnels.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

3 Transducteurs de récupération d'énergie mécanique vibratoire

Le principe de la récupération d'énergie cinétique est basé sur *le déplacement d'une partie mobile*, ou la déformation mécanique d'une structure à l'intérieur de l'appareil de récupération d'énergie. Ce déplacement ou cette déformation peuvent être convertis en énergie électrique de trois façons différentes qui sont décrites ultérieurement : la conversion inductive, électrostatique et piézoélectrique.

Chacun de ces transducteurs peut transformer l'énergie cinétique en énergie électrique de deux façons différentes : inertielle ou non inertielle. Pour les convertisseurs non inertiels, un élément externe exerce une pression qui est transformée en énergie élastique, causant une déformation qui est convertie en énergie électrique dépendante des contraintes mécaniques et des dimensions géométriques. Les transducteurs inertiels (les plus prometteurs) ont pour base un système masse-ressort. Dans ce cas, la masse sismique vibre ou subit un déplacement dû à l'énergie cinétique exercée. L'énergie obtenue dépendra de cette masse, c'est pourquoi on parle de convertisseurs inertiels. Mitcheson et al [42] ont classé les convertisseurs inertiels en fonction de la force s'opposant au déplacement de la masse. Ces convertisseurs résonnent à une fréquence particulière et la plupart d'entre eux sont conçus pour résonner à la fréquence de la source de vibrations mécanique, puisqu'à cette fréquence (fréquence de résonance), l'énergie obtenue est maximale. Cependant, comme les convertisseurs sont miniaturisés pour pouvoir être intégrés sur des appareils microélectroniques, la fréquence de résonance est souvent plus élevée que les fréquences caractéristiques de la plupart de source d'énergies mécaniques. Les sections suivantes donnent une vue d'ensemble des générateurs inertiels inductif, électrostatique et piézoélectrique. D'autres effets transducteurs tels que l'électrostriction [43]–[45] ou la magnétostriction [46] sont aussi utilisés dans des études révélant parfois des potentialités prometteuses. Nous les citons à titre documentaire sans plus de détails pour ne pas alourdir cette partie du manuscrit.

3.1 Transducteur électrostatique

Les récupérateurs d'énergie électrostatique utilisent les vibrations pour changer entrefer qui sépare deux plaques conductrices formant un condensateur de capacité électrique C = Q/V qui fixe le rapport entre la charge électrique stockée Q et la tension V entre les électrodes. Ainsi, en plaçant une charge Q constante sur les plaques, l'énergie électrique

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

potentielle (tension V) stockée par la capacité augment avec la distance qui les sépare [47]–[49].

Il s'ensuit donc que si un condensateur est chargé par une source externe sous faible distance inter-électrodes et déchargé sous distance inter-électrodes plus élevée, l'énergie électrique récupérée à la décharge sera plus élevée que celle fournie pendant la charge.

C'est le principe de fonctionnement d'un récupérateur d'énergie à vibration électrostatique. Généralement, l'une des plaques du condensateur est mécaniquement fixée à la source vibratoire, et donc subit une accélération en phase avec cette source, pendant que l'autre plaque est reliée à une masse inertielle suspendue à un mécanisme à ressort pour que, grâce à l'inertie de la masse, cette seconde plaque bouge de manière déphasée avec la plaque fixée à la source des vibrations.

Comme les plaques bougent l'une par rapport à l'autre, l'énergie stockée dans le condensateur chargé initialement change, alimentant ainsi périodiquement le mécanisme en énergie électrique à partir d'énergie mécanique. Dans sa forme la plus simple, il peut être représenté par la figure 1.9.a, bien qu'en pratique, il y a différentes configurations de convertisseurs, comme le montre la *figure 1.11*. (b, c et d) .

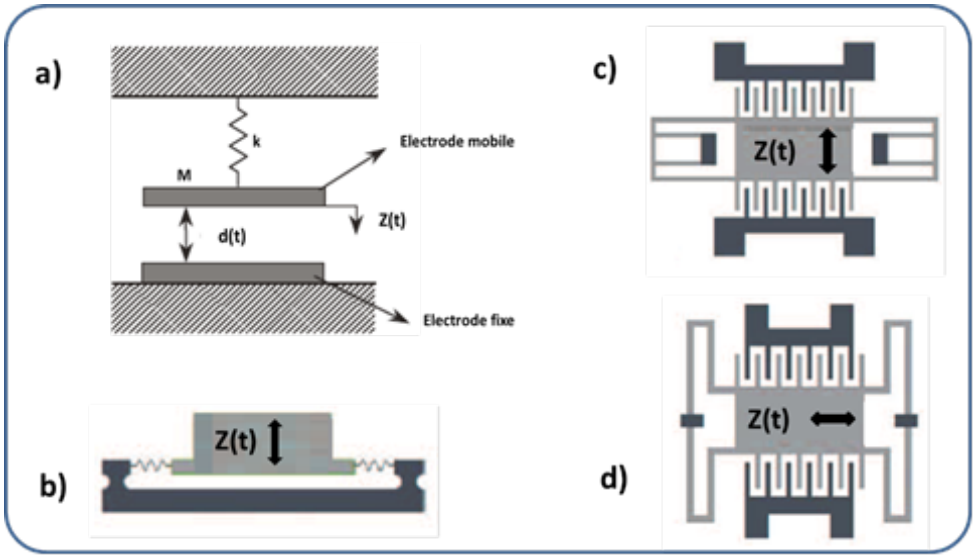


Figure 1.11: Conversion électrostatique : a) Schéma de principe, b) convertisseur en dehors du plan à entrefer variable c) convertisseur dans le plan à chevauchement variable, d) convertisseur dans le plan à entrefer variable [29]

Plusieurs problèmes ont besoin d'être surmontés lors de la mise en œuvre d'un récupérateur d'énergie à vibrations électrostatiques : tout d'abord, il a besoin d'une source de tension externe pour « préparer » (chargement initial) le condensateur.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Ensuite, il y a un réel problème mécanique pour maintenir deux électrodes qui bougent l'une par rapport à l'autre, à des distances proches, sans entrer en contact. Enfin, en fonction du mode utilisé (tension constante ou charge constante), l'extraction d'énergie doit être synchronisée à la vibration de manière précise. La *figure 1.12* et l'explication suivante illustrent ce dernier point pour un convertisseur électrostatique selon le mode « charge constante ».

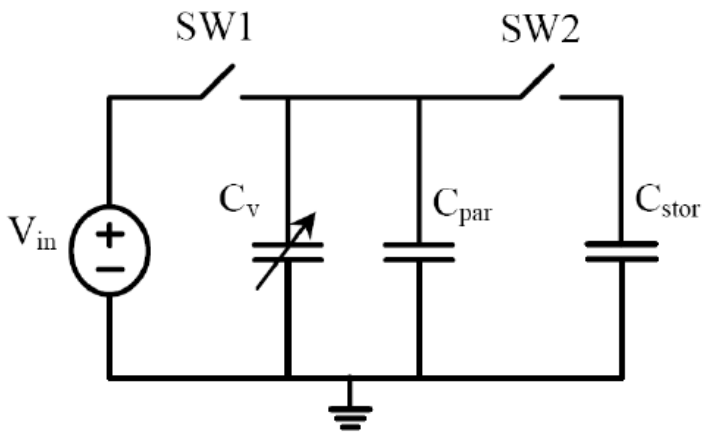


Figure 1.12: Schéma de constant de charge électrostatique du récupérateur

Voici l'opération : SW1 est fermé, et le condensateur variable « C_v » est chargé en « Vin » pendant que sa capacitance est à sa valeur maximale (c'est-à-dire à une distance minimale entre les plaques). Après cela, SW1 est ouvert, et grâce à un déplacement résultant de la vibration à l'entrée, les plaques du « C_v » s'éloignent de plus en plus jusqu'à ce que sa capacitance atteigne sa valeur minimale. La charge du condensateur durant cette opération reste constante, cela signifie que la tension aux bornes des plaques du condensateur augmente, indiquant une augmentation de l'énergie électrique stockée dans « C_v». Au moment où la capacitance de « C_v » atteint sa valeur minimale, SW2 est fermé et « C_{stor} » est chargé par « C_v » à partir d'une redistribution de charge, ainsi le courant peut circuler au travers de la résistance de charge externe « RL » et peut faire son travail. Le fait que ce processus requiert des interrupteurs qui sont synchronisés avec les vibrations signifie qu'un support de circuit relativement complexe est nécessaire, sous la forme de circuits de commande à détection et à commutation, ce qui pourrait être vu comme un inconvénient. D'un autre côté, la conversion électrostatique a différents avantages : le premier et le plus mentionné est la facilité avec laquelle les convertisseurs électrostatiques fabriqués avec les procédés MEMS

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

bénéficient des technologies d'intégration microélectronique silicium aujourd'hui très au point.

3.2 Transducteur électromagnétique

La conversion électromagnétique de l'énergie vibratoire en énergie électrique, exige la construction d'un assemblage qui facilite les mouvements relatifs entre un conducteur électrique et un champ magnétique, conformément à la loi de Faraday. Le conducteur est habituellement enroulé dans une bobine pour maximiser l'aire de conduction, qui est coupée par les lignes du flux magnétique. En pratique, les aimants (bobine fixe) ou la bobine (aimants fixes) font partie d'une masse sismique attachée à l'extrémité libre d'une poutre comme le montrent les exemples présentés sur les *figures 1.13 a* (aimant mobile) et *1.13 b* (bobine mobile) [50]–[53].

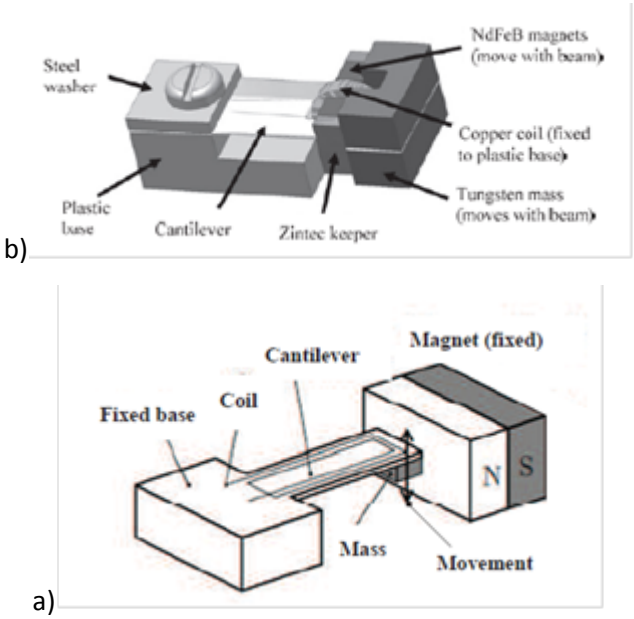


Figure 1.13: Conversion électromagnétique a) à aiment mobile b) à bobine mobile

Dans certains cas, le générateur ne prend pas la forme d'un cantilever, mais c'est l'interprétation la plus littérale d'un système classique masse-ressort-amortisseur. Comme pour tous les micro-appareils de récupération résonants, plus l'appareil est petit, plus il est difficile d'atteindre une faible fréquence de résonance, ce qui a une incidence importante sur la miniaturisation, puisque les fréquences trouvées typiquement dans l'environnement sont plutôt faibles (au-dessous 200 Hz d'environ) [39]. Dans les

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

travaux de Najafi [50], un essai a été effectué pour contourner le problème en implantant un appareil qui effectue une conversion mécanique.

En résumé, l'induction électromagnétique apporte l'avantage d'une fiabilité améliorée et d'un amortissement mécanique réduit puisqu'il n'y a pas de contact mécanique entre les différentes parties et il n'y a pas non plus besoin de séparer les sources de tension. Cependant, les équipements électromagnétiques sont volumineux et compliqués à intégrer à la technologie MEMS.

3.3 Transducteur piézoélectrique

Certains matériaux, qui peuvent soit exister à l'état naturel comme la canne à sucre, le quartz, le sel de Rochelle et l'os, soit être fabriqués par l'homme comme le titanate de baryum, le titanate de plomb et le niobate de lithium, sont piézoélectriques ; autrement dit, ils vont produire une charge électrique sous l'effet d'une contrainte mécanique ou inversement, se déformer en présence d'un champ électrique. Le premier effet est appelé effet piézoélectrique « direct » alors que le second est appelé effet piézoélectrique « inverse ». La *figure 1.14* illustre ces effets, où « P » indique la direction de polarisation du disque piézoélectrique, « F » indique une force exercée, et « E » indique l'application d'un champ électrique.

Les matériaux piézoélectriques possèdent la propriété de se polariser électriquement sous l'action d'une force mécanique (effet direct) et, réciproquement, de se déformer lorsqu'on leur applique un champ électrique (effet inverse). Ces caractéristiques particulières en font des matériaux de choix pour la réalisation d'actionneurs, de capteurs, de moteurs, de transducteurs ou de transformateurs. Cet ouvrage propose un exposé synthétique, clair et cohérent de l'ensemble des bases théoriques essentielles à la modélisation et la caractérisation de ces matériaux ainsi qu'à la compréhension du fonctionnement des éléments piézoélectriques et que des modes de vibration des éléments piézoélectriques. Les conditions d'établissement des divers modèles simplifiés ou complets sont décrites en détail et les limites de validité des modèles utilisés sont clairement établies. Des exemples pratiques illustrent le fonctionnement des divers types de capteurs, de transducteurs ou de moteurs piézoélectriques [54].

La base de l'effet direct piézoélectrique est la génération de dipôles électriques par déformation élastiques des mailles du matériau dont la structure atomique est dépourvue de centre de symétrie. La cohérence relative de ces dipôles induit une charge électrique macroscopique représentant l'effet de conversion mécano-électrique.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

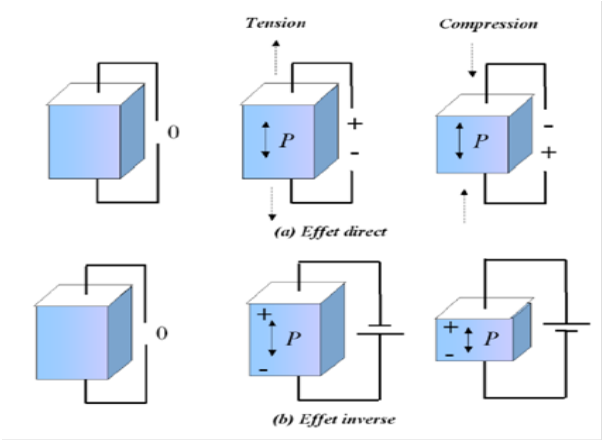


Figure 1.14 : Phénomène de la piézoélectricité a) effet direct b) effet inverse

Un convertisseur piézoélectrique est un composant de nature capacitive. Toutefois, contrairement aux dispositifs électrostatiques, aucune alimentation externe n'est nécessaire pour accomplir la conversion d'énergie mécanique en énergie électrique : un générateur piézoélectrique est à cet égard complètement autonome. Les sources et configurations de récupérations sont très diverses. . Un résumé des niveaux de densité de puissance qui ont été atteints ainsi que leur *fréquence de travail* en utilisant des générateurs piézoélectriques est donné dans la *figure 1.15.*

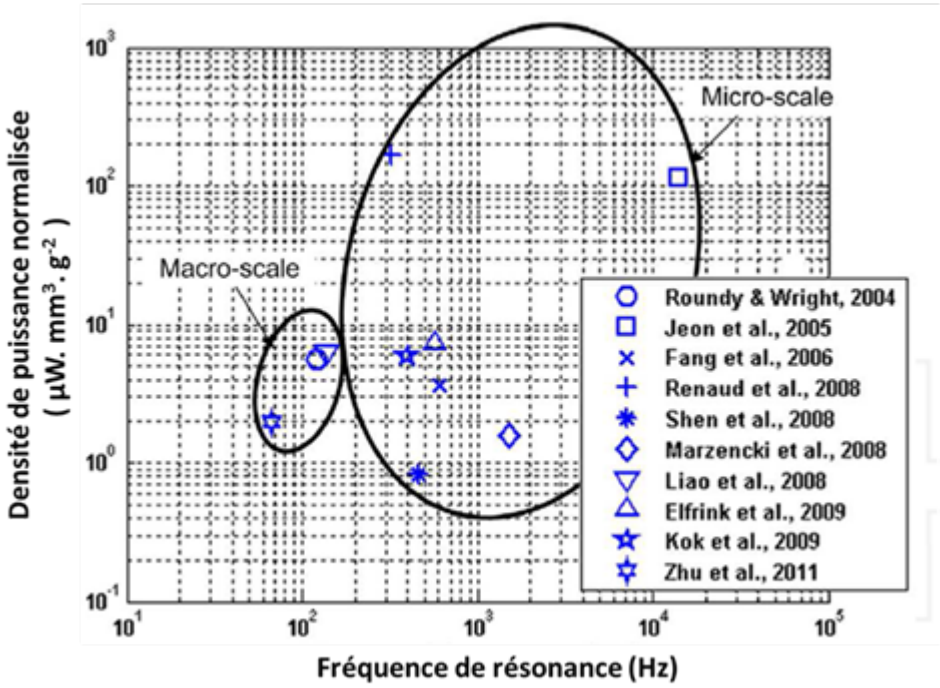


Figure 1.15 : Puissance extraite et gamme fréquentielle de quelques récupérateurs d'énergie piézoélectriques [55]

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Les travaux portant sur l'extraction d'énergie électrique à partir d'un convertisseur piézoélectrique sont divers, la plupart exploite le couplage électromécanique issu de la combinaison d'un matériau piézoélectrique avec une structure vibrante [56]–[62] .

Les études concernant la récupération d'énergie par voie piézoélectrique sont en majorité focalisées sur le développement de structures optimales de récupération d'énergie et la conception de circuits électriques de mise en forme et de stockage [36], [63]–[70].Sur le premier point, plusieurs travaux de recherche ont été réalisés, par exemple au laboratoire LGEF à Lyon, TIMA à Grenoble et aussi l'Université de Pittsburgh, dont le but principal est de créer de petites structures légères qui s'associent efficacement à l'excitation mécanique et produisent de l'énergie électrique utilisable. Ces équipes se concentrent sur le développement d'appareils optimaux en termes de rendement capables de convertir le maximum l'énergie mécanique ambiante disponible en énergie électrique.

Concernant le deuxième point, on peut relever la technique de traitement non linéaire développée dans le début des années 2000 au laboratoire LGEF à L INSA de Lyon et qui est présenté dans les travaux de [71] , puis M. Lallart [72], [73] . Cette technique vise l'accroissement de la puissance récupérée par inversion périodique du sens de conversion électromécanique pendant la phase de faible rendement. Au cycle suivant, l'énergie ainsi stockée sous forme mécanique augmente l'amplitude du signal et donc l'efficacité de récupération. Dans l'étude rapportée par Ottman et al.[36], [74] la puissance récupérée a été multipliée par 4 en utilisant un convertisseur step-down .Une puissance de plus de 70 mW a ainsi été générée pour alimenter les nœuds d'un réseau de capteurs sans fil, même en mode de réception continue.

Les propriétés des matériaux piézoélectriques varient en fonction de la durée d'exploitation, les précontraintes et la température. Un des avantages de l'utilisation de matériaux piézoélectriques est la production directe d'une tension souhaitée, puisqu'ils n'ont pas besoin d'une source de tension distincte et de composants additionnels. Ces générateurs sont également compatibles avec la technologie MEMS. Ce sont les plus simples et ils peuvent être utilisés dans des applications de récupération des vibrations et chocs [75], [76]. C'est ce type de convertisseur qui a été retenu pour ce travail avec une structure répondant aux spécificités de notre étude qui sera présentée dans le chapitre 2. Nous avons choisi le régime harmonique en raison de ses potentialités en termes de disponibilité et d'efficacité, qui est directement contrôlée par l'adaptation en fréquence entre la source et le dispositif récupérateur. C'est le cœur et la problématique

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

majeure de ce travail. Nous consacrons la suite de ce chapitre aux méthodes utilisées pour l'optimisation par adaptation spectrale.

4 Techniques d'adaptation spectrale

Comme précisé dans le paragraphe précédent, la plupart des récupérateurs d'énergies vibratoires sont des systèmes linéaires. Chaque appareil a une seule fréquence de résonance, quand la fréquence des vibrations ambiantes ne correspond pas à la fréquence de résonance, la production du récupérateur d'énergie peut être réduite de manière significative. Une méthode possible pour surmonter cet inconvénient est de régler la fréquence de résonance du récupérateur d'énergie pour qu'elle puisse correspondre à chaque instant à la fréquence des vibrations ambiantes.

Le réglage de la fréquence de résonance peut être classifié de deux types. L'une est appelée « réglage continu » et est définie comme un mécanisme d'ajustement qui est continuellement appliqué, même si la fréquence de résonance est en accord avec la fréquence des vibrations ambiantes. L'autre est appelée « réglage intermittent » et est définie comme un mécanisme d'ajustement qui est mis en marche si nécessaire. Ce mécanisme consomme de l'énergie uniquement pendant l'ajustement et en utilise donc très peu une fois que la fréquence de résonance est en accord avec la fréquence des vibrations ambiantes [77].

Le réglage de la fréquence de résonance peut être réalisé selon une méthode mécanique ou électrique. La réalisation d'un réglage mécanique implique de changer les dimensions de la structure, de déplacer le centre de gravité de la masse sismique et de changer la raideur de la structure de façon continue ou intermittente. La plupart des méthodes de réglage mécanique sont efficaces pour le réglage de la fréquence et adaptées pour un ajustement in situ (réglage de la fréquence pendant que le générateur fonctionne). Cependant, des systèmes supplémentaires et de l'énergie sont nécessaires pour effectuer le réglage. Les méthodes électriques rectifient la charge électrique du générateur pour ajuster la fréquence de résonance, c'est beaucoup plus facile à mettre en œuvre. Un contrôle en circuit fermé est nécessaire pour les réglages mécanique et électrique, pour que la fréquence de résonance puisse correspondre à la fréquence des vibrations tout le temps. Comme la plupart des récupérateurs d'énergies vibratoires existant sont installés sur des structures cantilevers, nous ne parlerons ici que des réglages de fréquences de ces structures.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

4.1 Réglage par dimensions de la structure

La constante du ressort d'un résonateur dépend de ses matériaux et de ses dimensions. Pour un cantilever avec une masse à son extrémité libre, la fréquence de résonance, « fr », est déterminée ainsi (*équation 1.1*)[78] :

$$f_r = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{E w h^3}{4\, l^3\,(m + 0.24\, m_c)}} \qquad (1.1)$$

Où « E » est le module d'Young du matériel cantilever ; « w », « h » et « l » sont respectivement la largeur, l'épaisseur et la longueur du cantilever. « m » est la masse d'inertie et « m_c » est la masse du cantilever. La fréquence de résonance peut être réglée en ajustant tous ces paramètres. Cependant, il est difficile, en pratique, de changer la largeur et l'épaisseur d'un cantilever. Seul le changement de longueur est réalisable. De plus, modifier la longueur est approprié pour les réglages intermittents. L'approche nécessite une fixation supplémentaire sur le cantilever. Cette fixation peut être ôtée et refixée à différents endroits pour ajuster la fréquence de résonance. Cette approche a été brevetée par Gieras et al. 2007 [79]. Cependant, à cause de sa complexité, il y a peu de recherches à son sujet.

4.2 Réglage par centre de gravité de la masse d'inertie

La fréquence de résonance peut être ajustée en déplaçant le centre de gravité de la masse d'inertie. Le rapport de la fréquence réglée « f_r' » sur la fréquence originale « f_r » est [73], (*équation 1.2*) :

$$\frac{f_r'}{f_r} = \sqrt{\frac{r^2 + 6r + 2}{24r^4 + 42r^3 + 10.5r^2 + 6}} \qquad (1.2)$$

Où « r » est le rapport de la distance entre le centre de gravité et la fin du cantilever sur la longueur du cantilever. Cette approche a été réalisée et rapportée par Wu et al [80]. Le récupérateur d'énergie réglable est constitué d'un cantilever piézoélectrique avec deux masses d'inertie à son extrémité libre. Une des masses est le centre de gravité variable de la masse d'inertie fixée au cantilever pendant que l'autre partie peut bouger en respectant la masse fixe. Le centre de gravité de la masse d'inertie peut être ajusté en changeant la position de la masse déplaçable. La fréquence de résonance de l'appareil a été réglée avec succès entre 180 Hz et 130 Hz.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

4.3 Réglage par raideur de la structure

Une autre méthode permettant de régler la fréquence de résonance est d'appliquer une force externe pour changer la raideur du ressort. Cette force de réglage peut être électrostatique, piézoélectrique, magnétique ou une toute autre force mécanique. Cependant, la force électrostatique nécessite une tension très élevée. De plus, la raideur du ressort peut aussi être modifiée par croissance thermique mais la consommation d'énergie de cette méthode est trop élevée comparée à la puissance générée par les récupérateurs d'énergies vibratoires. Donc, ces deux méthodes ne sont pas appropriées pour le réglage de la fréquence de la récupération d'énergies vibratoires. Peters et al. [81] a étudié un résonateur réglable approprié pour la récupération d'énergies vibratoires. Le réglage de la fréquence de résonance a été réalisé en appliquant une force utilisant des mécanismes piézoélectriques. Un mécanisme piézoélectrique a été utilisé parce que les matériaux piézoélectriques peuvent générer de grandes forces avec une faible consommation d'énergie. Le réglage de la tension a été choisi pour être à ±5 V, il donne lieu à une variation de résonance mesurée de ±15% autour de la fréquence de résonance initiale de 78 Hz (l'amplitude de réglage était de 66 à 89 Hz). Un système de contrôle de déphasage dans un circuit fermé a été développé plus tard pour atteindre un réglage de fréquence indépendant (Peters et al.)[82]. Eichorn et al.[83] a présenté un récupérateur d'énergie piézoélectrique avec un mécanisme d'autoréglage. Le système de réglage contient un mécanisme piézoélectrique pour apporter une force au réglage. L'appareil a une amplitude de réglage entre 188 et 150 Hz avec un mécanisme de tension de 2 à 50 Volt. Voilà deux exemples de réglage continu.

Un exemple d'application d'une force magnétique pour régler la fréquence de résonance a été rapporté par Zhu et al [84] qui a conçu un récupérateur d'énergie vibratoire électromagnétique réglable. Le réglage de la fréquence se fait en appliquant une force magnétique extensible axiale à une structure cantilever comme le montre la *figure 1.16*.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

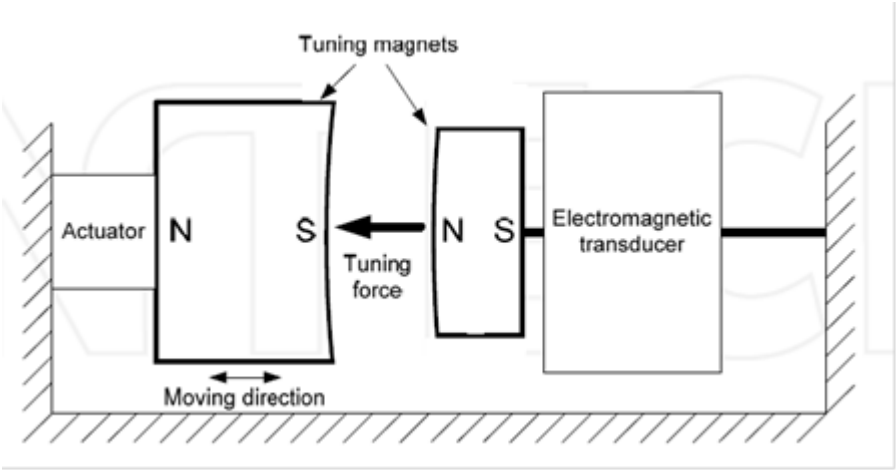


Figure 1.16 : Réglage de la fréquence en appliquant une force magnétique (reproduit à partir de (Zhu et al.)

La force exercée pour le réglage est apportée par la force attractive entre deux aimants d'ajustement avec des pôles opposés se faisant face. Un aimant est fixé à l'extrémité libre d'un cantilever pendant que l'autre est attaché à un mécanisme, et placé dans l'axe aligné au cantilever. La distance entre les deux aimants réglables est ajustée par le mécanisme linéaire. Ainsi, la charge axial sur le cantilever, et donc la fréquence de résonance, changent. Les zones dans lesquelles les deux aimants se font face sont incurvées pour maintenir un intervalle constant entre eux au-dessus de l'amplitude du générateur. La plage de réglage va de 67,6 à 98 Hz en changeant la distance entre deux aimants réglables de 5 à 1,2 mm. Le mécanisme d'ajustement n'affecte pas l'amortissement du micro-générateur dans la plupart des gammes de réglages. Cependant, quand la force du réglage devient plus importante que la force d'inertie causée par les vibrations, l'amortissement total augmente, et la puissance de sortie est inférieure à ce qui était attendu en théorie. Un système de contrôle a été conçu par Ayala-Garcia et al. [85] pour ce récupérateur d'énergie. L'énergie utilisée pour le réglage de la fréquence de résonance est apportée par le récupérateur lui-même.

La fréquence de résonance d'un récupérateur d'énergie vibratoire peut aussi être réglée en appliquant une force mécanique directe (Leland et Wright) [86]. Le récupérateur d'énergie est constitué d'une poutre doublement fixée avec une masse au centre. La force du réglage est compressive et est appliquée en utilisant un micromètre à une extrémité de la poutre. La gamme de réglage est entre 200 et 250 Hz. Il a été déterminé qu'une force axiale compressive pouvait réduire la fréquence de résonance d'un récupérateur d'énergies vibratoires, mais elle a également augmenté l'amortissement

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

total. On note que les deux appareils ci-dessus sont des exemples d'un réglage intermittent (occasionel).

Dans le même contexte une autre technique développée dans la thèse de BA. Seddik [87], qui consiste à ajuster la fréquence de résonance par variation de la raideur de l'élément piézoélectrique en appliquant un champ électrique constant à ce dernier, cette technique permet de régler la fréquence de résonance d'un cantilever jusqu'à 36% autour de sa valeur de résonance propre.

4.4 Réglage par charge électrique

Toutes les méthodes de réglages de fréquences mentionnées ci-dessus sont mécaniques. Ces méthodes ont généralement de larges amplitudes de réglages. Cependant, elles ont besoin d'un chargement en énergie pour fonctionner. C'est un point crucial de la récupération d'énergies vibratoires qui est assez limitée en génération d'énergie. La méthode de réglage électrique est donc présentée. Le principe de base du réglage électrique est de changer l'amortissement électrique en ajustant les chargements électriques, ce qui cause le déplacement du spectre de puissance du générateur.

Charnegie [88] présente un récupérateur d'énergie piézoélectrique basé sur une structure bimorphe et ajuste sa fréquence de résonance en faisant varier sa charge capacitive. Les résultats du test montrent que si une couche piézoélectrique est utilisée pour le réglage de la fréquence, pendant que l'autre sert à la récupération d'énergie, la fréquence de résonance peut être réglée en moyenne de 4 Hz (1%) en respectant la fréquence originale de 350 Hz par l'ajustement de la capacité de 0 à 10 mF. Si les deux couches sont utilisées pour le réglage de la fréquence, l'amplitude du réglage est en moyenne de 6,5 Hz. Cependant, la puissance de sortie est réduite si les deux couches sont utilisées pour un réglage de fréquence, alors que si une seule couche est utilisée pour le réglage de la fréquence, la puissance de sortie reste inchangée. Un autre récupérateur d'énergie réglable électriquement a été rapporté par Cammarano et al[89]. La fréquence de résonance du récupérateur d'énergie électromagnétique est réglée en ajustant les charges électriques, (résistive, capacitive, et inductive). L'amplitude de réglage est entre 57,4 Hz et 66,5 Hz. Cependant, la puissance de sortie varie avec les changements des charges électriques.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

4.5 Récupérateurs d'énergies vibratoires à large bande

L'autre solution pour augmenter la gamme de fréquence opérationnelle d'un récupérateur d'énergies vibratoires est d'élargir sa bande passante. La plupart des méthodes communes pour élargir la bande passante incluent l'utilisation d'un matrice de générateurs, utilisant des structures non linéaires et bistables. Dans cette section, les détails de ces approches seront repris.

4.5.1 Récupération par matrice de générateurs

Un réseau de générateurs est constitué de multiples petits récupérateurs d'énergie, chacun d'eux ayant des dimensions et des masses différentes, d'où des fréquences de résonance différentes. Ainsi, le réseau assemblé a une amplitude de fréquence opérationnelle large, alors que le facteur de qualité Q ne diminue pas. Le spectre de puissance général d'un réseau de générateurs est une combinaison des spectres de puissance de chaque petit générateur comme le montre la *figure1.17*. La bande de fréquence du générateur est ainsi essentiellement augmentée. L'inconvénient de cette approche est la complexité ajoutée dans la conception et la fabrication de tels réseaux, et l'augmentation du volume total de l'appareil dépendant du nombre de structure.

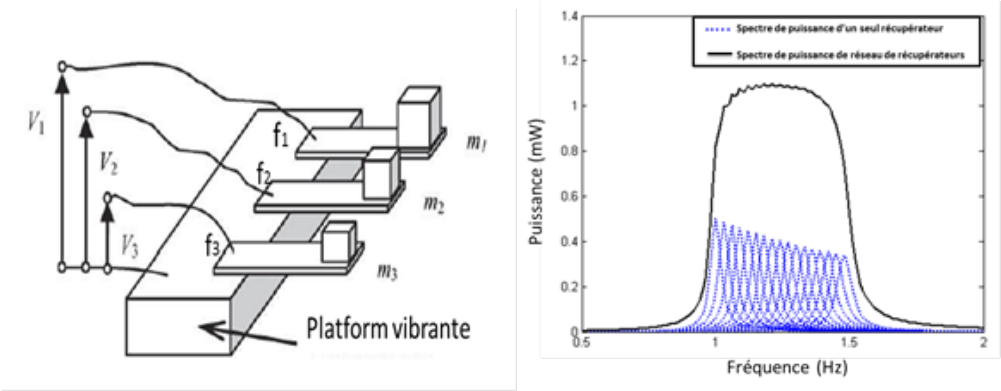


Figure 1.17: Structure et spectre de fréquence de réseau de générateur

Sari et al.[90] ont rapporté une matrice de générateurs électromagnétiques micro-usiné avec une large bande passante. Le générateur est constitué d'une série de cantilevers de plusieurs longueurs et donc de fréquences de résonance variées. Les cantilevers sont soigneusement conçus pour avoir des spectres de fréquence se chevauchant, avec des puissances de pics à des fréquences similaires mais différentes. Ceci en une bande passante élargie ainsi qu'une augmentation dans la puissance de sortie globale. Les bobines sont attachées sur les cantilevers pendant qu'un large aimant est fixé au centre

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

du réseau de cantilevers. Pour l'expérience, la gamme de fréquence opérationnelle de cet appareil est entre 3,3 et 3,6 Hz et une puissance continue de 0,5µW est générée.

Un générateur piézoélectrique à multifréquences destiné à alimenter des capteurs autonomes depuis les vibrations a été présenté par Ferrari et al. [91], [92] Le générateur est constitué de trois cantilevers bimorphes avec des masses différentes et ainsi des fréquences propres. Les puissances de sorties rectifiées sont alimentées grâce à un condensateur de stockage simple. Le générateur est utilisé pour alimenter le module de capteur sans batterie qui lit de façon intermittente le signal d'un capteur passif, et envoie les informations des mesures par transmission RF, formant un système de capteurs autonomes. Dans l'expérience, aucun des cantilevers utilisé seul n'est capable d'apporter assez d'énergie pour faire fonctionner le module du capteur à une résonance, alors que une matrice de générateurs par couplage des résonateurs est capable d'alimenter le nœud de capteur au travers des vibrations des fréquences à larges bandes.

4.5.2 Récupération par structures non linéaires

La théorie de la récupération d'énergies vibratoires utilisant des générateurs non linéaires a été étudiée par Ramlan [93], [94] et Defosseux [95]. La modélisation numérique et analytique a montré que la bande passante d'un système non linéaire dépend du taux d'amortissement, la non-linéarité et l'accélération d'entrée. Il y a deux types de non-linéarité : la non-linéarité dure et la non-linéarité douce comme le montre la *figure 1.18*. Il convient de mentionner que la puissance de sortie et la bande passante dépendent de la direction d'approche de la fréquence de vibrations à la fréquence de résonance. Pour une non-linéarité dure, cette approche engendre uniquement une amélioration en approchant l'appareil à fréquence de résonance d'une fréquence plus faible. Pour une non-linéarité douce, cette approche engendre uniquement une amélioration en approchant l'appareil à fréquence de résonance d'une fréquence plus forte. Il est peu probable que ces conditions puissent être garanties en application réelle, ce qui rend cette méthode dépendante de l'application.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

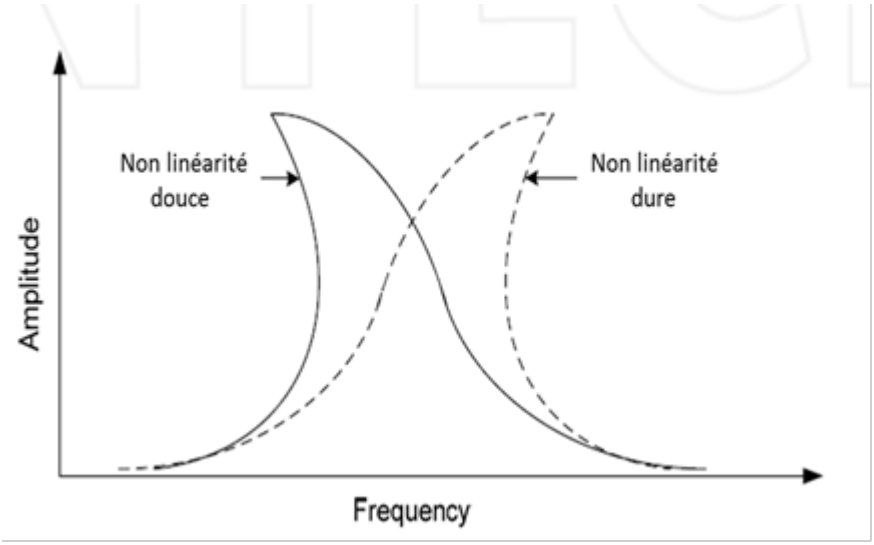


Figure 1.18: Spectre d'un récupérateur non linéaire

La plupart des récupérateurs d'énergies vibratoires non linéaires rapportés sont réalisés en utilisant un ressort magnétique. Burrows et al.[96], [97] a rapporté un récupérateur d'énergie non linéaire constitué d'un ressort cantilever avec une non-linéarité causée par l'ajout de forces de réluctance magnétique. L'appareil a un flux concentrateur qui guide le flux magnétique à travers la bobine. La force de réluctance entre les deux aimants et le flux concentrateur entraînent une non-linéarité. Il a été remarqué par l'expérience que le récupérateur a une bande passante plus large pendant un sur-balayage, i.e. lorsque la fréquence d'excitation augmente progressivement, alors que la bande passante est plus étroite pendant un sous-balayage, i.e. lorsque la fréquence d'excitation diminue progressivement. C'est un exemple de non-linéarité dure.

Un autre exemple de récupérateur d'énergies vibratoires non linéaire est un récupérateur d'énergies vibratoires électromagnétique réglable avec un ressort magnétique, qui combine un mécanisme de réglage manuel avec la structure non linéaire (Spreemann et al.) [98]. Cet appareil a une suspension rotative et des aimants comme les ressorts non linéaires. Il a été découvert dans ce test que la bande passante de l'appareil augmente quand la force magnétique devient importante, i.e. la non-linéarité augmente. Une analyse numérique des récupérateurs d'énergies vibratoires non linéaires a été rapportée récemment (Nguyen et Halvorsen,) [99]. Les résultats analytiques ont montré que les récupérateurs d'énergie non linéaires doux ont de meilleures performances que les récupérateurs d'énergie non linéaires durs.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

4.5.3 Récupération par structures bistables

Ramlan [94] a aussi étudié les structures bistables pour la récupération d'énergie (aussi appelé le mécanisme de basculement). Les analyses ont révélé que la quantité de puissance récupérée par un appareil bistable est 4/π fois meilleure que celle de l'appareil linéaire réglé en raison de la forme du signal (l'appareil produit un signal de sortie carré pour une entrée sinusoïdale donnée). Les résultats numériques ont aussi montré qu'il y a plus d'énergie récupérée par le mécanisme si la fréquence d'excitation est plus faible que la fréquence résonante. Les appareils bistables ont aussi le potentiel de gérer le dépareillement entre la fréquence de résonance et la fréquence des vibrations.

Ferrari et al. [100] a rapporté l'étude d'un générateur non linéaire qui exploite la résonance stochastique lors d'une excitation par un bruit blanc. Un convertisseur de poutre piézoélectrique est couplé à des aimants permanents (*figure1.19*), créant un système bistable rebondissant entre deux états stables en réponse à une excitation aléatoire. Dans des conditions appropriées, cette structure a considérablement amélioré la récupération d'énergie à partir de vibrations à large spectre. Le générateur est réalisé par sérigraphie, à température de durcissement basse avec des films constitués de PZT sur des cantilevers en acier, et excité avec des vibrations par bruit blanc. Les résultats ont montré que les performances du convertisseur en termes de tension de sortie, à excitation mécanique égale, sont nettement améliorées.

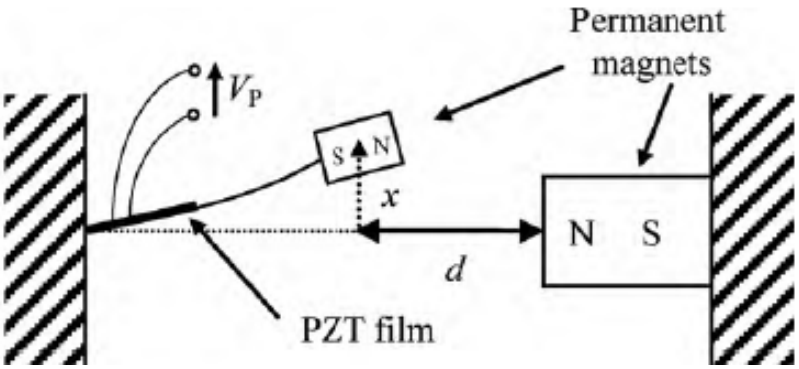


Figure 1.19 : Système de récupération bistable couplé à des aimants permanents [101]

Mann et al. [102] a étudié un récupérateur d'énergie non linéaire qui utilise les interactions mécaniques pour créer un générateur inertiel, avec un bon potentiel bistable. L'hypothèse motivante pour ce travail était qu'un comportement non linéaire pouvait être utilisé pour améliorer la performance d'un récupérateur d'énergie en

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

élargissant sa fréquence de réponse. Des recherches théoriques ont analysé la réponse du récupérateur lorsqu'il est directement alimenté par une charge électrique. Les tests numériques et expérimentaux ont montré que le phénomène de fuite de potentiel peut être utilisé pour élargir la réponse de la fréquence d'un récupérateur d'énergie.

Erturk et al. [103]a présenté un appareil piézomagnétoélastique pour une amélioration substantielle de la récupération d'énergies vibratoires piézoélectriques. Les équations électromécaniques décrivant le système non linéaire sont assorties de simulations numériques. La performance expérimentale de ce générateur a montré une concordance qualitative avec la théorie, en produisant des oscillations périodiques à large amplitude pour des excitations au-dessus d'une gamme de fréquences. Des comparaisons ont été présentées en référence aux cas classiques sans boucle magnétique, et la supériorité de la structure piézomagnétoélastique, comme générateur électrique à haut débit, a été prouvée (amplitude de la tension en circuit ouvert accrue d'un facteur 2.

5 Conclusion

Cette revue de l'état de l'art sur la récupération d'énergie mécanique et son intérêt pour la réalisation des microsystèmes auto alimentés nous a permis de cerner les problématiques majeures concernant la conception et la réalisation des dispositifs convertisseurs. Cette source d'énergie prend différentes formes dans l'environnement : vibrations, contraintes ou chocs. Nous avons privilégié la forme vibratoire en raison de son potentiel en termes de gisements et d'applications notamment en *basse fréquence* (<200 Hz). Cette gamme de fréquence basse constitue la première problématique en ce qu'elle limite la miniaturisation des dispositifs micro générateurs piézoélectriques. Pour y répondre, nous avons appuyé notre démarche sur les travaux menés au sein de l'INL sur le contrôle de la rigidité mécanique du silicium par nanostruturation localisée, bien adaptée à la conception de convertisseurs MEMS. Puis nous avons élargi la problématique à la récupération multidirectionnelle qui caractérise de nombreuses sources en partant, là aussi, de l'expertise du LGEF dans ce domaine. Nous avons ainsi inscrit nos travaux dans le cadre des efforts menés pour développer des dispositifs MEMS récupérateurs d'énergie de grande efficacité.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

CHAPITRE 2 : ELÉMENTS DE CONCEPTION DE MICROGÉNÉRATEURS PIÉZOELECTRIQUES

1 Introduction

La mise en œuvre de microgénérateurs piézoélectriques doit prendre en compte la spécification des sources de vibrations, à savoir le régime, la gamme de fréquence, l'amplitude ainsi que la direction de la sollicitation. Dans la plupart des cas, l'élément piézoélectrique est utilisé en conversion indirecte, intégré dans une structure inertielle, qui permet d'adapter le comportement dynamique du dispositif et maximiser ainsi le transfert énergétique. Cette adaptation nécessite forcément des ajustements de quelques paramètres principaux de la structure obtenus à l'aide de modèles théoriques permettant l'analyse et la recherche de la configuration optimale.

Ce chapitre explore le principe de la récupération d'énergie à l'aide d'une structure piézoélectrique basique. L'objectif est de déterminer *les paramètres principaux* qui influent sur l'efficacité globale du microgénérateur (le rendement et la puissance) tout en présentant *les modèles théoriques* qui seront utilisés comme outil d'analyse par la suite.

La première partie du chapitre est consacrée à la définition des propriétés fondamentales des matériaux piézoélectriques. Puis la structure de récupération est analysée à l'aide d'un modèle analytique, afin d'estimer l'énergie récupérable en fonction des différents paramètres physiques d'optimisation. Au final, les critères d'optimisation fondamentaux sont identifiés et validés à l'aide d'un modèle à éléments finis.

2 Matériaux piézoélectriques pour la récupération d'énergie

Le type et la nuance (dure ou douce) du matériau piézoélectrique sont des critères fondamentaux pour l'optimisation du dispositif de récupération. Ils sont généralement choisis pour d'une part s'adapter aux caractéristiques de la source vibratoire et pour d'autre part optimiser la quantité d'énergie récupérée.

Les principaux types de matériau piézoélectrique exploitables dans les microgénérateurs sont :

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

i. Les céramiques massives

Qui sont le plus souvent des solutions binaires ou ternaires possédant une structure perovskite. Ces céramiques polycristallines sont fabriquées industriellement par voie solide et utilisées pour leurs bonnes propriétés piézoélectriques dans de nombreuses applications notamment dans la récupération d'énergie des vibrations.

ii. Les monocristaux ferroélectriques

Sont difficiles à réaliser et les techniques mises en jeu sont délicates et coûteuses. Cependant les monocristaux possèdent des propriétés piézoélectriques très élevées. (Aujourd'hui ils profitent du regain d'intérêt observé depuis les années 90 notamment avec les PMN-PT et PZN-PT. Certains cristaux peuvent être utilisés dans des capteurs de pression (Quartz) ou des filtres à onde de surface (LiNbO3).

iii. Les polymères ferroélectriques

Ont été découverts en 1969. L'effet piézoélectrique a été mis en évidence sur des films de polymères de type polyfluorure de vinylidène (PVDF) étirés sous forts champs électriques. Ces matériaux sont faciles à mettre en forme, mais leur couplage électromécanique est faible et leur température de fonctionnement inférieure à 100°C. Les applications des polymères piézoélectriques sont dans des domaines tels que les capteurs ou les composants pour la robotique et aussi la récupération de l'énergie mécanique. Aujourd'hui, il existe une nouvelle classe de polymères piézoélectriques : les polymères irradiés.

iv. Les composites

Ce sont des couches de céramiques massives ou des fibres piézoélectriques noyées dans une matrice polymère. Ils présentent des caractéristiques électromécaniques très variées dépendant l'orientation des éléments actifs dans la matrice et de leur rapport volumique. C'est des matériaux prometteurs en raison d'excellentes propriétés qui sont ajustables. [104]. Ils sont particulièrement utiles pour le sonar sous-marin et les transducteurs ultrasonores de diagnostic médical.

Les propriétés intrinsèques du matériau ont une influence directe sur le transfert énergétique d'un élément piézoélectrique sous contrainte mécanique. Ces propriétés dépendent du type du matériau mais également du mode de déformation exploité (longitudinal, latéral, cisaillement..).

Les modes les plus couramment utilisés dans les dispositifs de récupération d'énergie sont :

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Le mode longitudinal (mode 33) pour les systèmes à grande rigidité mécanique fonctionnant en compression (récupération sur passage de véhicule , par exemple).

Le mode latéral (mode 31) exploité dans les dispositifs se déformant en flexion (poutres, plaques).

La puissance électrique générée P sous excitation harmonique de fréquence f caractérisée par une contrainte T dans les modes 31 et 33 est proportionnelle au volume de l'élément V, soit [105] :

$$P = T^2 \, d_{31} \, g_{31} \, V \, f \qquad (2.1)$$

$$P = T^2 \, d_{33} \, g_{33} \, V \, f \qquad (2.2)$$

Le produit des constantes piézoélectriques (d_{ij} .g_{ij}) apparaît donc comme le facteur de mérite des matériaux piézoélectriques et sert comme un paramètre de comparaison et de sélection pour les applications en puissance. *Le tableau 2.1* donne les constantes piézoélectriques et leur produit de quelques matériaux en mode 31 et 33 où on constate que le monocristallin possède la densité d'énergie la plus élevé.

Matériaux	d_{33} (10^{-12}C/N)	g_{33} ($10^{-12}m^2$/C)	d_{31} (10^{-12}C/N)	g_{31} ($10^{-3}m^2$/C)	$d_{33}g_{33}$ ($10^{-15}m^2$/N)	$d_{31}g_{31}$ ($10^{-15}m^2$/N)
PVDF	-33	286	23	216	-9438	4968
PZT-5H	593	20	-274	-9,1	11860	2493
PZT-5A	374	25	-171	-11,4	9350	1949
$BaTiO_3$	149	14	78	5	2086	390
PZN-7%PT	2500	42	-1204	-24,2	105250	29137

Tableau 2.1: Constantes piézoélectriques et densité d'énergie de quelques matériaux ferroélectrique [105].

3 Structure basique de microgénérateur piézoélectrique de type MEMS.

3.1 Principe et définition.

La récupération d'énergie mécanique s'obtient par le couplage d'éléments piézoélectriques sur des supports élastiques qui subissent des sollicitations sous forme des vibrations ou chocs. Il existe deux types de conversion, directe ou indirecte. Pour la conversion directe, l'élément piézoélectrique subit directement la contrainte mécanique générée par la sollicitation.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

La conversion indirecte est réalisée par l'intermédiaire d'un oscillateur mécanique qui joue le rôle d'un amplificateur de déplacement autour de la fréquence de résonance de la structure. Ceci permet de transmettre un maximum d'énergie au matériau piézoélectrique en exerçant des contraintes importantes. En effet, le matériau piézo-électrique, en particulier les céramiques massives, sont relativement rigides et nécessitent une forte contrainte pour être efficace. Ils sont donc souvent intégrés dans des structures mécaniques oscillantes à faible rigidité, comme les poutres cantilevers unimorphes/bimorphes où les paramètres mécanique du système oscillant ainsi constitué peuvent être ajustés et optimisés en fonction de la nature et le spectre des sollicitations.

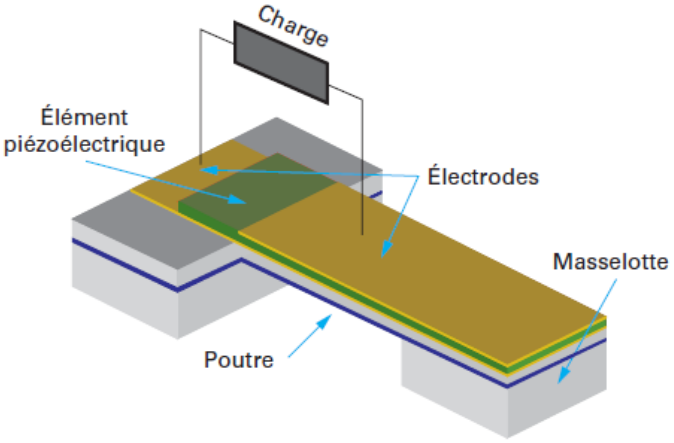


Figure 2.1: géométrie de la structure basique d'un micro générateur résonant (conversion indirecte)

La conversion indirecte est la plus communément utilisée dans les dispositifs de récupération d'énergie, car sa rigidité est plus facilement adaptable aux caractéristiques de la source.

Ce type de dispositif a largement été étudié dans plusieurs travaux de recherche comme ceux de Roundy[106] , Marzencki [107] et Badel [71] . La structure oscillante basique utilisée est de type poutre *cantilever* sur laquelle est collé un élément piézoélectrique près de l'encastrement comme la montre la *figure 2.1* où les contraintes sont maximales. A l'extrémité libre est placée une masse sismique, qui permet d'engendrer un plus grand déplacement. Elle permet aussi d'ajuster la fréquence de résonance et augmente la bande passante. La récupération s'effectue généralement sur son *premier mode de résonance* reconnu comme le plus énergétique. Lorsque le dispositif est soumis à des vibrations de base, la masse inertielle vibre par rapport à la base provoquant la flexion

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

de la poutre. L'élément piézoélectrique est soumis aux contraintes de flexion issues de ces mouvements, générant ainsi une tension électrique.

Le dispositif exploite généralement un mode résonant afin de maximiser la quantité d'énergie convertie.

Les modes de conversion piézoélectrique utilisés ici est le mode 31 pour sa simplicité et sa facilité d'intégration dans une grande variété de structures et de systèmes micro-électro-mécaniques (MEMS existants).

L'étude théorique de comportement électromécanique du générateur peut être effectuée soit par un modèle analytique à constantes localisées, où la structure est représentée à la résonance par un système mécanique oscillant à un degré de liberté, soit par un modèle à éléments finis.

Le premier modèle est généralement utilisé pour analyser le comportement énergétique et définir les paramètres influant sur la conversion. Le modèle à éléments finis permet quant à lui d'optimiser finement la géométrie de la structure.

3.2 Evaluation de la puissance électrique extraite et rendement de la structure sismique

3.2.1 Rendement de conversion

Le rendement global de la conversion (*cf figure 2.2*) peut se définir comme étant le rapport de l'énergie injectée sous forme mécanique par la sollicitation mécanique sur l'énergie électrique E fournie au système consommateur.

Il est donc nécessaire dans l'absolu de traiter ce thème avec une approche système intégrant les trois briques indissociables (résonateur piézoélectrique + stratégie de récupération de l'énergie + électronique associée). L'expression de l'énergie électrique récupérée E par le dispositif montre la forte dépendance vis-à-vis des caractéristiques de chacune des briques, notamment du coefficient de couplage k du convertisseur, du facteur d'amélioration γ généré par l'optimisation du cycle énergétique et enfin du rendement η de l'étage électronique intégrant l'élément de stockage (condensateur, supercondensateur , accumulateur…).

Dans le but de simplifier les démarches d'optimisation, Il sera néanmoins traiter dans cette partie uniquement la conversion électromécanique réalisée par le convertisseur piézoélectrique.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

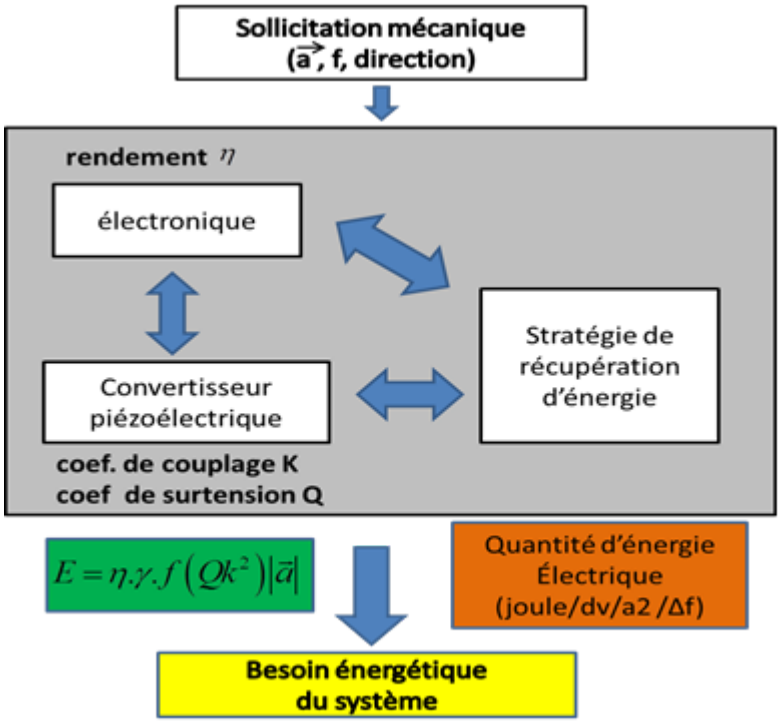


Figure 2.2: Schéma synthétique des différentes parties d'un micro générateur piézoélectriques

CD. Richards et al on s'intéressé dans leur travaux présenté dans [108] à l'expression analytique du rendement de la conversion piézoélectrique, il montre qu'il dépend principalement de produit de coefficient de couplage et facteur de qualité Qk comme décrit dans équation 2.3 (on supposant que ($(1-k^2) \approx 1$).

$$\eta = \frac{1}{\frac{2(1-k^2)}{Qk^2}+1} \qquad (2.3)$$

3.2.2 Energie récupérée

Afin de caractériser au mieux le système de récupération, il est nécessaire d'introduire la notion de *densité énergétique*, qui se défini par l'énergie extraite sur un volume donné normalisée par le carré de l'accélération caractéristique de la sollicitation dans un intervalle de fréquence donné (énergie/volume/accélération/fréquence). Dans le système MKSA, elle est exprimée par joule/m^5 s^4 Hz. L'efficacité peut être évaluée aussi par figure de mérite présenté dans [108], qui exprime le rapport entre puissance récupérée sur la puissance maximale récupérable.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Par ailleurs dans une approche système l'estimation de l'énergie récupérée est nécessaire pour le calcul de rendement énergétique, Elle permet aussi d'analyser l'influence des différents paramètres intrinsèques et extrinsèques sur la récupération, comme la fréquence d'utilisation, la valeur de l'accélération d'excitation et aussi l'impact de différents types de pertes. Comme la récupération s'effectue principalement autour de la résonance, la puissance récupérée peut être évaluée seulement avec un modèle unidimensionnel à un degré de liberté, comme celui proposé par Williams et Yates [1] représentant le comportement mécanique de la structure d'un récupérateur sans préciser la nature de conversion. Pour une structure basée sur la conversion piézoélectrique, le comportement peut être représenté par un modèle à constantes localisées intégrant le comportement électromécanique.

3.2.3 Modèle à constantes localisées

Le modèle à constantes localisées permet de modéliser le comportement électromécanique de la structure de récupération (*figure 2.3*) autour de sa première résonance par un système mécanique linéaire oscillant masse- ressort- amortisseur en un point particulier.

Le ressort de rigidité K représente la rigidité globale équivalente du système, M la masse dynamique globale du système et le coefficient d'amortissement visqueux C les pertes mécaniques du système.

Lorsque le système de récupération est sollicité par une force extérieure F, le déplacement résultant u correspond à celui de l'extrémité de la poutre, I et V étant le courant et la tension généré sur l'élément piézoélectrique.

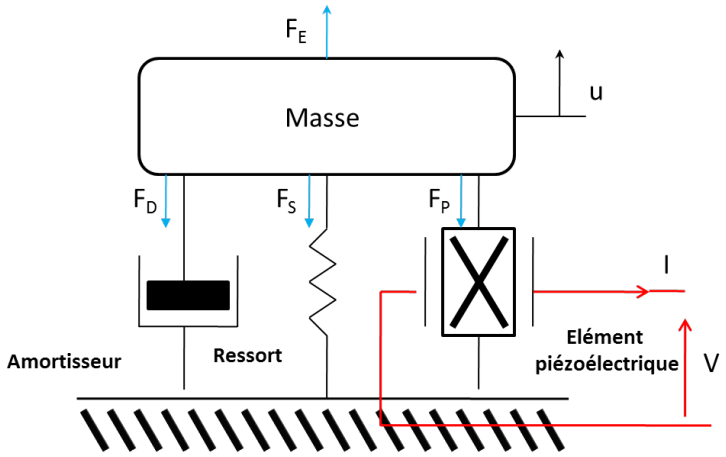


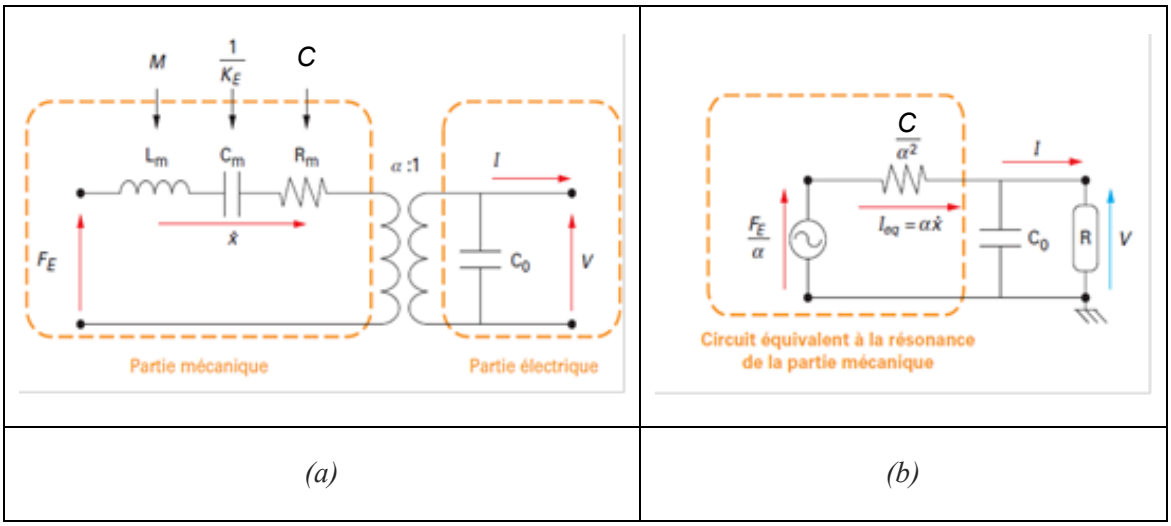
Figure 2.3: Représentation de la structure de récupération par le model à constante localisée

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Le comportement dynamique de ce système peut être décrit en utilisant le principe d'équilibre des forces, qui débouche sur le système d'équations constitutives (2.4) traduisant l'équilibre dynamique du système et l'équilibre électrique à une sollicitation quelconque F.

Le facteur de force global α de la structure traduit le couplage l'électromécanique. La capacité bloquée C_0 est la capacité propre des éléments piézoélectriques pour un déplacement nul.

$$\begin{cases} F = M\ddot{u} + C\dot{u} + Ku + \alpha V \\ I = \alpha u - jwC_0 V \end{cases} \qquad (2.4)$$



(a) (b)

Figure 2.4:a) Schéma électrique équivalent du générateur b) Schéma électrique à la résonance

A partir de ces équations on peut établir un schéma électrique équivalent du générateur, simple à simuler, et pouvant être connecté aux autres éléments de la chaine complète de récupération. Ce schéma (*figure 2.4a*) se compose d'une branche motionnelle RLC obtenue par analogie électromécanique et qui modélise la partie mécanique. La deuxième partie représente la partie électrique qui se résume à la capacité bloquée e l'élément piézoélectrique. Les deux parties sont couplées par un transformateur parfait de gain α modélisant la conversion piézoélectrique. Si le récupérateur est sollicité à sa fréquence de résonance, le schéma électrique peut être simplifié comme présenté à la *figure 2.4b*.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

3.2.4 Fonction de transfert

A partir du modèle à constantes localisées, il est possible d'obtenir la fonction de transfert de la tension au borne de l'élément piézoélectrique V sur la force appliquée F_E du récupérateur autour de sa fréquence de résonance.

Le *tableau 2.2* résume les expressions obtenues dans les deux cas suivants: en circuit ouvert où l'énergie transférée est nulle et en présence d'une charge résistive R_a adaptée à l'impédance de l'élément piézoélectrique. La *figure 2.5* représente le module de cette fonction de transfert dans ces deux cas.

	En circuit ouvert	**Avec une résistance de charge R**
Tension de sortie	$V = \frac{\alpha}{C_0} u$	$V = \frac{\alpha R_a}{1 + jR_a C_0 \omega} j\omega u$
Fonction de transfert	$\frac{u}{F_E} = \frac{1}{\left(K_E + \frac{\alpha^2}{C_0} - M\omega^2 + jC\omega\right)}$	$\frac{u}{F_E} = \frac{1}{\left(K_E + \frac{\alpha^2}{2C_0} - M\omega^2 + j\left(C\omega + \frac{\alpha^2}{2C_0}\right)\right)}$
Fréquence de résonance	$\omega_D = \sqrt{\frac{K_E + \frac{\alpha^2}{C_0}}{M}} = \sqrt{\frac{K_D}{M}}$	$\omega_a = \sqrt{\frac{K_E + \frac{\alpha^2}{2C_0}}{M}} \approx \sqrt{\omega_D \omega_E}$ avec $\omega_E = \sqrt{\frac{K_E}{M}}$
Amplitude à la résonance	$u_M = \frac{F_M}{C\omega_D}$	$u_M = \frac{F_M}{C\omega_a + \frac{\alpha^2}{2C_0}}$
Angle de perte	$\tan\delta_a = \frac{C\omega_D}{K_D} = \frac{1}{Q_m}$	$\tan\delta_a = \frac{1}{Q_m} + \frac{k^2}{2}$

Tableau 2.2: Fonction de transfert en circuit ouvert et en charge du micro générateur résonant

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

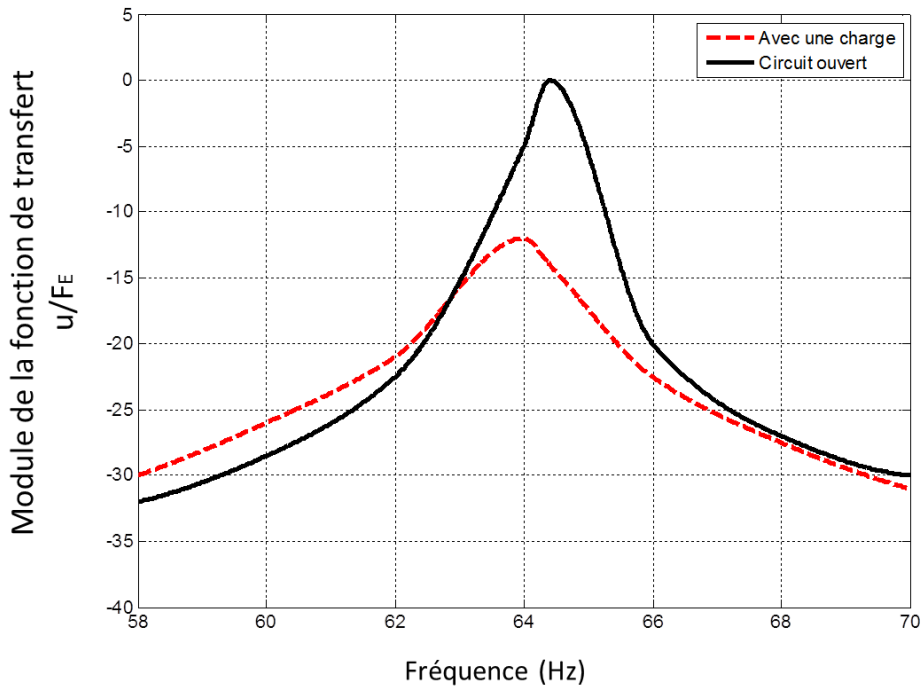


Figure 2.5: Evolution des modules des fonctions de transfert en circuit ouvert et en présence d'un charge optimale[71].

Comme indiqué dans le chapitre 1, les régimes de récupération sont classés en trois catégories et cette structure peut être exploitée uniquement en régime harmonique (ou entretenue) et en régime impulsionnel. Dans le paragraphe qui suit on étudie l'évolution de la puissance récupérée en fonction des paramètres de la structure dans chaque régime.

3.2.5 Transfert énergétique en régime harmonique

Dans cette partie nous nous intéressons au transfert énergétique dans la structure de récupération lorsqu' elle est soumise à une force sinusoïdale d'amplitude constante.

L'expression de la puissance électrique (équation 2.5) fournie à la charge R en fonction des paramètres du modèle à constantes localisées est obtenue à partir de l'expression de la puissance en fonction de l'amplitude du déplacement, soit :

$$P = \frac{F_M^2}{2} \frac{R\alpha^2}{1+\left(RC_0\omega_r\right)^2} \frac{1}{\left(C + \frac{R\alpha^2}{1+\left(RC_0\omega_r\right)^2}\right)^2} \qquad (2.5)$$

Cette puissance est maximale pour les quatre racines données en (2.6) admises par la dérivée *dP/dR*.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

$$\begin{cases} R_1 = -\dfrac{1}{C_0\omega_r} \\ R_2 = \dfrac{1}{C_0\omega_r} \\ R_3 = \dfrac{\alpha^2 - \sqrt{\alpha^4 - \left(2CC_0\omega_r\right)^2}}{2C\left(C_0\omega_r\right)^2} \\ R_3 = \dfrac{\alpha^2 + \sqrt{\alpha^4 - \left(2CC_0\omega_r\right)^2}}{2C\left(C_0\omega_r\right)^2} \end{cases} \qquad (2.6)$$

En introduisant le produit du facteur de qualité au carré avec le coefficient de couplage $k^2Q_m = \dfrac{\alpha^2}{C_0C\omega_r}$, il devient possible d'analyser ces solutions optimales en fonction de paramètres particulièrement adaptés à l'analyse électromécanique de la structure.

La puissance maximale se définie alors dans deux zones distinctes selon le produit k^2Q_m (cf 2.7) :

- Si $k^2Q_m < 2$, R_2 est la seule solution pour laquelle la puissance atteint un maximum P_{max} , R_3 et R_4 étant alors des solutions complexes.

- Si $k^2Q_m > 2$, la solution R_2 correspond désormais à un minimum local de la puissance. Il existe alors deux résistances optimales R_3 et R_4 pour lesquelles la puissance atteint la valeur maximale P_{max}.

  Dans ce cas, cette valeur de puissance maximale correspond à un palier constant uniquement fonction de l'amplitude de la force excitatrice et des pertes mécaniques de la structure caractérisées par le coefficient d'amortissement C.

$$\begin{cases} \dfrac{\alpha^2}{C_0C\omega_r} \le 2 \Leftrightarrow k^2Q_m \le 2 \Rightarrow R_{opt} = R_2 & et \quad P_{\max} = \dfrac{k^2Q_m}{\left(2+k^2Q_m\right)^2}\dfrac{F_M^2}{C} \\ \dfrac{\alpha^2}{C_0C\omega_r} \ge 2 \Leftrightarrow k^2Q_m \ge 2 \Rightarrow R_{opt} = R_3 \quad ou\ R_4 & et \quad P_{\max} = \dfrac{F_M^2}{8C} \end{cases} \qquad (2.7)$$

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Le rendement du système est égal au rapport de la puissance récupérée (2.5) sur la puissance fournie (2.8) et est donné par la relation (2.9). Ce rendement admet un maximum η_{max} pour une résistance optimale R_{opt} (= R_2) donnés par la relation (2.10).

$$P_F = \frac{F_M^2}{2\left(C + \frac{R\alpha^2}{1+\left(RC_0\omega_r\right)^2}\right)} \qquad (2.8)$$

$$\eta = \frac{R\alpha^2}{1+\left(RC_0\omega_r\right)^2}\frac{1}{\left(C + \frac{R\alpha^2}{1+\left(RC_0\omega_r\right)^2}\right)} \qquad (2.9)$$

(2.10)

$$R_{opt} = \frac{1}{C_0\omega_r} \quad et \quad \eta_{\max} = \frac{\alpha^2}{2C_0C\omega_r + \alpha^2} = \frac{k^2Q_m}{2+k^2Q_m} \qquad (2.10)$$

Les relations (2.7) et (2.10) établissent clairement que le produit k^2Q_m est le critère fondamental pour l'optimisation de la structure.

Cette optimisation peut être effectuée soit sur la puissance récupérée, soit sur le rendement.

La *Figure 2.6* représente la puissance récupérée en fonction du produit k^2Q_m calculée à partir de (2.5) et normalisée par rapport à la puissance maximale P_{max} obtenue sur le palier. Cette puissance est estimée avec les valeurs optimales de charge lorsque l'on maximise soit la puissance, soit le rendement.

La *Figure 2.7* représente le rendement en fonction du produit k^2Q_m selon les mêmes conditions.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

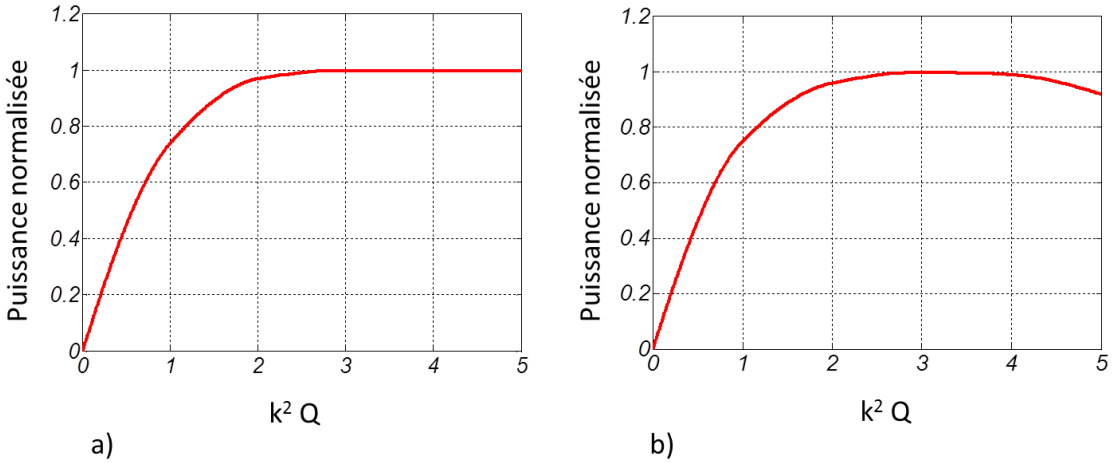


Figure 2.6 : Puissance récupérée en régime harmonique a) lorsqu'on maximise la puissance, (b) lorsqu'on maximise le rendement

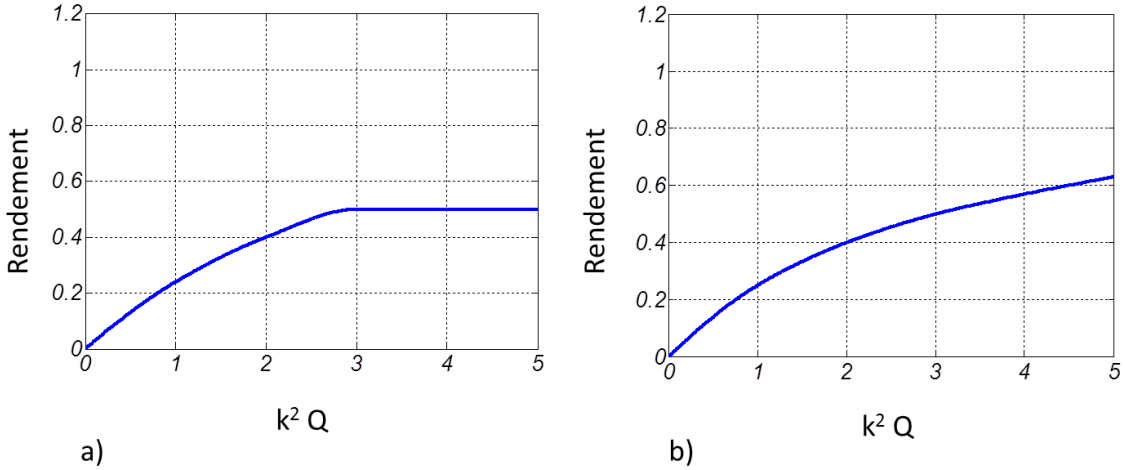


Figure 2.7: Evolution du rendement avec la résistance optimale a) lorsqu'on maximise la puissance, (b) lorsqu'on maximise le rendement

Si la puissance et maximisée, le rendement admet alors un palier à 50 % pour un seuil k^2Q_m environ égal à 3.

Si le rendement est maximisé, celui-ci peut alors être supérieur à 50 % lorsque l'on atteint ce seuil.

Dans les deux cas, il est souhaitable de garantir un produit $k^2Q_m \approx 3$ dans l'idéal afin d'obtenir la puissance maximale tout en garantissant un rendement au moins égal à 50 %.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

4 Paramètres déterminants pour l'optimisation de la récupération d'énergie

L'optimisation d'un système de récupération d'énergie passe par un transfert énergétique optimal et par l'obtention d'une fréquence de résonance adaptée à la source d'excitation.

Il est donc impératif de maitriser les 3 paramètres électromécaniques fondamentaux de la structure, à savoir sa fréquence de résonance f_r , son coefficient de couplage k et son facteur de qualité Q_m.

Nous présentons dans cette partie une analyse plus détaillée de ces paramètres en fonction de la géométrie de la structure et des propriétés des matériaux utilisés en utilisant un modèle à éléments finis. La structure type est un récupérateur sismique constitué d'une poutre encastrée-libre couplée à une masse sismique.

4.1 Modélisation par éléments finis pour l'analyse de la structure de récupération.

La méthode des éléments finis est un outil puissant pour la résolution des équations aux dérivés partielle des modèles analytiques utilisant des algorithmes d'analyse numérique. Son principe est basé sur discrétisation d'un système continu à un système à n degré de liberté et la résolution toutes les équations différentielles dans un espace de dimension finie. Dans notre travail nous avons utilisé le logiciel commercial *ANSYS Multiphysics*.

4.1.1 Modèle à éléments finis

Les éléments de maillage sont de type quadratique à 8 nœuds pour les différents matériaux utilisés (*tableau 2.3*).

Type modèle	Poutre et masse sismique	Patch piézoélectrique
2D	PLAN182	PLAN223
3D	SOLID45	SOLID5

Tableau 2.3 : Elément type choisi pour les simulations

Les conditions aux limites électriques et mécaniques spécifiques permettent de définir :

- les électrodes en forçant l'équipotentialité au niveau des nœuds inclus.
- L'encastrement de la structure en bloquant les degrés de liberté de déplacements des nœuds inclus dans la zone .

La structure type modélisée est représentée figure 2.8.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

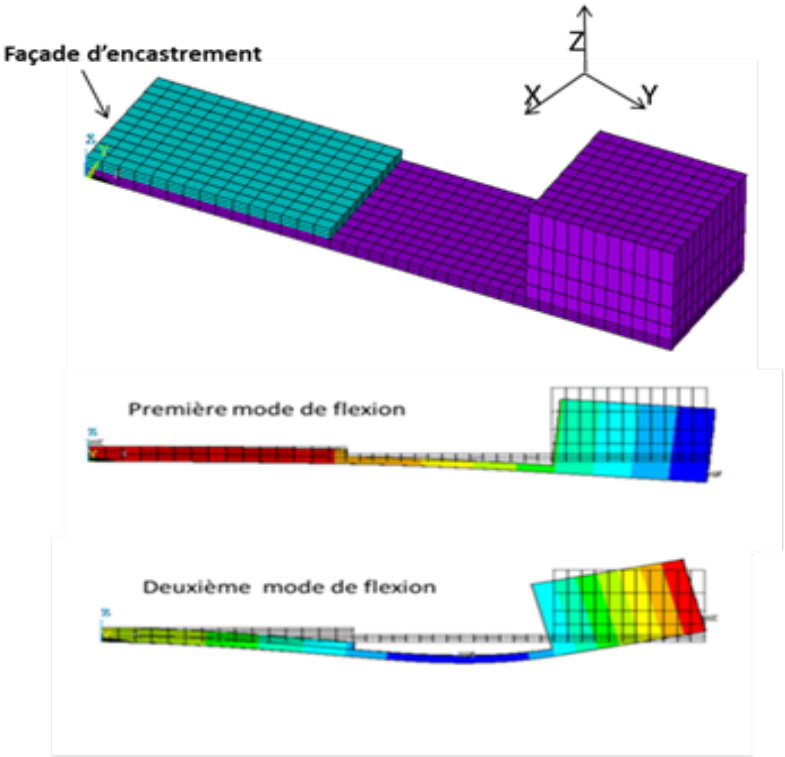


Figure 2.8 : Model éléments fini de la structure de micro générateur sous ANSYS

Ce modèle permet les analyses fondamentales nécessaires à l'optimisation :

(i) <u>Analyse modale</u>

Elle permet de déterminer les fréquences de résonance et les déformées correspondantes des modes propres de la structure (figure 2.10).

(ii) <u>Analyse harmonique</u>

Elle permet d'analyser dans une gamme de fréquence donnée le comportement dynamique de la structure vis à vis d'une sollicitation extérieure particulière caractérisée par son amplitude (ou son accélération) et sa direction.

Des grandeurs électriques, mécaniques et aussi énergétique peuvent alors être évaluées, comme l'évolution de la tension récupérée sur l'élément piézoélectrique de la structure (*figure 2.9*).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

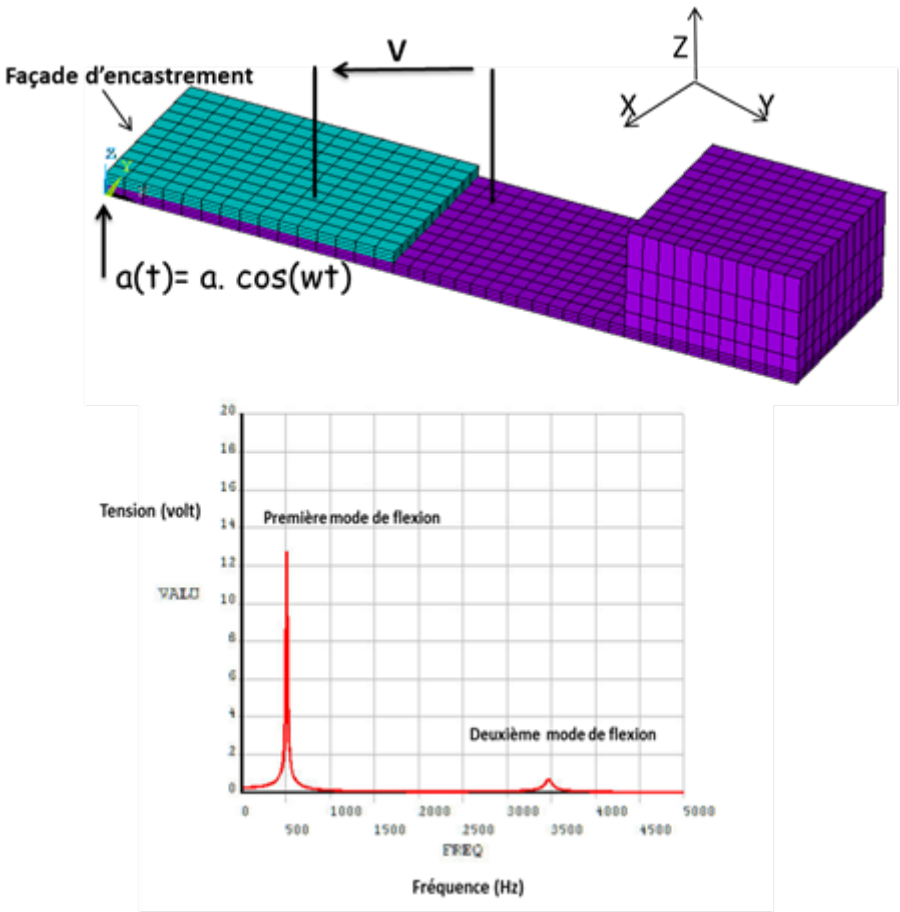


Figure 2.9 : Analyse harmonique de la structure type monodirectionnelle.

4.2 Modes de résonance de la structure.

La fréquence de résonance du mode exploité par le récupérateur doit être inclue dans la gamme fréquentielle correspondant à la densité d'énergie maximale de la source externe.

Dans le cas d'une structure de type poutre cantilever avec une masse sismique ponctuelle M, la fréquence de résonance f_s du mode fondamental de flexion peut être estimée par :

$$f_s = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{3EI}{\left(\frac{33}{140}\rho L + M\right)L^3}} \qquad (2.11)$$

où E est le module d'élasticité de la poutre

L est la longueur de la poutre

I est le moment quadratique de la poutre

ρ est la masse volumique du matériau de la poutre

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

L'expression (2.11) montre que la fréquence de résonance dépend des paramètres intrinsèques de la structure, à savoir ses dimensions et le type de matériau défini par le module de l'élasticité E et la masse volumique ρ.

L'ajustement de la fréquence de résonance est donc un compromis entre les dimensions géométrique de la poutre, les caractéristiques du matériau utilisé et la valeur de la masse sismique M.

L'expression (2.11) ne prend pas en compte l'influence de l'élément piézoélectrique en supposant que sa rigidité ainsi que sa masse sont négligeables par rapport à celles de la poutre.

L'utilisation d'un modèle à éléments finis pour l'estimation de la valeur de la fréquence de résonance est donc ici pleinement justifiée car il permet d'estimer finement l'influence de chaque paramètre.

4.3 Coefficient de couplage.

Le coefficient de couplage d'une structure composite en circuit ouvert est le rapport entre l'énergie électrique convertie W_E et l'énergie élastique W_M de la structure. En définissant W_{MP} (*figure 2.13*) comme étant l'énergie élastique transférée au matériau piézoélectrique le coefficient de couplage électromécanique du générateur est donné par :

$$k^2 = \frac{W_E}{W_M} = \frac{W_E}{W_{MP}} \frac{W_{MP}}{W_M} = k_P^2 \frac{W_{MP}}{W_M} \qquad (2.12)$$

où k_p est le coefficient de couplage intrinsèque de l'élément piézoélectrique.

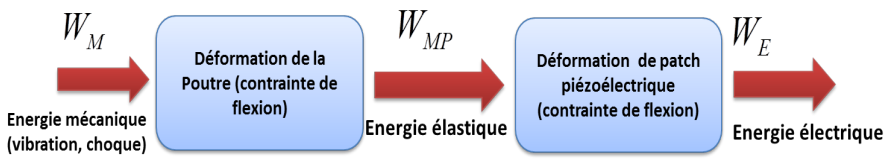


Figure 2.10 : schéma de transfert énergétique dans la structure du récupérateur

Cette relation montre que l'optimisation du coefficient de couplage global de la structure pour un matériau choisi passe par une maximisation du transfert de l'énergie élastique de la structure vers l'élément piézoélectrique. En d'autres termes, le dimensionnement de la structure complète soit être effectué de telle sorte que les contraintes mécaniques

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

générées soient maximales dans le matériau piézoélectrique afin d'optimiser la conversion mécano-électrique.

Le coefficient de couplage k peut être simplement évalué à partir de la fréquence de résonance en court-circuit f_{cc} et de la fréquence de résonance en circuit ouvert f_{co} par la relation [109]:

$$K_{\exp}^2 \approx \frac{f_{co}^2 - f_{cc}^2}{f_{cc}^2} \qquad (2.13)$$

L'optimisation du coefficient de couplage d'une structure composite est une phase primordiale dans la conception d'un microgénérateur piézoélectrique. Elle passe d'abord par un choix judicieux du matériau piézoélectrique qui devra posséder un coefficient intrinsèque k_p élevé.

Ce choix effectué, la position de l'élément piézoélectrique ainsi que son épaisseur constitue des critères fondamentaux pour assurer un transfert maximal des contraintes de déformations dans l'élément en question.

A titre d'exemple, la *figure 2.11* représente l'évolution du coefficient de coupage de la structure-test en fonction de l'épaisseur de l'élément piézoélectrique.

La valeur optimale observée dépend de l'épaisseur du substrat en silicium et des coefficients d'élasticité du substrat et du matériau piézoélectrique.

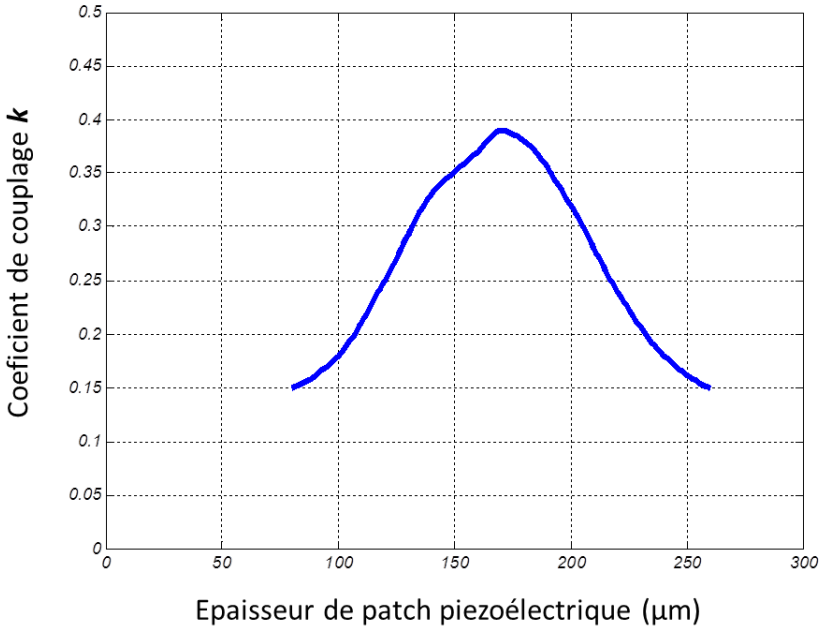


Figure 2.11: variation de coefficient de couplage en fonction de l'épaisseur de l'élément piézoélectrique avec une épaisseur de la poutre de 200 µm

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Dans l'exemple de notre structure-test, le couplage optimal pour le mode fondamental de flexion est obtenu pour une épaisseur de 170 µm lorsque l'épaisseur de la poutre est fixée à 200 µm

Au-delà de cette valeur le couplage diminue, car la couche piézoélectrique rigidifie la structure limitant ainsi l''énergie élastique.

Si l'élément est trop fin, son volume ne lui permet pas d'absorber toute l'énergie élastique fournie.

L'optimisation du couplage s'effectue également en fonction de l'emplacement de l'élément sur la structure. Dans le cas d'une poutre de type *cantilever*, le maximum de contrainte est situé au niveau de l'encastrement.

4.4 Facteur de qualité Q

Le mouvement des structures soumises à des forces ou des mouvements imposés génère dans le cas idéal une combinaison d'une énergie potentielle et cinétique dans chaque cycle, mais en présence des frottements dans le système une partie de cette énergie est dissipée sous forme de chaleur dans les matériaux constitutifs de la structure et dans les liaisons des différents éléments de structure entre eux et avec le milieu environnant. Cette dissipation d'énergie provoque une atténuation des mouvements des vibrations, générant donc un amortissement du système. Selon la nature des frottements, on distingue plusieurs types d'amortissements, visqueux, structurel (hystérétique) et de Coulomb. Pour des vibrations de faible amplitude, on considère uniquement les amortissements visqueux où l'énergie dissipée est proportionnelle à la vitesse et où les frottements sont caractérisés par le coefficient de frottement visqueux C.

Étant donné que le dispositif de récupération peut être modélisé par un système oscillant à un degré de liberté (modèle à constantes localisées), l'énergie dissipée est représentée par le taux d'amortissement défini par la relation 2.14, en fonction de la masse et la raideur globale.

$$\xi = \frac{C}{2\sqrt{KM}} \qquad (2.14)$$

l'amortissement au voisinage d'une résonance est représenté par le facteur de qualité Q, qui se défini comme le rapport entre l'énergie totale sur l'énergie dissipée et peut être calculé de différentes façons en fonction de taux d'amortissement ζ, du facteur de perte

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

σ, de l'angle de perte entre la tension et l'effort cyclique *tan(θ),* la fréquence de résonance et la bande passante *Δf* à -3db , soit :

$$Q = \frac{1}{2\zeta} = \frac{fr}{\Delta f_{3db}} = \frac{1}{\sigma} = \frac{1}{\tan(\theta)} \qquad (2.15)$$

Pour des structures de récupérateur utilisant des poutres encastrées, les mécanismes de perte peuvent être classifiés en deux types: les pertes intrinsèques et extrinsèques.
Les pertes incluent les pertes dues au frottement avec l'air et celle de compression de l'air entre la structure et la paroi, caractérisé par l'amortissement ζ_{aire}, les pertes lié au rayonnement de l'énergie dans le support, caractérisé par l'amortissement ζ_{encst}. Concernant les pertes internes, elles sont représentées par l'amortissement ζ_{mat}. La *figure 2.12* montre la localisation de ces amortissements sur une structure du générateur de type cantilever.

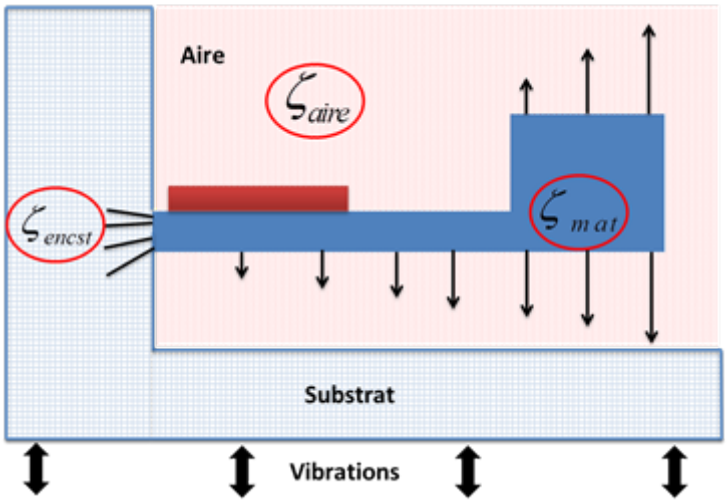


Figure 2.12: Déférents amortissements présente dans une structure de récupérateur

Le facteur de qualité global *Q* dépend de ces différentes pertes. Il est défini par l a relation (2.16):

$$Q = \frac{1}{2}\left(\frac{1}{\zeta_{aire}} + \frac{1}{\zeta_{mat}} + \frac{1}{\zeta_{encst}}\right) \qquad (2.16)$$

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

(i) Pertes liées à l'amortissement interne à la structure

Dans les vibrations des structures, une partie de l'énergie cinétique absorbée par les matériaux se transforme en énergie élastique utile au processus de déformation. Une autre partie se dissipe sous forme de chaleur. Ces pertes internes sont dues à la présence de phénomènes physiques apparaissant dans la structure et qui sont à l'origine de déformations, de microdéformations ou de mouvements irréversibles au sein du matériau.

Ce type d'amortissement est décrit par le paramètre η déterminé par les propriétés des matériaux. Il se définie par rapport au coefficient d'amortissement interne du matériau par :

$$\zeta_{mat} = 0.5\,\sigma \qquad (2.17)$$

L'amortissement interne est relativement faible dans les métaux et les matériaux monocristallins. Pour le silicium par exemple, la valeur de l'amortissement η est égale à 2,5 10^{-4} et celle des céramiques piézoélectriques massives PZT est égale à 7.4 10^{-3}.

(ii) Pertes liées à l'interaction structure-air

C'est l'amortissement généré par le fluide environnant. La résistance offerte par le fluide pour le corps en mouvement provoque une dissipation énergétique. La quantité d'énergie dissipée dépend de nombreux facteurs tels que la taille et la forme du corps vibrant, la viscosité du fluide, la fréquence des vibrations et de la vitesse du corps vibrant.

Pour minimiser cette perte dans une structure de récupérateur, on doit réduire la surface de contact avec l'air. Ceci peut s'effectuer par des optimisations au niveau de la géométrie et la répartition de la masse sismique dans la structure.

(iii) Pertes liées à l'encastrement

Ces pertes sont définies par l'énergie absorbée par l'encastrement. Dans le cas d'une liaison par serrage, des micro-glissements sont générés au niveau de l'encastrement et provoquent une dissipation locale de l'énergie mécanique par frottement. Dans le cas d'une poutre encastré-libre l'amortissement peut être estimé par la relation empirique [110] :

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

$$\zeta_{\sup} = \frac{0.23\, e^3}{l^3} \qquad (2.18)$$

où e et l sont respectivement l'épaisseur de la longueur de la poutre.

L'estimation de l'amortissement dans un système avec des modèles numériques est complexe à cause de l'absence d'informations suffisantes sur les composants et liaisons créant la dissipation d'énergie. L'approche la plus courante consiste à définir un amortissement visqueux global du système pour la simulation du comportement dynamique, où sa valeur est une constante et ne tient pas en compte la nature des pertes. Or l'amortissement peut être affecté par un changement de la géométrie, par les propriétés des matériaux ou la fréquence d'excitation. Par exemple, si on augmente la largeur de la poutre, les pertes issues de frottement avec l'air augmentent et de fait le coefficient de qualité global diminue. Pour des simulations plus complexes, il existe un autre modèle d'estimation plus efficace , appelé amortissement de Rayleigh, qui évalue les pertes à partir de la masse et la raideur de système et consiste à construire une matrice d'amortissement global [C] d'un système de vibration par une combinaison linéaire de la matrice de masse [M] et de la matrice de rigidité [K] :

$$[C] = \alpha [M] + \beta [K] \qquad (2.19)$$

Il s'agit d'un amortissement lié à la masse de système par la constante α et à la raideur de système par la constante β. Ces constantes sont décrites en fonction de la pulsation propre et du coefficient d'amortissement, par :

$$\zeta = \frac{\alpha}{2\omega} + \frac{\beta\omega}{2} \qquad (2.20)$$

Les constantes α et β peuvent être évaluées à partir des valeurs connues de la fréquence propre et du coefficient d'amortissement du système, celle par exemple du matériau utilisé ou mesuré expérimentalement. Il existe trois cas pour les calculer, selon l'effet dominant sur l'amortissement :

- L'amortissement de masse où la constante β=0 .

La constante α se déduit par la relation (2.20). Cette approximation est utilisée pour des vibrations du système à basse fréquence avec des amplitudes importantes.

- L'amortissement de raideur où la constante α =0.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

La constante β se calcule par la relation (2.20). Cette approximation est utilisée pour des vibrations du système en haute fréquence avec de faibles amplitudes.

- L'amortissement de masse et de raideur

Ceci constitue le cas général. Les constantes sont calculées dans un intervalle de fréquence (f_1, f_2) par la résolution de système d'équation :

$$\begin{cases} \zeta = \dfrac{\alpha}{2\omega_1} + \dfrac{\beta\omega_1}{2} \\ \zeta = \dfrac{\alpha}{2\omega_2} + \dfrac{\beta\omega_2}{2} \end{cases} \qquad (2.21)$$

Cette méthode est très pratique pour prendre en compte les divers amortissements dans les modèles numériques. Ceci permet d'étudier l'évolution du facteur de qualité global du récupérateur en fonction des variations des paramètres de la structure. Par exemple on peut estimer l'évolution des pertes en fonction de la masse sismique M à partir d'analyses harmoniques réalisées autour de la résonance du premier mode comme le montre la courbe de simulation de la *figure 2.13*.

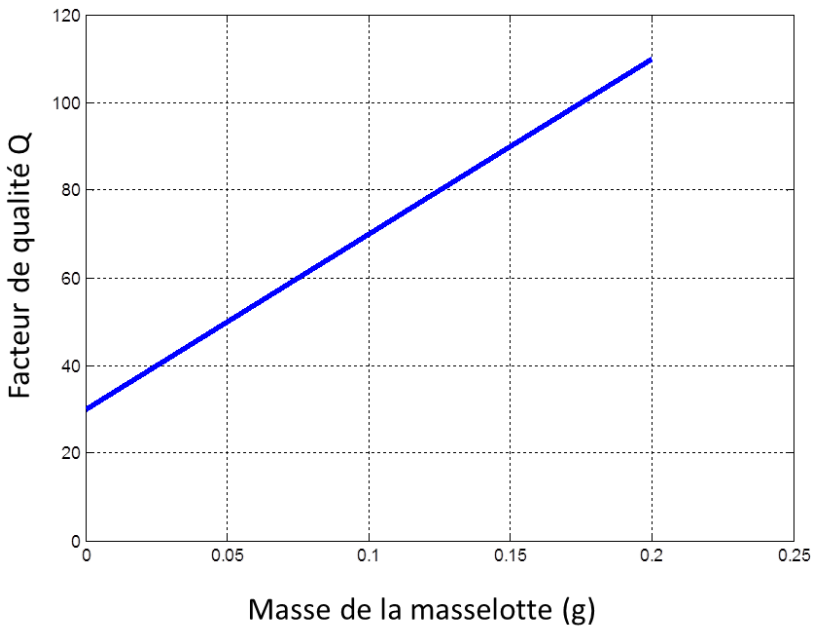


Figure 2.13: Evolution de facteur de qualité en fonction de la masse sismique

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Cette simulation a été effectuée sous logiciel ANSYS dans une gamme de fréquence située entre 600Hz et 2300 Hz, correspondant à la plage de variation de la fréquence du premier mode, avec α =2.37 et β = 1.72 x 10^{-6} évaluées par le système d'équation (2.21).

Le facteur de qualité Q augmente avec la masse sismique, ce qui est conforme à la valeur calculée à partir du modèle à constantes localisées :

$$Q = \frac{\sqrt{KM}}{C} \qquad (2.22)$$

5 Conclusion

L'étude basée sur un modèle à constantes localisées a permis d'analyser le transfert énergétique à la résonance et de déterminer *les paramètres déterminants* pour l'optimisation de l'énergie récupérée, soient le coefficient de couplage k , le facteur de qualité Q et la fréquence de résonance f_s.

Il a été montré que *le rendement et la puissance* sont optimaux si d'une part la fréquence de résonance est correctement ajustée à celle de sollicitation dans le cas d'un régime harmonique et d'autre part si le produit $k^2 Q_m$ est supérieur à 3.

Les paramètres intrinsèques de la structure agissant sur les valeurs de k, Q et f_s ont été identifiés et il a été montré comment les simulations basées sur un modèle à éléments finis conduisent à leur optimisation.

Ces approches d'optimisation seront utilisées en tâche de fond dans la suite de notre travail.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

CHAPITRE 3 : NANOSTRUCTURATION DE SILICIUM POUR LA RÉCUPÉRATION DE L'ÉNERGIE EN BASSE FRÉQUENCE

1 Introduction

Ce chapitre aborde la problématique rencontrée lors de la miniaturisation des structures du récupérateur d'énergie mécanique. Comme l'a montré le chapitre 1, la meilleure performance est obtenue lorsque la fréquence de résonance du récupérateur est incluse dans la gamme de fréquence de sollicitation, définie généralement dans les basses fréquences. Or, la réduction de la taille des structures à des dimensions millimétriques ou micrométriques décale la résonance vers les hautes fréquences, comme dans le cas du générateur piézo-électrique à base de la structure en silicium (Si), où la fréquence de résonance dépasse les 1 kHz.

L'objectif de ce travail est *d'éliminer ce décalage fréquentiel* sans dégradation des performances du récupérateur avec une structure composite à base de silicium. Nous proposons une solution qui permet de réduire la rigidité de la structure, par nano-structuration avec l'intégration de silicium poreux (Sip), caractérisé par sa *faible rigidité* par rapport à celle de silicium [111].

Après une présentation de principe de cette nano-structuration nous montrerons, par une étude comparative et à l'aide de simulations, l'effet de l'intégration de silicium poreux sur une microstructure basique du récupérateur. Dans une dernière partie enfin, nous validerons le principe par des tests expérimentaux réalisés sur des échantillons préparés dans la salle blanche.

2 Le silicium poreux

2.1 Historique

À la fin des années 1950, Uhlir et Turner découvrent le silicium poreux par hasard lors du polissage et façonnage de la surface de silicium dans de l'acide aqueux de HF, où ils observent la formation d'une couche colorée. Dans un premier temps, ce nouveau matériau n'a pas été pris en compte pour l'exploitation, mais plus tard, la découverte de sa propriété de luminescence à température ambiante [112] a suscité un grand nombre

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

d'études sur ses propriétés optiques et électriques. Ce matériau peut être produit par circulation d'un courant électrique dans une solution à base-HF grâce à un processus de dissolution appelé « anodisation ». Elle permet d'obtenir les couches de SiP dont les nanostructures solides spongieuses ou colonnaires et les nano-pores formés sont fortement interconnectés, comme l'illustre la *figure 3.1*.

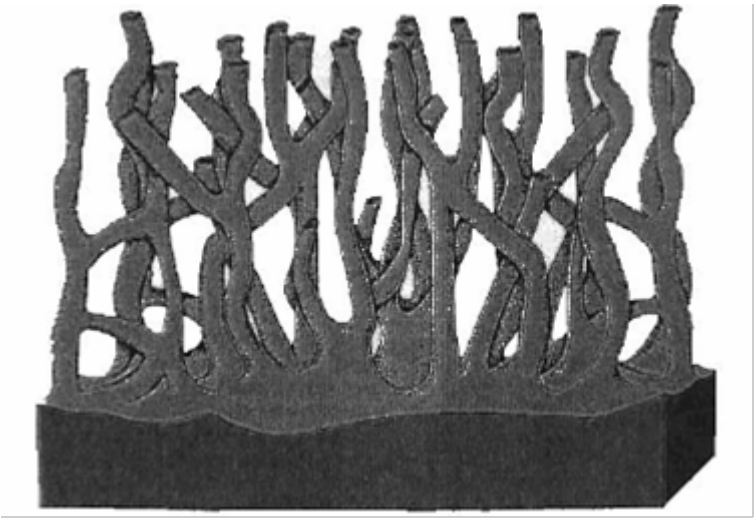


Figure 3.1: Coupe schématique d'une couche de Silicium poreux sur substrat de silicium monocristallin [113]

De nombreuses et importantes applications ont émergé en profitant des nouveaux biens de cette nanostructuration par rapport au silicium monocristallin, ainsi que sa compatibilité avec l'industrie de fabrication de semi-conducteurs, qui a fait de SiP un matériau polyvalent dans la technologie d'aujourd'hui, et cela dans plusieurs domaines. En effet, ses propriétés physiques peuvent être adaptées en réglant simplement sa porosité. Par exemple, le contrôle de l'indice de réfraction du silicium poreux peut être ajusté par la porosité, ce qui le rend très attrayant pour les applications photoniques. En outre, la maitrise technologique et la biocompatibilité de silicium font du silicium poreux un excellent candidat pour des applications de détection et de récupération d'énergie à base des MEMS [114].

2.2 Propriétés structurelles du SiP

2.2.1 Morphologies du SIP

Les différentes textures ou formes d'apparence du silicium poreux sont principalement déterminées par le type et le niveau de dopage du silicium. Les dimensions des pores typiques pouvant varier d'un micromètre jusqu'à quelques nanomètres, leur formation se

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

produit par une dissolution directe de la matière et non par une re-déposition ou un processus de restructuration. Bien que la structure du silicium poreux est complexe et asymétrique avec réseau cristallin, le silicium restant entre pores conserve sa cristallinité originale (c'est-à-dire qu'il reste monocristallin avec la même orientation que le substrat) [115].

Dans la littérature, le SiP est généralement défini selon la géométrie de ses pores, en particulier grâce à leur diamètre moyen et à la distance moyenne entre ceux-ci. On en distingue trois types : le macroporeux, mésoporeux et nanoporeux.[116][117]

➢ Le silicium nanoporeux a généralement des pores d'une taille inférieure à 3 nm.

Ce type de silicium poreux peut être fabriqué avec des plaquettes de silicium de type p avec une concentration de dopage entre 10^{14} cm $^{-3}$ à 10^{17} cm $^{-3}$.

➢ Le silicium poreux avec des pores de largeur allant de 3 nm à 50 nm est appelé silicium mésoporeux. Il peut être obtenu à partir de plaquettes de silicium de type p + ou n +, dont la concentration de dopage est supérieure à 10^{18} cm^{-3}. La *figure 3.2* montre la morphologie des microstructures en silicium mésoporeux anodisées à des courants différents et avec différentes concentrations de dopage.

➢ Le silicium macroporeux présente des pores plus grands que 50 nm. Ce type de silicium poreux peut être fabriqué avec des plaquettes de silicium de type n, avec un niveau de dopage compris entre 10^{14} cm^{-3} à 10^{17} cm^{-3}.

Le *tableau 3.1* ci-dessous résume les différentes morphologies rencontrées dans des conditions d'anodisation standard et avec les types de substrat de silicium.

Morphologie	Substrat	Taille des cristallites	Taille des pores
Nano-poreux	Type p (résistivité ρ~1 Ω.cm)	Entre 1 et 5 nm	Entre 1 et 5 nm
Méso-poreux	p^+ (ρ ~10^{-3}-10^{-2} .cm) n^+ (ρ ~10^{-3}-10^{-2} Ω.cm)	Entre 10 et 100 nm	Entre 10 et 100 nm
Macro-poreux	n (résistivité ρ~1 Ω.cm).	Entre 0,1 et 1 µm	De l'ordre du µm

Tableau 3.1: Caractéristiques des différentes morphologies du poreux

La microstructure peut être étudiée grâce à des observations en microscopie électronique à balayage (MEB) ou grâce à la microscopie électronique à transmission TEM, comme le montrent quelques exemples de couches SiP obtenues pour différentes

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

types de substrat (*figure 3.2*). Ceci démontre la variété de morphologies trouvées dans le SiP.

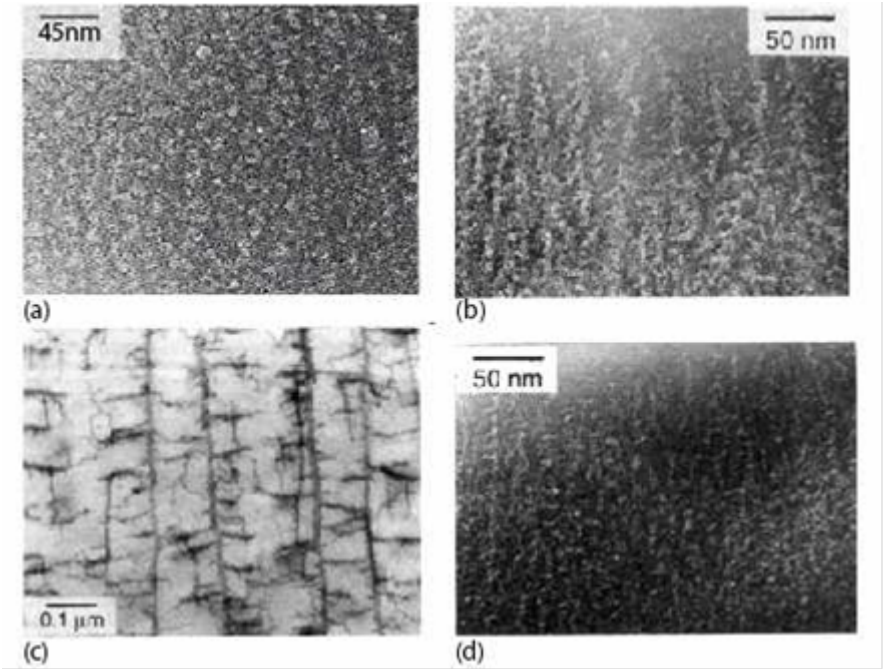


Figure 3.2: Clichés de microscopie électronique à transmission des morphologies du silicium poreux : (a) nano-poreuse (type p), (b) méso-poreux (type p+) ;(c) silicium macro-poreux (type n non éclairé) ;(d) silicium méso-poreux (type n+) [[114]].

La morphologie de la couche poreuse dépend aussi de l'orientation cristalline initiale du substrat, particulièrement dans le cas d'un substrat dopé n (gravures préférentielles des macro-pores selon les plans <100> et <113>).

2.2.2 Porosité

La Porosité P est définie comme le pourcentage volumique de vide dans une couche de silicium poreux, elle est décrite par la *relation 3.1* :

$$P = \frac{V_{vide}}{V_0} = \frac{V_0 - V_{Si}}{V_0} \qquad (3.1)$$

Où V_0 est le volume total de la couche poreuse et V_{Si} est le volume de silicium restant après dissolution électrochimique. La porosité peut pratiquement varier de 30% jusqu'à 90% [115], [118], [119], et est facilement déterminable optiquement ou par gravimétrie. La première méthode est fondée sur la détermination de l'indice de réfraction de la couche SiP par FTIR (infrarouge à transformée de Fourier) de son réponse spectrale,

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

tandis que la technique gravimétrique qui est généralement utilisée dans la littérature est décrite ci-dessous :

L'échantillon est d'abord pesé avant anodisation, puis immédiatement après cette anodisation, afin de déterminer la masse de silicium dissous et enfin après enlèvement de la totalité de la couche poreuse à l'aide d'une solution de 1% KOH ou NaOH (qui réalise une gravure sélective de SiP par rapport à Si massif). La porosité peut alors être calculée selon *la relation 3.2* suivante:

$$P = \frac{m_1 - m_2}{m_1 - m_3} \qquad (3.2)$$

Équation dans laquelle m_1 est le poids de l'échantillon avant l'anodisation, le poids m_2 juste après anodisation et m_3 le poids après dissolution de la couche de silicium poreux dans une solution aqueuse de NaOH ou de KOH.

2.2.3 Taux de croissance

L'épaisseur d'une couche poreuse peut être déterminée par des mesures de poids, en fonction de la surface S de substrat exposée à HF au cours de l'anodisation et de la densité D de silicium massif (*relation 3.3*).

$$P = \frac{m_1 - m_3}{S\,D} \qquad (3.3)$$

Elle peut être également déterminée directement à partir d'observations microscopiques, comme le montre la *figure 3.3*.

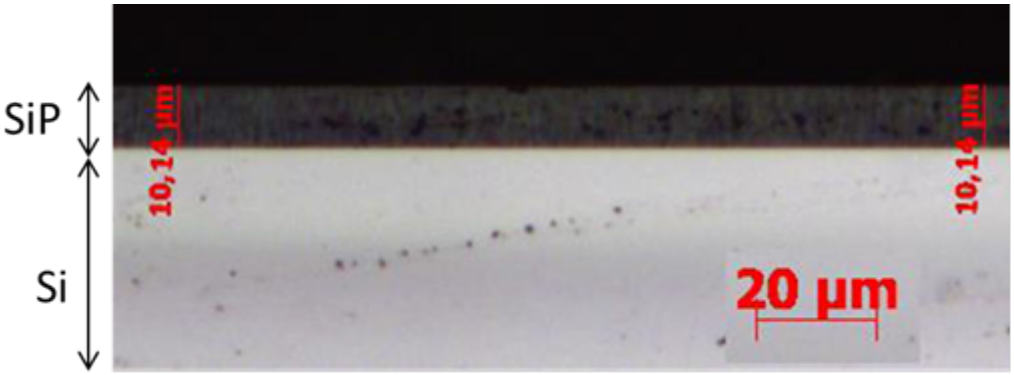


Figure 3.3: Mesure de la couche de Sip par observation microscopique

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

D'autres techniques peuvent également être utilisées pour la détermination de l'épaisseur, telles que l'ellipsométrie (en particulier pour les couches minces) ou de la mesure par étape, mais ces techniques ont besoin des nouveaux travaux sur la modélisation de la préparation et de l'échantillon avant de celui-ci .

2.3 Techniques d'élaboration de SiP

Il existe plusieurs techniques pour l'obtention de Sip [120]–[122]:

LPCVD (Low Pressure Chemical Vapor Deposition),

Les nanostructures déposées,

Les nanostructures précipitées,

La pulvérisation cathodique,

L'ablation laser,

La pyrolyse laser,

La synthèse sous forme d'aérosol,

La recristallisation de Si amorphe,

La lithographie par AFM,

La nanostructuration de silicium par anodisation électrochimique.

Le procédé de fabrication le plus commun de silicium poreux est une anodisation qui forme le silicium poreux par dissolution électrochimique du silicium dans la solution à base d'HF. Cette technique permet, contrairement aux autres, de réaliser des caissons épais de silicium poreux [124]. Une vue schématique du procès d'anodisation est représentée sur la *figure 3.4*.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

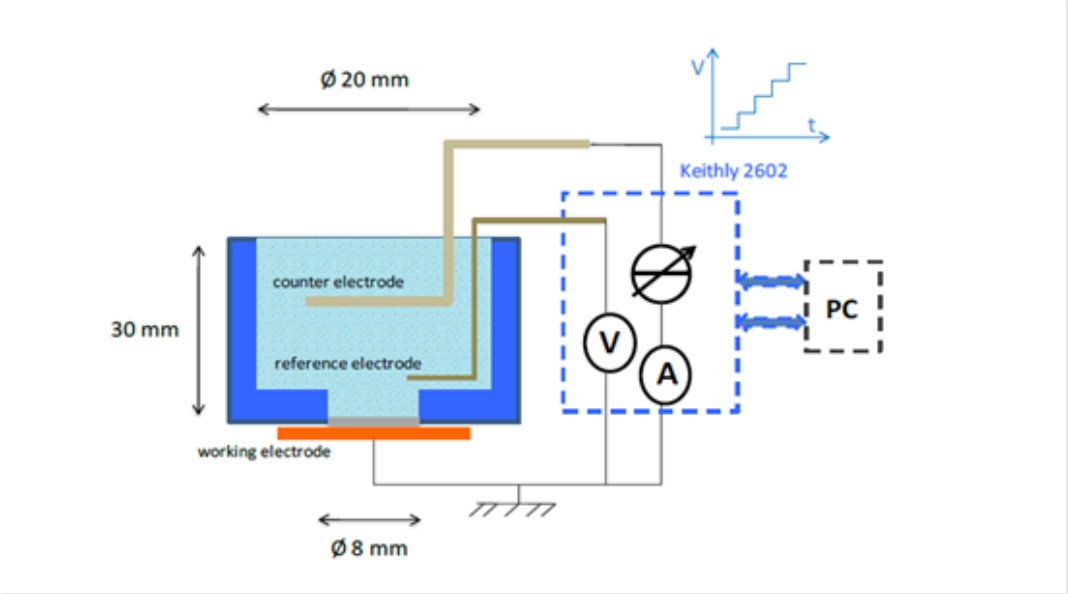


Figure 3.4: Schéma de procès d'anodisation électrochimique

Le substrat monocristallin est placé dans une cellule d'anodisation (fabriquée dans un matériau inerte par rapport à l'acide fluorhydrique). La plaquette de silicium joue le rôle d'anode et l'électrode en métal inerte (or en platine) constitue la cathode. L'électrolyte est une solution de HF diluée avec de l'eau ou de l'éthanol. Un courant électrique est appliqué entre le substrat de silicium et l'électrode, et permet d'activer la réaction chimique d'électrolyte avec le silicium. Toute la surface exposée à l'électrolyte est anodisée. Il est nécessaire d'agiter la solution pour permettre aux bulles de dihydrogène formées de s'évacuer et ainsi de renouveler la solution sur la surface du substrat.

2.3.1 Formation de Silicium poreux

Au cours du processus d'anodisation, des trous sont injectés à travers la tranche à l'interface électrolyte-semi-conducteur. Les ions fluorures se déplacent également à cette interface grâce au champ électrique généré dans l'électrolyte. C'est la présence des deux trous et des ions F^- qui conduit à la gravure d'atomes de silicium. À une concentration d'HF constant, en fonction de l'intensité du courant appliqué, trois régimes d'anodisation électrochimique peuvent être distingués, comme l'illustre la *figure 3.5* : formation de PS, électropolissage et le régime de transition.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

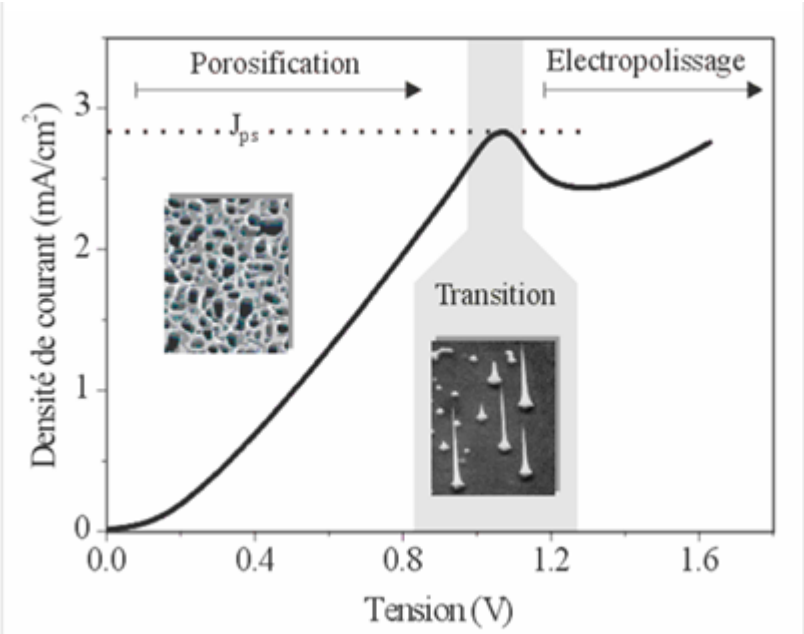


Figure 3.5 : les différents régimes d'anodisation [122]

La densité du courant dans une électrode semi-conductrice est limitée par la réaction cinétique sur l'interface « semi-conducteur – électrolyte » ou par la diffusion des porteurs de charges de l'électrode ou de l'électrolyte.

La formation des pores a lieu pour les tensions 0 V <V <0.8 V, étant la tension qui correspond au pic de densité de courant de la zone de transition. Ce pic est appelé le « pic d'électropolissage ». La densité du courant dépend principalement de la composition de l'électrolyte et faiblement du substrat. Pour les tensions V > 0.8 V, le phénomène d'électropolissage a lieu. La zone de transition résulte quant à elle de la compétition entre la formation des pores et l'électropolissage. La *figure 3.6* montre une carte de répartition topologique pour les différentes régions de dissolution du silicium en fonction de la densité de courant et la concentration d'HF.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

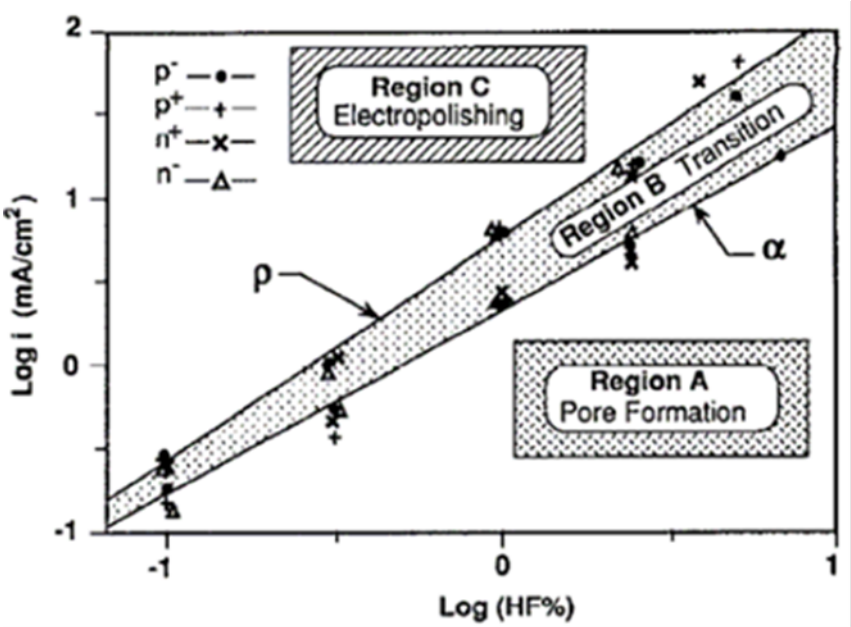


Figure 3.6: Diagramme décrivant le processus d'anodisation complet [120].

Le régime de formation de silicium poreux est favorisé à des concentrations élevées de HF et de faibles densités de courant, une concentration de 15 à 40% de HF et une densité de courant de 1 à 100 mA/cm^2 sont standard pour la fabrication de silicium poreux [125]. Le régime d'électropolissage, où la surface de silicium conserve une morphologie relativement lisse et plane après qu'elle ait recouverte par une couche d'oxyde, est favorisé à des faibles concentrations d'électrolyte et des densités de courant élevées. Le régime intermédiaire appelé « régime de transition » est une zone de concurrence entre la formation de pores et d'électropolissage pour le contrôle de la morphologie de surface. La structure qui en résulte à l'intérieur de cette région est en général de nature poreuse, mais les diamètres des pores augmentent rapidement dès que la densité de courant électrolytique se rapproche [126]. Cette région est exploitée par exemple pour produire des nanocristaux de silicium localisés sur la surface [127].

Dans le cas de l'électropolissage, la faible concentration en HF conduit à un rapport "trous en surface"/[HF] élevé. La gravure du substrat a lieu préférentiellement sur les défauts de surface où la concentration des ions fluors F^- est maximale. La gravure a tendance à lisser la surface du substrat monocristallin. En effet, malgré le champ électrique, la diffusion limite la pénétration des ions F^- dans les trous et freine leur propagation (*figure 3.7*).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

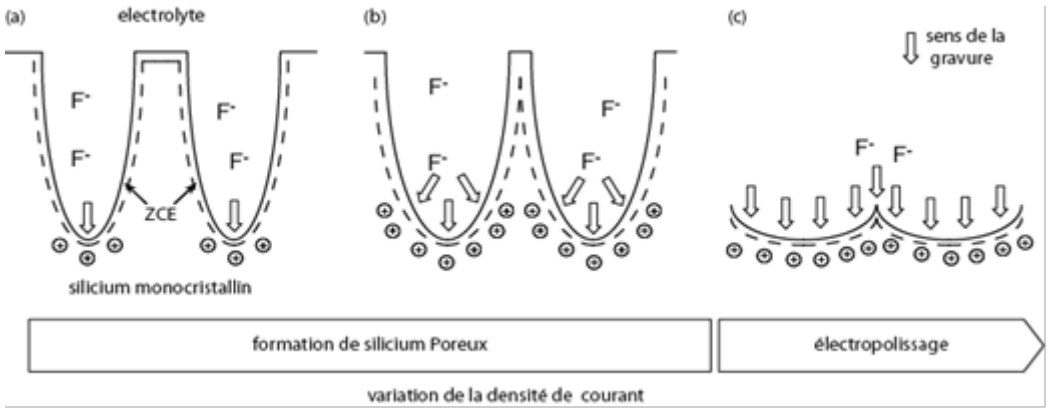


Figure 3.7: Les différents régimes d'anodisation. (a) et (b) : Porosification du silicium, (c) Electropolissage du silicium .

Pour le régime de porosification, le rapport "trous en surface"/[HF] est faible. Dans ce cas, la concentration de F^- est suffisamment forte pour que les ions pénètrent dans les trous au niveau des aspérités de surface. Lors de l'anodisation, les ions réagissent alors dans les trous pour les transformer en pores. Une fois les pores formés, l'anodisation se produit préférentiellement au fond des pores et continuent ainsi leur formation pour constituer du SiP (*figure 3.7 (a) et 3.7 (b)*).

2.3.2 Mécanisme de dissolution (réaction)

De nombreuses réactions d'attaques chimiques ont été proposées. Le mécanisme le plus reconnu a été proposé par Lehmann en 1991[123] représenté sur la *figure 3.8*. Il s'appuie sur l'inertie chimique du Silicium face à l'acide fluorhydrique, induite par la faible polarisation des liaisons Si-H en absence de trous électroniques. Ce modèle montre la rupture des liaisons Si-Si et Si-H sous l'influence combinée des ions fluorure et des trous, donnant lieu à la formation de molécule $Si\text{-}F_4$ et gaz H_2. En effet, sous l'action d'une polarisation, une charge positive polarise la liaison Si-H et rend possible la formation d'une liaison Si-F par l'attaque d'un ion fluor (A). Cette liaison polarise à son tour la liaison la liaison Si-H contiguë et permet la création d'une seconde liaison Si-F avec la libération de dihydrogène H_2 et d'un électron (étapes B et C). Il s'ensuit une polarisation et une attaque des liaisons Si-Si par SiF_2 et HF ou H_2O, respectivement, avec libération d'une molécule SiF4 et passivation par des atomes d'hydrogène de la surface résultante (étapes D et E). Si les paramètres de gravure sont fixés au-dessous du régime d'électropolissage, la dissolution est incomplète et le processus de gravure a lieu uniquement dans des sites préférentiels.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

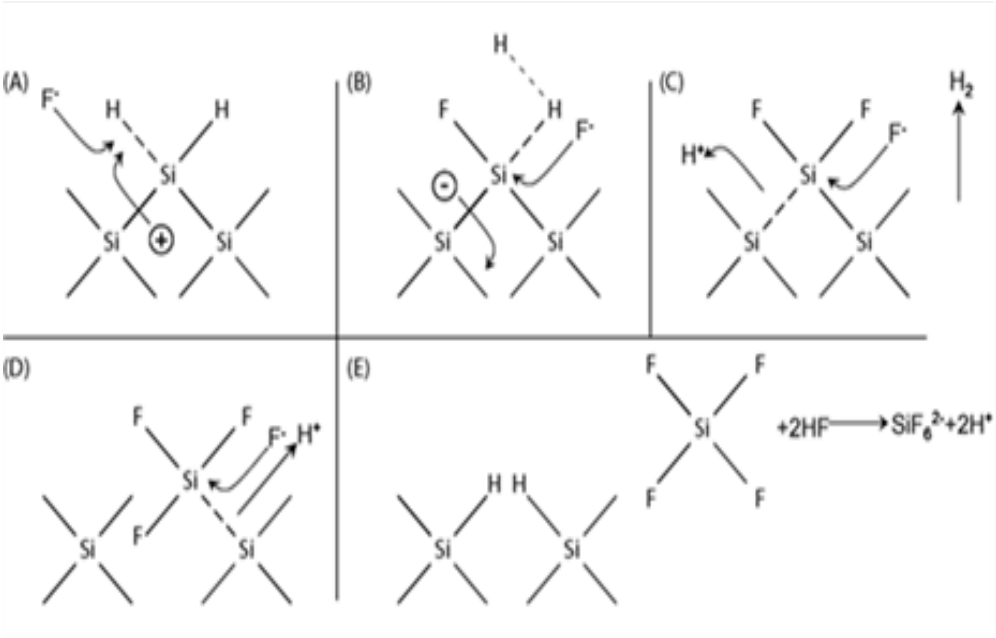


Figure 3.8: Etapes du modèle de dissolution électrochimique du silicium poreux

La nouvelle topographie de la surface agit sur la répartition du champ électrique local avec migration des trous au niveau des inhomogénéités de surface et donc de propagation du front de gravure dans ces zones uniquement. (*Figure 3.9*).

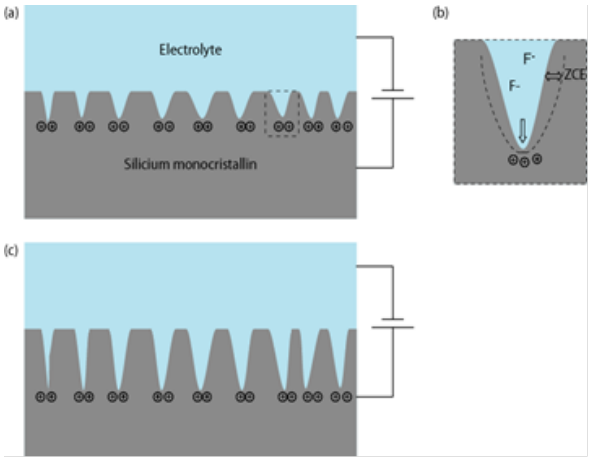


Figure 3.9: Mécanisme de formation des pores lors de l'anodisation électrochimique : (a) sous l'effet de la polarisation, les trous se concentrent au niveau des irrégularités de la surface initiale, les pores sont amorcés ; (b) les flans sont passivés avec la formation d'une zone de déplétion à l'interface silicium-électrolyte dont l'épaisseur est fonction du dopage du substrat ; (c) le mécanisme se poursuit avec amplification des inhomogénéités [123].

L'hypothèse de cette réaction est appuyée par l'observation expérimentale d'un dégagement gazeux d'hydrogène qui se poursuit après l'arrêt de l'anodisation. De plus,

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

des études de spectroscopie in situ ont confirmé la présence de liaisons Si-H lors de la formation du Si poreux.

2.3.3 Cellule d'anodisation

Les deux modèles différents de cellules disponibles dans notre laboratoire et qui sont couramment utilisés dans la littérature sont la cellule simple bain et double bain. Elles offrent une assez bonne uniformité de la couche poreuse. Les corps de cellule sont réalisés en polymère hautement résistant à l'HF, du polytétrafluoroéthylène (PTFE), bien connu dans le commerce sous le nom de Téflon®.

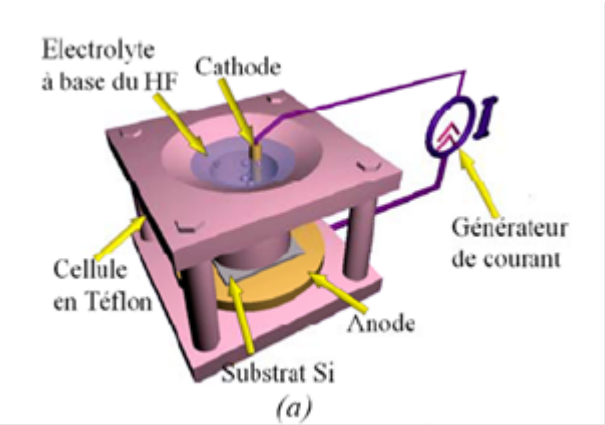


Figure 3.10: Schéma de cellule d'anodisation à un seul bain

La cellule à simple bain illustrée sur la *figure 3.10* contient *un réservoir d'électrolyte unique*. Dans une telle configuration, la plaquette de silicium sert d'anode et la cathode est faite de platine ou tout matériau inerte et HF-conducteur (or, une plaque de carbone, une tranche de silicium fortement dopé...). L'échantillon de silicium est fixé sur une plaque métallique et pressé contre le joint torique avec des vis afin d'éviter tout fuite de HF vers l'anode. Seule la face frontale est exposée à l'électrolyte d'anodisation. La position et la géométrie de la cathode sont essentielles pour la structure de gravure résultante. Ils devraient être de la même taille, dans le plan d'orientation, et assez loin par rapport à l'anode afin d'assurer une homogénéité de distribution du potentiel le long de la surface de silicium et de la couche poreuse, de façon uniforme avec un bon contrôle de l'épaisseur et de la porosité.

Cependant, à une distance très proche du joint torique (de l'ordre de l'épaisseur de tranche), le passage du courant n'est pas normal à la surface, et la densité de courant est par conséquent légèrement améliorée ici. Cet effet a été trouvé comme responsable de défauts d'homogénéité d'épaisseur des couches poreuses. Pour réduire ces

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

inhomogénéités, le joint torique doit être d'un diamètre supérieur à un centimètre et son épaisseur aussi faible que possible de la section [129].

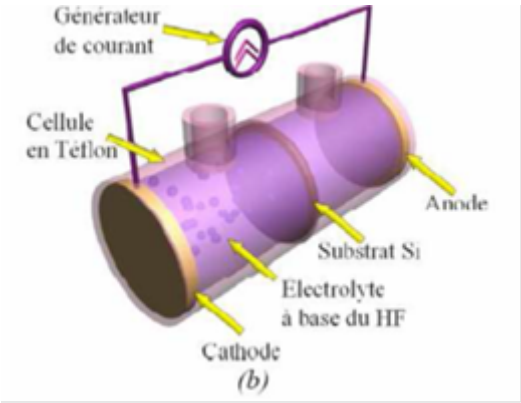


Figure 3.11: Schéma de cellule d'anodisation à double bain

Le second type de cellule présenté dans la *figure 3.11* est utilisé pour la fabrication à grande échelle. Elle contient *deux réservoirs d'électrolyte* et dans cette configuration, la plaque métallique de la cellule joint torique est remplacée par un contact électrolytique face arrière. Ce type de mise en place est constitué de deux demi-cellules séparées par l'échantillon de silicium dans lesquelles des électrodes en platine sont plongées dans le HF. En d'autres termes, le HF est utilisé à la fois pour l'anodisation de la face polie du silicium et en tant que contact de retour. En conséquence, aucune métallisation de la face arrière n'est nécessaire et la plaquette à anodisation peut ensuite être utilisée pour d'autres procédés technologiques, en particulier le chauffage et le traitement chimique, sans aucun risque de contamination métallique. En outre, l'uniformité des couches obtenues avec ce système est suffisamment acceptable et comparable à celle obtenue avec une cellule à simple bain. Cependant, le potentiel de la plaquette n'est pas connu et rend l'investigation sur la caractéristique courant-tension de silicium pendant anodisation impossible.

2.3.4 Paramètres d'obtention du poreux

Au cours du processus d'anodisation, il existe plusieurs paramètres importants qui peuvent évidemment influencer la porosité du silicium poreux et la cinétique d'attaque:
La densité de courant, c'est-à-dire le rapport du courant d'attaque pour la gravure surface qui est souvent décrit dans l'unité mA/cm^2, La concentration de l'électrolyte à base de HF et la température, qui sera supposée constante.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

La concentration du HF et la densité de courant vont être fixés en fonction du type de substrat et de SiP souhaité. Suivant la porosité, l'épaisseur souhaitée et la concentration de l'électrolyte utilisé, on déterminera le temps d'anodisation à partir des courbes de vitesse d'étalonnage. Différentes courbes ont été réalisées pour différents dopages de substrat, mais toutes présentent les mêmes croissances de vitesse de porosification avec la densité de courant ou avec la concentration en HF. Un exemple des courbes obtenues dans le cas de l'obtention de méso poreux est illustré dans les *figures 3.12 et 3.13*.

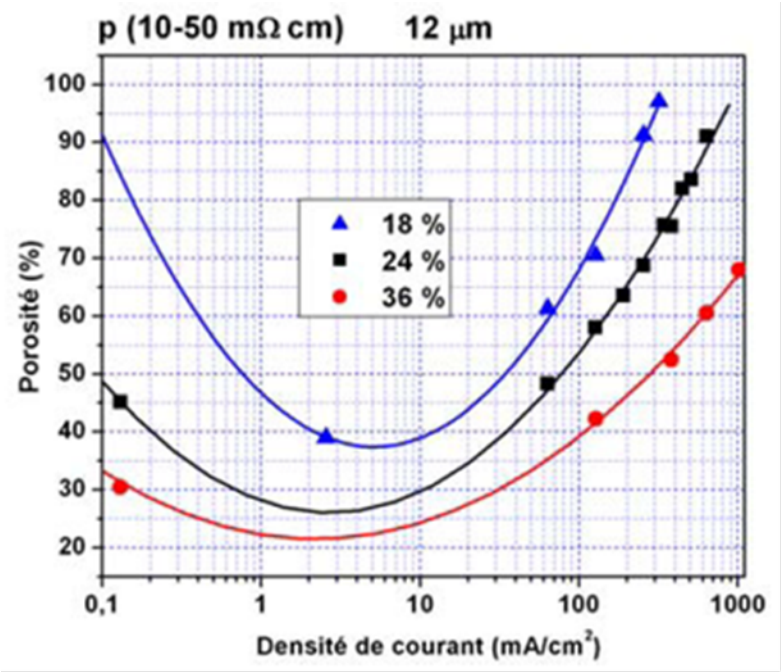


Figure 3.12: Silicium de type p+ (ρ~10-50mΩ.cm) : porosité en fonction de la densité de courant pour une couche de 12 µm d'épaisseur [114].

Il est communément admis que la porosité augmente avec l'augmentation de la densité de courant et diminue avec l'augmentation de la concentration d'HF, comme illustré par la *Figure 3.12*. Cependant, à des densités de courant plus faibles, il a été trouvé qu'une forte augmentation de la porosité est observée. Cela est dû selon [130] à la dissolution de silicium poreux dans l'HF. En effet, lorsque le courant diminue, le procédé d'anodisation nécessite plus de temps ; en conséquence, la dissolution chimique de silicium par HF devient importante et non négligeable, ce qui va amplifier le volume de vide.

En outre, il faut souligner que la porosité est beaucoup plus élevée pour la couche épaisse en raison de l'effet de la dissolution chimique. En effet, plus la couche est grande, plus le temps d'anodisation est important, et donc la masse de silicium dissous

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

chimiquement à partir de la couche poreuse est plus élevée. Cet effet est plus prononcé pour les couches poreuses obtenues à partir de substrats légèrement dopés en raison de leur plus grande surface spécifique par rapport à celle de couches obtenues à partir de silicium à faible résistivité. Il convient de mentionner aussi que la porosité est sensible à la concentration de dopage de substrat. En raison des conditions d'anodisation (densité de courant et la concentration de HF), les couches nano poreuses obtenues par exemple avec du silicium légèrement dopé p sont généralement trouvées comme étant de porosité plus élevée que les couches meso-poreuses ou macroporeuses [131].

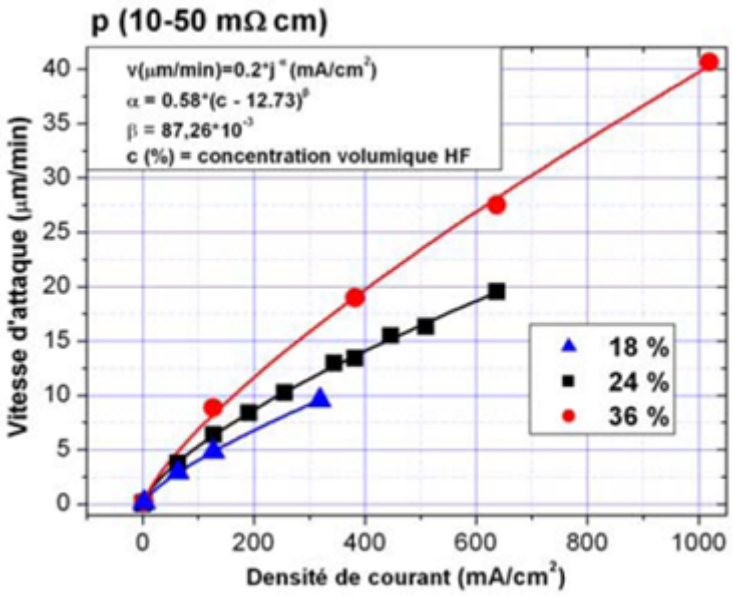


Figure 3.13: Silicium de type p+ (ρ~10-50mΩ.cm) : vitesse d'attaque en fonction de la densité de courant pour trois concentrations de HF différentes (18%, 24% et 36%) [119].

Il est communément admis que la porosité augmente avec la densité de courant et diminue avec l'accroissement de la concentration d'HF comme illustré sur la *figure 3.13*. Cependant, à des densités de courant faibles (< 1mA/cm^2), une forte augmentation de la porosité est observée. Cela est dû selon C. Populaire [114] à la dissolution de silicium poreux dans l'acide fluorhydrique (HF). En effet, lorsque le courant diminue le procès d'anodisation nécessite plus de temps et provoque une dissolution chimique du silicium non négligeable qui augmente la porosité globale Cet effet est plus prononcé pour les couches poreuses épaisses et celles obtenues à partir de substrat faiblement dopés en raison de leur plus grande surface spécifique.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

2.4 Propriétés mécaniques du silicium méso-poreux

Dans une approche macroscopique, une nanostructure de SiP est considérée comme un milieu isotrope homogène caractérisé par un module de Young E_{Sip}. Les études rapportées par Bellet et al [124], [125] et menées au laboratoire INL par C. Populaire et al [111] sur l'évolution de la rigidité en fonction de la porosité sont basées sur l'analyse de la déformation macroscopique de caissons de silicium poreux insérés dans un substrat monocristallin. Il en a résulté une modélisation analytique qui permet de déterminer le module de Youg effectif E_{eff} du milieu poreux à partir de celui du silicium massif pondéré par le taux de matière résiduelle (1-P) et en tenant en compte la force de percolation $g = (1-P)^2$, qui traduit l'interaction mécanique des nanocristalites de silicium dans un milieu chaotique, soit :

$$E_{eff} = E_{si}\,(1-P)^3. \qquad (3.4)$$

Cette modélisation (*équation 3.4*) révèle un effet de la porosité sur la rigidité considérablement amplifié par le facteur d'interconnexion dû à la nanostructuration chaotique du milieu poreux. C'est pourquoi nous avons retenu l'insertion de zones poreuses dans les structures mécaniques utilisées dans cette étude pour en contrôler la rigidité. Ce levier est potentiellement beaucoup plus intéressant qu'un facteur de forme purement géométrique, car il allie l'efficacité de contrôle de la rigidité et des possibilités de design (conservation de planéité) plus adaptées à l'intégration microélectronique.

3 Application aux MEMS récupérateurs d'énergie

Nous venons de monter que le contrôle de la rigidité par porosification nanostructurante est intéressante pour la conception des microstructures à base de silicium. Ce procédé permet d'ajuster la répartition de la rigidité et de la masse par création d'une ou de plusieurs zones poreuses dans une structure en silicium dans le but d'optimiser les paramètres du corps d'épreuve contrôlés par le module de Young et la masse volumique. Dans le cas des MEMS récupérateurs d'énergie mécanique environnementale nous avons exploité cette propriété pour réduire la fréquence de résonance des structures miniaturisées équipant les micros générateurs. Nous pouvons ainsi ajuster la fréquence du micro générateur à celles des gisements d'énergie environnementale (vibrations des machines tournantes par exemple). L'étude de cette adaptation est corrélée à l'évolution des pertes mécaniques afin d'optimiser les conditions globales de récupération d'énergie.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

3.1 Structure du micro générateur sans silicium poreux

Afin de mieux mettre en évidence l'effet de la porosification localisée et de réaliser une étude comparative, nous avons tout d'abord analysé les paramètres mis en jeu en récupération d'énergie sans la nano structuration. Des simulations sont effectuées sous logiciel ANSYS sur une structure basique de type cantilever en silicium présentée dans la *figure 3.14*. Nous avons déterminé la fréquence de résonance f_r et le coefficient de couplage optimal k d'une structure de dimension micrométrique en négligeant l'effet des électrodes et couche SiO_2.

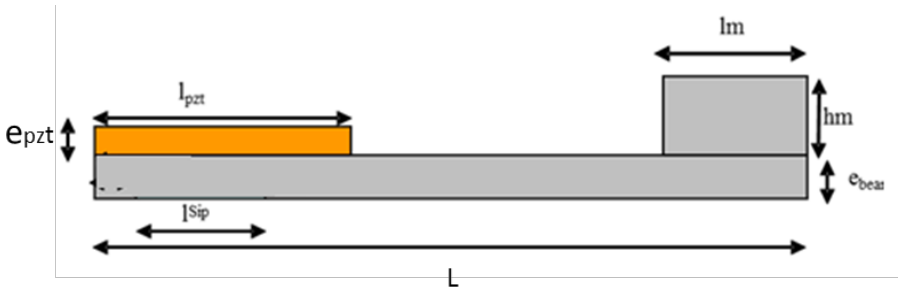


Figure 3.14: structure de micro générateur en silicium massif

Longueur de la poutre L	200 µm
Epaisseur de la poutre e_b	variable
Longueur de la couche piezo l_p	30 µm
Epaisseur de la couche piezo e_p	variable
l_m	20 µm
h_m	20 µm

Tableau 3.2: Dimension la structure

Pour cela nous avons étudié l'évolution de ces deux paramètres (f_r, k) en fonction de l'épaisseur de la poutre en imposant des valeurs fixes aux autres dimensions, qui sont données dans le tableau ci-dessus (*tableau 3.2*).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

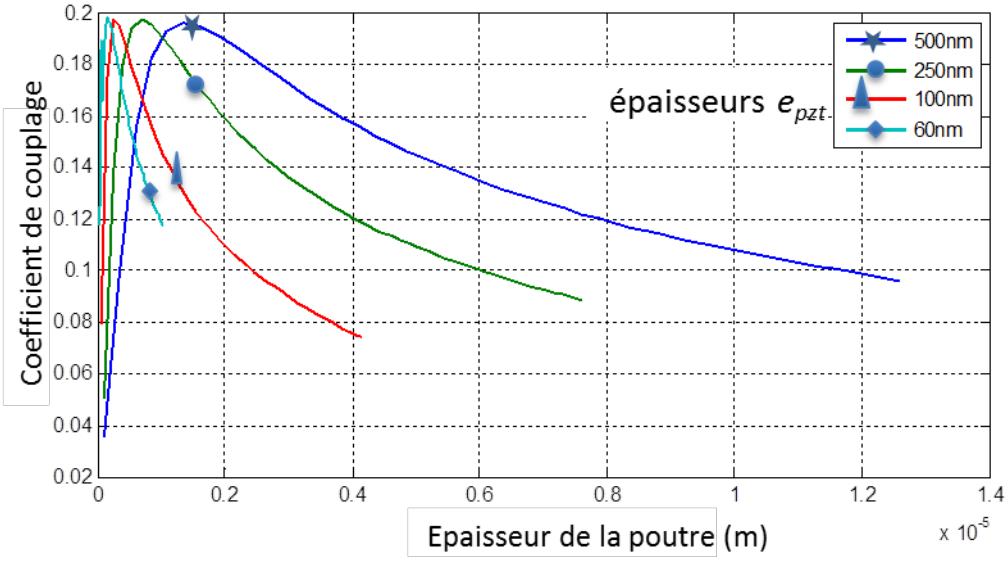


Figure 3.15: Evolution le coefficient de couplage en fonction de l'épaisseur de la poutre pour différents valeurs de l'épaisseur de PZT.

Les courbes donnant l'évolution du coefficient de couplage en fonction de l'épaisseur de la poutre e_b sont présentées dans la *figure 3.15*. Elles montrent que les épaisseurs optimales sont de même ordre de grandeur que celles de l'élément piézoélectrique. Leurs valeurs s'étalent entre 80 nm et 600 nm pour des épaisseurs de l'élément piézoélectrique variant de 60 à 500 nm. Ce résultat concorde parfaitement avec celui obtenu pour une structure centimétrique présentée dans le chapitre 2 et qui affichait un rapport d'épaisseurs optimal voisin de 1. On constate aussi que la valeur maximale du couplage demeure constante autour de 0,2. Ceci s'explique par le fait que le taux de transfert énergétique dans une poutre composite ne dépend que du *rapport des dimensions et des modules de Young,* comme le décrit la relation (3.5).

$$e_{pzt} = 0.5\, e_{Si} \frac{E_{pzt}}{E_{Si}} \qquad (3.5)$$

En conséquence, la conception de micro générateur utilisant des matériaux piézoélectriques en couches minces pose un problème de fragilité de la structure vibratoire (de même épaisseur) associée lorsque celle-ci est de même épaisseur aux fins d'optimisation. Cependant, l'augmentation de cette épaisseur accroît la fréquence de résonnance comme le montre la figure 3.16 ci-dessous sur laquelle est représentée l'évolution de la fréquence de résonance en fonction de l'épaisseur optimale de la poutre pour différentes valeurs de l'épaisseur de l'élément piézoélectrique.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

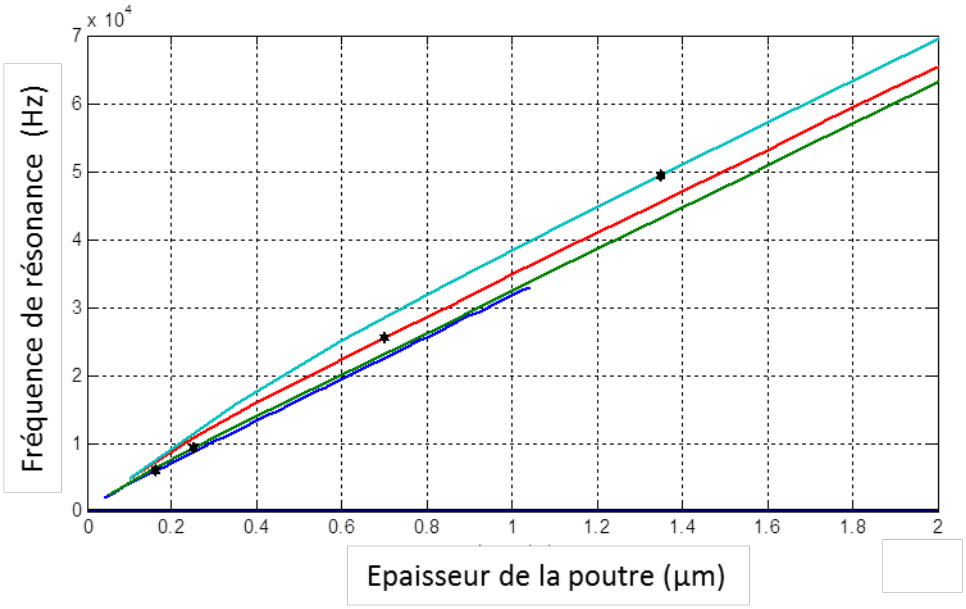


Figure 3.16 : Evolution de la fréquence de résonance en fonction de l'épaisseur optimale d'une poutre sans masse sismique en flexion de longueur L pour des valeurs d'épaisseur de PZT entre 0.06 µm et 0.5 µm.

Cette évolution proportionnelle de la fréquence de résonnance avec l'épaisseur de la structure est conforme au comportement mécanique en régime élastique pour lequel nous avons $f_f \sim (e/L).(E/\rho)^{1/2}$. Ainsi l'utilisation de poutres d'environ 1 µm d'épaisseur génère des fréquences de résonnance supérieures à 30 kHz et donc incompatibles avec la bande de fréquence qui caractérise les principaux gisements d'énergie vibratoire environnementale (quelques centaines d'Hz). Cette première analyse pose la problématique des micros générateurs sur silicium massif pour lesquels l'adaptation fréquentielle aux sources d'énergie et le couplage optimal avec le transducteur piézoélectrique impose une réduction de l'épaisseur de la structure qui fragilise considérablement le corps d'épreuve. Nous proposons de répondre à ce problème en utilisant le levier de la nanostructuration localisée du silicium par porosification électrochimique.

3.2 Influence de silicium poreux sur les performances

Dans le but de réaliser des microstructures de récupération fiables qui prennent en compte les contraintes de miniaturisation présentées dans le paragraphe précédent, nous nous sommes intéressés aux microstructures composites silicium/silicium poreux (Si/SiP) présentées dans la *figure 3.17*, ces dimensions sont les mêmes que celles de la structure en silicium massif. Le principe consiste à insérer une zone en SiP dans la

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

poutre au niveau de l'élément piézoélectrique pour réduire la rigidité de la structure et sa fréquence de résonnance tout en préservant sa solidité. Nous avons analysé l'influence de l'intégration des zones en SIP sur la fréquence de résonance et le coefficient de couplage avec des simulations sous logiciel ANSYS avec une porosité fixée à 80% et une épaisseur la couche piézoélectrique à 5 µm .

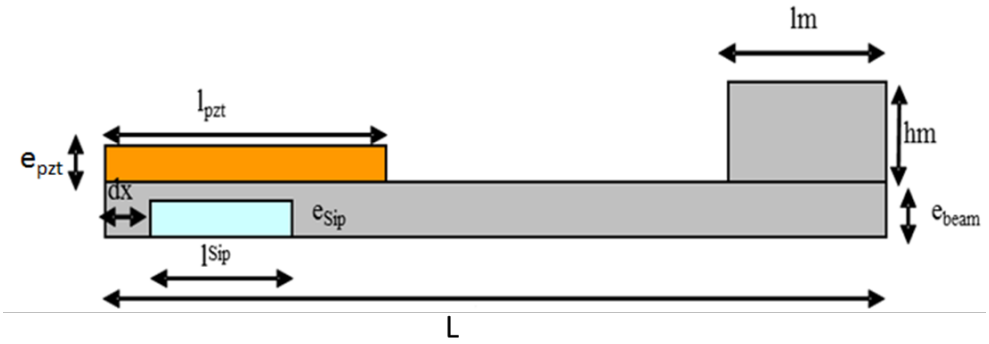


Figure 3.17: structure composite de micro générateur silicium/silicium poreux

La *figure 3.18* montre l'évolution de la fréquence de résonance en fonction de l'épaisseur de la zone poreuse e_{sip} pour quatre valeurs de l'épaisseur de la poutre e_p : 2µm, 3µm, 5 µm, 1.5 µm.

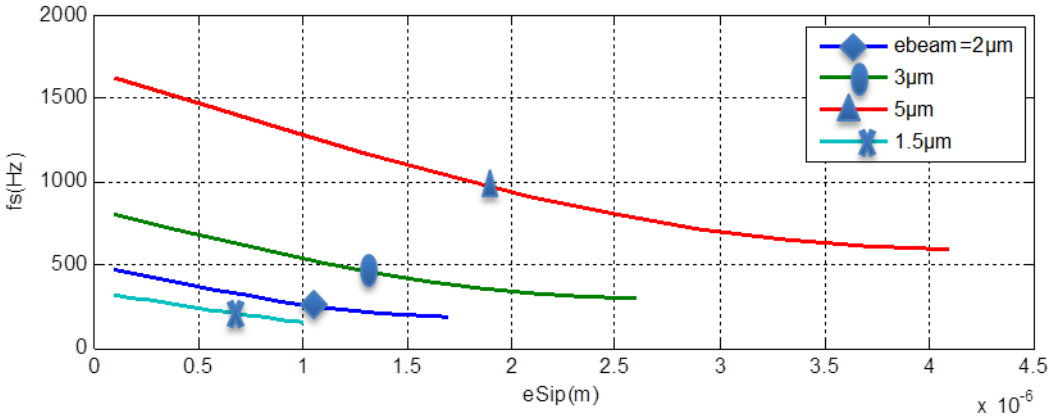


Figure 3.18 : Evolution de la fréquence de résonance en fonction de l'épaisseur de la couche piézoélectrique

Ces courbes montrent une diminution des fréquences de résonance en présence de la zone poreuse caractérisée par sa faible rigidité**.** Les valeurs sont inférieures au kHz et cette diminution s'accentue avec l'épaisseur de la couche. En complément, nous avons représenté sur la *figure 3.19* l'évolution du coefficient de couplage en fonction de

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

l'épaisseur de la zone poreuse e_{sip} pour les quatre valeurs de l'épaisseur de la poutre e_p : 2µm, 3µm, 5 µm, 1.5 µm.

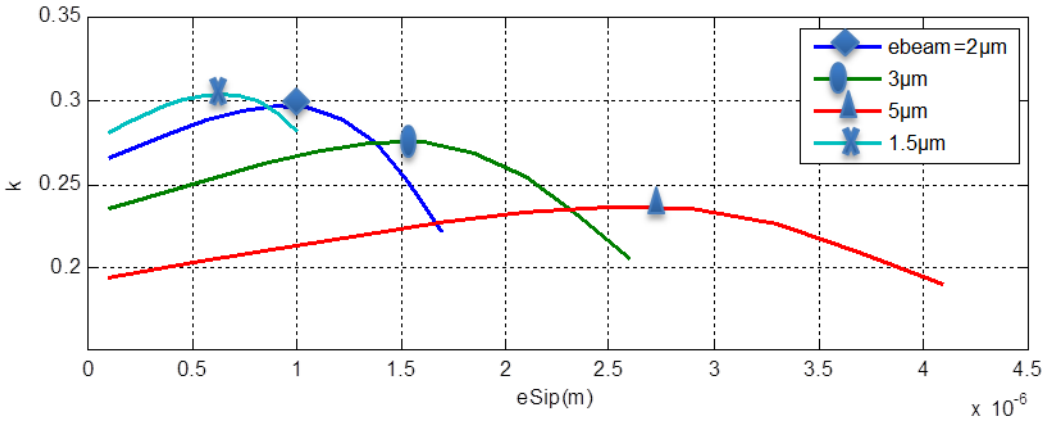


Figure 3.19: Evolution du coefficient de couplage en fonction de l'épaisseur de la couche piézoélectrique

Nous constatons la présence d'un couplage optimal lorsque l'épaisseur de la couche poreuse atteint la moitié de celle de la poutre en raison d'un meilleur transfert vers le transducteur. Au-delà, le couplage décroit en raison de la décroissance de l'énergie prélevée par une poutre moins rigide. Ces résultats montrent les potentialités prometteuses de la nanostructuration pour améliorer l'efficacité des micros récupérateurs d'énergie.

3.3 Mise en œuvre expérimentale

Nous avons procédé à une analyse expérimentale de l'effet de la nanostructuration localisée sur les performances de micro générateurs afin de valider les résultats de la modélisation numérique précédente et d'étudier d'autres paramètres fondamentaux tels que les pertes dues aux mécanismes dissipatifs au sein de la structure vibrante.

3.3.1 Analyse par simulation numérique

Pour étudier l'impact de l'insertion de zones en silicium poreux sur les performances d'un récupérateur, nous avons choisi de réaliser des tests expérimentaux sur des structures basiques telles que les cantilevers et les membranes**.** L'objectif est d'analyser l'évolution de la fréquence de résonance et les pertes en fonction de la position et du

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

volume de silicium poreux gravé dans la structure. Dans ce travail ce volume est ajusté par la largeur de la zone poreuse l_{sip} comme le montre la *figure 3.20*.

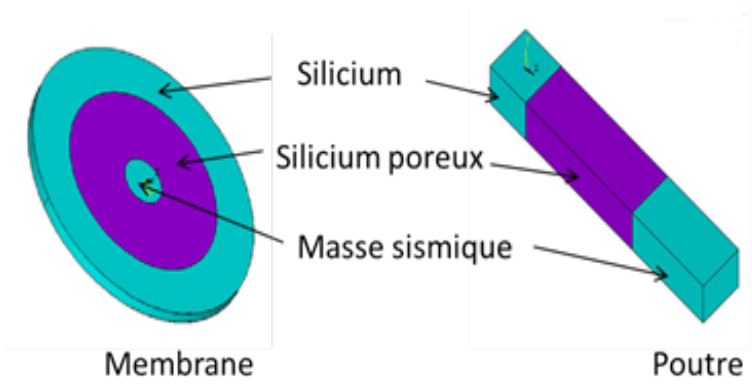


Figure 3.20: Structure composite Si/SiP basique a) membrane - b) cantilever

Comme l'élaboration des membranes nécessite moins d'étapes que celle des poutres, nous avons privilégié dans le premier temps les tests sur des membranes, élaborées à partir des wafers de silicium de 2 pouces de diamètre total. Des anneaux concentriques de 40 mm de diamètre externe de silicium poreux ont été gravés sur différents échantillons en faisant varier le diamètre du pourtour interne et donc la largeur de l'anneau. Comme le montre la *figure 3.21* cette configuration génère une masse sismique centrale de diamètre d_m lié à la largeur l_{sip} de l'anneau poreux par : $d_m = 40 - l_{sip} \quad (mm) \qquad avec \quad 0 < l_{sip} < 40$

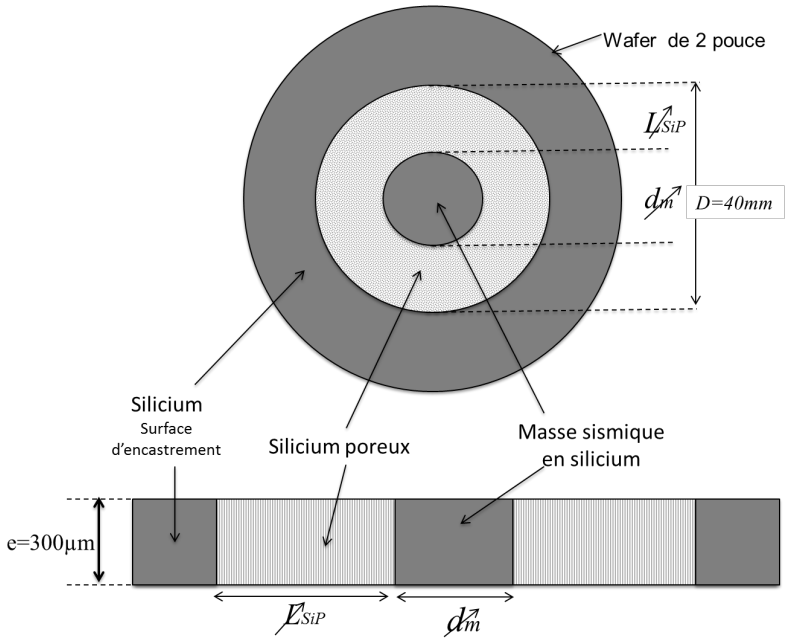


Figure 3.21 : Géométrie de la membrane composite Si/SiP pour les testes

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Les cas limites l_{sip} =0 (membrane en Si massif sans zone poreuse) et d_m =0 (membrane entièrement poreuses) seront réalisés et analysés notamment comme références de l'étude.

Nous avons, en premier lieu, procédé à la détermination de la fréquence de résonance et une par modélisation numérique d'échantillons comportant des zones nanostructurées en anneau avec une porosité de 50%.

Les simulations ont été réalisées à l'aide du logiciel ANSYS en utilisant les éléments type SHELL n°41 et SHELL 3D n° 181, avec des membranes alignées dans le plan OXY. Les paramètres physiques définis pour les deux matériaux sont présentés dans le *tableau 3.3* ci-après. L'encastrement est supposé idéal (déplacement nul des nœuds du maillage concernées).

Propriétés	Paramètres ANSYS	Valeurs Si	Valeurs SIP
Module de Young (G Pa)	EX	170	$170\ (1\text{-}P)^3$
	EY	170	$170\ (1\text{-}P)^3$
	EZ	130	$130\ (1\text{-}P)^3$
Coefficient de Poisson	NUXY	0.0625	0.06 (1-P)
	NUYZ	0.2785	0.2785 (1-P)
	NUXZ	0.2785	0.2785 (1-P)
Module de cisaillement (G Pa)	GXY	50.85	$50.85\ (1\text{-}P)^4$
	GYZ	79.51	$79.51\ (1\text{-}P)^4$
	GXZ	79.51	$79.51\ (1\text{-}P)^4$
Masse volumique (Kg/m^3)	DENS	2320	2320 (1-P)

Tableau 3.3: Paramètres physiques du silicium monocristallin massif d'orientation cristallographique < 110 > et de sa forme mésoporeuse.

Nous avons relevé l'évolution de la fréquence de résonance en fonction de la largeur de la zone poreuse à l'aide de l'analyse modale. De même, l'évolution du facteur de qualité a été obtenue, par une analyse harmonique autour de la résonance en utilisant la méthode d'estimation de l'amortissement de Rayleigh décrit dans le chapitre 2, avec des coefficients calculés dans la plage de fréquence 700Hz -1800 Hz, qui inclut toutes les résonances des membranes utilisées. Cette simulation a été effectuée avec un amortissement global de référence ξ de 0.005 (Q=100), associer au échantillon de référence le silicium massif. Cette simulation a été réalisée à l'aide d'une structure équivalente pour laquelle la diminution de la rigidité des zones poreuses est modélisée

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

par simple réduction de leur épaisseur géométrique comme la montre la *figure 3.21*. Cette représentation met en évidence l'apparition d'une masse sismique centrale induite par la zone poreuse concentrique.

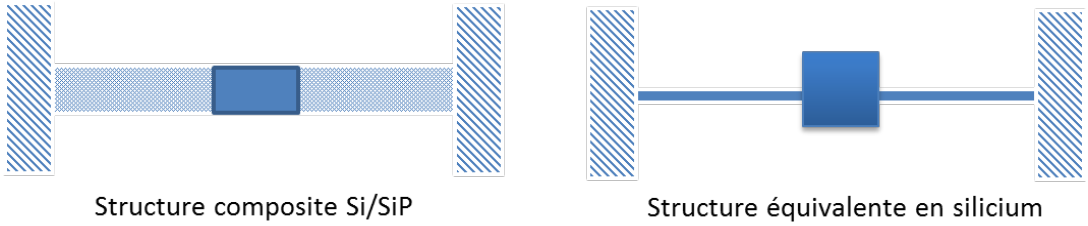


Figure 3.22: Structure équivalente de la membrane composite Si/SiP

Les résultats obtenus sont regroupés dans le tableau 3.4 ci-dessous.

Structure des échantillons	Démentions	Structure équivalente (Vue de profil)	Résultats de simulation
	Membrane entièrement en silicium massif d_m= 4 cm l_{sip}= 0 cm		Fréquence de résonance : 1731 Hz Facteur de qualité : 100 (valeur de référence)
	Membrane composite Si/SiP dm= 3.2 cm lsip= 0.4 cm		Fréquence de résonance : 1190 Hz
	Membrane composite Si/SiP dm=2.4 cm lsip= 0.8 cm		Fréquence de résonance : 960 Hz

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

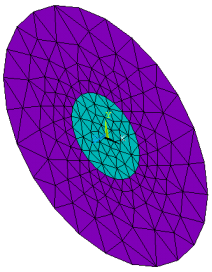
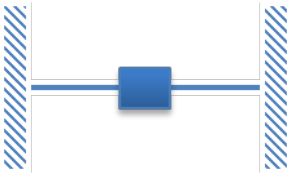
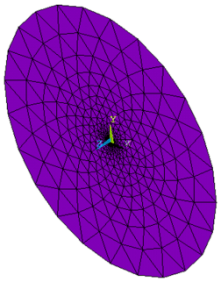
	Membrane composite Si/SiP dm= 1.6 cm lsip= 1.2 cm		Fréquence de résonance : 840 Hz
	Membrane composite Si/SiP dm= 0 cm lsip= 4 cm		Fréquence de résonance : 882 Hz

Tableau 3.4 : Evolution de la fréquence de résonance et le facteur de qualité de la structure membrane composite Si/Sip en fonction de la largeur de la zone poreuse l_{sip}

Cette simulation nous a permis de mettre en évidence la possibilité de réduction de la fréquence de résonance par inclusion d'une zone poreuse tout en augmentant le facteur de qualité par une géométrie faisant apparaître une masse sismique centrale dont l'effet contrebalance la diminution de rigidité. C'est cette optimisation qui fera l'objet de la validation expérimentale qui suit.

3.4.2 Elaboration des échantillons

Les échantillons sont élaborés à partir des wafers en silicium de taille de 2 pouce et d'épaisseur de 300 µm sur les quelles est déposée une couches de SiO_2 de 2µm sur les deux faces. Nous avons choisi et réalisé cinq échantillons avec des valeurs de diamètre de la masse sismique différente, qui sont défini entre 0 *mm* et 40 *mm*

Le procédé d'élaboration comporte cinq étapes qui sont présentées dans la *figure 3.22* : La première est la photolithographie qui consiste à transférer le motif du masque vers le substrat après l'application de la photorésine négative sous forme d'un film fin sur les surface des wafers, puis en deuxième étape vient le dépôt d'une couche d'or de 400 nm d'épaisseur sur une couche d'accroche en chrome, réalisée par la technique de dépôt physique en phase vapeur (PVD). Cette couche serte de masque contre l'attaque d'acide fluorhydrique pour les surfaces non exposées à l'anodisation cathodique.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

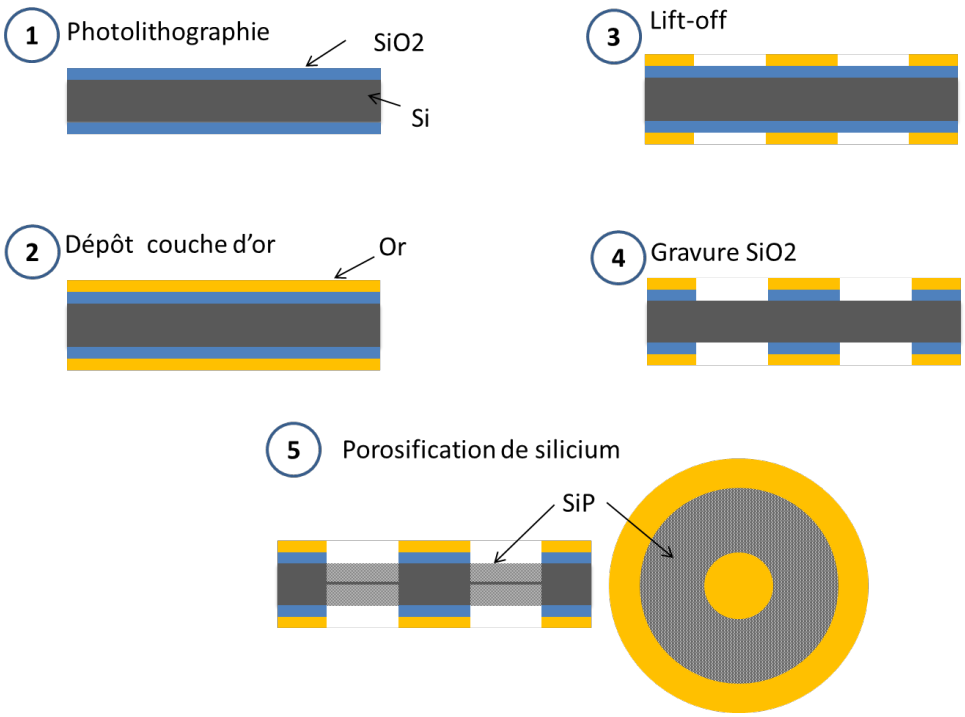


Figure 3.23: Etape d'élaboration des membranes composites

En troisième étape un lift-off est appliqué sur les substrats afin de retirer la couche sacrificielle (la résine et l'or) sur la surface à graver par un lavage avec une solution d'acétone. Cette étape est suivie d'une gravure chimique de la couche de SiO_2 par immersion des échantillons dans une solution BOE afin de réaliser une ouverture qui délimitera la future zone poreuse.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

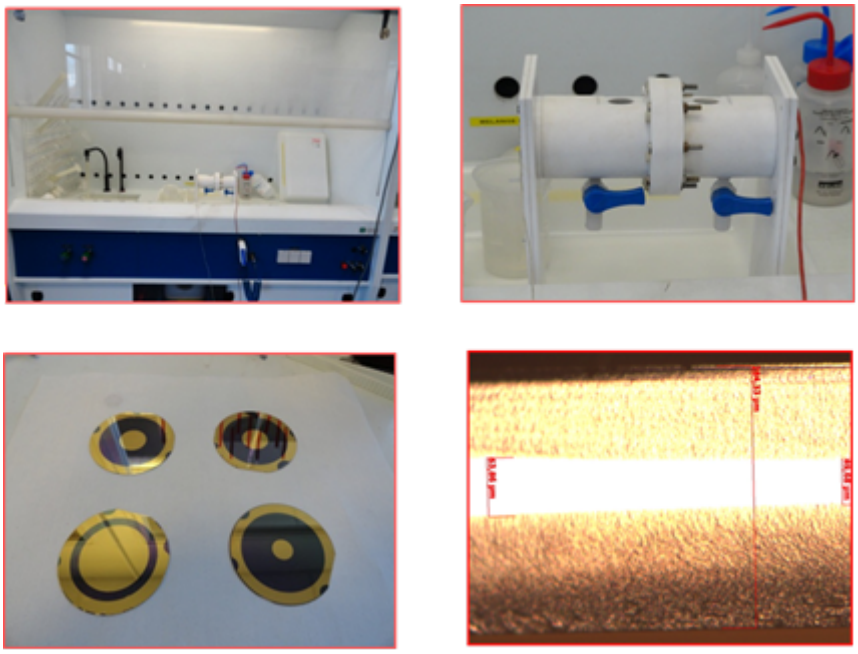


Figure 3.24: Procès d'anodisation électrochimique en salle chimie INL avec la cellule double bain

En dernière étape une porosification de silicium par anodisation électrochimique est effectuée sur toute l'épaisseur de chaque substrat avec une cellule double face. Pour obtenir un taux de porosité de 50% nous avons utilisé une concentration de HF de 24% avec une densité de courant de 100 mA/cm^2 (*figure 3.12*). Le courant d'anodisation pour chaque échantillon est évalué en fonction de la surface à porosifier et la durée de gravure est déterminée à partir de l'abaque donné dans la *figure 3.13*. Cette élaboration a été effectuée sur le paillasse de chimie de la plateforme nano Lyon avec l'utilisation de la cellule double bain (*figure 3.23*).

3.6 Caractérisation des échantillons

Les membranes composites obtenues sont caractérisées avec un analyseur de fréquence à l'aide du montage présenté dans la *figure 3.24***.** Chaque échantillon est monté sur le pot vibrant qui génère des oscillations mécaniques commandées par des tensions de sortie de l'analyseur. Les déplacements sont mesurées à l'aide du vibromètre laser qui transfert l'information à l'entrée de l'analyseur. La caractéristique spectrale fournie par ce dispositif permet de déterminer, pour chaque membrane, la fréquence de résonance et le facteur de qualité par une analyse harmonique avec des sollicitations sinusoïdales autour de la résonance de chaque échantillon.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

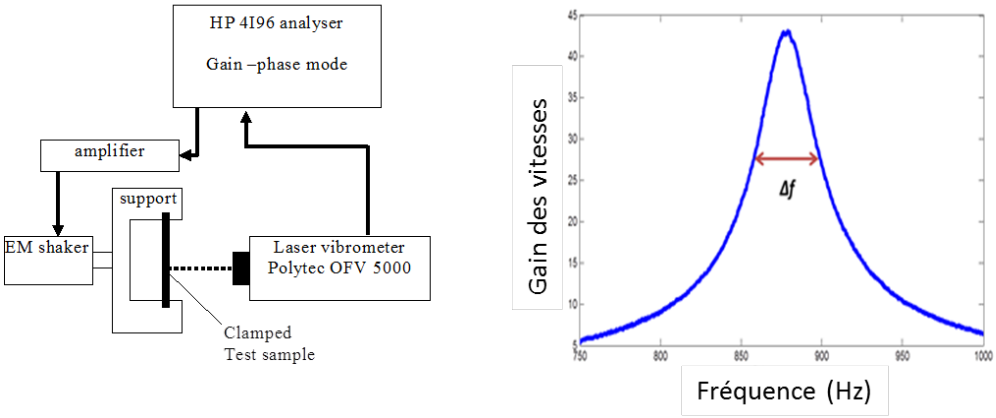


Figure 3.25 : Montage de caractérisation des membranes composites Si/Sip et l'allure des courbes extraites sur l'analyseur.

3.7 Résultats expérimentaux

Les résultats obtenus par modélisation numérique et par caractérisation expérimentale sont présentés sur les *figures 3.25 et 3.26* ci-dessous. La figure 3.24 donne l'évolution de la fréquence de résonance en fonction de la largeur de la zone poreuse.

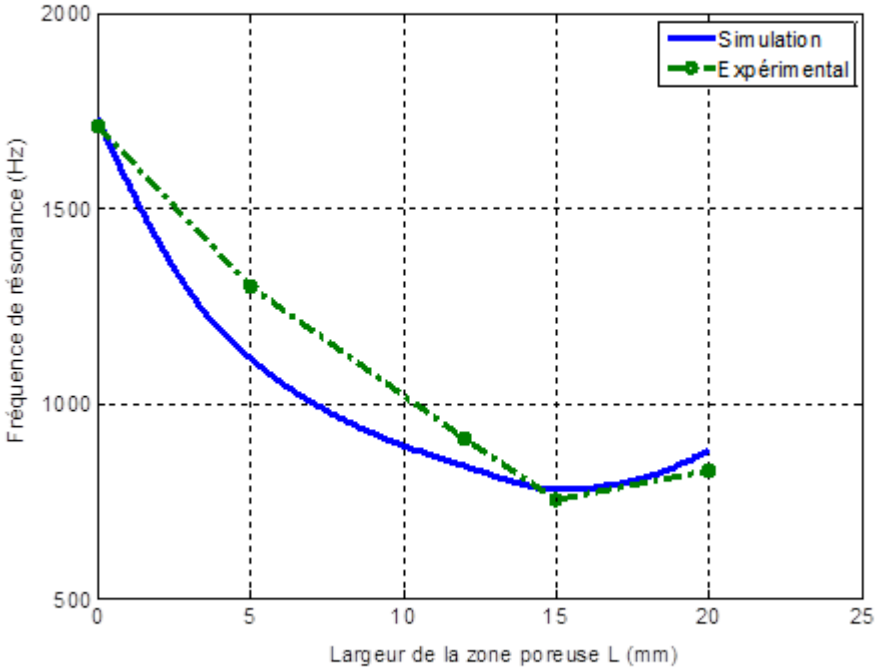


Figure 3.26: Evolution de la fréquence de résonance en fonction de la largeur de la zone poreuse

Comme prévu par la modélisation numérique, on constate une diminution importante de la fréquence de résonance avec l'importance de la zone poreuse. Une réduction de plus de 50% par rapport à la référence en silicium massif est observée pour la largeur

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

optimale de la zone poreuse avec une fréquence minimale de 770 Hz pour une largeur de zone poreuse de 15mm. Au-delà de ce point optimal, la fréquence de résonance augmente en raison de la réduction de l'effet de la masse sismique centrale. Ainsi une largeur optimale de la zone poreuse est mise en évidence comme compromis entre la baisse de rigidité induite par la nano structuration localisée et l'évolution de la répartition de la masse de la membrane qui est en défaveur de la baisse de la fréquence de résonance lorsque l'effet de masse sismique centrale s'atténue.

Quant à l'évolution des pertes, elles sont représentées par la courbe donnant l'évolution du facteur de qualité en fonction de la largeur de la zone poreuse de la *figure 3.27*. La membrane en silicium massif (sans zone poreuse) est prise comme référence avec un facteur de qualité Q = 100.

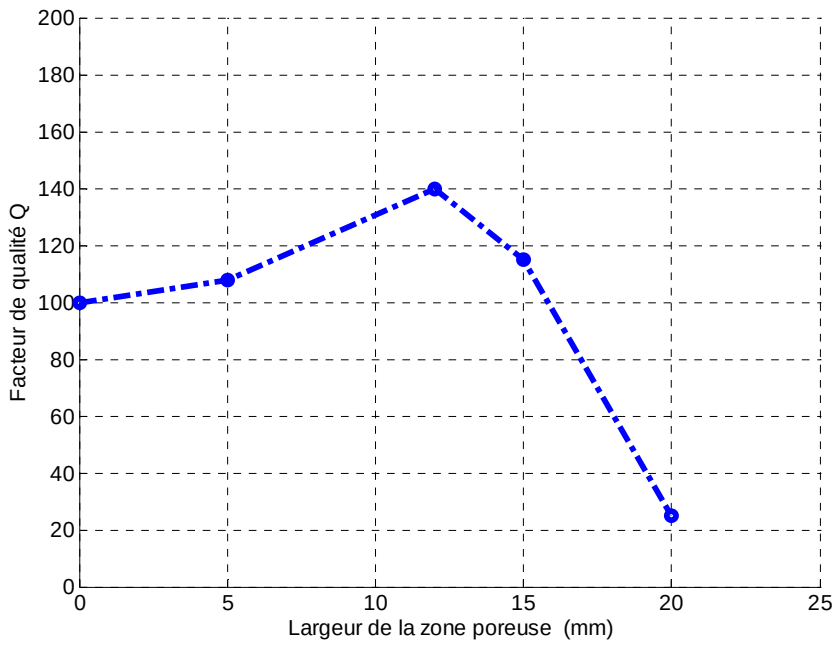


Figure 3.27: Résultat expérimental d'évolution du facteur de qualité en fonction de la largeur de zone poreuse

On constate là aussi une largeur de zone poreuse optimale de 13 mm pour laquelle le facteur de qualité présente une valeur maximale de 140. Pour des largeurs plus élevées, le facteur de qualité se dégrade drastiquement atteignant des valeurs inférieures à 25 pour une membrane entièrement poreuse. La présence de la zone optimale se justifier par la superposions de deux phénomène antagoniste la première est due à l'effet de Silicium poreux qui augmente les pertes en réduisant la rigidité et la masse globale de la

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

structure et la deuxième est lié à effet géométrique qui permet d'augmenter la masse dynamique en modifiant la répartition spatiale des contraintes sur la structure.

4 Conclusion

L'adaptation des MEMS récupérateurs d'énergie mécanique vibratoire environnementale aux plages de fréquence des principaux gisements nécessite une réduction de leur fréquence de résonance qui ne mette pas en cause leur fiabilité mécanique. Nous avons montré, dans cette partie de notre travail, l'efficacité d'une nanostructuration localisée de membranes en silicium pour réduire les fréquences de résonance en minimisant les pertes par un choix judicieux de l'emplacement et de la largeur de la zone poreuse. L'effet démultiplié de la nano structuration sur la baisse de la rigidité combiné à la présence induite d'une masse sismique centrale ont été mis en évidence comme leviers particulièrement intéressants pour le contrôle et l'optimisation des caractéristiques mécaniques des structures vibrantes équipant les MEMS récupérateurs d'énergie.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

CHAPITRE 4 : RÉCUPÉRATION D'ÉNERGIE À SENSIBILITÉ MULTIDIRECTIONNELLE

1 Introduction

L'un des objectifs affichés dans cette thèse est de proposer des dispositifs de récupérateurs d'énergie sensibles aux sollicitations mécaniques extérieures multidirectionnelles.

Comme montré dans le chapitre 1, certaines sources de vibrations sont caractérisées par un vecteur *accélération* de direction quelconque et temporellement variable. Pour une récupération d'énergie optimale, le dispositif récupérateur doit donc répondre uniformément à toutes les directions de sollicitation imposées.

Une exigence forte est de proposer une structure qui puisse être ultérieurement implantée sous forme intégrée (MEMS). Les technologies classiquement utilisées pour la gravure de microsystèmes nous orientent donc vers une géométrie planaire.

La structure développée ici s'inspire de celle initialement proposée par Kunz et al [126] pour les accéléromètres triaxiaux. Si la géométrie basique reste identique, l'utilisation et la gestion même des transferts énergétiques y sont totalement différentes, imposant donc une nouvelle approche d'étude, de conception et d'optimisation.

Une rapide étude bibliographique permet d'introduire le concept de base du récupérateur au travers des travaux réalisés sur les accéléromètres triaxiaux. Il est alors montré que ces structures triaxiales peuvent être considérées comme la superposition orthogonale de 2 structures élémentaires biaxiales.

Le principe du récupérateur est ainsi détaillé au travers de cette structure élémentaire biaxiale. Ceci permet d'en appréhender son comportement, d'évaluer l'évolution de l'énergie récupérée en fonction de la direction de la sollicitation et d'en déduire les critères significatifs de performances. Un prototype centimétrique a permis la validation des comportements élémentaires observés.

Le récupérateur triaxial est directement issu de ces travaux. Son dimensionnement et son optimisation ont été entrepris à l'aide d'un modèle à éléments finis. Ses performances en termes de récupération d'énergie ont également été estimées à l'aide d'un prototype centimétrique.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

2 Principe générique et cadre de l'étude de la structure triaxiale

2.1 De l'accéléromètre au récupérateur d'énergie

La structure de récupérateur à sensibilité multidirectionnelle est inspirée de celle utilisée dans certains accéléromètres tridimensionnels. L'idée maitresse est ici de considérer que le récupérateur a la faculté de générer une quantité d'énergie électrique exploitable quel que soit la direction du vecteur *accélération* caractérisant la sollicitation mécanique appliquée.

Ces micro-structures triaxiales (*cf figure 4.1*) ont été présentées initialement dans les travaux de K. Okada en 1992 [124] puis reprises par G. Andersson [123] . Si dans ces premiers travaux les éléments de conversions utilisés sont piézorésistifs, K.Kunz et al [126] présente une structure identique intégrant alors des éléments piézoélectriques.

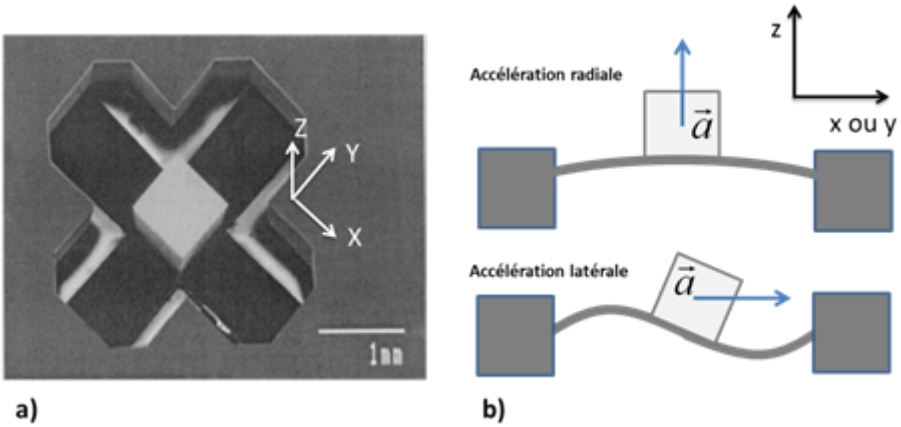


Figure 4.1: Structure de l'accéléromètre (a) de K. Kunz et al et les 2 modes de flexion exploités (b)

La structure triaxiale de base est composée de quatre poutres (1, 2, 3 et 4) composites substrat/élément piézoélectrique de type cantilever attachées avec une masse sismique centrale M (*cf figure 4.2a*). Lorsque la structure est soumise à une sollicitation mécanique (vibrations, chocs…) quelconque, la réponse vibratoire de la structure est telle que chaque composante de l'accélération définie dans un système de coordonnée cartésien génère un mode de déformation unique. La tension induite sur chaque élément piézoélectrique permet alors de déterminer l'amplitude des trois composantes a_x, a_y et a_z de l'accélération caractéristique du champ vibratoire d'excitation.

Ce type de structure peut être considéré d'une manière générique comme un système équivalent mécanique de second ordre représenté par une masse sismique M connectée

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

à 2 ressorts de raideur k_z et à 2 barres de torsion de raideur angulaire k_x et k_y (*cf figure 4.2b*). Les pertes mécaniques sont supposées ici négligées.

La composante a_z du vecteur *accélération* génère un mouvement de translation de la masse M selon l'axe Oz. La rigidité équivalente k_z correspond alors à la rigidité en flexion des 4 poutres.

La composante a_x du vecteur *accélération* induit une rotation de la masse M selon son axe d'inertie (1) .La raideur angulaire équivalente k_x dépend alors de la rigidité en flexion des poutres 1 et 2 et de la rigidité en torsion des poutre 3 et 4.

La composante a_y du vecteur *accélération* induit une rotation de la masse M autour de son axe d'inertie (2) .La raideur angulaire équivalente k_y dépend quant à elle de la rigidité en flexion des poutres 3 et 4 et de la rigidité en torsion des poutre 1 et 2.

Cette structure permet donc de convertir l'énergie cinétique des mouvements de translation le long de l'axe Oz et de rotation de la masse sismique autour de ses axes d'inertie principaux (selon Ox et Oy) en énergie électrique par effet piézoélectrique inverse.

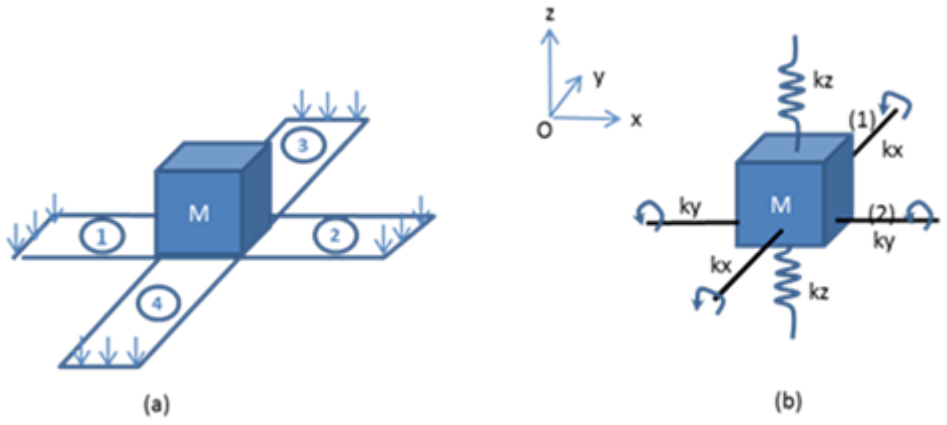


Figure 4.2: schéma équivalent mécanique de la structure 3D.

Si le principe de base du récupérateur triaxial reste proche de celui de l'accéléromètre, le dimensionnement et l'optimisation de la structure sont totalement différents. Effectivement, la fonction *accéléromètre* nécessite une sensibilité constante dans la bande fréquentielle fonctionnelle du capteur, soit un fonctionnement hors résonance sur les 2 modes principaux exploités.

A l'inverse, dans le cas du récupérateur d'énergie, les phénomènes de résonance seront largement exploités afin d'assurer un transfert énergétique optimal. Il est donc *a priori*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

nécessaire d'accorder les 2 modes principaux et de maitriser d'une part les éventuels couplages intermodaux et d'autres part les phénomènes de combinaisons des charges électriques générées par chacun d'eux.

2.2 Structure d'étude et hypothèses préliminaires

La structure triaxiale étudiée est donc constituée de 4 poutres (1, 2, 3 et 4) fixées à un bâti B et d'une masse sismique centrale M (*cf figure 4.3*). Elle est considérée comme étant purement symétrique. Chaque poutre *i* est couplée à un élément piézoélectrique générant une tension V_i lorsqu'il est soumis à une contrainte latérale.

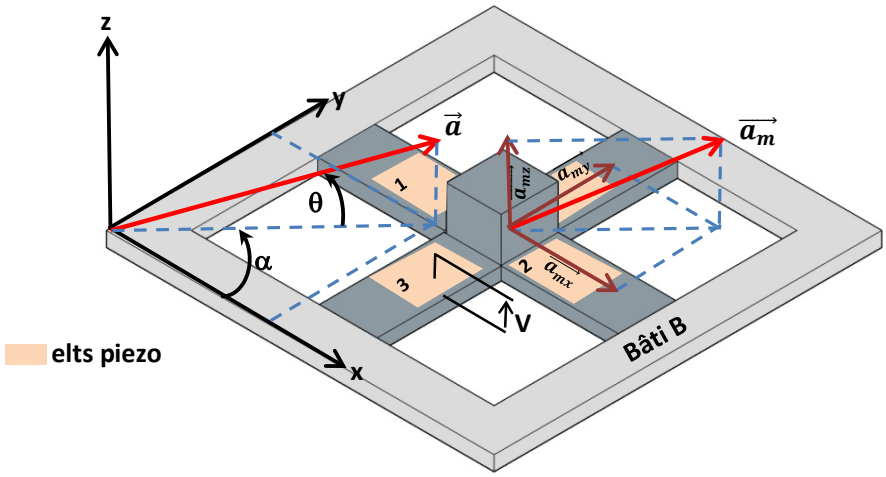


Figure 4.3: Structure de base triaxiale. $\vec{a}$ est le vecteur accélération appliqué au bâti B indéformable.

L'étude de la structure repose sur quatre hypothèses préliminaires.

Hypothèse 1 : Le bâti B est indéformable et est soumis à un champ vibratoire uniforme caractérisé par le vecteur accélération $\vec{a}$ définit dans l'espace par ses coordonnées polaires (a,α,θ).

Hypothèse 2 : Le vecteur d'accélération résultant $\vec{a}_m$ qui caractérise les mouvements de la masse M est obtenu par homothétie du vecteur $\vec{a}$, soit en régime harmonique :

$$\overrightarrow{a_m}\left|\begin{array}{l} a_{mx} = k_x a_x \\ a_{my} = k_y a_y e^{j\rho_y} \\ a_{mz} = k_z a_z e^{j\rho_z} \end{array}\right. \qquad (4.1)$$

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

où a_x, a_y et a_z sont les normes des composantes du vecteur $\vec{a}$.

K_x, k_y et k_z sont des constantes dépendantes des caractéristiques mécaniques de la structure.

ρy et ρz sont les déphasages des composantes a_y et a_z référencés par rapport à la composante a_x.

Si les angles ρy et ρy sont nuls, les vibrations génèrent un déplacement rectiligne de la structure. S'ils sont non nuls, ou du moins l'un d'entre eux, la structure décrit un mouvement ellipsoïdale.

Hypothèse 3 : Les modes de déformations de la structure sont parfaitement découplés et chacun d'eux est associé à une direction particulière de la sollicitation $\vec{a}$.

Cette hypothèse découle directement de l'hypothèse 2 et du fait que la structure est supposée parfaitement symétrique.

Ainsi une sollicitation appliquée sur le bâti dans la direction Oz, ne génère qu'une seule et unique composante dans la même direction au niveau de la masse *M*. Il en résulte une déformation en flexion des 4 poutres identiques selon les directions Ox et Oz, nommée mode 1 de déformation.

De même, une sollicitation selon l'axe Ox ne génère qu'une seule et unique composante dans la même direction au niveau de la masse *M*. Il en résulte une déformation des poutres 1 et 2 situées dans l'axe Ox selon un mode de flexion de rang 2, nommé mode 2 de déformation.

Les poutres 3 et 4, situées perpendiculairement à l'axe d'application de la sollicitation se déforment quant à elles selon un mode de torsion, nommé mode 3.

Par analogie, une sollicitation selon l'axe Oy génère un état de déformation obtenue par simple rotation de 90° par rapport à l'état décrit précédemment.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

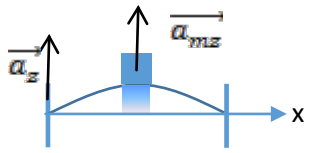
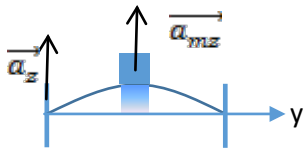
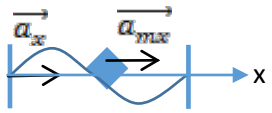
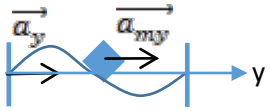
	Déformation selon Ox	*Déformation selon Oy*
composante selon Oz	 *Mode 1 flexion de rang 1*	 *Mode 1 flexion de rang 1*
Composante selon Ox	 *Mode 2 : flexion de rang 2*	*Mode 3 : torsion*
Composante selon Oy	*Mode 3 : torsion*	 *Mode 2 : flexion de rang 2*

Tableau 4.1: type de déformations de la structure générée par les 3 composantes de la sollicitation.

Cette hypothèse de découplage, qui sera vérifiée ultérieurement, ce justifie simplement par le fait que le mode 1 ne peut être induit que par une translation de la masse M selon Oz, alors que les modes 2 et 3 ne sont induits que par rotation de la masses M.

Lorsque la structure est soumise à une sollicitation de direction quelconque, son état global de déformation est obtenu par superposition des états générés par chacune de ses composants a_x, a_y et a_z.

Hypothèse 4 : les tensions V_i générées par les éléments piézoélectriques ne proviennent que de contraintes latérales (Tx pour les poutres 1 et 2, Ty pour les poutres 3 et 4). Seuls les modes 1 et 2 sont donc couplés. Le mode 3 (torsion) est considéré ici comme non couplé, et ne génère donc aucune charge électrique.

Comme les modes sont parfaitement découplés (hypothèse 3), les composantes des tensions correspondantes le sont également. La tension complexe $\underline{V_i}$ de l'élément piézoélectrique *i* est donc la somme de ses composantes complexes, soit :

$$\underline{Vi} = \underline{Vi_x} + \underline{Vi_y} + \underline{Vi_z} \qquad (4.2)$$

avec :

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

$$\begin{cases} \underline{Vi_x} = M_x \, \underline{a_x} = M_2 \, \underline{a_x} \\ \underline{Vi_y} = M_y \, \underline{a_y} = M_2 \, \underline{a_y} \\ \underline{Vi_z} = M_z \, \underline{a_z} = M_1 \, \underline{a_z} \end{cases} \qquad (4.3)$$

où M_x, M_y et M_z sont les facteurs de proportionnalité correspondants.

Etant donné l'orthogonalité de la structure et étant donné que le mode 3 n'est pas couplé, il suffit de définir 2 facteurs de proportionnalité M_1 et M_2 correspondant successivement au mode 1 et au mode 2. Ils dépendent notamment des coefficients de couplage électromécaniques du mode correspondant et des paramètres géométriques et mécaniques de la structure.

Les hypothèses émises précédemment ne sont pas a priori limitatives et elles ont été pour la plupart vérifiées par modélisation et /ou expérimentalement.

Certaines d'entre elles seront néanmoins rediscutées par la suite lorsque cela s'avèrera utile.

2.3 Démarche adoptée pour l'étude de la structure triaxiale.

Deux points essentiels doivent être ici précisés afin de cerner au mieux la démarche suivie lors de la présente étude. Cela concerne d'une part *les critères de performance utilisés* et d'autre par *la démarche simplificatrice* suivie consistant à étudier une structure biaxiale pour appréhender au mieux les mécanismes énergétiques mis en jeu.

2.3.1 Critères de performances

Le développement et l'optimisation d'un récupérateur d'énergie ne peut se faire idéalement qu'en associant le convertisseur électromécanique utilisé avec son interface de transfert et de stockage énergétique (cf chapitre 2).

Dans le cadre de nos travaux, nous avons volontairement limité notre étude au seul convertisseur électromécanique, afin de cerner au mieux les mécanismes énergétiques mis en jeu. La complexité de la structure nécessite effectivement une analyse profonde de ces mécanismes pour comprendre comment combiner idéalement les modes de déformations (modes 1 et 2) afin de générer une quantité d'énergie optimale.

L'estimation des performances de la structure se fera ici uniquement en évaluant la quantité d'énergie stockée dans les i éléments piézoélectriques, soit une quantité d'énergie totale E :

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

$$E = \sum_i E_i = \frac{1}{2} C_0 \sum_i V_i^2 \qquad (4.4)$$

Cela suppose que les éléments piézoélectriques sont strictement identiques et possèdent une capacité équivalente C_0.

Cette estimation constitue un critère comparatif pour notre étude mais ne représente en aucun cas l'énergie récupérée réelle, puisque celle-ci est conditionnée par l'interface de transfert.

Cela suppose également que l'énergie est ici récoltée indépendamment sur chaque élément piézoélectrique, sans rechercher une éventuelle combinaison optimale des tensions individuelles.

Il en résulte que l'estimation de l'énergie récupérée se limite dans le cadre de notre étude à l'estimation des tensions individuelles générées au niveau de chaque élément piézoélectrique.

2.3.2 Réduction à une structure biaxiale.

La structure triaxiale telle qu'elle est définie figure 4.3 peut être considérée comme le couplage de 2 structures unitaires biaxiales orthogonales identiques constitué de 2 poutres colinéaires A et B et de la masse centrale *M* (*cf figure 4.4*).

Cette structure aura alors le même comportement vibratoire que la structure triaxiale dans le sens où elle possède également les 3 modes de déformations fondamentaux précédemment définis (modes 1, 2 et 3) et que ces modes seront sollicités exactement sous les mêmes conditions.

Cette structure est dite « biaxiale» dans le sens où elle n'est opérationnelle que pour un vecteur $\vec{a}$ contenu dans le plan (oxz) . On conçoit effectivement aisément qu'une sollicitation selon l'axe y engendre une déformation selon le mode 3 de la structure, qui n'est pas couplé électriquement.

La différence fondamentale réside sur la valeur des rigidités équivalentes de chaque mode.

Ainsi, lorsque la structure biaxiale est sollicitée selon le mode 1 la rigidité en flexion équivalente correspond à la somme des rigidités en flexion des poutres 1, 2, 3 et 4.

Lorsqu'elle est sollicitée selon le mode 2, la rigidité équivalente correspond à la somme des modules de rigidité en flexion des poutres 1 et 2 et des modules de rigidités en torsion de poutre 3 et 4.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Si le comportement de la structure biaxiale est entièrement défini selon le vecteur de référence $\vec{a}$, il est alors possible de prévoir le comportement de la structure triaxiale par simple superposition.

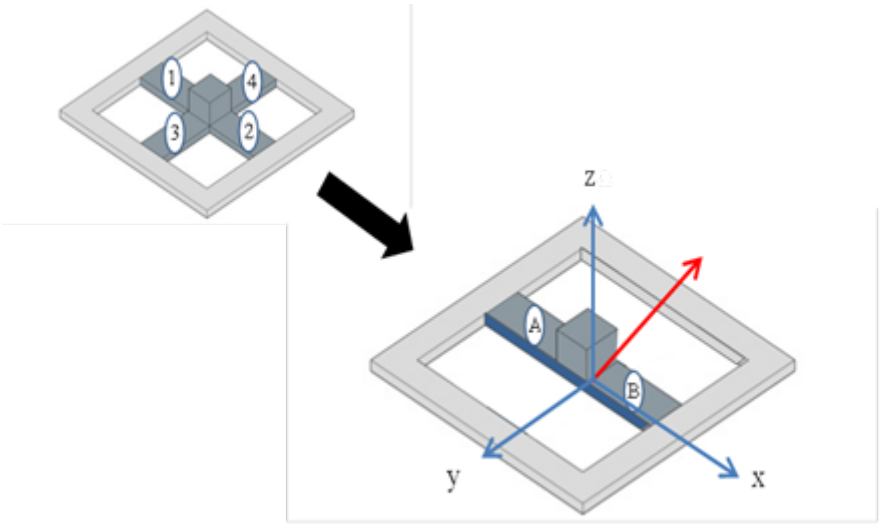


Figure 4.4 : Réduction de la structure triaxiale à une structure biaxiale.

Cette structure biaxiale constitue véritablement la référence en terme comportemental et fait à ce titre l'objet d'une étude approfondie dans la suite de ces travaux.

2.3.3 Analyses préliminaires

Une analyse préliminaire exploitant un modèle à éléments finis (*cf figure 4.5*) a permis de conforter les hypothèses préliminaires précédemment établies, notamment l'existence des modes tels qu'ils sont définis dans le tableau 4.1, leur sollicitation unique pour une composante particulière et leur parfait découplage.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Sollicitation	Structure biaxiale	Structure triaxiale
(a) selon Oz	Mode 1	
(b) Selon Ox	Mode 2	
(c) Selon Oy	Mode 3	

Figure 4.5. Structure triaxiale et biaxiale : modes de déformations fondamentaux pour une composante d'accélération dans la direction Ox, Oy et Oz.

Une composante de sollicitation appliquée selon l'axe Oz induit une déformation selon le mode 1 (*figure 4.5.a*) pour la structure biaxiale. Ce mode de déformation se retrouve sur la structure triaxiale selon l'axe Ox et l'axe Oy.

Une composante selon l'axe Ox induit effectivement une déformation de structure selon le mode 2 (*figure 4.5b*) pour les poutres colinéaires à la sollicitation et une déformation selon le mode 3 pour les poutres orthogonales à la sollicitation.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

3. La structure biaxiale

3.1. Principe fondamental

Les mécanismes énergétiques mis en jeu dans la structure biaxiale sont d'abord analysés à l'aide d'un modèle simplifié montrant clairement comment se combinent les diverses composantes de la tension générée par les éléments piézoélectriques. Ce modèle simplifié, valable uniquement à fréquence fixe, est ensuite étendu afin de pouvoir effectuer une analyse fréquentielle. Il utilise une approche à constantes localisées pour chaque modèle fonctionnel qui est alors défini par une simple fonction de transfert d'un système du deuxième ordre.

Outre une compréhension phénoménologique de la structure, ces modèles permettent d'établir des critères d'optimisation des transferts énergétiques. La structure biaxiale étudiée est décrite *figure 4.6* et correspond à une réduction dans le plan OXZ de la structure triaxiale telle que définie figure 4.4. La variation de direction de la sollicitation est définie ici par l'angle θ.

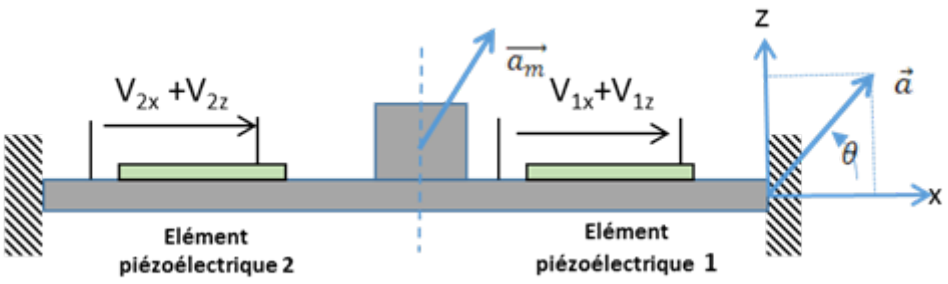


Figure 4.6. Structure de base biaxiale. $\vec{a}$ est le vecteur accélération appliqué au bâti indéformable.

En considérant que la structure biaxiale est parfaitement symétrique par rapport à l'axe passant par le centre de la masse centrale M, de nouvelles hypothèses peuvent être émises en complément de celles du § 4.2.2 :

Hypothèse 5 : En considérant que les 2 éléments piézoélectriques sont parfaitement identiques, les phases entre les composantes de tension V_{ix} et les composantes V_{iz} sont alors parfaitement définies.

Pour le mode 1, la symétrie des déformations de la structure (*cf figure 4.6*) implique une contrainte latérale identique dans les 2 éléments piézoélectriques 1 et 2. Pour le mode 2,

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

l'antisymétrie des déformations implique une contrainte opposée dans chaque élément. Les phases résultantes des composantes de tension impliquent donc:

$$\begin{cases} \underline{V_{1z}} = \underline{V_{2z}} \\ \underline{V_{1x}} = -\underline{V_{2x}} \end{cases} \qquad (4.5)$$

3.1.1 Modèle générique simplifié.

On considère ici un régime de sollicitation harmonique à fréquence constante f_0.
Les relations (4.1) et (4.3) réduites au plan OXZ aboutissent aux valeurs complexes des composantes de tension suivantes :

$$\begin{cases} \underline{Vi_x} = M_2 \overrightarrow{a_x} = M_2 \vec{a} \cos\theta \\ \underline{Vi_z} = M_1 \overrightarrow{a_z} = M_1 \vec{a} \sin\theta e^{j\rho} \end{cases} \qquad (4.6)$$

Où ρ est le déphasage temporel entre les composantes $\vec{a}_x$ et $\vec{a}_z$.

Les relations (4.2), (4.5) et (4.6) donnent les valeurs complexes des tensions sur chaque éléments piézoélectriques, soit :

$$\begin{cases} \underline{V_1} = \underline{V_{1x}} + \underline{V_{1z}} = M_2 \underline{a} \cos\theta + M_1 \underline{a} \sin\theta e^{j\rho} \\ \underline{V_2} = \underline{V_{1x}} - \underline{V_{1z}} = M_2 \underline{a} \cos\theta - M_1 \underline{a} \sin\theta e^{j\rho} \end{cases} \qquad (4.7)$$

Soient les modules des tensions définis par:

$$\begin{cases} V_1^2 = (V_{12} + V_{11}\cos\rho)^2 + (V_{11}\sin\rho)^2 = V_{11}^2 + V_{12}^2 + 2V_{11}V_{12}\cos\rho \\ V_2^2 = (V_{12} - V_{11}\cos\rho)^2 + (V_{11}\sin\rho)^2 = V_{11}^2 + V_{12}^2 - 2V_{11}V_{12}\cos\rho \end{cases} \qquad (4.8)$$

Où V_{11} et V_{12} sont successivement les modules des tensions générées par le mode 1 et 2 :

$$\begin{cases} V_{11} = aM_1 \sin\theta \\ V_{12} = aM_2 \cos\theta \end{cases} \qquad (4.9)$$

La quantité d'énergie totale convertie E est donc, d'après (4.4) :

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

$$E = E_1 + E_2 = \frac{1}{2} C_0 \, (V_1^2 + V_2^2) = C_0 (M_1^2 a^2 \sin^2 \theta + M_2^2 a^2 \cos^2 \theta) \qquad (4.10)$$

Les relations (4.8) et (4.10) montrent une propriété fondamentale de la structure biaxiale :

Les modules des tensions des éléments 1,2 dépendent directement du déphasage temporel ρ. La quantité d'énergie totale est indépendante du déphasage temporel ρ.	(4.11)

La relation (4.10) est importante à plus d'un titre car elle permet également d'établir les critères fondamentaux d'optimisation de la structure biaxiale en vue d'obtenir une quantité d'énergie E indépendante de la direction de la sollicitation définie par l'angle θ.
Si le dimensionnement de la structure permet de garantir des facteurs de proportionnalité identiques, alors l'énergie totale convertie E sera indépendante de l'angle θ, donc de la direction de la sollicitation, car d'après (4.9) :

$$Si \; M_1 = M_2 \rightarrow E = C_0 M_1^{\,2} a^2 \qquad (4.12)$$

Le comportement fréquentiel de la structure sera étudié dans le paragraphe suivant. Il est néanmoins possible d'établir dès à présent des critères basiques d'optimisation dans le cas d'une utilisation en régime résonnant.
Aux fréquences de résonance f_1 et f_2 des modes 1 et 2, les tensions générées sont :

$$\begin{cases} (V_{11})_{f=f_1} = Q_1 V_{11} = Q_1 a M_1 \sin\theta \\ (V_{12})_{f=f_2} = Q_2 V_{12} = Q_2 a M_2 \cos\theta \end{cases} \qquad (4.13)$$

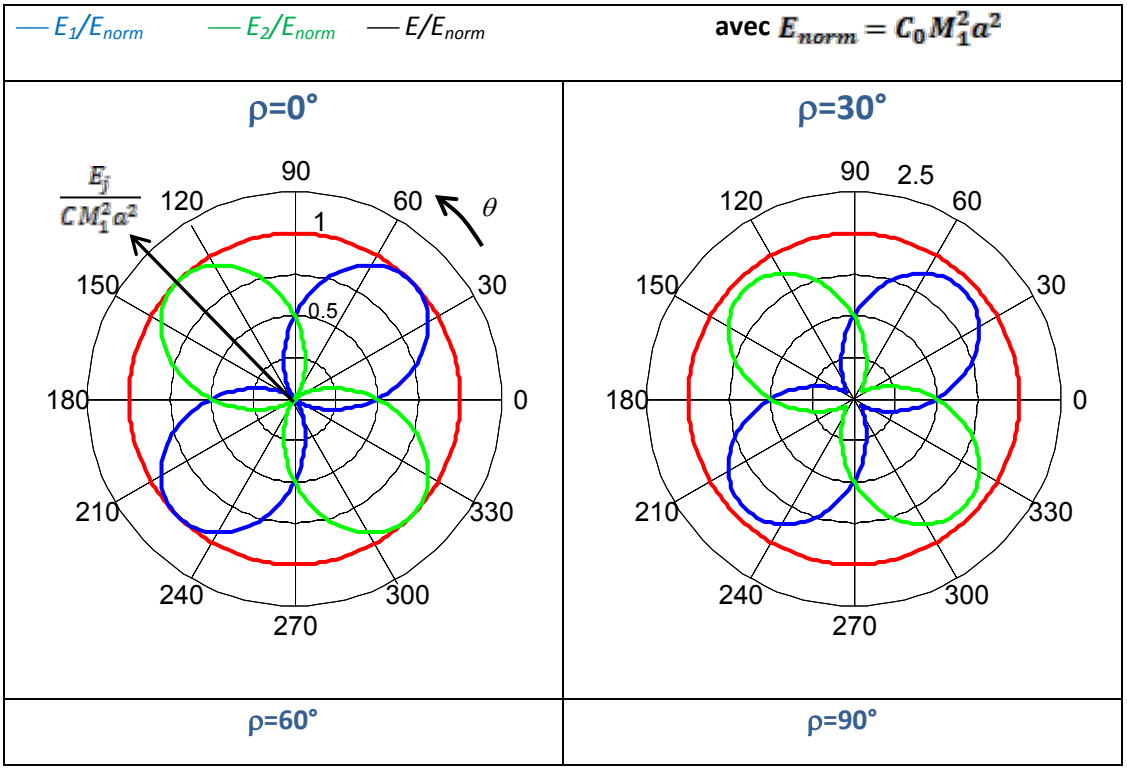
où Q_1 et Q_2 sont respectivement les coefficients de surtension des modes 1 et 2.
En supposant une sollicitation harmonique de fréquence f, il est clair que l'optimisation de l'énergie récupérée nécessite un accord des 2 modes fonctionnels, soit $f = f_1 = f_2$. De plus l'énergie totale E sera indépendante de l'angle θ ,si les coefficients Q_1 et Q_2 sont identiques. On a alors :

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

$$Si\ (M_1 = M_2) \text{ et si } (f_1 = f_2) \text{ et si } (Q_1 = Q_2) \rightarrow E = C_0 Q_1^2 M_1^2 a^2 \qquad (4.14)$$

En régime harmonique, l'énergie récupérée sera indépendante de la direction de la sollicitation si : les 2 modes fonctionnels 1 er 2 sont accordés ⇨ $f_1 = f_2$ leurs coefficients de proportionnalités sont identiques⇨ $M_1 = M_2$ leurs coefficients de surtension sont identiques ⇨ $Q_1 = Q_2$	(4.15)

Des simulations numériques sous logiciel ANSYS ont permis d'illustrer le comportement décrit par le modèle. La première série de simulations (*figure 4.7*), en considérant les conditions (4.15) vérifiées, montre l'évolution des quantités d'énergie converties sur chaque élément (E_1 et E_2), ainsi que la quantité d'énergie convertie totale E en fonction de l'angle θ.



Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

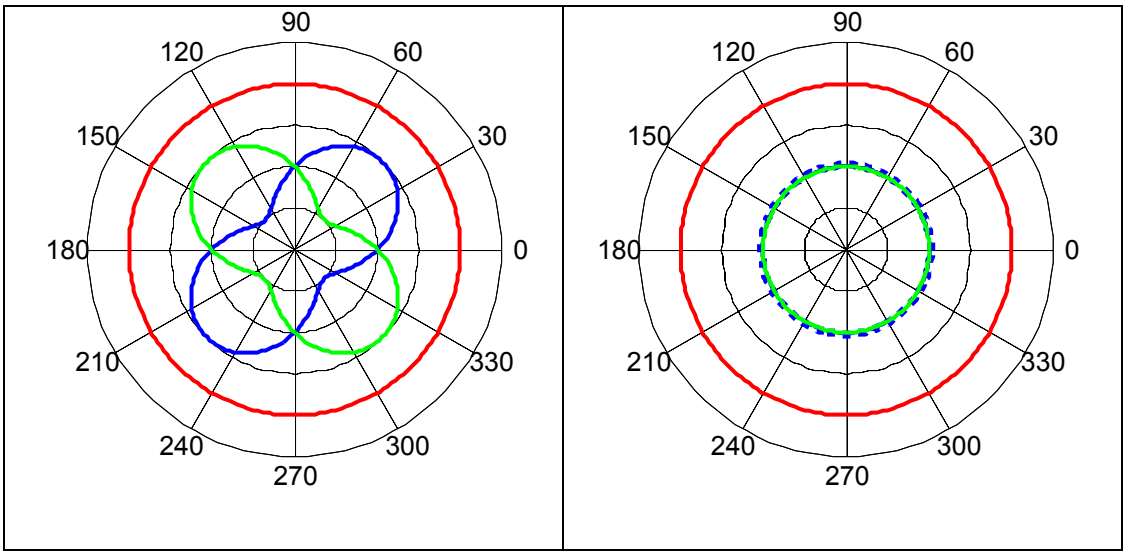
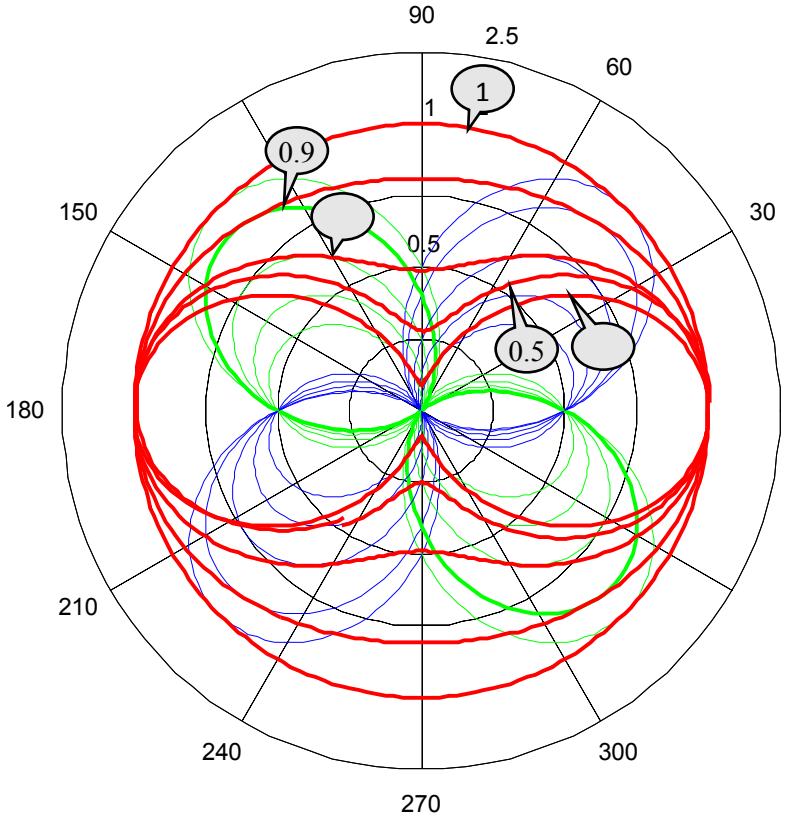


Figure 4.7: Diagrammes angulaires des valeurs normalisées de l'énergie convertie E_1 sur l'élément 1, de l'énergie E_2 sur l'élément 2 et de l'énergie totale E pour différentes valeurs du déphasage temporel ρ. Ces simulations sont réalisées à partir de la relation (4.10) avec M_1=M_2.

Comme prévu, on observe une distribution énergétique sur les éléments piézoélectriques dépendant de l'angle θ alors que la quantité totale convertie est constante quelle que soit la direction du vecteur accélération.

La deuxième série de simulation (*figure 4.8*) montre l'importance du critère établi en (4.15) pour l'obtention d'une quantité d'énergie constante, quel que soit la direction du vecteur accélération. Effectivement dès lors que le rapport M_2/M_1 est différent de 1, on observe une diminution de l'énergie E dans une direction particulière, en l'occurrence θ=90° *si* M_2/M_1<1 et θ=0° *si* M_2/M_1>1.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés



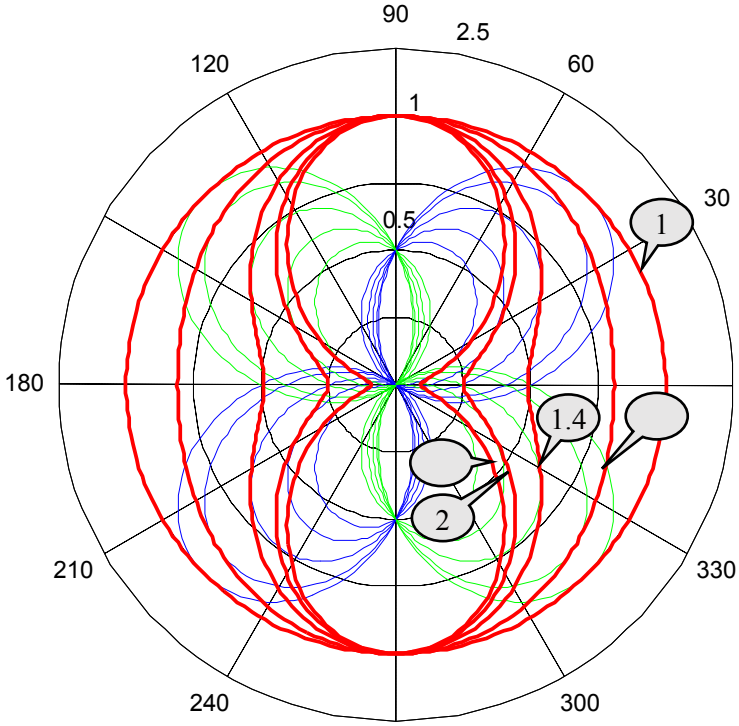


Figure 4.8 : Diagrammes angulaires des valeurs normalisées de l'énergie convertie E1 sur l'élément 1, de l'énergie E2 sur l'élément E2 et de l'énergie totale E pour différentes valeurs du rapport M_2/M_1. Ces simulations sont réalisées à partir de la relation (4.10) avec ρ=0.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

3.1.2 Réduction du domaine d'étude.

Si l'on considère que le vecteur accélération possède une trajectoire rectiligne (ρ=0), la relation (4.8) s'écrit simplement :

$$\begin{cases} V_1 = V_{11} + V_{12} \\ V_2 = V_{11} - V_{12} \end{cases} \qquad (4.16)$$

Cette hypothèse sera retenue dans la suite de l'étude car elle correspond à un type de sollicitation facilement applicable expérimentalement, notamment en utilisant un pot vibrant qui génère uniquement une composante longitudinale de déplacement.

Il existe de plus une périodicité angulaire évidente de la forme analytique générale des tensions générées V_1 et V_2 (cf relation 4.7) illustrées sur les figures 4.7 et 4.8.

Il suffit donc de connaître l'évolution des tensions V_1 et V_2 sur l'intervalle [0, 90°] pour en déduire l'évolution sur l'intervalle complet [0°, 360°], comme résumé dans le *tableau (4.2).*

Intervalle angulaire		
0 ; 90°	$V_1=V_{1r}= V_{11}+V_{12}$ $V_2=V_{2r}= V_{11}-V_{12}$	$E_{1r} = \frac{1}{2}C_0V_{1r}^2$ $E_{2r} = \frac{1}{2}C_0V_{2r}^2$
90 ; 180°	$V_1=V_{2r}$ $V_2=V_{1r}$	$E_{1r}=E_{2r}$ $E_{2r}=E_{1r}$
180 ; 270°	$V_1= -V_{1r}$ $V2= -V_{2r}$	$E_{1r}=E_{1r}$ $E_{2r}=E_{2r}$
270°,0°	$V_1= -V_{2r}$ $V_2= -V_{1r}$	$E_{1r}=E_{2r}$ $E_{2r}=E_{1r}$

Tableau 4.2 : Forme analytique des tensions V1 et V2, des quantités d'énergie E1 et E2 déduite des valeurs V1r et V2r correspondant à l'intervalle réduit [0°, 90°].

La figure 4.9 montre l'évolution des tensions générées sur les éléments piézoélectriques dans le cas où ρ=0°. Les quantités d'énergies résultantes sont représentées *figure 4.10*.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

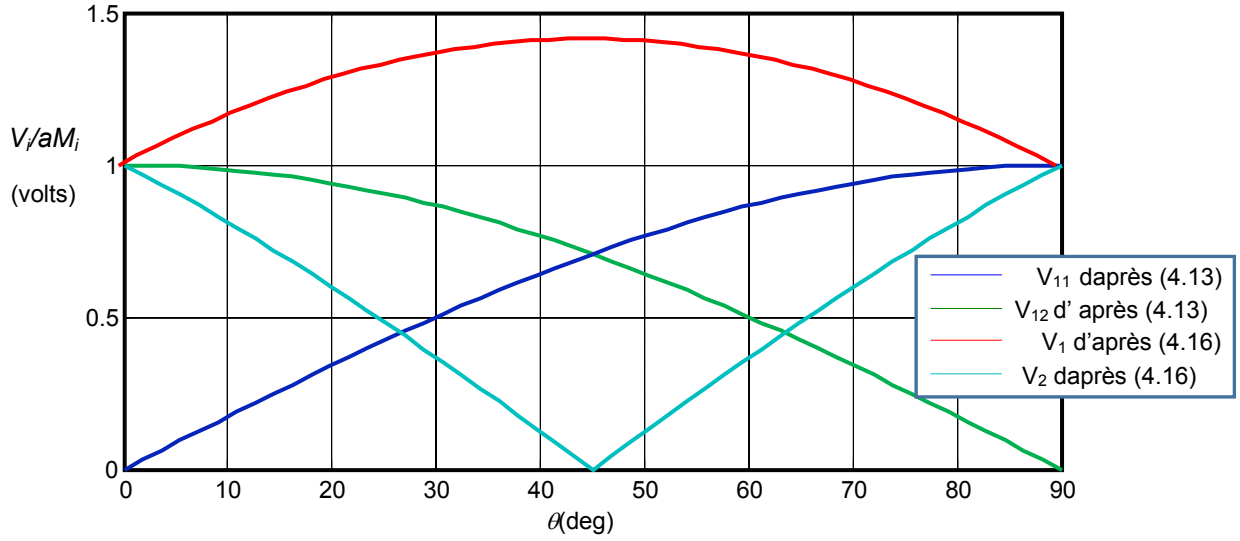


Figure 4.9 : Evolution des composantes V11 et V12 et des tensions V1 et V2 dans l'intervalle réduit pour ρ=0° et M1=M2.

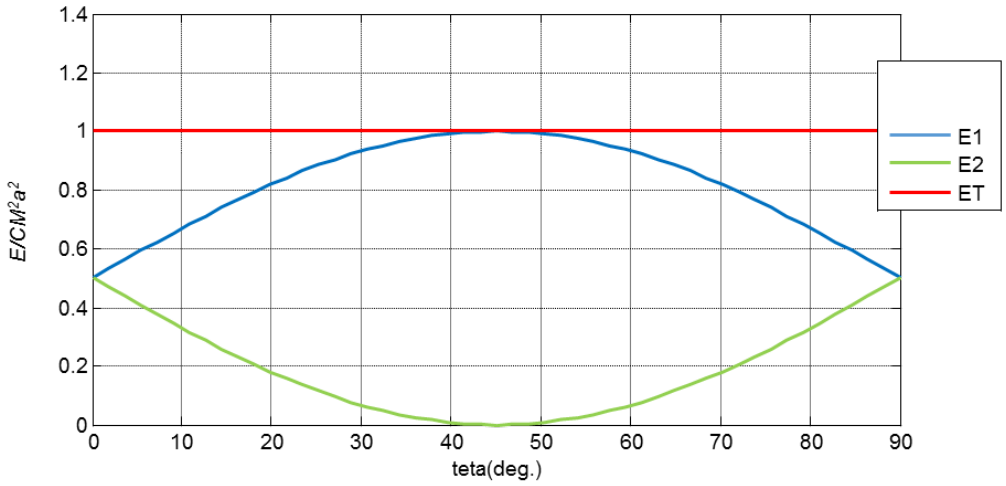


Figure 4.10 : Evolution de l'énergie normalisée E_1, E_2 et E dans l'intervalle réduit pour ρ=0° et M_1=M_2

Les résultats présentés dans la suite des travaux correspondent à une réduction de l'étude : **à une sollication $\vec{a}$ de trajectoire rectiligne** (ρ=0), **à l'intervalle angulaire** $\theta \in [0, 90°]$	(4.17)

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

3.2 Analyse fréquentielle.

Si l'analyse menée en 4.3.1 montre clairement les mécanismes énergétiques mis en jeu dans la structure biaxiale, elle repose néanmoins sur des hypothèses fortes (cf 4.15), en imposant notamment une stricte égalité des fréquences de résonances f_1 et f_2 des 2 modes fonctionnels.

Le comportement fréquentiel de la structure peut être simplement appréhendé en considérant un modèle équivalent mécanique tel que celui introduit figure 4.2. Chaque mode propre est alors représenté par un modèle masse -ressort-amortisseur (*figure 4.11*).

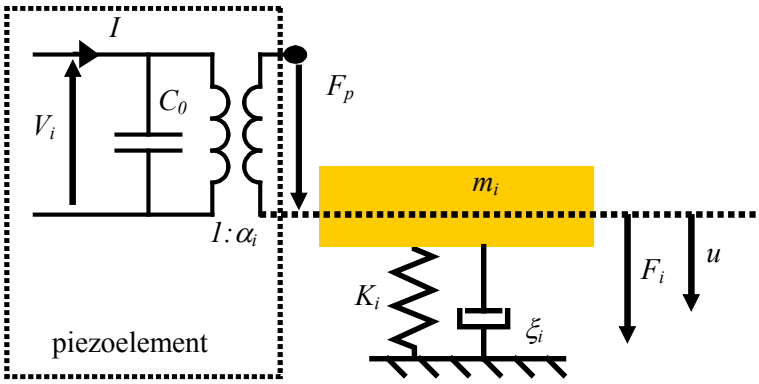


Figure 4.11: Modèle simplifié du mode i. mi est la masse dynamique équivalente, Ki est la rigidité équivalente et ξi est l'amortisseur équivalent. L'élément piézoélectrique est caractérisé par son facteur de force αi et sa capacité équivalente C0.

La force Fi correspond à la force induite par la composante d'accélération correspondante, soit :

$$\begin{cases} F_1 = m_1 \ddot{u}_1 = m_1 a_z \\ F_2 = m_2 \ddot{u}_2 = m_2 a_x \end{cases} \qquad (4.18)$$

Le système de la *figure 4.11* est défini par les relations :

$$\begin{cases} F = M\ddot{u} + C\dot{u} + Ku + \alpha V \\ I = \alpha u - jwc_0 V \end{cases} \qquad (4.19)$$

La tension en circuit ouvert de l'élément piézoélectrique est :

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

$$V = \frac{\alpha u}{C_0} \qquad (4.20)$$

En régime harmonique, les relations (4.19) et (4 .20) permettent d'obtenir la fonction de transfert mécanique défini comme le rapport entre le déplacement de u_i par la force exercée F_i. :

$$\frac{u}{F} = \frac{1}{-w^2 M + jwc + k + \frac{\alpha^2}{C_\circ}} \qquad (4.21)$$

En reportant la relation (4.21) dans (4.20), on obtient la fonction de transfert pour chaque mode de résonance *i* qui exprime le rapport entre la tension et l'accélération exercée, représenté par les relations 4.22 et 4.23.

$$\frac{V_{11}}{a_z} = \frac{N_1}{1 + \frac{2C}{w_\circ} jw + \left(\frac{jw}{w_\circ}\right)^2} \qquad (4.22)$$

$$\frac{V_{12}}{a_z} = \frac{N_2}{1 + \frac{2C}{w_\circ} jw + \left(\frac{jw}{w_\circ}\right)^2} \qquad (4.23)$$

Avec :

$$N_i = \frac{\alpha_i}{C_\circ} \qquad (4.24)$$

Des simulations numériques réalisées sous *Matlab* des expressions (4.16), (4.22) et (4.23) permettent d'obtenir les modules des tensions V_1 et V_2 et de l'énergie E pour différentes valeur de l'angle θ. Elles permettent notamment d'appréhender l'influence d'un écart entre les fréquences de résonnances f_1 et f_2.

3.2.1 Modes désaccordés ($f_1 \neq f_2$)

L'évolution fréquentielle du module des tensions V_1 et V_2 (*figure 4.12a*) aux fréquences de résonnance f_1 et f_2 en fonction de l'angle θ est identique et correspond à la relation (4.13). La tension sur les éléments est maximale sur le mode 1 pour un angle $\theta=90°$ tandis qu'elle est maximale pour $\theta=0°$ sur le mode 2.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

La répartition fréquentielle de l'énergie totale récupérée (*figure 4.12b*) est évidemment semblable à celle de la tension. Elle renforce la condition (4.15) car on voit clairement ici que dans le cas d'une sollicitation harmonique à fréquence fixe, l'énergie ne sera pas constante en fonction de l'angle θ.

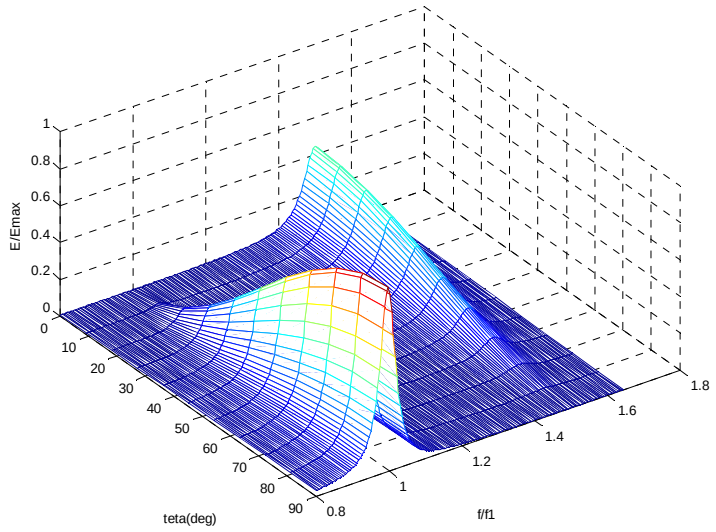
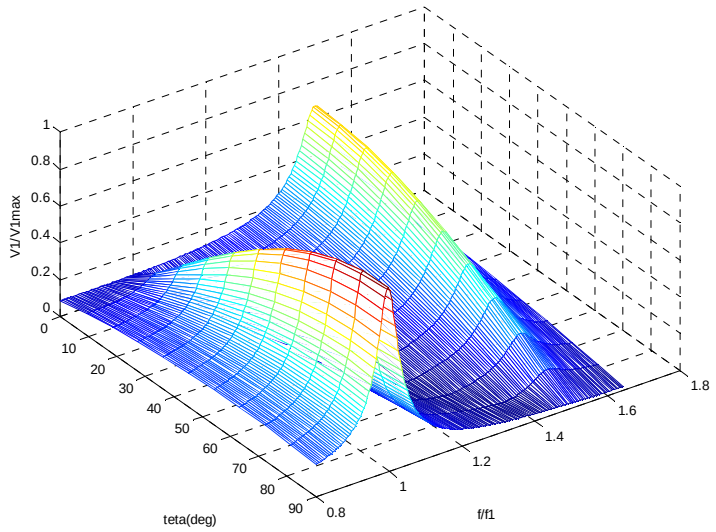
(a) Module des tensions V_1 et V_2 normalisées pour f_2=1.5f_1 ; M_1=M_2 et Q_1=Q_2=20.	
(b) Energie normalisée E pour f_2=1.5f_1 ; M_1=M_2 et Q_1=Q_2=20.	

Figure 4.12 : Caractéristiques fréquentielles de la structure biaxiale avec modes désaccordés pour ρ=0.

3.2.2 Modes accordés (f_1=f_2).

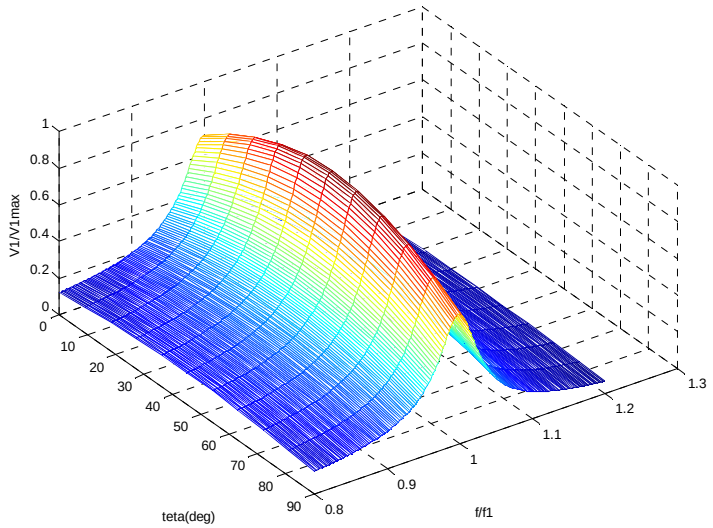
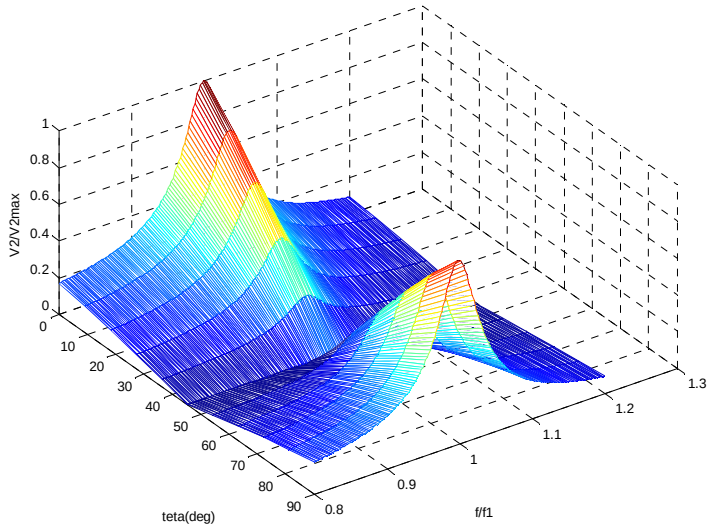
Les figures 4.12 et 4.13 illustrent le comportement fréquentiel de la structure biaxiale dans le cas où les conditions (4.15) sont strictement respectées.

On retrouve le comportement typique tel qu'il est décrit dans *l'équation 3.1.a.*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Dans le cas de modes désaccordés (*figure 4.12*) la quantité d'énergie E est fréquentiellement répartie sur les 2 modes et ne peut donc être considérée comme indépendante de la direction θ de la sollicitation. En revanche, si les 2 modes sont accordés (*figure 4.13*), l'énergie redevient indépendante de l'angle θ, pour une fréquence donnée de la sollicitation.

Ces simulations valident de fait les conditions (4.15) lorsque la structure est utilisée en régime harmonique résonnant.

(a) Module de la tension V_1 normalisée pour f_1=f_2 ; M_1=M_2 et Q_1=Q_2=20.	
(b) Module de la tension V_2 normalisée pour f_1=f_2 ; M_1=M_2 et Q_1=Q_2=20.	

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

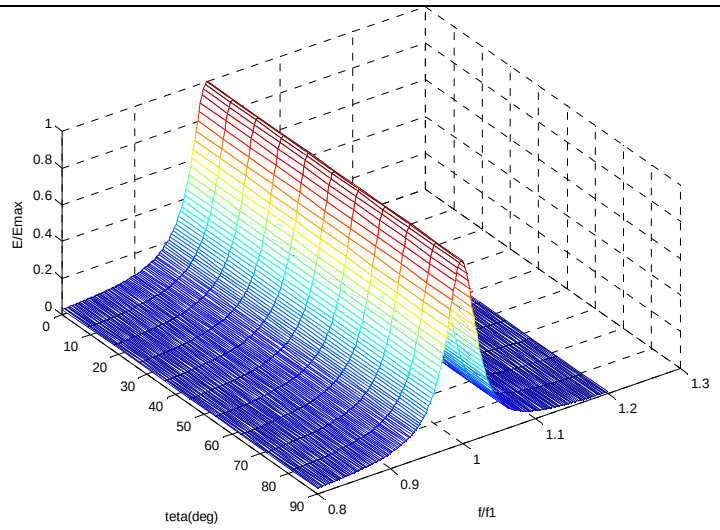
(c) Energie normalisée E pour f_1=f_2 ; M_1=M_2 et Q_1=Q_2.	

Figure 4.13: Caractéristiques fréquentielles de la structure biaxiale avec modes accordés pour ρ=0.

3.3 Dimensionnement et optimisation de la structure biaxiale

Le dimensionnement et l'optimisation d'un prototype centimétrique de structure biaxiale ont été réalisés à l'aide d'un modèle à éléments finis. Les paramètres déterminants ont été identifiés au préalable.

3.3.1 Paramètres de dimensionnement

Les 2 critères déterminants de dimensionnement de la structure sont l'ajustement des fréquences de résonance f_1 et f_2 et des facteurs de proportionnalité M_1 et M_2 des 2 modes fonctionnels.

(i). Il a été précédemment considéré que le mode 1 est généré par une translation de la masse alors que le mode 2 est quant à lui généré par une rotation de celle –ci autour de son axe d'inertie (cf figure 4.2 et tableau 4.1).

Si le mode 3 n'est pas fonctionnel car non couplé électromécaniquement, il est également important de savoir estimer sa fréquence de résonance f_3 car il peut générer un comportement parasite si celle-ci devient proche des fréquences de résonances f_1 et f_2.

Les fréquences de résonances des modes 1 et 2 peuvent donc s'écrire d'une manière générale [129]:

$$f_1 = \frac{1}{2\pi}\sqrt{K_1 |M} \qquad (4.25)$$

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

$$f_2 = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{K_2}{I_{oy}}} \qquad (4.26)$$

$$f_3 = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{K_3}{I_{Ox}}} \qquad (4.27)$$

Avec : K_1 : rigidité équivalente en flexion des poutres pour le mode 1.

K_2 : rigidité équivalente en flexion des poutres pour le mode 2.

K_3 : rigidité équivalente en torsion des poutres pour le mode 3.

M : Masse centrale.

I_{Oy} :Moment d'inertie de la masse centrale autour de l'axe Oy.

I_{Ox} :Moment d'inertie de la masse centrale autour de l'axe Ox.

Nota : Dans les relations (4.25), (4.26) et (4.27), la masse ramenée des poutres est négligée devant la valeur de la masse centrale M.

La fréquence de résonance f_1 du mode 1 dépend directement de la masse M.
La fréquence de résonance f_2 du mode 2 dépend directement de la masse M et de son moment d'inertie I_{Oy}.
La fréquence de résonance f_3 du mode 3 dépend directement de la masse M et de son moment d'inertie I_{Ox}.

Plusieurs stratégies sont alors envisageables :
- ajustement simultané de la masse M et son moment d'inertie I à l'aide d'un paramètre commun (densité du matériau, hauteur de la masse centrale …).
- ajustement d'un seul paramètre en gardant l'autre constant. Il est par exemple possible de faire varier la géométrie de la masse centrale en gardant sa masse M constante (donc f_1 constante) tout en jouant uniquement sur la valeur du moment d'inertie I (f_2 variable).

(ii). Le facteur de proportionnalité M_i dépend directement du coefficient de couplage k_i caractéristique du mode considéré. Il a été effectivement été établi que [130] :

$$k_i = \frac{\alpha_i}{\sqrt{K_i C_0}} \qquad (4.28)$$

A partir de (4.24) et (4.25), on obtient ainsi :

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

$$M_i = k_i \sqrt{\frac{K_i}{C_0}} \qquad (4.29)$$

Cette relation permet de préciser la condition d'égalité sur les facteurs M_1 et M_2. Les 2 modes doivent ainsi posséder un rigidité équivalente K_i ,*a priori*, de valeur proche ainsi que des coefficients k_i non seulement également proches, mais le plus élevés possible afin d'optimiser la quantité d'énergie récupérée. Effectivement, d'après les relations (4.14) et (4.26) la quantité totale d'énergie est :

$$E = C_0 Q_i^2 k_i^2 \frac{K_i}{C_0} a^2 \qquad (4.30)$$

3.3.2. Modélisation par éléments finis

Les prototypes utilisés dans les phases expérimentales sont élaborés à partir de bimorphes piézoélectriques commerciaux circulaires (de type *buzzer*) dans lesquels sont découpées les poutres élémentaires constituant la structure.

Plusieurs configurations de masse centrale ont été évaluées :

(i) Configuration 1 : masse monolithique (*figure 4.14*)

Seule la hauteur *h* de la masse centrale est variable. Elle agit simultanément sur la valeur des fréquences de résonance des 3 modes (1,2 et 3 tel que définis figure 4.6). Ce type de structure est la plus simple à mettre en œuvre par la suite en technologie MEMS. Il est dans ce cas impératif d'obtenir l'accord des modes fonctionnels 1 et 2 uniquement en ajustant la hauteur *h*.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

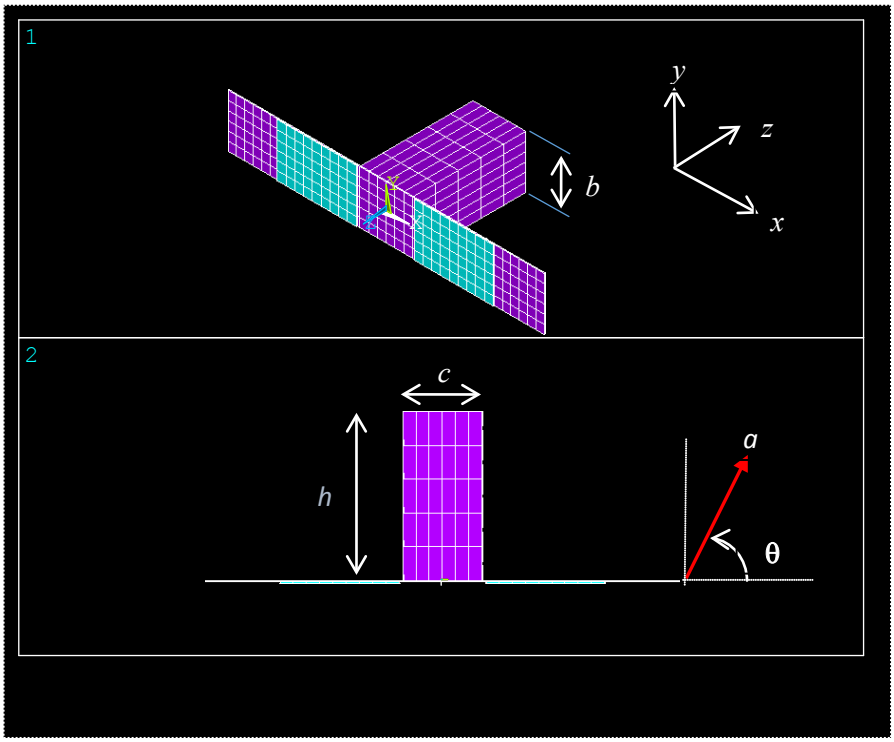


Figure 4.14: Structure biaxiale avec masse sismique monolithique. L'ajustement des fréquences de résonance des modes 1 et 2 est obtenu à l'aide de la hauteur h.

Les fréquences f_1, f_2 et f_3 sont données par les relations (4.25), (4.26) et (4.27).

La masse M est :

$$M = cbh\rho \ (Kg) \qquad (4.31)$$

Où ρ est la masse volumique du matériau de la masse centrale.

Les moments d'inertie selon les axes Ox et Oy sont :

$$\begin{cases} I_{ox} = \dfrac{M(b^2+h^2)}{12}(Kg.m^2) \\ I_{oy} = \dfrac{M(a^2+h^2)}{12}(Kg.m^2) \end{cases} \qquad (4.32)$$

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

(i) Configuration II : masse constante avec moment d'inertie ajustable. (*figure 4.15*)

Dans cette configuration, on utilise un élément sismique de masse m_1 fixé sur un axe central de masse m_2. Dans ce cas, il est possible d'ajuster séparément les fréquences de résonance des modes 1 et 2.

Les fréquences f_1, f_2 et f_3 sont données par les relations (4.25), (4.26) et (4.27).

La masse totale M est :

$$M = m_1 + m_2 \ (Kg) \qquad (4.33)$$

En raison de la symétrie de la structure, les moments d'inertie $\boldsymbol{I_{Ox}}$ **et** $\boldsymbol{I_{Oy}}$ sont égaux et sont définis par :

$$I_{Ox} = I_{Oy} = \iiint_M \rho(y^2 + z^2)\, dx\, dy\, dz = \iiint_M \rho(x^2 + z^2)\, dx\, dy\, dz \qquad (4.34)$$

Avec $\rho\, dx\, dy\, dz = dm = dm_1 + dm_2$

En supposant que la masse m_1 est une masse ponctuelle située à une distance h des axe de rotation Ox et Oy et par l'application du théorème de König-Huygens pour la masse m2 supposée comme une tige de longueur L, on obtient l'expression analytique du moment d'inertie de la masse sismique :

$$I_{Ox}(h,m) = I_{Oy}(h,m) = I_{m_1} + I_{m_2} = m_1\, h^2 + \frac{1}{3} m_2\, L^2 \qquad (4.35)$$

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

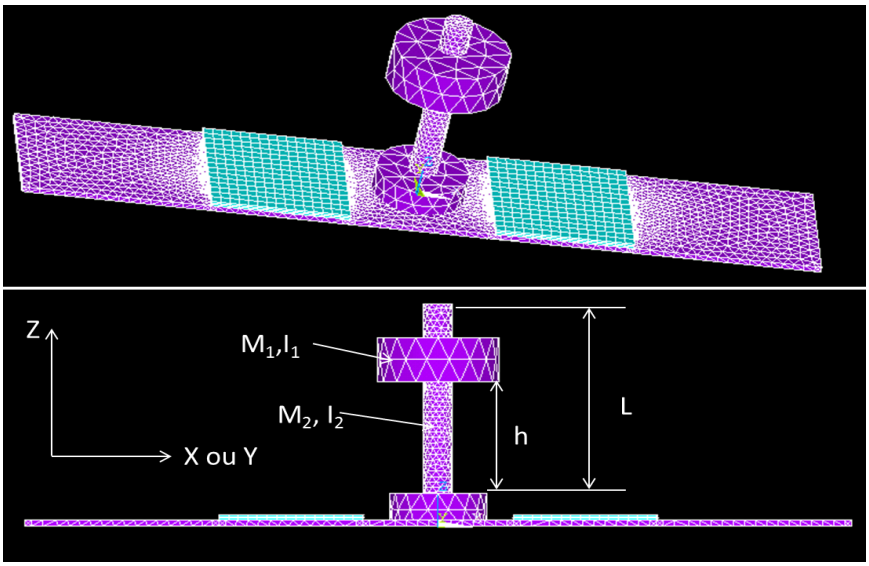


Figure 4.15 : Structure biaxiale avec moment d'inertie ajustable.

Cette configuration (*figure 4.15*) permet donc de fixer la valeur de la fréquence f_1 grâce à la masse m_1 et d'ajuster séparément la fréquence f_2 grâce à la variable h.

Elle sera par la suite privilégiée pour les expérimentations car elle permet de faire varier et d'ajuster simplement les fréquences de résonance des différents modes.

3.3.2.1. Optimisation des coefficients de couplage k_1 et k_2 (pour configuration I et II)

D'après la relation (4.32), il est impératif d'optimiser les coefficients de couplage et de faire en sorte qu'ils soient du même ordre de grandeur.

Cette optimisation du coefficient de couplage est généralement obtenue lorsque le maximum des contraintes générées par la déformation de la structure est concentré au sein même du matériau piézoélectrique.

D'une manière générale, le coefficient de couplage k d'un bimorphe constitué d'une couche piézoélectrique d'épaisseur e_p et de module d'élasticité Ep déposée sur un substrat d'épaisseur e et de module d'élasticité E est optimal pour une valeur optimale de l'épaisseur e_{pmax} de la forme

$$e_{p\max} = \Delta e \frac{E_p}{E} \qquad (4.36)$$

Où Δ est une variable dépendant de la structure même du bimorphe (symétrique ou non symétrique).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

La position x et la longueur Lp de l'élément piézoélectrique (*cf figure 4.16*) sur le substrat sont également des paramètres déterminants pour l'optimisation du coefficient de couplage.

Dans notre cas, les prototypes sont élaborés sur la base de bimorphes commerciaux où les épaisseurs e_p et e sont fixées. Seules la position x et la longueur Lp sont ajustables par micro-usinage de la couche piézoélectrique.

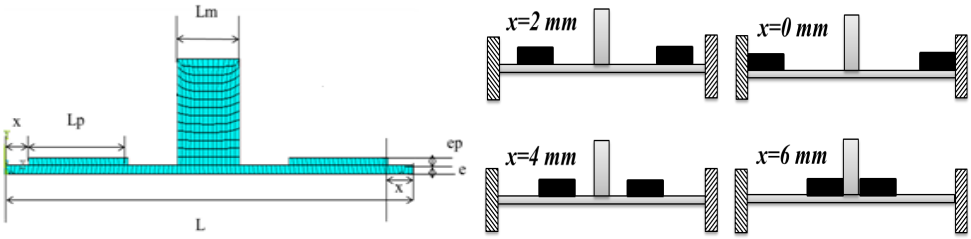


Figure 4.16 : paramètres géométriques d'optimisation utilisés.

On suppose que la masse totale M n'a pas d'influence sur les coefficients de couplage, ce qui sera validé ultérieurement. La configuration (I ou II) de la masse centrale n'influe donc pas sur les valeurs des coefficients de couplage.

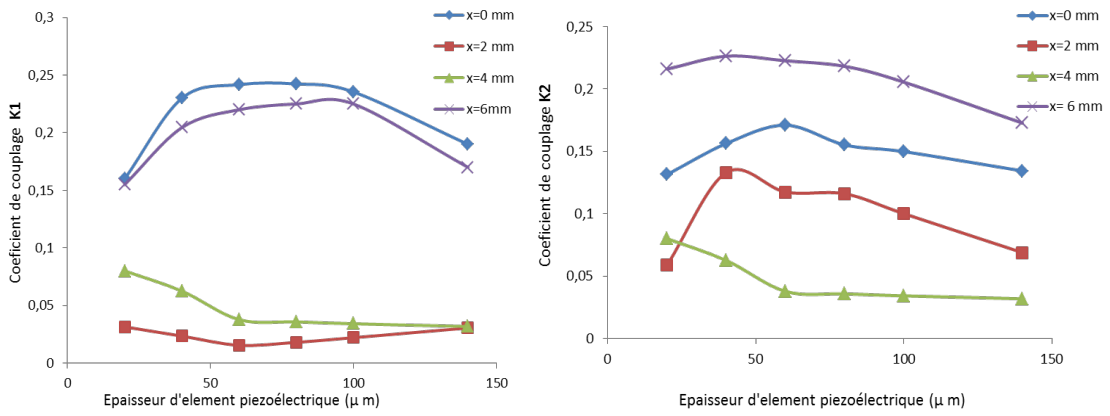
Le substrat utilisé est en laiton d'épaisseur e=100 µm. L'épaisseur ep de la couche piézoélectrique est égale à 80 µm.

Une première série de simulations a permis d'obtenir l'évolution des coefficients de coulages k_1 et k_2 des modes 1 et 2 en fonction de la position x et de l'épaisseur e_p.

Le coefficient de couplage est évalué théoriquement à l'aide d'une analyse modale en court-circuit et en circuit ouvert à partir de la relation (2.41).

Quatre positions ont été prise en compte: à l'encastrement (x=0 mm,) au milieu de la poutre (x=2mm et x=4 mm) et jointive à la masse centrale (x=6mm).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés



a b

Figure 4.17 : . Evolution des coefficients de couplage k1 et k2 des deux modes en fonction de l'épaisseur ep et de la position x des éléments piézoélectriques. (e=100µm ;Lp=8 mm).

-Les coefficients de couplage k_1 et k_2 sont optimisés pour des valeurs d'épaisseur e_p sensiblement identiques, situées entre 60 µm et 80 µm.

-La position *x* optimale est à l'encastrement (x = 0 mm) où jointive à la masse centrale (x=6 mm) pour le mode 1 et jointive à la masse (x=6mm) pour le mode 2.

La position (x=6mm) sera donc privilégiée sur les prototypes utilisés pour les validations expérimentales.

L'épaisseur e_p des éléments bimorphes commerciaux utilisés pour le prototypage est donc parfaitement adaptée pour la structure biaxiale, garantissant un coefficient de couplage de l'ordre de 22% pour les 2 modes.

3.3.2.2. Ajustement des modes 1 et 2.

(i) Pour la configuration 1 de la masse centrale (cf figure 4.14) .

Dans ce cas, le paramètre d'ajustement est la hauteur *h* de la masse centrale. L'évolution des fréquences de résonance des modes 1 et 2 en fonction de la hauteur *h* (*cf figure 4.18*) montre qu'il existe une solution permettant d'accorder les modes fonctionnels 1 et 2.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

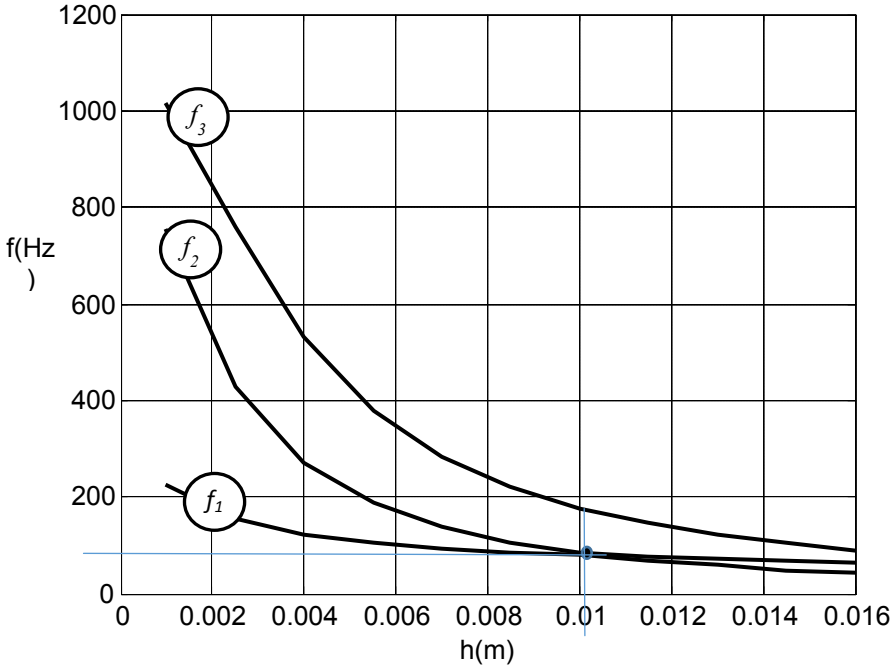


Figure 4.18 : Evolution des fréquences de résonances f1 et f2 et f3 des modes 1, 2 et 3 en fonction de la hauteur h de la masse centrale (configuration I).

L'évolution des coefficients de couplages k_1 et k_2 (*figure 4.19*) confirme que leurs valeurs peuvent être considérées indépendantes de la masse M. On confirme en outre que le mode 3 n'est pas couplé (k_3=0).

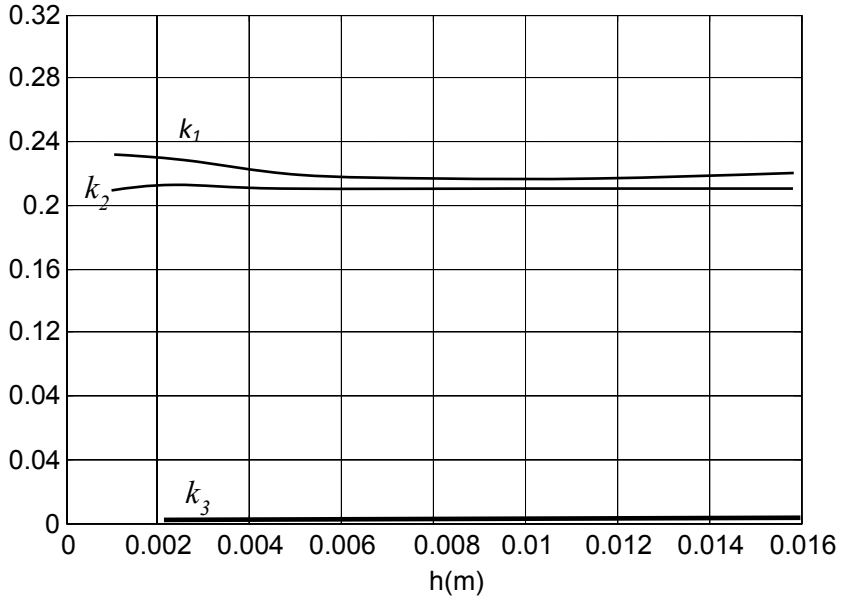


Figure 4.19: Evolution des coefficients de couplage k_1, k_2 et k_3 des modes1, 2et 3 en fonction de la hauteur h de la masse sismique

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

(ii) Pour la configuration II de la masse centrale (cf figure 4.15) .

L'évolution des fréquences de résonance des modes 1 et 2 est représentée *figure 4.20*. Les hypothèses du § 3.3.1 sont ici totalement vérifiées : La fréquence de résonance f_1 ne dépend que de la masse centrale M indépendamment de la position h de celle-ci (donc de son moment d'inertie I_{Ox}). La fréquence de résonance f_2 ne dépend quant à elle seulement du moment d'inertie I_{ox} , quelle que soit la valeur de la masse totale M.

Il est donc possible de trouver, pour une valeur de masse M donnée, une position h de celle-ci garantissant l'accord (•) des modes fonctionnels 1 et 2.

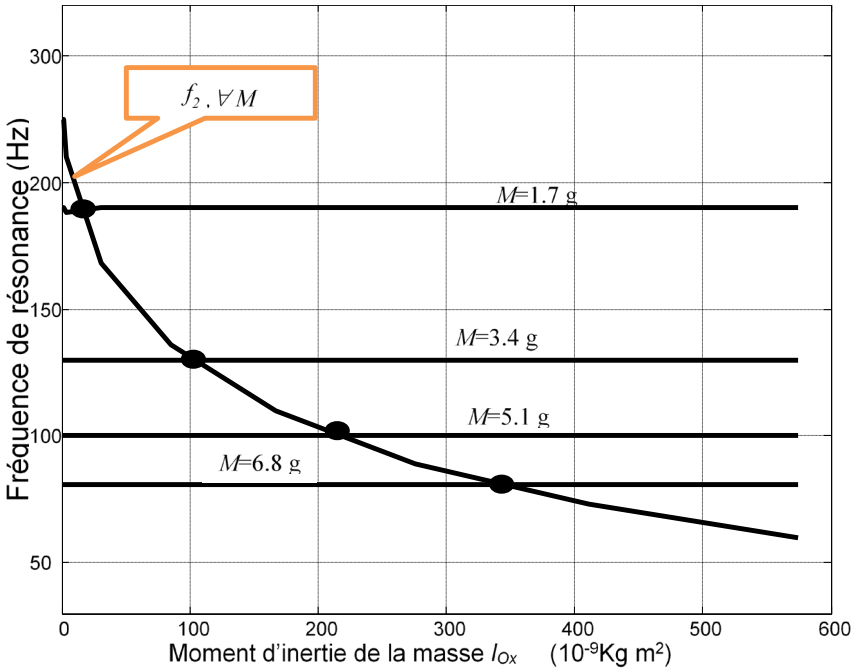


Figure 4.20: Evolution des fréquences de résonances f_1 et f_2 en fonction du moment d'inertie I_{Ox} de la masse centrale (configuration II)pour differentes valeurs de M.

Il est également vérifié que les coefficients de couplage k_1 et k_2 peuvent être considérés comme indépendant de la valeur du moment d'inertie I_{ox} (*cf figure 4.21*).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

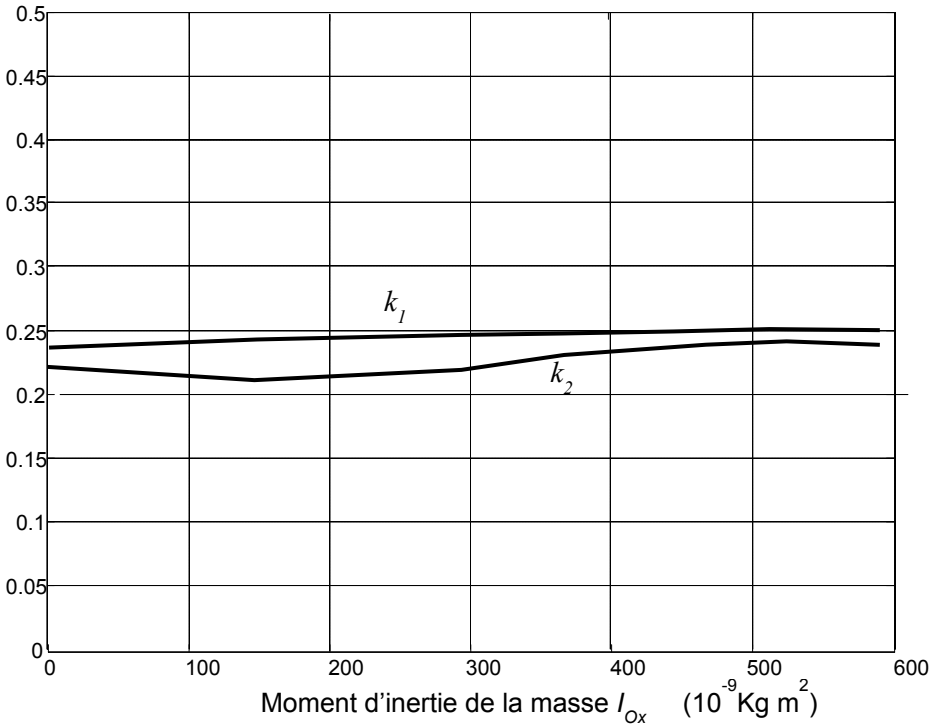


Figure 4.21: Evolution des coefficients de couplage k1 et k2 en fonction du moment d'inertie I_{Ox} de la masse centrale (configuration II) avec M=6.8g.

3.3.2.3. Analyse harmonique

La deuxième phase de validation de la structure biaxiale a porté sur une étude harmonique réalisée à l'aide du modèle à éléments finis tel que défini figure 4.14, dans le but de valider le comportement fréquentiel établi par le modèle simplifié du § 3.1.1. L'évolution des tensions V_1 et V_2 sur les 2 éléments piézoélectriques est obtenu en fonction de l'angle θ dans une gamme fréquentielle centrée sur les fréquences de résonance des 2 modes fonctionnels.

Mode désaccordés ($f_1 \neq f_2$)

Dans ce cas, l'évolution fréquentielle du module des tensions V_1 et V_2 est identique (*cf figure 4.22*). On retrouve ici le comportement observé à l'aide du modèle simplifié (*cf figure 4.12 a*). Ces simulations valident également le fait qu'il y a un découplage total des modes 1 et 2 puisque une composante d'accélération unique selon l'axe Ox (θ=0°) ne génère qu'une réponse du mode 2 alors qu'une composante selon l'axe Oz (θ=90°) ne génère qu'un réponse du mode 1.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

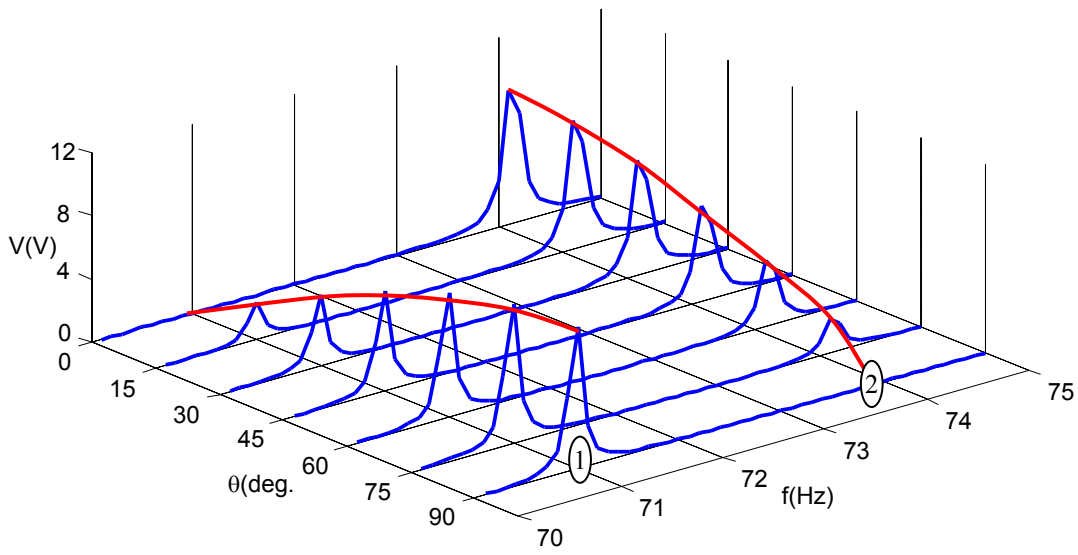
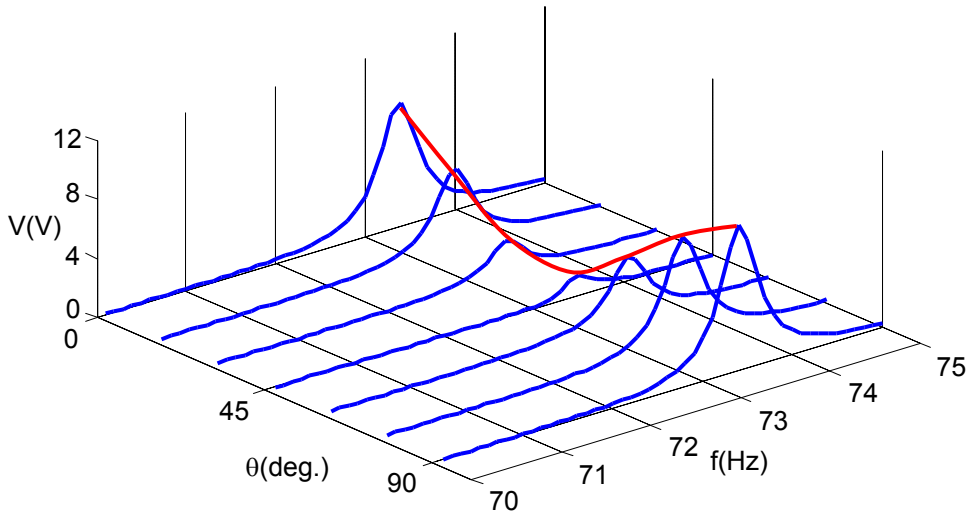


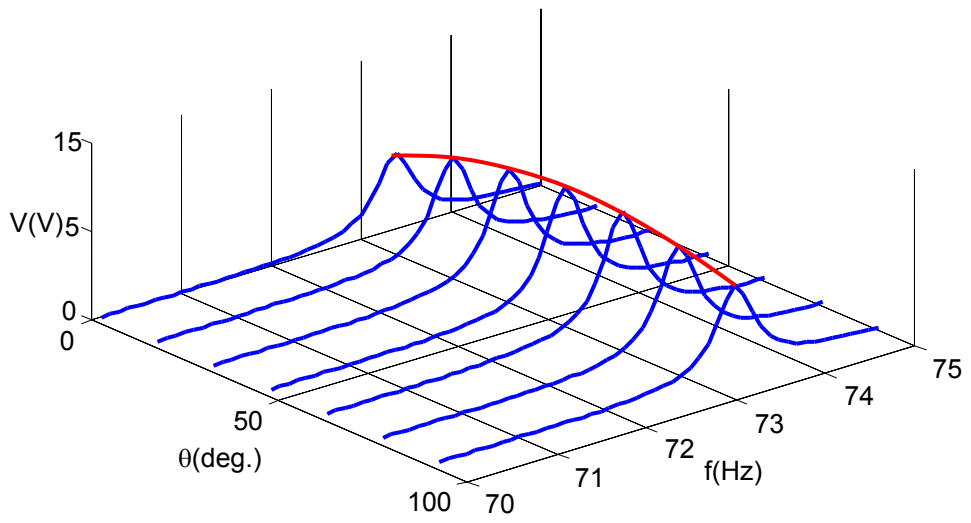
Figure 4.22 : Caractéristiques fréquentielles du module des tensions V1 et V2 lorsque les modes 1 et 2 sont désaccordés (pour α=0 et a=1g). Le coefficient de surtension de la structure est fixé à Q=20.

Modes accordés (f_1=f_2)



(a)

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés



(b)

Figure 4.23: Caractéristiques fréquentielles du module des tensions V1(a) et V2 (b) en fonction de θ lorsque les modes 1 et 2 sont accordés (pour α=0 et a=1g)

Dans le cas d'un fonctionnement en mode accordé, les caractéristiques fréquentielles des tensions V_1 et V_2 (*figure 4.23*) sont identiques à celles obtenues avec le modèle simplifié pour un vecteur $\vec{a}$ rectiligne (*cf figure 4.13 a et b*).

(i) Influence du mode 3 de torsion/ sollicitation selon l'axe Oy

Si la sollicitation possède une composante selon l'axe Oy, la structure biaxiale se déforme selon le mode 3 de torsion. Le coefficient de couplage de ce mode étant nul, il en résulte que la tension générée dans cette configuration est également nulle.

Ce comportement spécifique a été vérifié par une simulation du comportement de la structure en fonction de l'angle α pour un angle θ(=0) fixe (*cf figure 4.24*).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

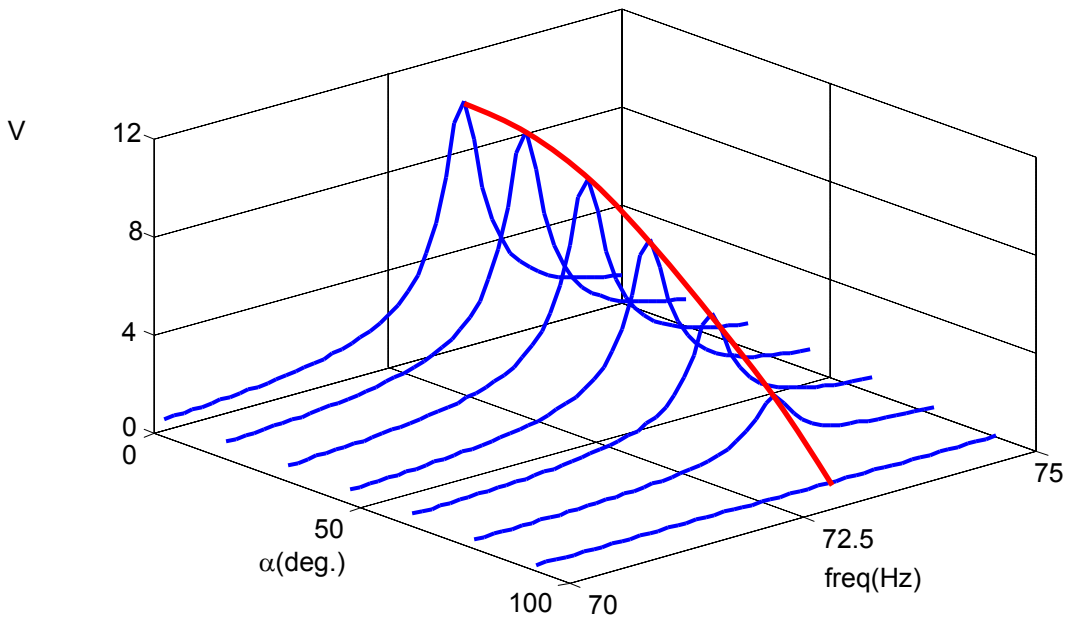


Figure 4.24 : Caractéristiques fréquentielles du module des tensions V_1 et V_2 en fonction de l'angle α(pour θ=0 et a=1g).

Le passage progressif d'un état de déformation correspondant au mode 2 (pour α=0) à un état correspondant au mode 3 (α=90 °) aboutit donc à une diminution progressive des tensions aux niveaux des éléments piézoélectriques.

Ce comportement est fondamental puisqu'il sera directement observé sur la structure triaxiale. Dans ce cas, la présence des 2 poutres supplémentaires placées orthogonalement permettra alors de compenser cette diminution puisque on retrouvera le même comportement mais avec une variation inverse des tensions en fonction de l'angle α.

3.4 Bilan.

Le diverses simulations par éléments finis présentées précédemment ont établi la pertinence du modèle simplifié (cf § 3.1.1) et montré qu'il est envisageable de dimensionner une structure biaxiale répondant aux critères (4.15), à savoir obtenir l'égalité des fréquences de résonances et des coefficients de couplages des modes fonctionnels 1 et 2.

Le dimensionnement optimal du prototype de la structure biaxiale issu de ses simulations est représenter *figure 4.25*. Les dimensions correspondantes sont données

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

tableau 4.3. La masselotte d'inertie m_1 est fixée à 5 grammes. Pour obtenir l'accord des modes 1 et 2 le moment d'inertie I_{ox} doit théoriquement être égal à 0.35 10^{-7} kg.m^2 (*cf figure 4.20*).

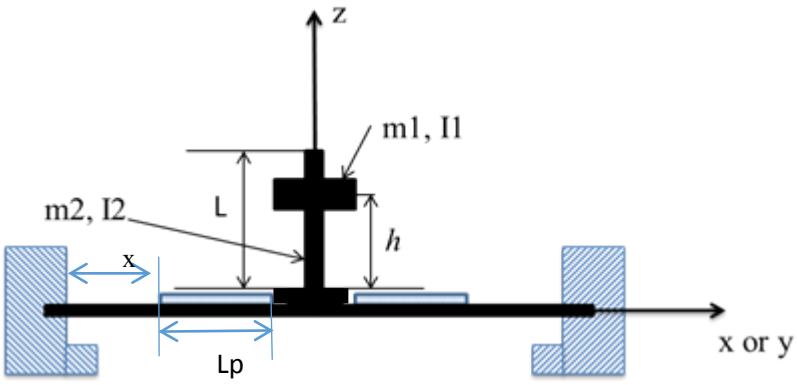


Figure 4.25 : Prototype de validation de la structure biaxiale.

e	L	w	e_p	L_p	x	m_1	m_2	h	I_{ox}
0.1mm	14 mm	5mm	0.08mm	8mm	6mm	5g	1.8g	11mm	0.35 10^{-7} Kg.m^2

Tableau 4.3: Dimensions de la structure optimisée de la figure 4.25.

Les caractéristiques électromécaniques et énergétiques correspondant à cette configuration sont données tableau 4.3. Les coefficients de couplages k_1 et k_2 et les fréquences de résonance f_1 et f_2 sont issues des simulations présentées figures 4.20 et 4.21. La tension maximale V_{max} (pour une accélération de module égale à 1g et pour un coefficient de surtension Q=20) est déterminée à partir des simulations de la figure 4.20. L'énergie convertie maximale E_{max} sous ses conditions est estimée à partir de la relation (4.10).

k_1	k_2	f_1	f_2	V_{max} @ 1g et Q=20	E_{max} @ 1g et Q=20
0.25	0.22	75 Hz	75 Hz	10.5 V	0.7 µJ

Tableau 4.4 : Caractéristiques électromécaniques et énergétiques de la structure optimisée pour M=6.8 g. et h= 11mm

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

4 Validation expérimentale de la structure biaxiale.

Plusieurs prototypes répondant aux spécifications du *tableau 4.3* ont été construits à partir de bimorphes commerciaux et testés à l'aide d'un dispositif expérimental de caractérisation (*cf figure 4.26*).

4.1 Prototype et protocole de mesures

L'usinage des bimorphes est réalisée à l'aide d'une micrograveuse ROLAND© EGX 350.

Un jeu de masselotes (m_1) a été fabriqué afin de tester diverses configurations. Cette masselote est vissée sur un axe central (m_2) fileté afin de pouvoir ajuster le moment d'inertie I_{ox}.

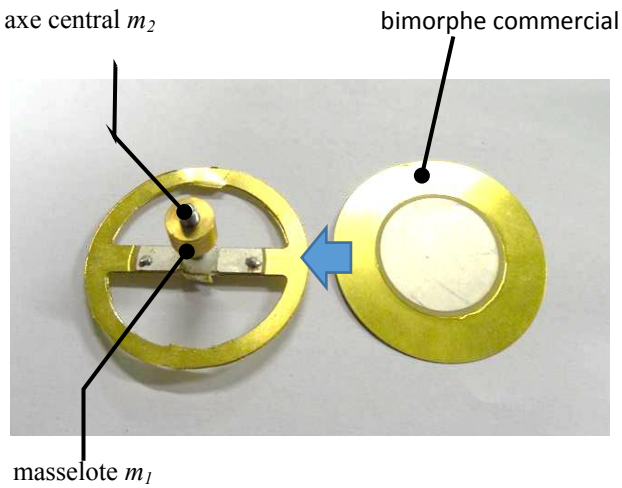


Figure 4.26: Prototype de structure biaxiale élaboré sur la base d'un bimorphe commercial.

Deux types de supports peuvent être utilisés :

(i) Support à 1 degré de liberté

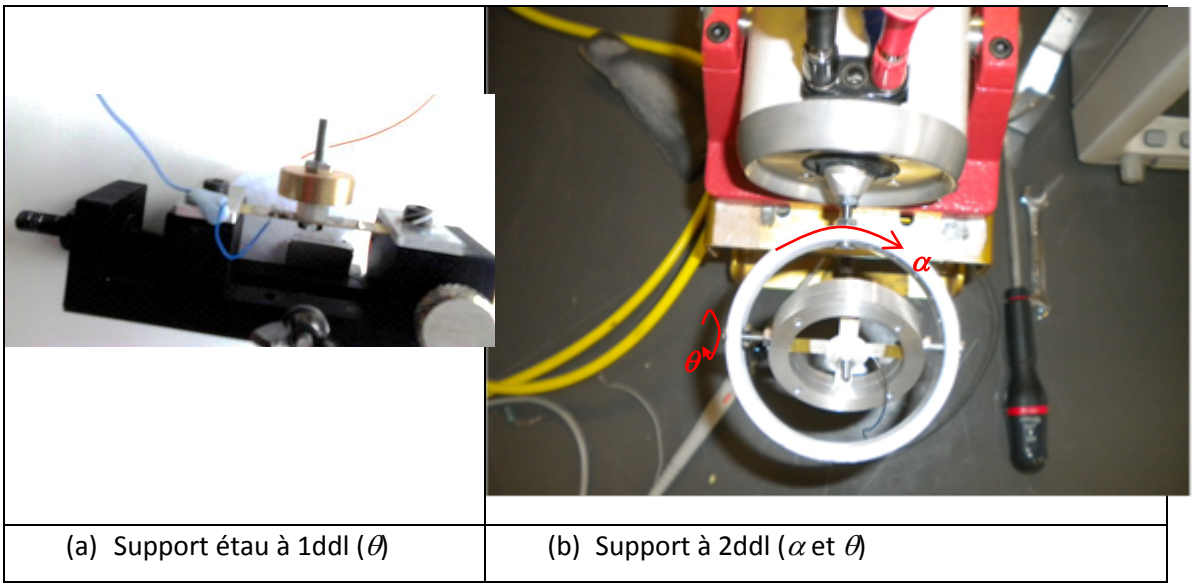
Un support–étau (*figure 4.27a*) permet de bloquer les 2 extrémités de la structure et d'exercer une précontrainte statique latérale afin d'éviter tout problème de comportement bistable. Ce support est couplé au pot vibrant par l'intermédiaire d'une équerre permetttant de farie varier l'angle θ.

(ii) Support à 2 degré de liberté

Ce support peut indifféremment être utilisé pour les structures biaxiales et triaxiales (*figure 4.27b et figure 4.28*). Il est constitué d'une pièce centrale A qui permet de brider

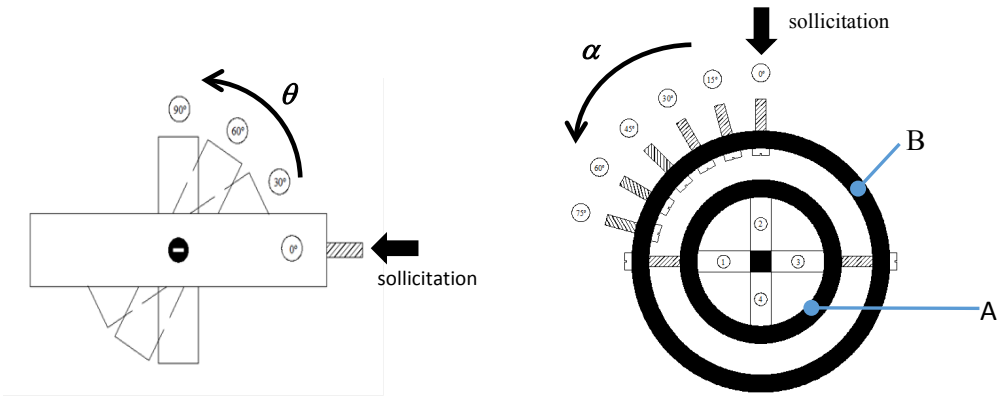
Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

la structure. Cette pièce est elle-même fixée sur la pièce B et peut pivoter autour de ses axes de fixation selon l'angle θ. La pièce B peut être reliée au pot vibrant selon différentes positions permettant de faire varier l'angle α de 0 à 90 degrés.



(a) Support étau à 1ddl (θ) | (b) Support à 2ddl (α et θ)

Figure 4.27 : Les 2 types de supports de test.



(b)

Figure 4.28 : Détail du support à 2ddl : Vue de face (a) et de dessus (b).

Le protocole de caractérisations des prototypes est effectué en deux phases :

(i) Caractérisation bas niveau

La mesure de la fonction de transfert de l'admittance électrique de la structure à l'aide d'un analyseur AGILENT E 5061 permet de déterminer les fréquences de résonance et

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

les coefficients de couplage en circuit ouvert et en circuit fermé des modes propres. La structure est donc ici caractérisée en mode actionneur. Ces mesures sont effectuées en mode désaccordés afin de pouvoir caractériser séparément les modes 1 et 2. Il est de plus nécessaire d'utiliser deux configurations distinctes d'alimentation (*cf figure 4.29*) pour pouvoir exciter séparément les modes 1 et 2 :

- *Configuration parallèle (excitation du mode 1)*

L'application simultanée de la tension d'excitation v sur les deux éléments piézoélectriques induit un champ électrique E identique, donc un état de contrainte identique. Il en résulte des déformations latérales symétriques s des deux éléments correspondant à l'excitation du mode 1.

-*Configuration série (excitation du mode 2)*

L'application de la tension v entre les 2 électrodes supérieures des éléments piézoélectriques correspond à leur mise en série car leurs électrodes inférieures sont au même potentiel. Il en résulte un champ électrique E de sens opposé au niveau de chaque élément, instaurant ainsi des déformations s antisymétriques, soit l'excitation du mode 2.

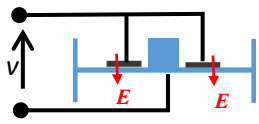
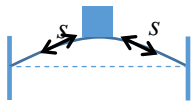
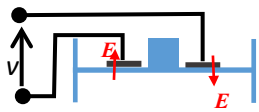
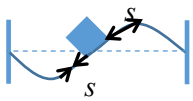
configuration		
parallèle		 Mode 1
série		 Mode 2

Figure 4.29 : Configuration parallèle (excitation mode 1) et série (excitation mode 2) pour la caractérisation à bas niveau (v=1V) de la structure.

(ii) Caractérisation sous sollicitation vibratoire

L'évaluation de l'énergie récupérée en fonction de l'angle θ de la sollicitation est réalisée à l'aide d'un banc de caractérisation (*cf figure 4.30*) intégrant un pot vibrant

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

commandé par la sortie de l'analyseur AGILENT utilisé en mode Gain-Phase. La fonction de transfert de la tension générée par les éléments piézoélectriques est mesurée pour différentes valeur de l'angle θ. L'énergie convertie est alors évaluée à l'aide de la relation (4.4).

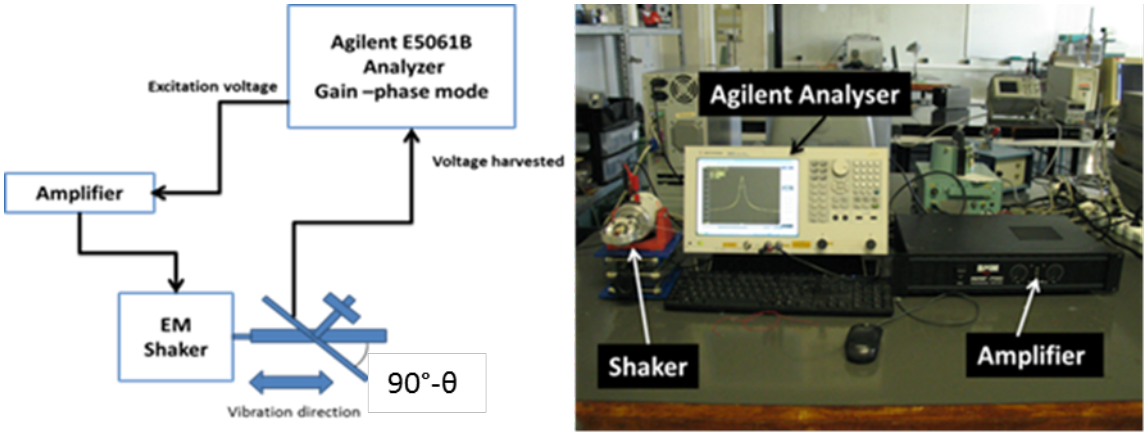
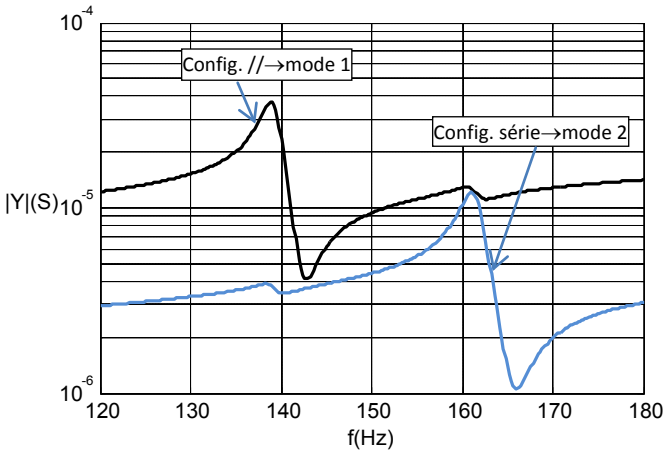


Figure 4.30 : Banc de caractérisation sous sollicitation vibratoire.

4.1.1 Caractérisation à bas niveau d'excitation.

L'évolution du module et de la phase de l'admittance Y du prototype alimenté en configuration parallèle et série (*figure 4.31*) montre que l'on obtient effectivement une excitation séparée des modes 1 et 2. On constate toutefois qu'il existe un couplage entre les modes puisque l'on observe une réponse sur le mode 2 en configuration parallèle et une réponse sur le mode 1 en configuration série. Ce couplage est dû aux inévitables dissymétries dimensionnelles du prototype, mais reste néanmoins faible.



Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

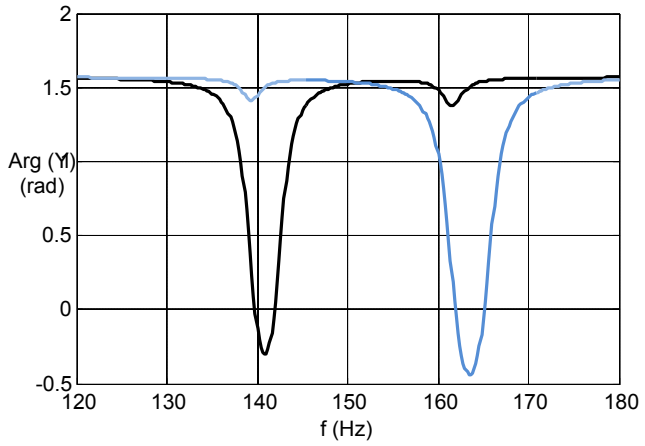


Figure 4.31: Module et phase de l'admittance Y d'un prototype en mode désaccordé. (Configuration avec M = 3.4 g et I_{ox}=50.10^{-9} Kgm^{-2})

L'évolution des coefficients de couplage k1 et k2 en fonction du moment d'inertie Iox (*figure 4.32*) est semblable à celle obtenue avec les simulations par éléments finis (*cf figure 4.21*) et confirme qu'ils dépendent peu de ce paramètre.

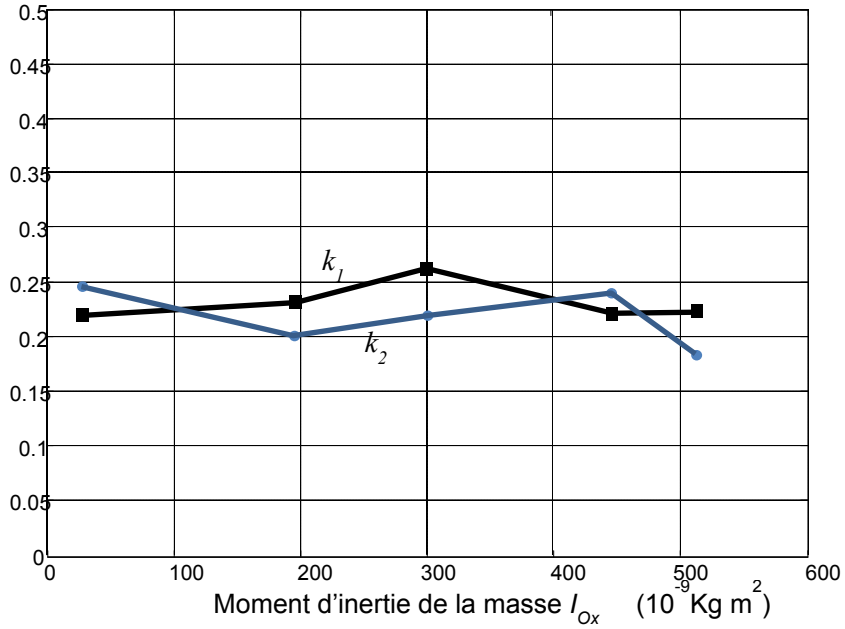


Figure 4.32: Evolution des coefficients de couplage k_1 et k_2 en fonction du moment d'inertie I_{ox} (configuration avec M = 3.4 g).

L'accord des modes 1 et 2 peut être réalisé par ajustement du moment d'inertie I_{ox} pour une valeur de masses totale M donnée. *La figure 4.33* illustre l'évolution des fréquences de résonance f_1 et f_2 pour différentes valeurs de masselote m_1 en fonction du moment

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

d'inertie fixé par la position *h* (cf figure 4.23). Il exite une solution pour chaque valeur de m_1 permettant l'accord des 2 modes (points•). Ce comportement est identique à celui obtenu en simulation (cf figure 4.20).

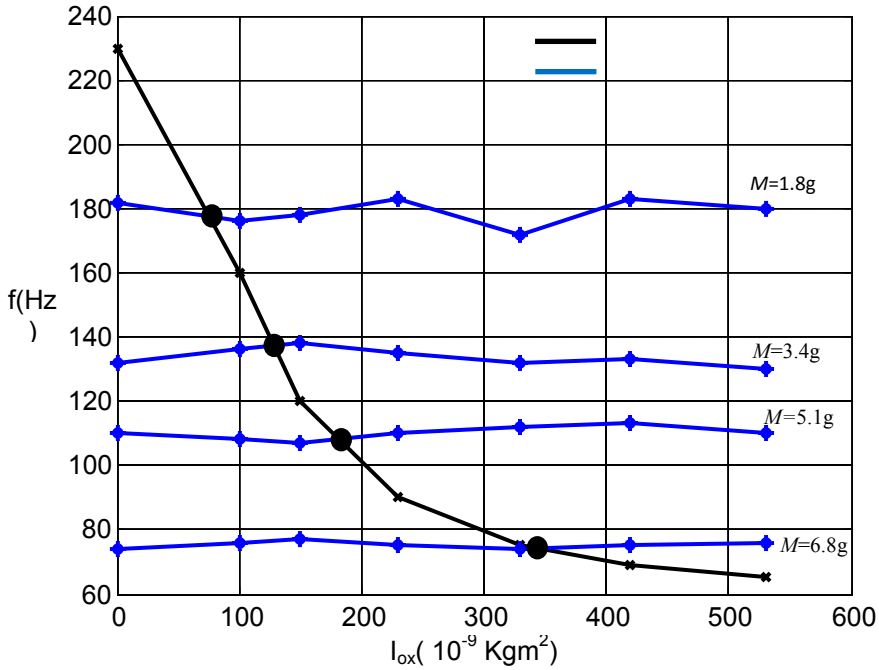


Figure 4.33 Evolution des fréquences de résonance f1 et f2 en fonction du moment d'inertie Iox pour différentes valeurs de la masses totale M.

4.1.2 Caractérisation sous sollicitation vibratoire.

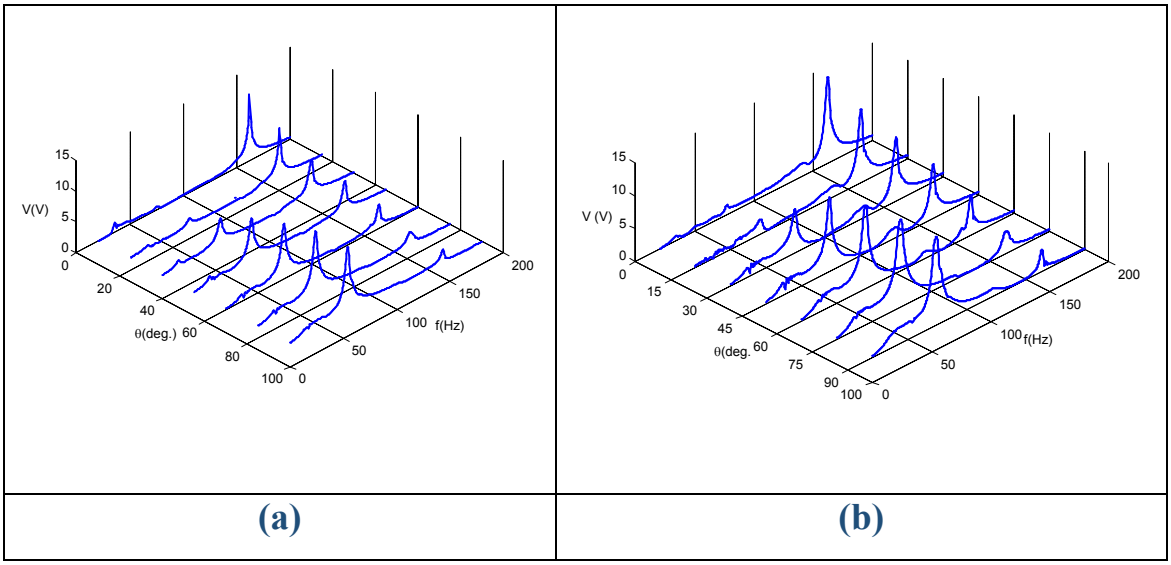
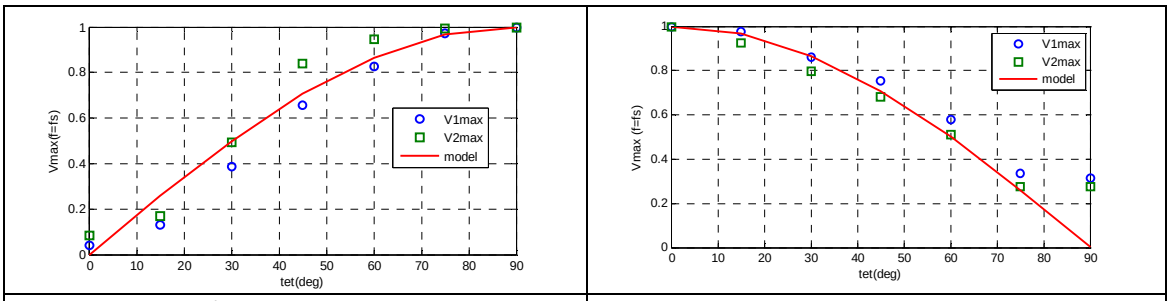


Figure 4.34 : Caractéristiques fréquentielles expérimentales du module des tensions V_1 et V_2 en mode désaccordé pour a=1g.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

La caractérisation vibratoire du prototype a d'abord été faite en mode désaccordé (*cf figure 4.34 et 4.35*) avec une masse centrale M =6.8 g ajustée sur un moment d'inertie $I_{ox} \approx 100.10^{-9}$ Kgm^2. Les fréquences de résonances des modes 1 et 2 sont alors f_1= 75 Hz et f_2=160 Hz, valeurs en accord avec celles obtenues en caractérisation à bas niveau (cf figure 4.33). Ce comportement fréquentiel est conforme à celui observé à partir du modèle simplifié (cf figure 4.12) et celui observé à partir de la simulation à éléments finis (cf figure 4.20). Comme présagé par la caractérisation à bas niveau (cf figure 4.31), il existe un couplage entre les modes 1 et 2 (cf figure 4.33) qui se traduit par le fait qu'il existe une tension résiduelle pour θ=0°(mode 1) et pour θ=90°(mode 2).

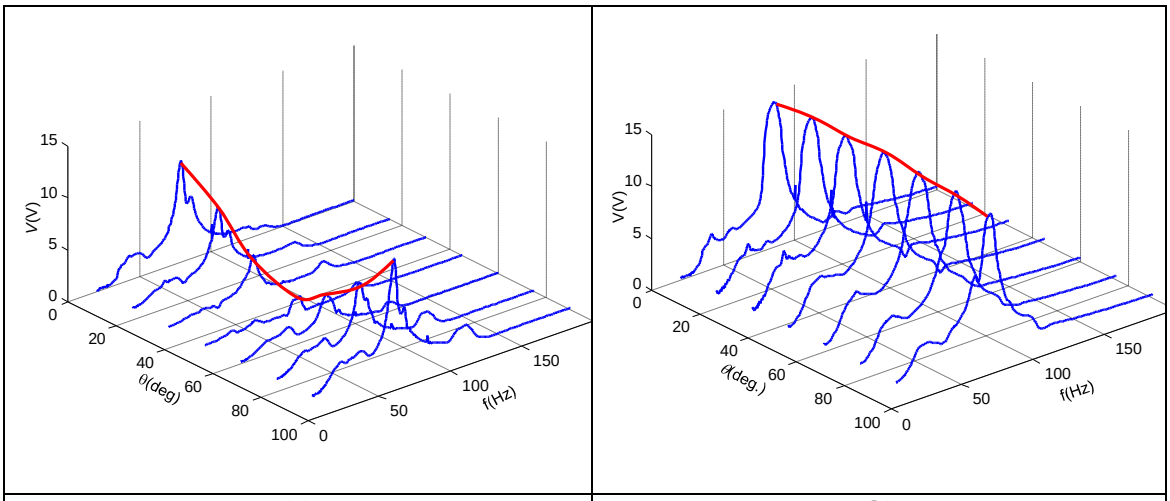


Evolution de V/V_{max} à la résonance pour le mode 1	Evolution de Vmax à la résonance pour le mode 2

Figure 4.35: évolution des tensions V_1 et V_2 (à la résonance) normalisées par la tension maximale V_{max} en fonction de l'angle θ. Le comportement théorique (modèle) est obtenu à partir de la relation (4.9).

La validation finale du comportement vibratoire attendu en mode accordé a été réalisée avec une masse centrale M=6.8 g ajustée sur un moment d'inertie $I_{ox} \approx 350.10^{-9}$ Kg.m^2. Le comportement fréquentiel du module des tensions V_1 et V_2 (*cf figure 4.36*) est conforme à celui obtenu à partir du modèle simplifié (*cf figure 4.13*) et de la simulation par éléments finis (*cf figure 4.21*).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés



(a) (b)

Figure 4.36 : Caractéristiques fréquentielles expérimentales du module des tensions V_1 (a) et V_2 (b) en mode accordé pour a=1g.

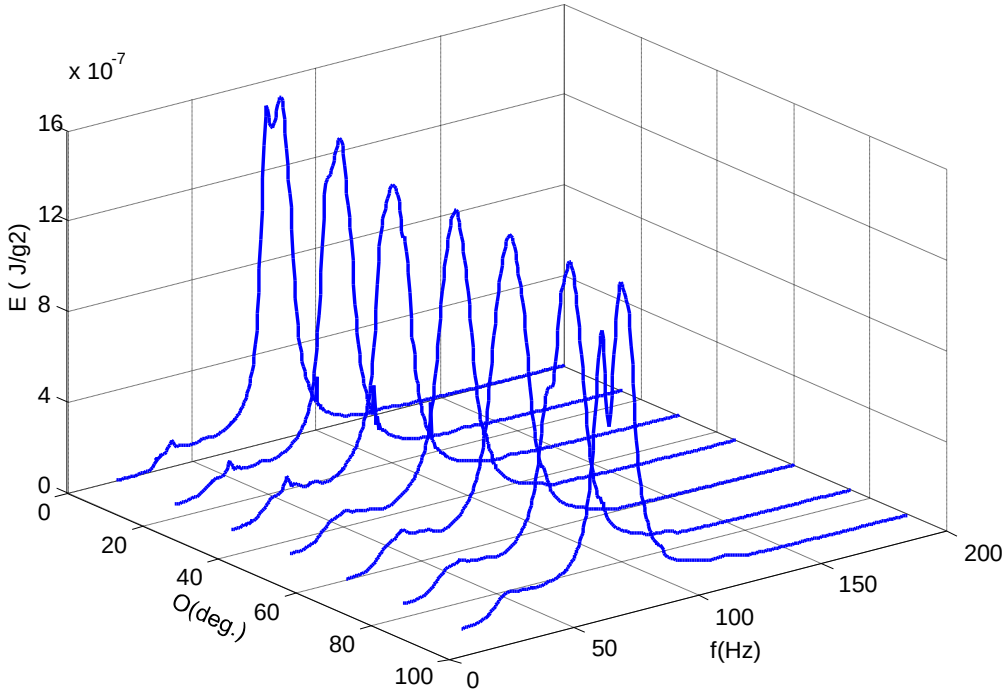


Figure 4.37 : Caractéristique fréquentielle expérimentale de l'énergie convertie E en mode accordé pour a=1g.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

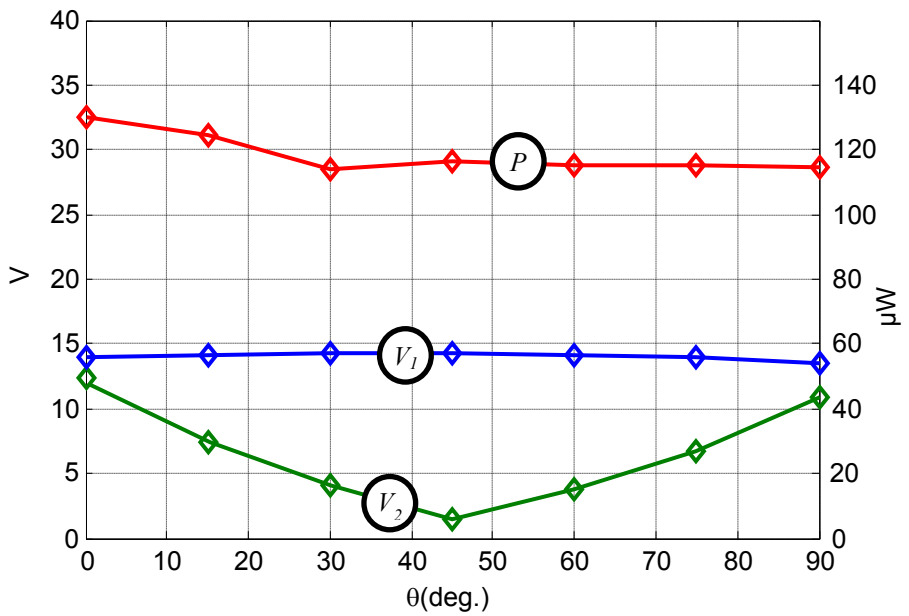


Figure 4.38 : Evolution des tensions V_1 et V_2 et de la puissance P à la fréquence de résonance en mode accordé pour a=1g.

La répartition fréquentielle de l'énergie totale convertie E (*cf figure 4.37*) valide également le comportement théorique de la figure 4.13c. L'énergie convertie E ne dépend *quasiment* pas de l'angle du vecteur *accélération* caractéristique de la sollicitation. Les faibles variations néanmoins observées sont dues au fait que le produit du facteur de proportionnalité M_i par le coefficient de surtension Q_i est différent pour les deux éléments piézoélectriques (*cf tableau 4.5*). Ces variations sont induites par les dispersions dimensionnelles de la structure et par les dispersions des caractéristiques électromécaniques des 2 modes fonctionnels. Les conditions (4.15) nécessaires à l'obtention d'une quantité d'énergie constante ne sont donc pas strictement vérifiées.

	Elément 1	**Elément 2**
Q_1M_1	13.5 V/g	11.3 V/g
Q_2M_2	14 V/g	12.5 V/g

Tableau 4.5 : Valeurs expérimentales du produit Q_iM_i mesurées sur les 2 éléments piézoélectriques.

La figure 4.38 montre au final l'évolution des tensions V1 et V2 mesurées et de la puissance P résultante à la fréquence de résonance en fonction de la direction θ de la sollicitation.

La valeur moyenne de la puissance convertie à la fréquence de résonance est de l'ordre de 120 µW/g^2 avec une variation maximale de 10%. Cette valeur n'est pas optimisée car

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

les coefficients de surtension Q_1 et Q_2 obtenus avec le support utilisé lors des phases expérimentales (support à 1ddl/cf § 3.4.1) sont relativement faibles (de l'ordre de 20 à 25). Effectivement, les pièces de blocage des extrémités des poutres 1 et 2 en matière plastique induisent des pertes mécaniques élevées. Ces pertes pourraient être réduites par l'utilisation d'un support entièrement métallique.

5 Vers la structure 3D

La structure complète triaxiale telle qu'elle est définie en début de chapitre (*figure 4.3*) est ici évaluée. Elle est considérée comme le couplage de deux structures biaxiales orthogonales. La répartition énergétique spatiale est estimée à l'aide d'un modèle simplifié issu de celui utilisé pour la structure biaxiale.

5.1 Modèle simplifié

Les hypothèses utilisées pour la structure biaxiale pour le modèle simplifié (cf 4.15) sont conservées, à savoir l'accord entre les modes 1 et 2 (f_1=f_2) et l'égalité des facteurs de proportionnalité (M_1=M_2) et des coefficients de surtension (Q_1=Q_2). Les tensions et les quantités d'énergie convertie sur les quatre éléments piézoélectriques sous une sollicitation dans un espace tridimensionnel sont évaluées en fonction des angles θ et α tels que définis figure 4.3. Les composantes du vecteur accélération sont alors :

$$\begin{cases} a_x = a\cos\theta\cos\alpha \\ a_y = a\cos\theta\sin\alpha \\ a_z = a\sin\theta \end{cases} \qquad (4.37)$$

Les tensions générées sur les quatre éléments piézoélectriques sous les conditions (4.15) à la fréquence de résonance sont :

$$\begin{cases} V_1 = M_1(a_z + a_x) \\ V_2 = M_1(a_z - a_x) \\ V_3 = M_1(a_z + a_y) \\ V_4 = M_1(a_z - a_y) \end{cases} \qquad (4.38)$$

L'énergie totale convertie est :

$$E = E_1 + E_2 + E_3 + E_4 = \frac{1}{2}C_0\sum_i V_i^2 = C_0 M_1^2 a^2(\sin^2\theta + 1) \qquad (4.39)$$

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

L'énergie totale E ne dépend pas de l'angle α. Effectivement, la diminution de l'énergie récupérée due à l'apparition du mode de torsion sur une des 2 structures biaxiales (cf 3.3.2.3(iii)) est ici compensée par un comportement inverse sur l'autre structure biaxiale placée orthogonalement.

L'énergie totale E dépend de l'angle θ. Elle est minimale pour θ=0° et θ=180°, ce qui correspond à une sollicitation située dans le plan Oxy. Les 2 structures biaxiales équivalentes ne peuvent être dans ce cas sollicitées uniquement selon le mode 2 ou le mode 3, ce qui correspond à une quantité d'énergie maximale identique à celle d'une structure biaxiale seule (cf 4.14), soit $E = C_0 M_1^2 a^2$.

Elle est maximale pour θ=90° et θ=-90° car dans cette configuration les 2 structures biaxiales sont sollicitées selon le mode 1, ce qui correspond à une quantité d'énergie maximale égale au double de celle d'une structure biaxiale seule, soit $E = 2C_0 M_1^2 a^2$.

Le comportement global énergétique en fonction de l'angle θ est donné par *figure 4.39* et en fonction de l'angle α dans la *figure 4.40*.

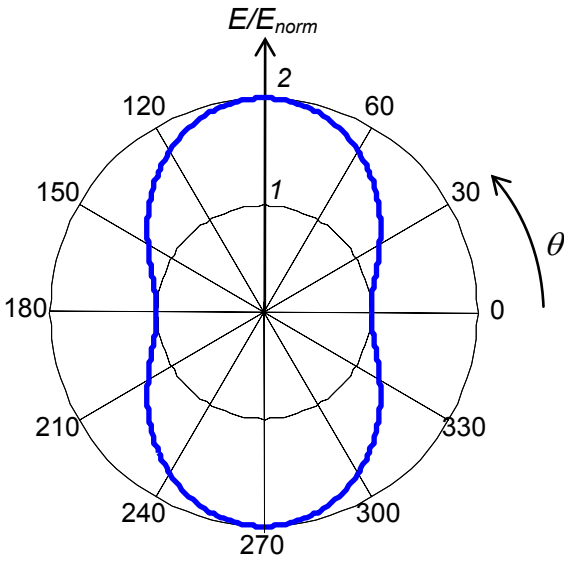


Figure 4.39 : Evolution de l'énergie totale convertie E en fonction de l'angle θ (∀α).

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

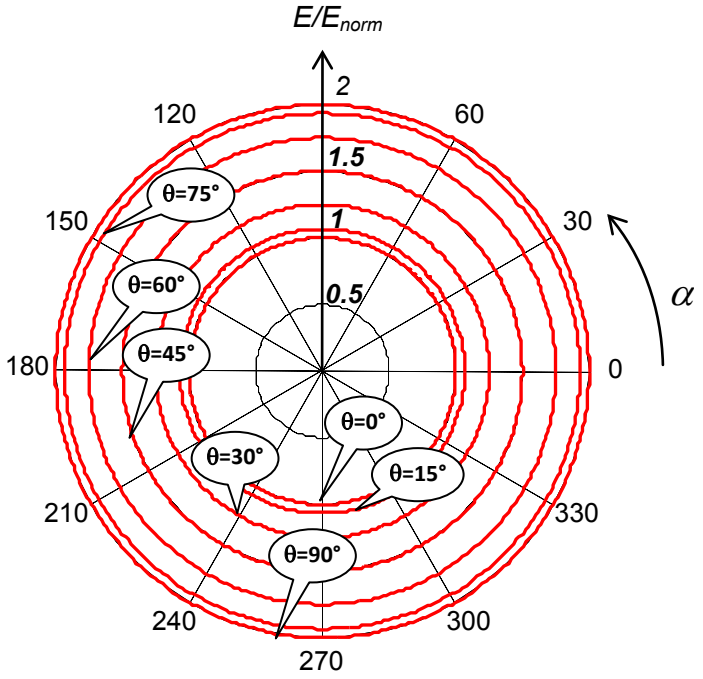


Figure 4.40 : Evolution de l'énergie totale convertie en fonction de l'angle α pour différentes valeurs de θ.

La structure triaxiale optimisée selon les conditions (4.15) permet donc d'assurer une récupération d'énergie quelque soit la direction du vecteur $\vec{a}$ caractéristique de la sollicitation. La quantité d'énergie récupérée ne dépend pas de l'angle α, mais dépend de l'angle θ variant d'une valeur minimale $E_{\min} = C_0 M_1^2 a^2$ à une valeur maximale $E_{\max} = 2E_{\min}$ dans les directions privilégiées $\theta = \pm 90°$.

5.2 Simulations par modèle à éléments finis

Des simulations numériques avec un modèle à éléments finis (figure 4.41) ont permis d'illustrer le comportement de la structure triaxiale sous une sollicitation tridimensionnelles.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

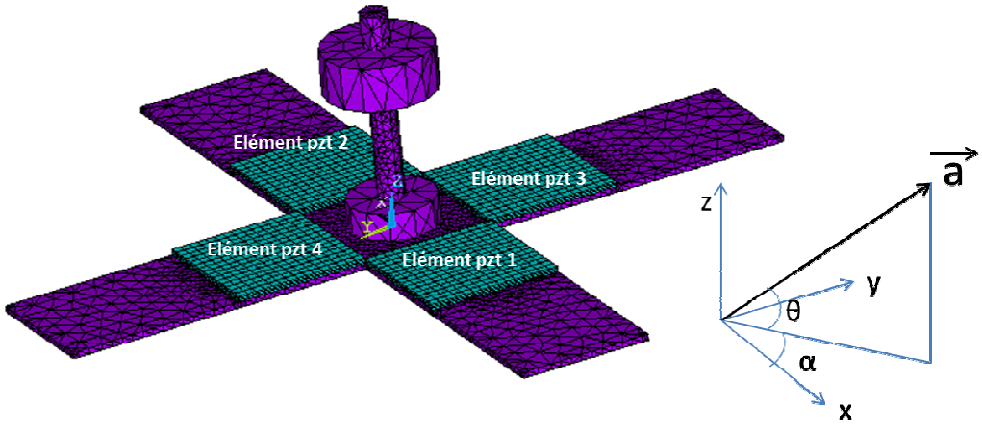
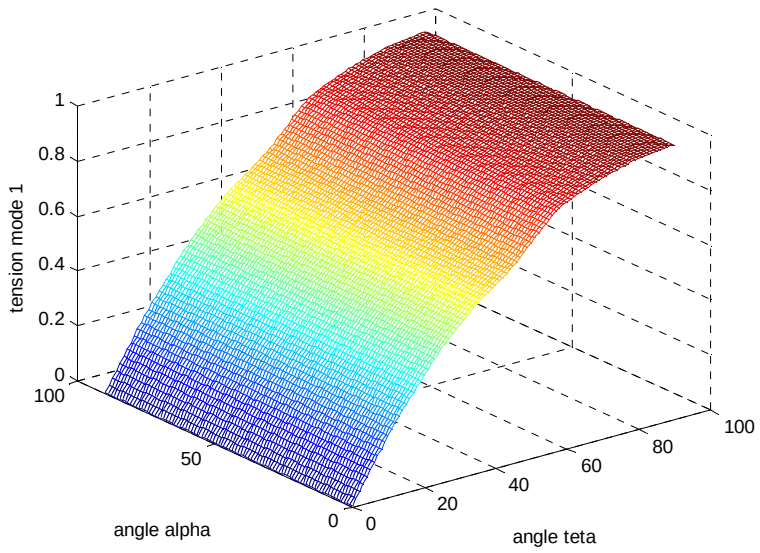


Figure 4.41: Modèle à éléments finis de la structure triaxiale

Les évolutions des tensions et des énergies récupérées sont étudiées en fonction des deux angles θ et α. Pour des raisons de symétrie équivalentes à celle utilisées dans la structure biaxiale, les simulations sont réduites dans l'espace [0,90°].

5.2.1 Comportement en mode désaccordé.

La première série de simulations (*figure 4.42*) montre l'évolution des tensions générées V_{i1} et V_{i2} sur l'élément i pour le mode 1 et 2 en fonction de l'angle θ et α.

Module de la tension du premier mode V_{11} normalisée pour f1≠f2 ; M1=M2 et Q1=Q2=100.	

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

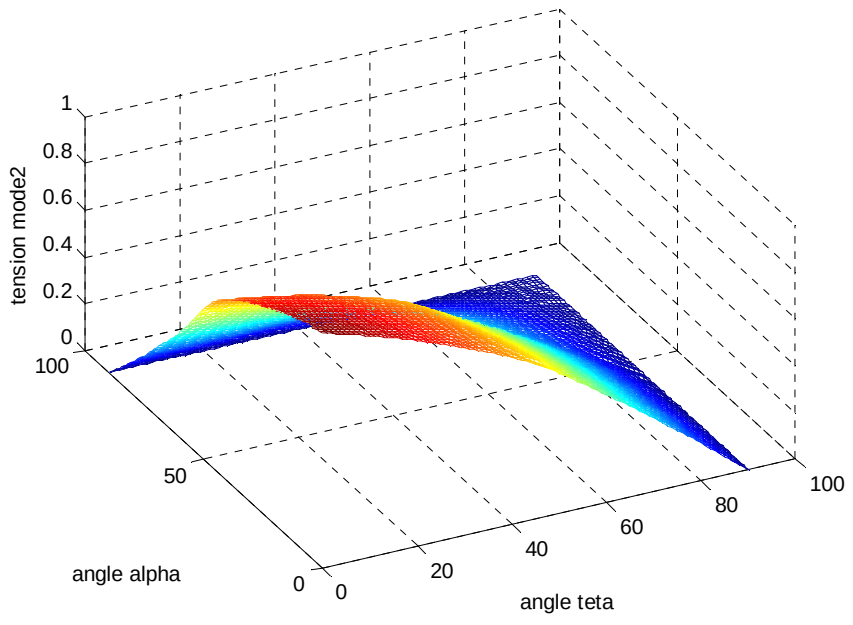
Module de la tension du mode V_{12} normalisée pour f1≠f2 ; M1=M2 et Q1=Q2=100	

Figure 4.42 : Evolution des tensions récupérées sur un élément piézoélectrique en mode séparés (sous ANSYS)

On constate que la tension V_{i1} générée pour le mode 1 ne dépend pas de l'angle α. Elle est identique sur les 4 éléments.

La tension V_{i2} générée sur le mode 2 se dégrade lorsque α tend vers 0 car la structure passe progressivement du mode 2 de flexion au mode de torsion. Ce comportement est en tout point identique à celui observé sur la structure biaxiale. (cf figure 4.24).

La tension V_{i2} est égale en module et de phase opposée pour 2 éléments situés sur 2 poutres colinéaires. Les variations selon l'angle α sont inversées pour les 2 autres éléments.

Le comportement des deux modes en fonction de l'angle θ est également strictement identique à celui de la structure biaxiale.

5.2.2. Comportement en modes accordé

La *figure 4.43* montre l'évolution des tensions générées sur les éléments piézoélectrique 1, 2, 3 et 4 en mode accordé en fonction de θ et α. On retrouve le comportement typique en fonction de l'angle θ observé sur la structure biaxiale dans le cas où $\alpha=0°$ pour les *tensions* V_1 *et* V_2 et dans le cas où $\alpha=90°$ pour les *tensions* V_3 *et* V_4.

Lorsque l'angle α varie, on observe l'influence du passage du mode 2 au mode de torsion qui se traduit au final par une tension ne résultant que de la composante générée

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

par le mode 1 pour $\alpha=90°$ pour les éléments 1 et 2 et respectivement $\alpha=0°$ pour les éléments V_3 *et* V_4

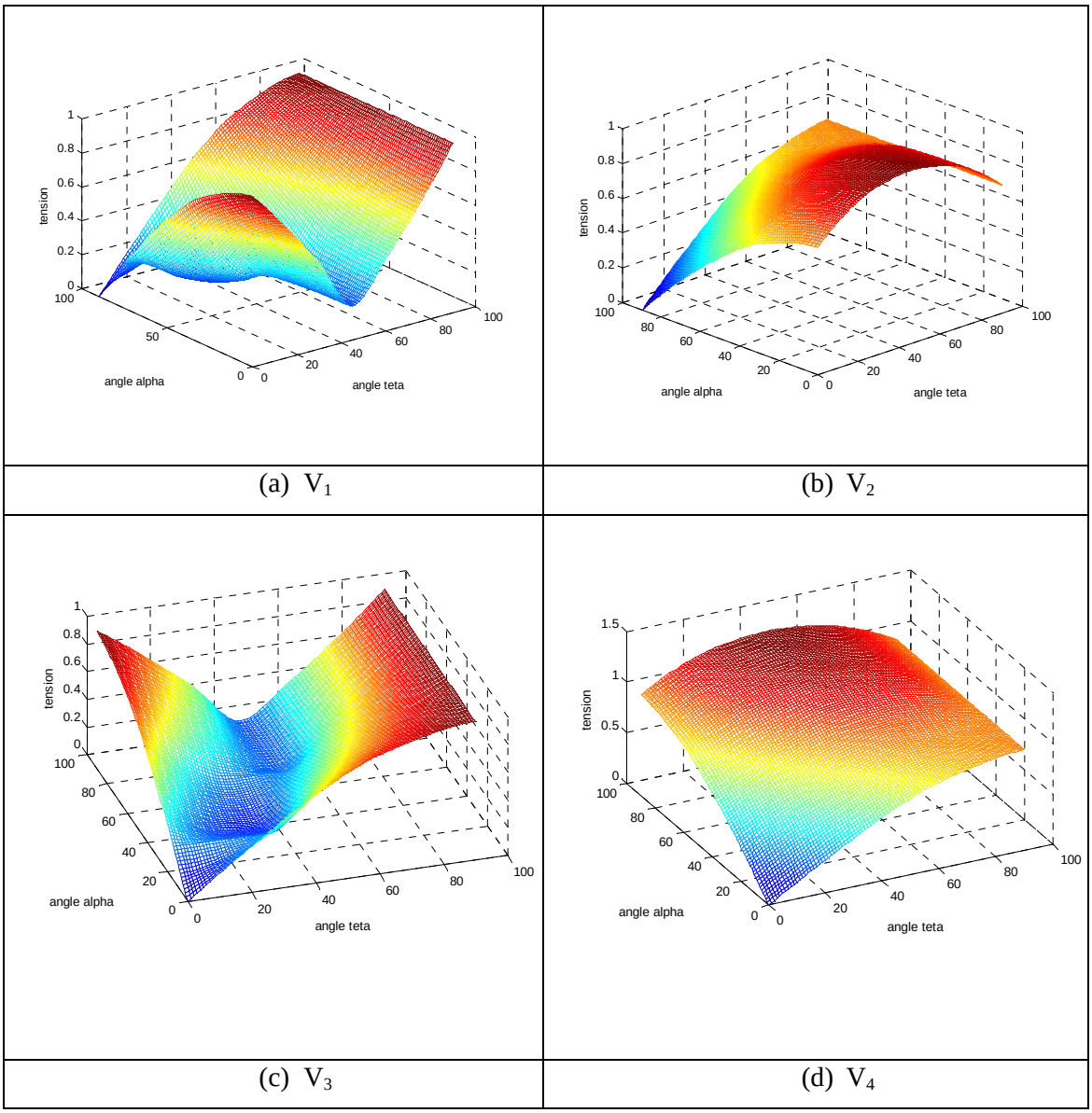


Figure 4.43 : Evolution des tensions normalisées V_1, V_2, V_3 et V_4 sur les éléments 1, 2, 3 et 4 en mode accordé (f1=f2 ;M1=M2 ;Q1=Q2).

Au final ,ce comportement aboutit à la répartition spatiale de l'énergie totale récupérée *E* (*figure 4.44*) estimée à partir de la relation 4.39. Il est en tout point identique à celui présagé par le modèle simplifié (cf § 5.1). L'energie E est constante selon l'angle α mais il existe directions privilégiées ($\theta=\pm 90°$) où elle est maximale.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

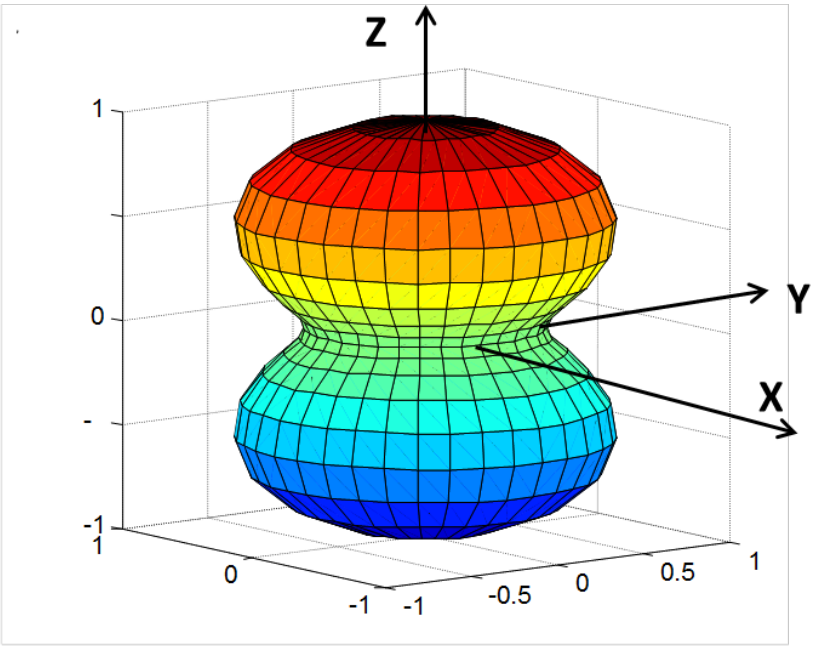


Figure 4.44 : Répartition spatiale de l'énergie totale récupérée E sur les 4 éléments piézoélectriques

5.3. Validation préliminaire expérimentale.

Les tests expérimentaux ont été réalisés sur le prototype triaxial présenté dans le paragraphe précèdent (*cf figure 4.26*) en utilisant le support à 2 degré de liberté. L'optimisation du prototype, notamment l'accord des modes 1 et 2 a été obtenu expérimentalement selon la même procédure utilisée pour la structure biaxiale.

L'évolution de la tension observée sur un élément piézoélectrique pour une excitation selon le mode 1 et 2 en mode désaccordé est présentée figure 4.45 et figure 4.46 en mode accordé.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

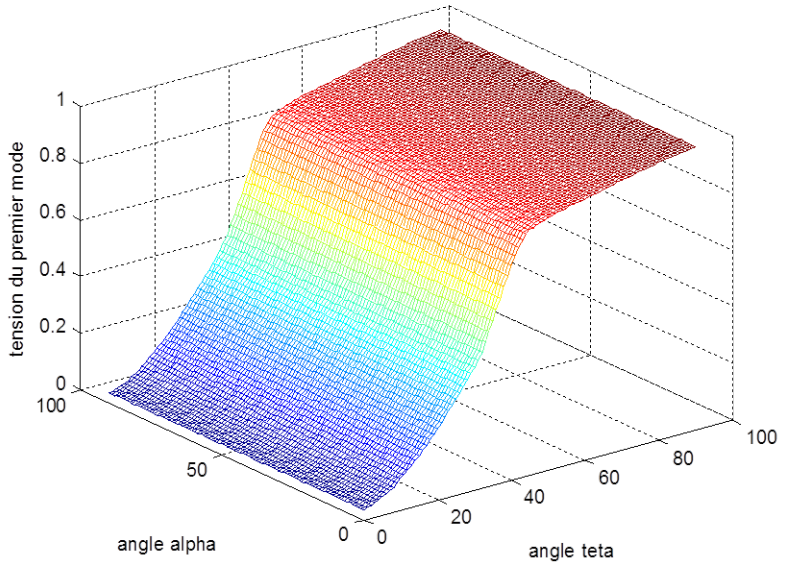
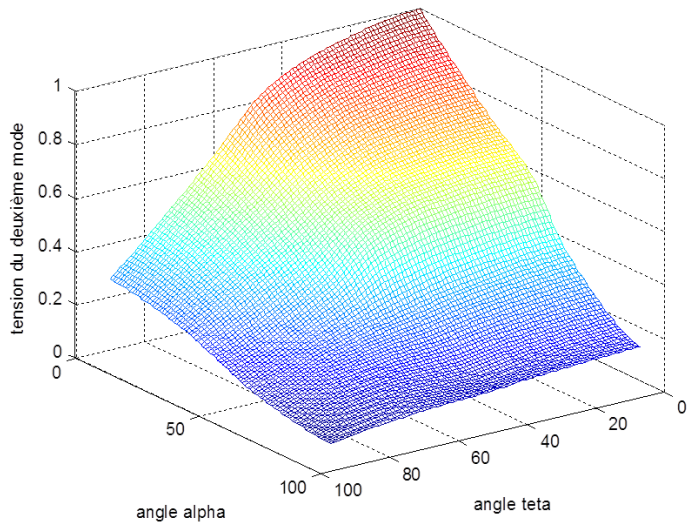
Module de la tension normalisée V_{11} sur le mode 1 f1≠f2 ; M1=M2 et Q1=Q2=100.	
Module de la tension normalisée V_{12} sur le mode 2 f1≠f2 ; M1=M2 et Q1=Q2=100	

Figure 4.45 : Evolution des tensions normalisées générées sur un élément piézoélectrique en mode désaccordé.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

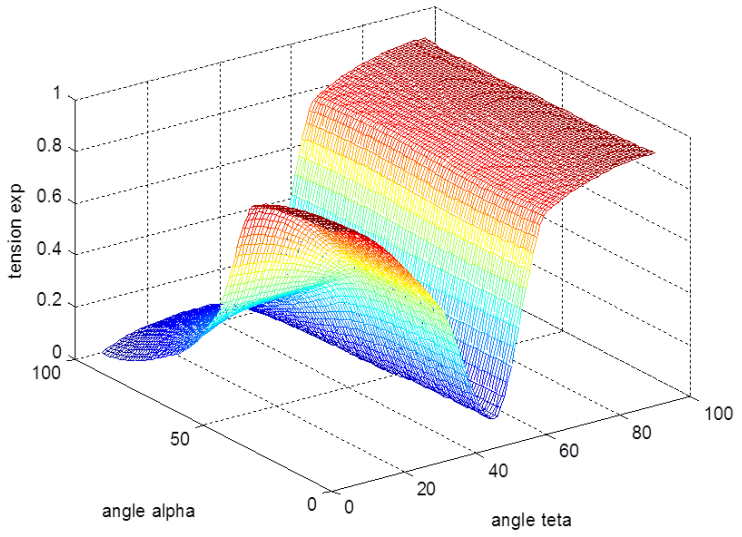
Module de la tension V_{11}-V_{12} normalisée pour f1=f2 ; M1=M2 et Q1=Q2=100	

Figure 4.46 : Evolution des tensions récupérées sur un élément piézoélectrique en mode accordé.

Le comportement global du module des tensions V_{11} et V_{12} dans ces deux configurations est conforme à ceux obtenus en simulation par éléments finis (cf figure 4.42 et 4.43a). On note toutefois certaines dispersions entre comportement expérimental et simulé imputables d'une part à une dérive des fréquences de résonance des modes 1 et 2, d'autre part à des dissymétries de la structure.

La *figure 4.47* représente l'évolution de l'énergie totale récupérée en fonction de l'angle θ pour différentes valeurs de l'angle α. Le comportement prévu par le modèle simplifié et par le modèle à élément finis est ici vérifié. L'énergie totale admet un maximum dans la direction $\theta=90°$ correspondant à la somme des quantités d'énergie élémentaires des 4 éléments piézoélectriques se déformant selon le mode 1. La quantité d'énergie pour $\theta=0°$ est deux fois inférieure, car correspondant à l'énergie générée par deux éléments se déformant selon le mode 2, les 2 autres se déformant alors selon le mode de torsion, non couplé.

La *figure 4.48* représente l'évolution de l'énergie totale récupérée en fonction de l'angle α pour différentes valeurs de l'angle θ. Là encore, le comportement prévu théoriquement est vérifié, à savoir que la quantité d'énergie est constante selon l'angle α.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

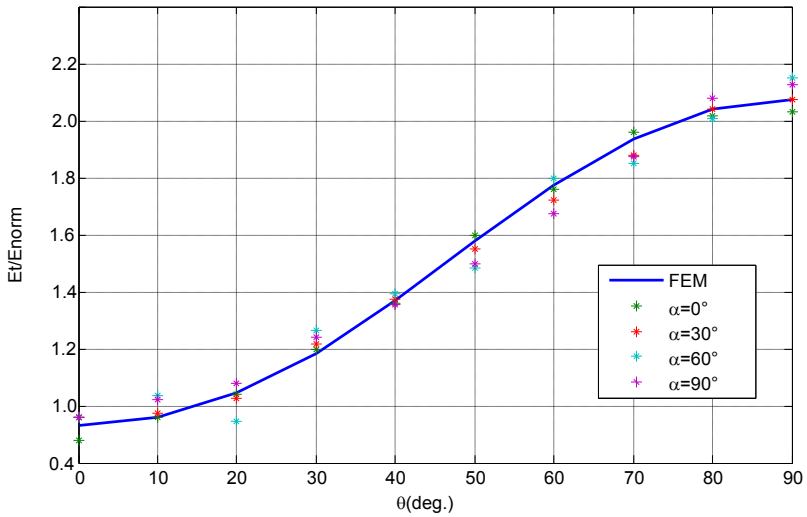


Figure 4.47 : Evolution de l'énergie totale récupérée en fonction de l'angle θ pour différentes valeurs de l'angle α.

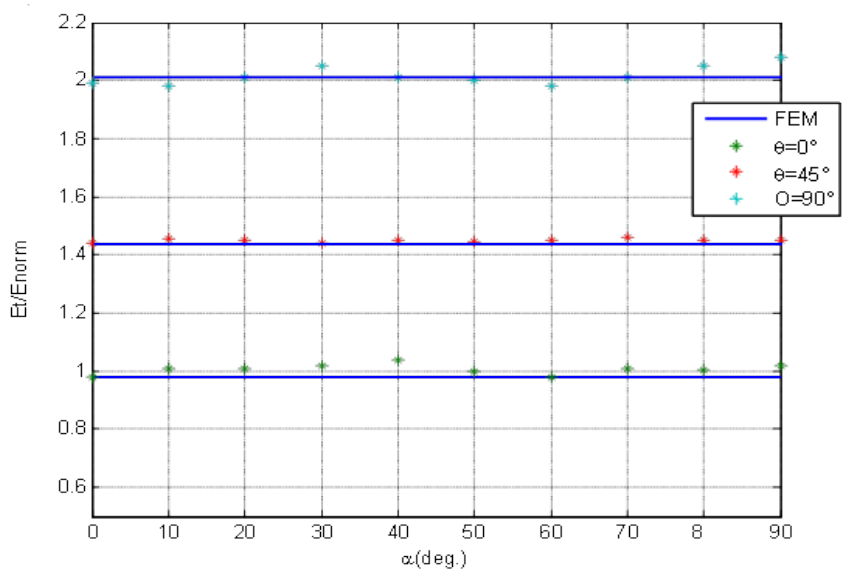


Figure 4.48 : Evolution de l'énergie totale récupérée en fonction de l'angle α pour différentes valeurs de l'angle θ.

6 Conclusion et perspectives

Au cours de ce chapitre, nous avons dimensionné, réalisé et caractérisé une structure récupératrice d'énergie à sensibilité multidirectionnelle.

La structure de base biaxiale exploite deux modes propres de flexion sollicités chacun par une composante du vecteur accélération caractéristique de la sollicitation extérieure.

Un modèle simplifié a montré les mécanismes énergétiques exploités dans cette structure et a permis d'établir ses critères d'optimisation. Un modèle à élément finis a

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

été utilisé pour dimensionner et optimiser une structure biaxiale élémentaire. Ces résultats ont été confirmés à l'aide d'un prototype qui a notamment permis de montrer qu'une puissance constante de 120 $\mu W/g^2$ en régime harmonique peut être obtenue quelque soit la direction bidimensionnelle de la sollicitation.

Une structure triaxiale correspondant à un couplage de 2 structures biaxiales orthogonales permet d'étendre la sensibilité de récupération énergétique à une sollicitation de direction tridimensionnelle.

De nouveau, un modèle simplifié a permis de comprendre les mécanismes énergétiques mis en jeu dans cette structure, dimensionnée et optimisée ensuite grâce à un modèle à éléments finis, puis validée expérimentalement.

Dans cette configuration, la quantité d'énergie totale récupérée varie d'une valeur minimale correspondant à celle obtenue avec une simple structure biaxiale se déformant selon le mode 2 jusqu'à une valeur maximale, deux fois supérieure, correspondant à deux structures biaxiales élémentaires se déformant selon le mode 1.

Si le principe de fonctionnement a été validé, plusieurs perspectives de développement sont désormais indispensables :

I. La disposition retenue des éléments piézoélectriques sur les poutres élémentaires ne permet de coupler électromécaniquement le mode de torsion.Il est donc nécessaire de mener une étude pour évaluer la possibilité d'obtenir un couplage non nul du mode de torsion, en jouant sur le positionnement axial des éléments par exemple ou encore sur la géométrie des poutres.Cela permettrait de maintenir une quantité d'énergie constante ou quasi constante sur la structure triaxiale quelque soit la direction de la sollicitation.

II. Le développement d'une structure triaxiale en technologie MEMS est en cours dans le cadre d'un projet ANR dont le laboratoire LGEF est partenaire. Le dimensionnement et l'optimisation de ce dispositif MEMS bénéficie largement des résultats obtenus dans ces travaux. Dans cette configuration, seule une masse centrale monolithique (cf figure 4.14) peut être utilisée. L'accord des modes peut s'avérer délicat car la hauteur *h* de la masse centrale est dans ce cas la seule variable dimensionnante. Il sera donc nécessaire d'avoir recours à une nanostructuration par porosification des poutres afin d'avoir d'une part une variable supplémentaire agissant sur les fréquences de résonances des modes

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

fonctionnels et d'autre part afin de faire en sorte que ces fréquences de résonance soit inclus dans une gamme fréquentielle basse.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

CONCLUSION GÉNÉRALE

Les travaux effectués dans cette thèse se sont focalisés sur certains points bloquants au développement de micro-dispositifs piézoélectriques récupérateurs d'énergie.

Le premier point est lié à la miniaturisation de ces dispositifs qui s'accompagne généralement d'une augmentation de la fréquence de résonance du mode fonctionnel. Il devient alors délicat d'adapter le dispositif à la gamme fréquentielle des gisements vibratoires utilisés qui possèdent généralement une densité énergétique élevée pour des fréquences plutôt basses (généralement inférieur à 500 Hz).

Il a été montré que la nanostructuration par porosification du substrat silicium est un moyen efficace pour réduire notablement les fréquences de résonances des modes propres d'une membrane Silicium. Ce procédé permet effectivement de créer des zones fonctionnalisées possédant des propriétés locales de masse volumique et de rigidité plus faibles que celles du substrat silicium.

L'effet démultiplié de la nano structuration sur la baisse de la rigidité combiné à la présence induite d'une masse sismique centrale ont été mis en évidence comme leviers particulièrement intéressants pour le contrôle et l'optimisation des caractéristiques mécaniques des structures vibrantes équipant les MEMS récupérateurs d'énergie.

La nanostructuration du substrat silicium permet également d'optimiser la valeur du coefficient de couplage électromécanique dans le cas d'utilisation de couches piézoélectriques minces. Effectivement, Les valeurs typiques des couches actives piézoélectriques obtenues par les procédés classiques utilisés en technologies MEMS n'excèdent pas l'ordre de quelques micromètres. Au vu des valeurs des coefficients d'élasticité du silicium et de la couche piézoélectrique, la valeur optimale de l'épaisseur de silicium pour maximiser le coefficient de couplage en l'absence de couche fonctionnalisée n'excède pas elle-même quelques micromètres. Ce point peut s'avérer sévèrement bloquant en termes de réalisation technologique et en termes de fragilité du substrat.

La nanostructuration du substrat consiste à inclure une zone à souplesse et masse volumique restreintes permettant de réorganiser la distribution des contraintes dans la structure. Dans ce cas, l'épaisseur optimale du substrat de silicium, pour une épaisseur donnée de la couche piézoélectrique, est plus importante que la valeur optimale obtenue

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

sans la dite zone fonctionnalisée et permet de maintenir le coefficient de couplage proche de sa valeur maximale, tout en diminuant la valeur de la fréquence de résonance.

Le deuxième point abordé dans ces travaux consiste à proposer un dispositif de récupération d'énergie dont les performances ne dépendent pas de la direction du vecteur *accélération* caractéristique de la sollicitation extérieure. Ce dispositif exploite 3 modes propres distincts de flexion sollicités chacun par une composante particulière (a_x, a_y ou a_z) du vecteur accélération

Il a d'abord été montré que cette structure triaxiale pouvait être considérée comme la superposition orthogonale de 2 structures biaxiales possédant les mêmes modes propres. La réduction de l'étude à un problème bidimensionnel permet de proposer un modèle analytique simple montrant les mécanismes énergétiques mise en jeu. Les critères permettant d'obtenir une quantité d'énergie constante quelque soit la direction de la sollicitation ont été établi et repose essentiellement sur l'accord fréquentiel des modes fonctionnels et sur l'égalité des facteurs de proportionnalité associés.

Le dimensionnement complet d'une structure biaxiale centimétrique a été réalisé à l'aide d'un modèle à élément finis. Les phases expérimentales ont permis de valider les comportements observés à l'aide des modèles analytiques et à éléments finis.

Il a été ainsi montré qu'une puissance de 120 $\mu W/g^2$ en régime harmonique était obtenue avec une variation maximale de l'ordre de 10 % sur la gamme de variation de la direction de la sollicitation extérieure.

Cette approche a été ensuite adoptée pour le dimensionnement d'une structure triaxiale. Des résultats expérimentaux partiels ont été obtenu à l'aide d'un prototype dimensionné par éléments finis.

Ces dispositifs basés sur une structure planaire de type double poutres orthogonales avec masse sismique centrale sont facilement intégrables et peuvent être déclinés de l'échelle centimétrique à l'échelle millimétrique en utilisant dans ce cas les technologies de type MEMS.

Les dispositifs multidirectionnels élargissent le champ d'application des récupérateurs d'énergie en les rendant indépendants des caractéristiques de la source mécanique.

En combinant ces deux approches, il devient alors envisageable de développer des dispositifs MEMS de récupération d'énergie réellement exploitables car facilement adaptables aux gisements vibratoires communément utilités.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

RÉFÉRENCE BIBLIOGRAPHIQUES

[1] C. B. Williams et R. B. Yates, « Analysis of a micro-electric generator for microsystems », *Sens. Actuators -Phys.*, vol. 52, n° 1‑3, p. 8‑11, avr. 1996.

[2] D.-A. Wang, H.-T. Pham, C.-W. Chao, et J. M. Chen, « A piezoelectric energy harvester based on pressure fluctuations in Kármán Vortex Street », in *Proceedings World Renewable Energy Congress 2011*, 2011.

[3] C. Shearwood et R. B. Yates, « Development of an electromagnetic micro-generator », *Electron. Lett.*, vol. 33, n° 22, p. 1883‑1884, oct. 1997.

[4] W. H. Ko, *Piezoelectric energy converter for electronic implants*. Google Patents, 1969.

[5] J. F. Antaki, G. E. Bertocci, E. C. Green, A. Nadeem, T. Rintoul, R. L. Kormos, et B. P. Griffith, « A gait-powered autologous battery charging system for artificial organs. », *ASAIO J. Am. Soc. Artif. Intern. Organs 1992*, vol. 41, n° 3, p. M588‑95, sept. 1995.

[6] J. A. Paradiso et T. Starner, « Energy scavenging for mobile and wireless electronics », *Ieee Pervasive Comput.*, vol. 4, n° 1, p. 18‑27, mars 2005.

[7] J. Kymissis, C. Kendall, J. Paradiso, et N. Gershenfeld, *Parasitic power harvesting in shoes*. 1998.

[8] N. S. Shenck et J. A. Paradiso, « Energy scavenging with shoe-mounted piezoelectrics », *Ieee Micro*, vol. 21, n° 3, p. 30‑42, juin 2001.

[9] C. Jean-Mistral, S. Basrour, et J.-J. Chaillout, « Dielectric polymer: scavenging energy from human motion », in *Electroactive Polymer Actuators and Devices (eapad) 2008*, vol. 6927, Y. Bar-Cohen, Éd. 2008, p. 692716.

[10] S. R. Platt, S. Farritor, K. Garvin, et H. Haider, « The use of piezoelectric ceramics for electric power generation within orthopedic implants », *Ieee-Asme Trans. Mechatron.*, vol. 10, n° 4, p. 455‑461, août 2005.

[11] J.-Q. Liu, H.-B. Fang, Z.-Y. Xu, X.-H. Mao, X.-C. Shen, D. Chen, H. Liao, et B.-C. Cai, « A MEMS-based piezoelectric power generator array for vibration energy harvesting », *Microelectron. J.*, vol. 39, n° 5, p. 802–806, 2008.

[12] R. van Schaijk, R. Elfrink, J. Oudenhoven, V. Pop, Z. Wang, et M. Renaud, « A MEMS vibration energy harvester for automotive applications », *Smart Sens. Actuators Mems Vi*, vol. 8763, p. UNSP 876305, 2013.

[13] S. P. Beeby, R. N. Torah, M. J. Tudor, P. Glynne-Jones, T. O'Donnell, C. R. Saha, et S. Roy, « A micro electromagnetic generator for vibration energy harvesting », *J. Micromechanics Microengineering*, vol. 17, n° 7, p. 1257‑1265, juill. 2007.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

[14] P. Glynne-Jones, M. J. Tudor, S. P. Beeby, et N. M. White, « An electromagnetic, vibration-powered generator for intelligent sensor systems », *Sens. Actuators -Phys.*, vol. 110, n° 1‑3, p. 344‑349, févr. 2004.

[15] J. W. Sohn, S. B. Choi, et D. Y. Lee, « An investigation on piezoelectric energy harvesting for MEMS power sources », *Proc. Inst. Mech. Eng. Part C-J. Mech. Eng. Sci.*, vol. 219, n° 4, p. 429‑436, avr. 2005.

[16] S. R. Anton et H. A. Sodano, « A review of power harvesting using piezoelectric materials (2003–2006) », *Smart Mater. Struct.*, vol. 16, n° 3, p. R1, 2007.

[17] N. Lakic, *Inflatable boot liner with electrical generator and heater*. Google Patents, 1989.

[18] R. Amirtharajah et A. P. Chandrakasan, « Self-powered signal processing using vibration-based power generation », *Ieee J. Solid-State Circuits*, vol. 33, n° 5, p. 687‑695, mai 1998.

[19] R. Pelrine, R. Kornbluh, J. Eckerle, P. Jeuck, S. J. Oh, Q. B. Pei, et S. Stanford, « Dielectric elastomers: Generator mode fundamentals and applications », in *Smart Structures and Materials 2001: Electroactive Polymer Actuators and Devices*, vol. 4329, Y. BarCohen, Éd. 2001, p. 148‑156.

[20] G. K. Ottman, H. F. Hofmann, A. C. Bhatt, et G. A. Lesieutre, « Adaptive piezoelectric energy harvesting circuit for wireless remote power supply », *Ieee Trans. Power Electron.*, vol. 17, n° 5, p. 669‑676, sept. 2002.

[21] M. Goldfarb et L. D. Jones, « On the efficiency of electric power generation with piezoelectric ceramic », *J. Dyn. Syst. Meas. Control-Trans. Asme*, vol. 121, n° 3, p. 566‑571, sept. 1999.

[22] G. W. Taylor, J. R. Burns, S. A. Kammann, W. B. Powers, et T. R. Welsh, « The energy harvesting eel: a small subsurface ocean/river power generator », *Ocean. Eng. IEEE J. Of*, vol. 26, n° 4, p. 539–547, 2001.

[23] J. J. Allen et A. J. Smits, « Energy harvesting eel », *J. Fluids Struct.*, vol. 15, n° 3‑4, p. 629‑640, mai 2001.

[24] P. Smalser, *Power transfer of piezoelectric generated energy*. Google Patents, 1997.

[25] E. Lefeuvre, A. Badel, C. Richard, L. Petit, et D. Guyomar, « A comparison between several vibration-powered piezoelectric generators for standalone systems », *Sens. Actuators Phys.*, vol. 126, n° 2, p. 405–416, 2006.

[26] L. Petit, E. Lefeuvre, D. Guyomar, C. Richard, P. Guy, K. Yuse, et T. Monnier, « Ultrasonic wireless health monitoring », in *Nondestructive Evaulation for Health Monitoring and Diagnostics*, 2006, p. 617713–617713.

[27] M. Marzencki, Y. Ammar, et S. Basrour, *Integrated power harvesting system including a MEMS generator and a power management circuit*. 2007.

[28] P. Glynne-Jones, S. P. Beeby, et N. M. White, « Towards a piezoelectric vibration-powered microgenerator », *Iee Proc.-Sci. Meas. Technol.*, vol. 148, n° 2, p. 68‑72, mars 2001.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

[29] G. Despesse, T. Jager, C. Jean-Jacques, J.-M. Léger, A. Vassilev, S. Basrour, B. Charlot, et others, « Fabrication and characterization of high damping electrostatic micro devices for vibration energy scavenging », in *Proc. Design, Test, Integration and Packaging of MEMS and MOEMS*, 2005, p. 386–390.

[30] D. Hohlfeld, T. Kamel, G. Altena, J. Su, R. Elfrink, R. Vullers, et R. van Schaijk, « Microstructured Energy Harvesters for Energy Autonomous Sensors », *Tm-Tech. Mess.*, vol. 76, n° 12, p. 552‑559, 2009.

[31] E. M. Yeatman, « Advances in power sources for wireless sensor nodes », in *Proc. Int'l Workshop Wearable and Implantable Body Sensor Networks*, 2004, p. 20–21.

[32] S.-G. Kim, S. Priya, et I. Kanno, « Piezoelectric MEMS for energy harvesting », *MRS Bull.*, vol. 37, n° 11, p. 1039–1050, 2012.

[33] S. Roundy, « On the effectiveness of vibration-based energy harvesting », *J. Intell. Mater. Syst. Struct.*, vol. 16, n° 10, p. 809‑823, oct. 2005.

[34] C. B. Theurer, L. Zhang, D. O. Kazmer, et R. X. Gao, « Energy extraction for a self-energized pressure sensor », *Ieee Sens. J.*, vol. 4, n° 1, p. 28‑35, févr. 2004.

[35] T. J. Roberts, R. Kram, P. G. Weyand, et C. R. Taylor, « Energetics of bipedal running. I. Metabolic cost of generating force. », *J. Exp. Biol.*, vol. 201, n° 19, p. 2745–2751, 1998.

[36] G. K. Ottman, H. F. Hofmann, A. C. Bhatt, et G. A. Lesieutre, « Adaptive piezoelectric energy harvesting circuit for wireless remote power supply », *Ieee Trans. Power Electron.*, vol. 17, n° 5, p. 669‑676, sept. 2002.

[37] R. van Schaijk, R. Elfrink, J. Oudenhoven, V. Pop, Z. Wang, et M. Renaud, « A MEMS vibration energy harvester for automotive applications », *Smart Sens. Actuators Mems Vi*, vol. 8763, p. UNSP 876305, 2013.

[38] S. Roundy, P. K. Wright, et J. Rabaey, « A study of low level vibrations as a power source for wireless sensor nodes », *Comput. Commun.*, vol. 26, n° 11, p. 1131‑1144, juill. 2003.

[39] S. P. Beeby, M. J. Tudor, et N. M. White, « Energy harvesting vibration sources for microsystems applications », *Meas. Sci. Technol.*, vol. 17, n° 12, p. R175, 2006.

[40] Y. Jia, J. Yan, K. Soga, et A. A. Seshia, « A parametrically excited vibration energy harvester », *J. Intell. Mater. Syst. Struct.*, p. 1045389X13491637, juin 2013.

[41] J. F. Wilby et F. L. Gloyna, « Vibration measurements of an airplane fuselage structure I. Turbulent boundary layer excitation », *J. Sound Vib.*, vol. 23, n° 4, p. 443–466, 1972.

[42] P. D. Mitcheson, T. C. Green, E. M. Yeatman, et A. S. Holmes, « Architectures for vibration-driven micropower generators », *Microelectromechanical Syst. J. Of*, vol. 13, n° 3, p. 429–440, 2004.

[43] P.-J. Cottinet, D. Guyomar, B. Guiffard, C. Putson, et L. Lebrun, « Modeling and experimentation on an electrostrictive polymer composite for energy harvesting », *Ultrason. Ferroelectr. Freq. Control IEEE Trans. On*, vol. 57, n° 4, p. 774–784, 2010.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

[44] P.-J. Cottinet, M. Lallart, D. Guyomar, B. Guiffard, L. Lebrun, G. Sebald, et C. Putson, « Analysis of ac-dc conversion for energy harvesting using an electrostrictive polymer P (VDF-TrFE-CFE) », *Ultrason. Ferroelectr. Freq. Control IEEE Trans. On*, vol. 58, n° 1, p. 30–42, 2011.

[45] Y. Liu, K. L. Ren, H. F. Hofmann, et Q. Zhang, « Investigation of electrostrictive polymers for energy harvesting », *Ultrason. Ferroelectr. Freq. Control IEEE Trans. On*, vol. 52, n° 12, p. 2411–2417, 2005.

[46] L. Wang et F. G. Yuan, « Vibration energy harvesting by magnetostrictive material », *Smart Mater. Struct.*, vol. 17, n° 4, p. 045009, 2008.

[47] D. Hoffmann, B. Folkmer, et Y. Manoli, « Fabrication, characterization and modelling of electrostatic micro-generators », *J. Micromechanics Microengineering*, vol. 19, n° 9, p. 094001, sept. 2009.

[48] A. Mahmood Paracha, « Design and fabrication of Mems-based, vibration powered energy harvesting device using electrostatic transduction », Thèse de doctorat, Laboratoire électronique, systèmes de communication et microsystèmes, France, 2009.

[49] P. D. Mitcheson, P. Miao, B. H. Stark, E. M. Yeatman, A. S. Holmes, et T. C. Green, « MEMS electrostatic micropower generator for low frequency operation », *Sens. Actuators Phys.*, vol. 115, n° 2, p. 523–529, 2004.

[50] H. Kulah et K. Najafi, « An electromagnetic micro power generator for low-frequency environmental vibrations », présenté à Micro Electro Mechanical Systems, 2004. 17th IEEE International Conference on. (MEMS), 2004, p. 237‑240.

[51] D.-A. Wang et K.-H. Chang, « Electromagnetic energy harvesting from flow induced vibration », *Microelectron. J.*, vol. 41, n° 6, p. 356–364, 2010.

[52] D. Zhu, S. Roberts, M. J. Tudor, et S. P. Beeby, « Design and experimental characterization of a tunable vibration-based electromagnetic micro-generator », *Sens. Actuators Phys.*, vol. 158, n° 2, p. 284–293, 2010.

[53] B. Yang, C. Lee, W. Xiang, J. Xie, J. H. He, R. K. Kotlanka, S. P. Low, et H. Feng, « Electromagnetic energy harvesting from vibrations of multiple frequencies », *J. Micromechanics Microengineering*, vol. 19, n° 3, p. 035001, 2009.

[54] M. Brissaud, *Matériaux piézoélectriques: caractérisation, modélisation et vibration*. PPUR presses polytechniques, 2007.

[55] Y. K. Tan, Éd., *Sustainable Energy Harvesting Technologies - Past, Present and Future*. InTech, 2011.

[56] D. Zhu, A. Almusallam, S. Beeby, J. Tudor, et N. Harris, « A bimorph multi-layer piezoelectric vibration energy harvester », 2010.

[57] C. Eichhorn, R. Tchagsim, N. Wilhelm, F. Goldschmidtboeing, et P. Woias, « A compact piezoelectric energy harvester with a large resonance frequency tuning range », *Proc. PowerMEMS 2010*, p. 207–211, 2010.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

[58] E. Lefeuvre, A. Badel, C. Richard, L. Petit, et D. Guyomar, « A comparison between several vibration-powered piezoelectric generators for standalone systems », *Sens. Actuators Phys.*, vol. 126, n° 2, p. 405–416, 2006.

[59] S. Priya, « Advances in energy harvesting using low profile piezoelectric transducers », *J. Electroceramics*, vol. 19, n° 1, p. 167–184, 2007.

[60] M. Zhu, E. Worthington, et J. Njuguna, « Analyses of power output of piezoelectric energy-harvesting devices directly connected to a load resistor using a coupled piezoelectric-circuit finite element method », *IEEE Trans. Ultrason. Ferroelectr. Freq. Control*, vol. 56, n° 7, p. 1309–1317, juill. 2009.

[61] Z. Wang, S. Matova, R. Elfrink, M. Jambunathan, C. de Nooijer, R. van Schaijk, et R. J. M. Vullers, « A Piezoelectric Vibration Harvester Based on Clamped-Guided Beams », *2012 Ieee 25th Int. Conf. Micro Electro Mech. Syst. Mems*, 2012.

[62] M. Ferrari, M. Bau, M. Guizzetti, et V. Ferrari, « A single-magnet nonlinear piezoelectric converter for enhanced energy harvesting from random vibrations », *Sens. Actuators - Phys.*, vol. 172, n° 1, p. 287–292, déc. 2011.

[63] M. Marzencki, Y. Ammar, et S. Basrour, *Integrated power harvesting system including a MEMS generator and a power management circuit*. 2007.

[64] H.-B. Fang, J.-Q. Liu, Z.-Y. Xu, L. Dong, L. Wang, D. Chen, B.-C. Cai, et Y. Liu, « Fabrication and performance of MEMS-based piezoelectric power generator for vibration energy harvesting », *Microelectron. J.*, vol. 37, n° 11, p. 1280–1284, 2006.

[65] H. A. Sodano, D. J. Inman, et G. Park, « A review of power harvesting from vibration using piezoelectric materials », *Shock Vib. Dig.*, vol. 36, n° 3, p. 197–206, 2004.

[66] J.-Q. Liu, H.-B. Fang, Z.-Y. Xu, X.-H. Mao, X.-C. Shen, D. Chen, H. Liao, et B.-C. Cai, « A MEMS-based piezoelectric power generator array for vibration energy harvesting », *Microelectron. J.*, vol. 39, n° 5, p. 802–806, 2008.

[67] J. C. Park, D. H. Lee, J. Y. Park, Y. S. Chang, et Y. P. Lee, « High performance piezoelectric MEMS energy harvester based on D33 mode of PZT thin film on buffer-layer with PBTIO3 inter-layer », présenté à Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems Conference, 2009. TRANSDUCERS 2009. International, 2009, p. 517‑520.

[68] W. G. Li, S. He, et S. Yu, « Improving power density of a cantilever piezoelectric power harvester through a curved L-shaped proof mass », *Ind. Electron. IEEE Trans. On*, vol. 57, n° 3, p. 868–876, 2010.

[69] D. Shen, J.-H. Park, J. Ajitsaria, S.-Y. Choe, H. C. Wikle, et D.-J. Kim, « The design, fabrication and evaluation of a MEMS PZT cantilever with an integrated Si proof mass for vibration energy harvesting », *J. Micromechanics Microengineering*, vol. 18, n° 5, p. 055017, mai 2008.

[70] W. J. Choi, Y. Jeon, J.-H. Jeong, R. Sood, et S.-G. Kim, « Energy harvesting MEMS device based on thin film piezoelectric cantilevers », *J. Electroceramics*, vol. 17, n° 2‑4, p. 543–548, 2006.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

[71] A. Badel, « Récupération d'énergie et contrôle vibratoire par éléments piézoélectriques suivant une approche non linéaire », Université de Savoie, 2005.

[72] M. N. Lallart et others, « Amélioration de la conversion électroactive de matériaux piézoélectriques et pyroélectriques pour le contrôle vibratoire et la récupération d'énergie-Application au contrôle de santé structurale auto-alimenté », INSA de Lyon, 2008.

[73] D. Guyomar et M. Lallart, « Recent progress in piezoelectric conversion and energy harvesting using nonlinear electronic interfaces and issues in small scale implementation », *Micromachines*, vol. 2, n° 2, p. 274–294, 2011.

[74] G. K. Ottman, H. F. Hofmann, et G. A. Lesieutre, « Optimized piezoelectric energy harvesting circuit using step-down converter in discontinuous conduction mode », in *Pesc'02: 2002 Ieee 33rd Annual Power Electronics Specialists Conference, Vols 1-4, Conference Proceedings*, 2002, p. 1988‑1994.

[75] B. Cavallier, P. Berthelot, H. Nouira, E. Foltête, L. Hirsinger, S. Ballandras, et others, « Energy harvesting using vibrating structures excited by shock », in *IEEE Ultrasonics Symposium*, 2005, vol. 2, p. 943–945.

[76] R. Elfrink, S. Matova, C. de Nooijer, M. Jambunathan, M. Goedbloed, J. van de Molengraft, V. Pop, R. J. M. Vullers, M. Renaud, et R. van Schaijk, « Shock induced energy harvesting with a MEMS harvester for automotive applications », *2011 Ieee Int. Electron Devices Meet. Iedm*, 2011.

[77] B. A. Seddik, G. Despessse, S. Boisseau, et E. Defay, « Increased Bandwidth of Mechanical Energy Harvester. », *Sens. Transducers 1726-5479*, 2011.

[78] R. D. Blevins, *Formulas for Natural Frequency and Mode Shape*. Malabar, Fla.: Krieger Pub Co, 2001.

[79] J. F. Gieras, M. Huzmezan, J.-H. Oh, et H. S. Sane, *Electromechanical energy harvesting system*. Google Patents, 2011.

[80] X. Wu, J. Lin, S. Kato, K. Zhang, T. Ren, et L. Liu, « A frequency adjustable vibration energy harvester », *Proc. PowerMEMS*, p. 245–248, 2008.

[81] C. Peters, D. Maurath, W. Schock, et Y. Manoli, « Novel electrically tunable mechanical resonator for energy harvesting », *Proc. PowerMEMS 2008*, p. 253–256, 2008.

[82] C. Peters, D. Maurath, W. Schock, F. Mezger, et Y. Manoli, « A closed-loop wide-range tunable mechanical resonator for energy harvesting systems », *J. Micromechanics Microengineering*, vol. 19, n° 9, p. 094004, 2009.

[83] C. Eichhorn, F. Goldschmidtboeing, et P. Woias, « Bidirectional frequency tuning of a piezoelectric energy converter based on a cantilever beam », *J. Micromechanics Microengineering*, vol. 19, n° 9, p. 094006, 2009.

[84] D. Zhu, S. Roberts, M. J. Tudor, et S. P. Beeby, « Design and experimental characterization of a tunable vibration-based electromagnetic micro-generator », *Sens. Actuators Phys.*, vol. 158, n° 2, p. 284–293, 2010.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

[85] I. N. Ayala-Garcia, D. Zhu, M. J. Tudor, et S. P. Beeby, « A tunable kinetic energy harvester with dynamic over range protection », *Smart Mater. Struct.*, vol. 19, n° 11, p. 115005, 2010.

[86] E. S. Leland et P. K. Wright, « Resonance tuning of piezoelectric vibration energy scavenging generators using compressive axial preload », *Smart Mater. Struct.*, vol. 15, n° 5, p. 1413, 2006.

[87] B. Ahmed-Seddik, « Wideband mechanical energy harvester system », Université de Grenoble, 2012.

[88] D. Charnegie, « Frequency tuning concepts for piezoelectric cantilever beams and plates for energy harvesting », University of Pittsburgh, 2007.

[89] A. Cammarano, S. G. Burrow, D. A. W. Barton, A. Carrella, et L. R. Clare, « Tuning a resonant energy harvester using a generalized electrical load », *Smart Mater. Struct.*, vol. 19, n° 5, p. 055003, 2010.

[90] I. Sari, T. Balkan, et H. Kulah, « A wideband electromagnetic micro power generator for wireless microsystems », 2007, p. 275–278.

[91] M. Ferrari, V. Ferrari, M. Guizzetti, D. Marioli, et A. Taroni, « Piezoelectric multifrequency energy converter for power harvesting in autonomous microsystems », *Sens. Actuators Phys.*, vol. 142, n° 1, p. 329–335, 2008.

[92] M. Ferrari, D. Alghisi, M. Bau, et V. Ferrari, « Nonlinear Multi-Frequency Converter Array for Vibration Energy Harvesting in Autonomous Sensors », in *26th European Conference on Solid-State Transducers, Eurosensor 2012*, vol. 47, R. Walczak et J. Dziuban, Éd. 2012, p. 410‑413.

[93] R. Ramlan, « Effects of non-linear stiffness on performance of an energy harvesting device », University of Southampton, 2009.

[94] R. Ramlan, M. J. Brennan, B. R. Mace, et I. Kovacic, « Potential benefits of a non-linear stiffness in an energy harvesting device », *Nonlinear Dyn.*, vol. 59, n° 4, p. 545–558, 2010.

[95] M. Marzencki, M. Defosseux, et S. Basrour, « MEMS vibration energy harvesting devices with passive resonance frequency adaptation capability », *Microelectromechanical Syst. J. Of*, vol. 18, n° 6, p. 1444–1453, 2009.

[96] S. G. Burrow, L. R. Clare, A. Carrella, et D. Barton, « Vibration energy harvesters with non-linear compliance », in *The 15th International Symposium on: Smart Structures and Materials & Nondestructive Evaluation and Health Monitoring*, 2008, p. 692807–692807.

[97] A. Cammarano, S. G. Burrow, D. A. W. Barton, A. Carrella, et L. R. Clare, « Tuning a resonant energy harvester using a generalized electrical load », *Smart Mater. Struct.*, vol. 19, n° 5, p. 055003, 2010.

[98] D. Spreemann, B. Folkmer, D. Maurath, et Y. Manoli, « Tunable transducer for low frequency vibrational energy scavenging », *Proc. EurosensorsXX Göteb. Swed.*, 2006.

[99] D. S. Nguyen et E. Halvorsen, « Analysis of vibration energy harvesters utilizing a variety of nonlinear springs », *Proc. Power-MEMS*, vol. 10, p. 331–334, 2010.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

[100] M. Ferrari, V. Ferrari, M. Guizzetti, B. Andò, S. Baglio, et C. Trigona, « Improved energy harvesting from wideband vibrations by nonlinear piezoelectric converters », *Procedia Chem.*, vol. 1, n° 1, p. 1203–1206, 2009.

[101] M. Ferrari, V. Ferrari, M. Guizzetti, B. Ando, S. Baglio, et C. Trigona, « Improved Energy Harvesting from Wideband Vibrations by Nonlinear Piezoelectric Converters », *Proc. Eurosensors Xxiii Conf.*, vol. 1, n° 1, p. 1203‑1206, 2009.

[102] B. P. Mann et B. A. Owens, « Investigations of a nonlinear energy harvester with a bistable potential well », *J. Sound Vib.*, vol. 329, n° 9, p. 1215–1226, 2010.

[103] A. Erturk, J. Hoffmann, et D. J. Inman, « A piezomagnetoelastic structure for broadband vibration energy harvesting », *Appl. Phys. Lett.*, vol. 94, n° 25, p. 254102, 2009.

[104] M. Schwartz, *Smart materials*. CRC Press, 2008.

[105] D. Vasic, F. Costa, et others, « Applications des éléments piézo-électriques en électronique de puissance », 2011.

[106] E. K. Reilly, E. Carleton, S. Roundy, et P. Wright, *Vibrational energy scavenging via thin film piezoelectric ceramics*. 2004.

[107] M. Marzencki, « Conception de microgénérateurs intégrés pour systèmes sur puce autonomes », Université Joseph-Fourier-Grenoble I, 2007.

[108] C. D. Richards, M. J. Anderson, D. F. Bahr, et R. F. Richards, « Efficiency of energy conversion for devices containing a piezoelectric component », *J. Micromechanics Microengineering*, vol. 14, n° 5, p. 717, 2004.

[109] S.-H. Chang, N. N. Rogacheva, et C. C. Chou, « Analysis of methods for determining electromechanical coupling coefficients of piezoelectric elements », *IEEE Trans. Ultrason. Ferroelectr. Freq. Control*, vol. 42, n° 4, p. 630‑640, juill. 1995.

[110] Z. Hao, A. Erbil, et F. Ayazi, « An analytical model for support loss in micromachined beam resonators with in-plane flexural vibrations », *Sens. Actuators Phys.*, vol. 109, n° 1, p. 156–164, 2003.

[111] C. Populaire, B. Remaki, V. Lysenko, D. Barbier, H. Artmann, et T. Pannek, « On mechanical properties of nanostructured meso-porous silicon », *Appl. Phys. Lett.*, vol. 83, n° 7, p. 1370–1372, 2003.

[112] A. G. Cullis, L. T. Canham, et P. D. J. Calcott, « The structural and luminescence properties of porous silicon », *J. Appl. Phys.*, vol. 82, n° 3, p. 909–965, 1997.

[113] A. Porcher, « Silicium poreux pour capteurs et MEMS résonants intégrés », 2009.

[114] C. Populaire, « Propriétés physiques du silicium poreux: traitements et applications aux microsystèmes », Villeurbanne, INSA, 2005.

[115] L. Canham, « Properties of porous silicon », 1997.

[116] G. Bomchil, A. Halimaoui, et R. Herino, « Porous silicon: the material and its applications to SOI technologies », *Microelectron. Eng.*, vol. 8, n° 3, p. 293–310, 1988.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

[117] T. Nychyporuk, V. Lysenko, et D. Barbier, « Fractal nature of porous silicon nanocrystallites », *Phys. Rev. B*, vol. 71, n° 11, p. 115402, 2005.

[118] H. Magoariec et A. Danescu, « Modeling macroscopic elasticity of porous silicon », *Phys. Status Solidi C*, vol. 6, n° 7, p. 1680–1684, 2009.

[119] S. S. Tsao, « Porous Silicon Techniques for SOI Structures ».

[120] R. L. Smith et S. D. Collins, « Porous silicon formation mechanisms », *J. Appl. Phys.*, vol. 71, n° 8, p. R1–R22, 1992.

[121] A. Halimaoui, « Porous silicon formation by anodisation », *Prop. Porous Silicon*, vol. 18, p. 12–22, 1997.

[122] X. G. Zhang, S. D. Collins, et R. L. Smith, « Porous silicon formation and electropolishing of silicon by anodic polarization in HF solution », *J. Electrochem. Soc.*, vol. 136, n° 5, p. 1561–1565, 1989.

[123] V. Lehmann et U. Gösele, « Porous silicon formation: A quantum wire effect », *Appl. Phys. Lett.*, vol. 58, n° 8, p. 856–858, 1991.

[124] D. Bellet et G. Dolino, « X-ray diffraction studies of porous silicon », *Thin Solid Films*, vol. 276, n° 1, p. 1–6, 1996.

[125] D. Bellet, G. Dolino, M. Ligeon, P. Blanc, et M. Krisch, « Studies of coherent and diffuse x-ray scattering by porous silicon », *J. Appl. Phys.*, vol. 71, n° 1, p. 145–149, 1992.

[126] K. Kunz, P. Enoksson, et G. Stemme, « Highly sensitive triaxial silicon accelerometer with integrated PZT thin film detectors », *Sens. Actuators Phys.*, vol. 92, n° 1, p. 156–160, 2001.

[127] G. I. Andersson, « A novel 3-axis monolithic silicon accelerometer », in *Solid-State Sensors and Actuators, 1995 and Eurosensors IX.. Transducers' 95. The 8th International Conference on*, 1995, vol. 2, p. 558–561.

[128] K. Okada, « Tri-Axial Piezoresisüve Accelerometer », in *Technical digest of the 11th sensor symposium*, 1992, p. 245–248.

[129] C. C. Hindrichsen, N. S. Almind, S. H. Brodersen, O. Hansen, et E. V. Thomsen, « Analytical model of a PZT thick-film triaxial accelerometer for optimum design », *Sens. J. IEEE*, vol. 9, n° 4, p. 419–429, 2009.

[130] A. Badel, « Récupération d'énergie et contrôle vibratoire par éléments piézoélectriques suivant une approche non linéaire », Université de Savoie, 2005.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 : Architecture d'un microsystème autoalimenté 4

Figure 1.2 : Evolution de la consommation d'énergie de quelques micros et nano systèmes (d'après Interfaçages des capteurs, cours INSA Lyon, Lionel PETIT). 5

Figure 1.3 : Système de récupération d'énergie à moyenne échelles issue de la marche humaine [7] 6

Figure 1.4 : Structures des micro-générateurs réalisées en technologie MEMS [26-29] 8

Figure 1.5 : Cinématique articulaire du genou lors de la marche [33] 10

Figure 1.6: Système de récupération d'énergie en régime harmonique 11

Figure 1.7: Sollicitation impulsionnelles : réponses statique (a) ou pseudo-périodique (b). 12

Figure 1.8: profils de contraintes impulsionnelles 12

Figure 1.9: spectres typiques de vibrations [40], [41] 13

Figure 1.10: Etat vibratoire d'un véhicule en roulage en 1 point particulier de sa structure caractérisé par les 3 composantes d'accélération ax, ay et az. (Données LGEF) 14

Figure 1.11: Conversion électrostatique : a) Schéma de principe, b) convertisseur en dehors du plan à entrefer variable c) convertisseur dans le plan à chevauchement variable, d) convertisseur dans le plan à entrefer variable [50] 16

Figure 1.12: Schéma de constant de charge électrostatique du récupérateur 17

Figure 1.13: Conversion électromagnétique a) à aiment mobile b) à bobine mobile 18

Figure 1.14 : Phénomène de la piézoélectricité a) effet direct b) effet inverse 20

Figure 1.15 : Puissance extraite et gamme fréquentielle de quelques récupérateurs piézoélectriques d'énergie [56] 20

*Figure 1.16 **:** Réglage de la fréquence en appliquant une force magnétique (reproduit à partir de (Zhu et al.) 25*

Figure 1.17: Structure et spectre de fréquence de réseau de générateur 27

Figure 1.18: Spectre d'un récupérateur non linéaire 29

Figure 1.19 : Système de récupération bistable couplé à des aimants permanents [93]..... 30

Figure 2.1: géométrie Structure basique d'un micro générateur résonant (conversion indirecte) 35

Figure 2.2: Schéma synthétique des différentes parties d'un micro générateur piézoélectriques 37

Figure 2.3: représentation de la structure de récupération par le model à constante localisée. 38

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Figure 2.4:a) Schéma électrique équivalent du générateur b) Schéma électrique à la résonance 39
Figure 2.5: évolution de gaine des fonctions de transfert en circuit ouvert et en présence d'un charge optimale[66]. 41
Figure 2.6 : Puissance récupérée en régime harmonique a) lorsqu'on maximise la puissance, (b) lorsqu'on maximise le rendement 44
Figure 2.7: Evolution du rendement avec la résistance optimale a) lorsqu'on maximise la puissance, (b) lorsqu'on maximise le rendement 44
Figure 2.8 : model éléments fini de la structure de micro générateur sous ANSYS..... 46
Figure 2.9 : Analyse harmonique de la structure type. 47
Figure 2.10 : schéma de transfert énergétique dans la structure du récupérateur 48
Figure 2.11: variation de coefficient de couplage en fonction de l'épaisseur de l'élément piézoélectrique 49
Figure 2.12: Déférents amortissements présente dans une structure de récupérateur 51
Figure 2.13: Evolution de facteur de qualité en fonction de la masse sismique 54
Figure 3.1: Coupe schématique d'une couche de Silicium poreux sur substrat de silicium monocristallin [104] 57
Figure 3.2: Clichés de microscopie électronique à transmission des morphologies du silicium poreux : (a) nano-poreuse (type p), (b) méso-poreux (type p+) ;(c) silicium macro-poreux (type n non éclairé) ;(d) silicium méso-poreux (type n+) [[108]]. 59
Figure 3.3: Mesure de la couche de Sipo par observation microscopique 60
Figure 3.4: Schéma de procès d'anodisation électrochimique 62
Figure 3.5 : les différents régimes d'anodisation [113] 63
Figure 3.6: Diagramme décrivant le processus d'anodisation complet [111]. 64
Figure 3.7: Les différents régimes d'anodisation. (a) & (b) : Porosification du silicium, (c) Electropolissage du silicium 65
Figure 3.8: Etapes du modèle de dissolution électrochimique du silicium poreux 66
Figure 3.9: Mécanisme de formation des pores lors de l'anodisation électrochimique : (a) sous l'effet de la polarisation, les trous se concentrent au niveau des irrégularités de la surface initiale, les pores sont amorcés ; (b) les flans sont passivés avec la formation d'une zone de déplétion à l'interface silicium-électrolyte dont l'épaisseur est fonction du dopage du substrat ; (c) le mécanisme se poursuit avec amplification des inhomogénéités [114]. 66
Figure 3.10: Schéma de cellule d'anodisation à un seul bain 67
Figure 3.11: Schéma de cellule d'anodisation à double bain 68

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Figure 3.12: Silicium de type p+ (ρ~10-50mΩ.cm) : porosité en fonction de la densité de courant pour une couche de 12 µm d'épaisseur [108]. 69
Figure 3.13: Silicium de type p+ (ρ~10-50mΩ.cm) : vitesse d'attaque en fonction de la densité de courant pour trois concentrations de HF différentes (18%, 24% et 36%) [119]. 70
Figure 3.14: structure de micro générateur en silicium massif 72
Figure 3.15: Evolution le coefficient de couplage en fonction de l'épaisseur de la poutre pour différents valeurs de l'épaisseur de PZT. 73
Figure 3.16 : Evolution de la fréquence de résonance en fonction de l'épaisseur d'une poutre en flexion de longueur L. 74
Figure 3.17: structure composite de micro générateur silicium/silicium poreux 75
Figure 3.18 : Evolution de la fréquence de résonance en fonction de l'épaisseur de la couche piézoélectrique 75
Figure 3.19: Evolution du coefficient de couplage en fonction de l'épaisseur de la couche piézoélectrique 76
Figure 3.20: Structure composite Si/SiP basique a) membrane - b) cantilever 77
Figure 3.21: Structure équivalente de la membrane composite Si/SiP 79
Figure 3.22: Etape d'élaboration des membranes composites 81
Figure 3.23: Procès d'anodisation électrochimique en salle chimie INL avec la cellule double bain 82
Figure 3.24 : Montage de caractérisation des membranes composites Sip/Si. 83
Figure 3.25: Evolution de la fréquence de résonance en fonction de la largeur de la zone poreuse 83
Figure 3.26: Evolution du facteur de qualité en fonction de la largeur de zone poreuse 84
Figure 4.1: Structure de l'accéléromètre (a) de K. Kunz et al et les 2 modes de flexion exploités (b) 87
Figure 4.2: schéma équivalent mécanique de la structure 3D. 88
Figure 4.3: Structure de base triaxiale. $\vec{a}$ *est le vecteur accélération appliqué au bâti B indéformable.* 89
Figure 4.4 : Réduction de la structure triaxiale à une structure biaxiale. 94
Figure 4.5. Structure triaxiale et biaxiale : modes de déformations fondamentaux pour une composante d'accélération dans la direction Ox, Oy et Oz. 95
Figure 4.6. Structure de base biaxiale. $\vec{a}$ *est le vecteur accélération appliqué au bâti indéformable.* 96

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Figure 4.7: Diagrammes angulaires des valeurs normalisées de l'énergie convertie E_1 sur l'élément 1, de l'énergie E_2 sur l'élément 2 et de l'énergie totale E pour différentes valeurs du déphasage temporel ρ. Ces simulations sont réalisées à partir de la relation (4.10) avec M_1=M_2. 100

Figure 4.8 : Diagrammes angulaires des valeurs normalisées de l'énergie convertie E1 sur l'élément 1, de l'énergie E2 sur l'élément E2 et de l'énergie totale E pour différentes valeurs du rapport M_2/M_1. Ces simulations sont réalisées à partir de la relation (4.10) avec ρ=0. 101

Figure 4.9 : Evolution des composantes V11 et V12 et des tensions V1 et V2 dans l'intervalle réduit pour ρ=0° et M1=M2. 103

*Figure 4.10 **:** Evolution de l'énergie normalisée E_1, E_2 et E dans l'intervalle réduit pour ρ=0° et M_1=M_2 ..... 103*

Figure 4.11: Modèle simplifié du mode i. mi est la masse dynamique équivalente, Ki est la rigidité équivalente et ξi est l'amortisseur équivalent. L'élément piézoélectrique est caractérisé par son facteur de force αi et sa capacité équivalente C0. 104

Figure 4.12 : Caractéristiques fréquentielles de la structure biaxiale avec modes désaccordés pour ρ=0. 106

Figure 4.13: Caractéristiques fréquentielles de la structure biaxiale avec modes accordés pour ρ=0. 108

Figure 4.14: Structure biaxiale avec masse sismique monolithique. L'ajustement des fréquences de résonance des modes 1 et 2 est obtenu à l'aide de la hauteur h. 111

Figure 4.15 : Structure biaxiale avec moment d'inertie ajustable..... 113

*Figure 4.16 **:** paramètres géométriques d'optimisation utilisés..... 114*

Figure 4.17 : . Evolution des coefficients de couplage k1 et k2 des deux modes en fonction de l'épaisseur ep et de la position x des éléments piézoélectriques. (e=100µm ;Lp=8 mm)..... 115

*Figure 4.18 **:** Evolution des fréquences de résonances f1 et f2 et f3 des modes 1, 2 et 3 en fonction de la hauteur h de la masse centrale (configuration I). 116*

Figure 4.19: Evolution des coefficients de couplage k1, k2et k3 des modes1, 2et 3 en fonction de la hauteur h de la masse sismique 116

*Figure 4.20**:** Evolution des fréquences de résonances f_1 et f_2 en fonction du moment d'inertie I_{Ox} de la masse centrale (configuration II)pour differentes valeurs de M. 117*

*Figure 4.21**:** Evolution des coefficients de couplage k1 et k2 en fonction du moment d'inertie I_{Ox} de la masse centrale (configuration II) avec M=6.8g. 118*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Figure 4.22 : Caractéristiques fréquentielles du module des tensions V1 et V2 lorsque les modes 1 et 2 sont désaccordés (pour α=0 et a=1g). Le coefficient de surtension de la structure est fixé à Q=20. 119
Figure 4.23: Caractéristiques fréquentielles du module des tensions V1(a) et V2 (b) en fonction de θ lorsque les modes 1 et 2 sont accordés (pour α=0 et a=1g) 120
Figure 4.24 : Caractéristiques fréquentielles du module des tensions V1 et V2 en fonction de l'angle α(pour θ=0 et a=1g). 121
Figure 4.25 : Prototype de validation de la structure biaxiale. 122
Figure 4.26: Prototype de structure biaxiale élaboré sur la base d'un bimorphe commercial. 123
Figure 4.27 : Les 2 types de supports de test. 124
Figure 4.28 : Détail du support à 2ddl : Vue de face (a) et de dessus (b). 124
Figure 4.29 : Configuration parallèle (excitation mode 1) et série (excitation mode 2) pour la caractérisation à bas niveau (v=1V) de la structure. 125
Figure 4.30 : Banc de caractérisation sous sollicitation vibratoire. 126
Figure 4.31: Module et phase de l'admittance Y d'un prototype en mode désaccordé. (Configuration avec M = 3.4 g et I_{ox}=50.10^{-9} Kgm^{-2}) 127
Figure 4.32: Evolution des coefficients de couplage k_1 et k_2 en fonction du moment d'inertie I_{ox} (configuration avec M = 3.4 g). 127
Figure 4.33 Evolution des fréquences de résonance f1 et f2 en fonction du moment d'inertie Iox pour différentes valeurs de la masses totale M. 128
Figure 4.34 : Caractéristiques fréquentielles expérimentales du module des tensions V_1 et V_2 en mode désaccordé pour a=1g. 128
Figure 4.35: évolution des tensions V_1 et V_2 (à la résonance) normalisées par la tension maximale V_{max} en fonction de l'angle θ. Le comportement théorique (modèle) est obtenu à partir de la relation (4.9). 129
Figure 4.36 : Caractéristiques fréquentielles expérimentales du module des tensions V_1 (a) et V_2 (b) en mode accordé pour a=1g. 130
Figure 4.37 : Caractéristique fréquentielle expérimentale de l'énergie convertie E en mode accordé pour a=1g. 130
Figure 4.38 : Evolution des tensions V_1 et V_2 et de la puissance P à la fréquence de résonance en mode accordé pour a=1g. 131
Figure 4.39 : Evolution de l'énergie totale convertie E en fonction de l'angle θ ($\forall\alpha$). 133
Figure 4.40 : Evolution de l'énergie totale convertie en fonction de l'angle α pour différentes valeurs de θ. 134

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

Figure 4.41: Modèle à éléments finis de la structure triaxiale *135*

Figure 4.42 : Evolution des tensions récupérées sur un élément piézoélectrique en mode séparés (sous ANSYS)..... *136*

Figure 4.43 : Evolution des tensions normalisées V_1, V_2, V_3 et V_4 sur les éléments 1, 2, 3 et 4 en mode accordé (f1=f2 ;M1=M2 ;Q1=Q2). *137*

Figure 4.44 : Répartition spatiale de l'énergie totale récupérée E sur les 4 éléments piézoélectriques..... *138*

Figure 4.45 : Evolution des tensions normalisées générées sur un élément piézoélectrique en mode désaccordé. *139*

Figure 4.46 : Evolution des tensions récupérées sur un élément piézoélectrique en mode désaccordé. *140*

Figure 4.47 : Evolution de l'énergie totale récupérée en fonction de l'angle θ pour différentes valeurs de l'angle α. *141*

Figure 4.48 : Evolution de l'énergie totale récupérée en fonction de l'angle α pour différentes valeurs de l'angle θ. *141*

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1.1 : Caractéristiques de quelques sources de vibration (d'après [32])..... 9

Tableau 2.1: Constantes piézoélectriques et densité d'énergie de quelques matériaux ferroélectrique [97]. 34

Tableau 2.2: paramètre de fonction de Transfer en circuit ouvert et en charge du micro générateur..... 40

Tableau 2.3 : Elément type choisi pour les simulations..... 45

Tableau 3.1: Caractéristiques des différentes morphologies du poreux..... 58

Tableau 3.2: Dimension la structure 72

Tableau 3.3: Paramètres physiques du silicium monocristallin massif d'orientation cristallographique < 110 > et de sa forme mésoporeuse. 78

Tableau 3.4 : Evolution de la fréquence de résonance et le facteur de qualité de la structure membrane composite Si/Sip en fonction de la largeur de la zone poreuse l_{sip}..... 80

Tableau 4.1: type de déformations de la structure générée par les 3 composantes de la sollicitation. 91

Tableau 4.2 : Forme analytique des tensions V1 et V2, des quantités d'énergie E1 et E2 déduite des valeurs V1r et V2r correspondant à l'intervalle réduit [0°, 90°]..... 102

Tableau 4.3: Dimensions de la structure optimisée de la figure 4.25. 122

Tableau 4.4 : Caractéristiques électromécaniques et énergétiques de la structure optimisée pour M=6.8 g. et h= ?..... 122

Tableau 4.5 : Valeurs expérimentales du produit Q_iM_i mesurées sur les 2 éléments piézoélectriques..... 131

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

ANNEXES 1

La piézoélectricité

Le phénomène de la piézoélectricité a été observé qualitativement pour la première fois en 1817 par l'Abbé René Hauy. Il a été étudié théoriquement et expérimentalement par les frères Pierre et Jacques Curie en 1880 [89], à qui l'on attribue la découverte de l'effet piézoélectrique direct. L'effet piézoélectrique inverse fut énoncé théoriquement par LIPMAN en 1881[90] et vérifié expérimentalement la même année par les frères Curie. La première application industrielle est apparue en 1916-1917 avec le générateur d'ondes ultrasonores pour la mesure et la détection sous-marine mis au point par Paul LANGEVIN. A partir de 1943 les progrès technologiques permettent l'élaboration les céramiques piézoélectriques de titanate de baryum et par la suite les céramiques de zircono-titanate de plomb (PZT) de formule de base $Pb\ (Z_{r1-x}\ Ti_x)O_3$. Ces céramiques PZT sont utilisées dans nombreuses applications telles que les capteurs et les actionneurs.

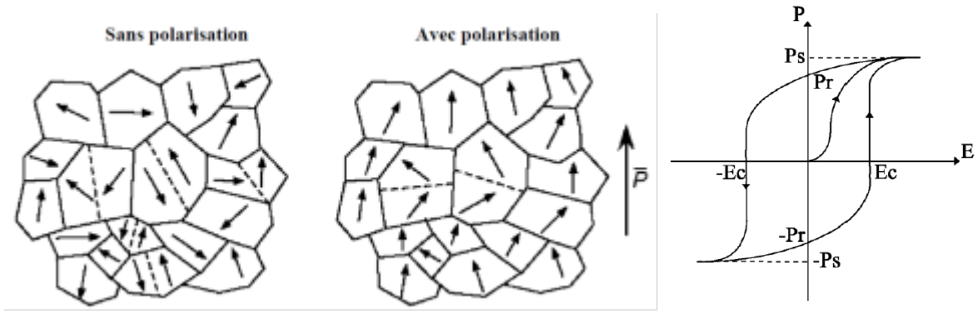
La piézoélectricité est la propriété de certains cristaux à produire une énergie électrique proportionnelle à la contrainte mécanique qui les déforme. Cet effet, nommé l'effet piézoélectrique direct, est réversible. En effet, l'application d'un champ électrique externe provoque une déformation mécanique (l'effet piézoélectrique inverse).

Polarisation des matériaux ferroélectriques

Les matériaux ferroélectriques sont fabriqués généralement sous forme de céramiques polycristallines. Ces céramiques polycristallines sont formées de grains et de joints de grains. Pour des raisons énergétiques chaque grain est divisé en domaines au sein desquels les dipôles électriques sont orientés dans la même direction. Deux domaines voisins ont des directions de polarisation différentes définies par la symétrie cristalline et sont séparés par une frontière appelée : mur de domaine. Cette zone de transition ne détruit pas la cohérence du réseau cristallin [91]. Sous sollicitations électrique ou mécanique, les murs de domaines se déplacent et leur mouvement est responsable de certaines pertes dans la céramique [92]. Les dipôles électriques élémentaires des différents domaines sont orientés au hasard après le frittage du matériau et par

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

conséquent ce dernier n'a macroscopiquement aucun moment dipolaire électrique. Pour le matériau possède un moment dipolaire électrique rémanent, il faut orienter les moments dipolaires élémentaires des domaines dans une direction donnée. On doit donc soumettre la céramique ferroélectrique à un champ électrique intense qui aligne préférentiellement dans sa direction les dipôles électriques élémentaires des domaines. Les murs de domaines vont alors se déplacer, certains domaines vont croître en volume et d'autres disparaître avec l'augmentation du champ. Les dipôles se réorientent plus ou moins facilement suivant leur configuration initiale. Dans les matériaux de structure perovskite, les domaines à 180° basculent complètement car le réseau ne subit pas de déformation structurale. En revanche, les domaines à 71°, 109° et 90° induisent des déformations importantes du réseau cristallin qui se traduisent par une réorientation partielle de ces domaines. Le matériau ainsi polarisé devient anisotrope et possède une symétrie radiale dans le plan perpendiculaire à la polarisation. La figure 2.1 représente le phénomène de réorientation des domaines lors de la polarisation d'une céramique ferroélectrique.

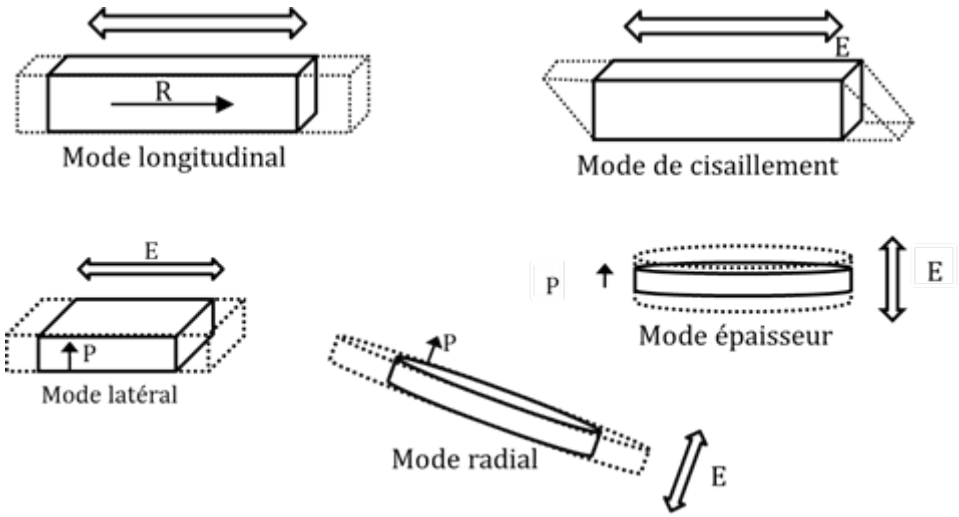


Les orientations des domaines ferroélectriques sous l'effet d'un champ électrique b) Cycle d'hystérésis d'une céramique ferroélectrique. PS: Polarisation spontanée, Pr: Polarisation rémanente, E : Champ électrique.

La céramique ferroélectrique polarisée sous champ électrique possède une polarisation rémanente à champ nul. L'évolution de la polarisation en fonction du champ électrique apparaît sous la forme d'un cycle d'hystérésis. Le champ coercitif noté est le champ électrique nécessaire pour réorienter les dipôles du matériau ferroélectrique. La polarisation rémanente correspond à la valeur de la polarisation à champ nul. Sous des valeurs de champ élevées, la polarisation sature à P. On distingue cinq modes de déformation fondamentaux d'un échantillon piézoélectrique, selon la direction d'application de la déformation mécanique par rapport à l'axe de polarisation du matériau. Ce sont les modes : longitudinal 33, transversal 31 et de cisaillement 15, mode

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

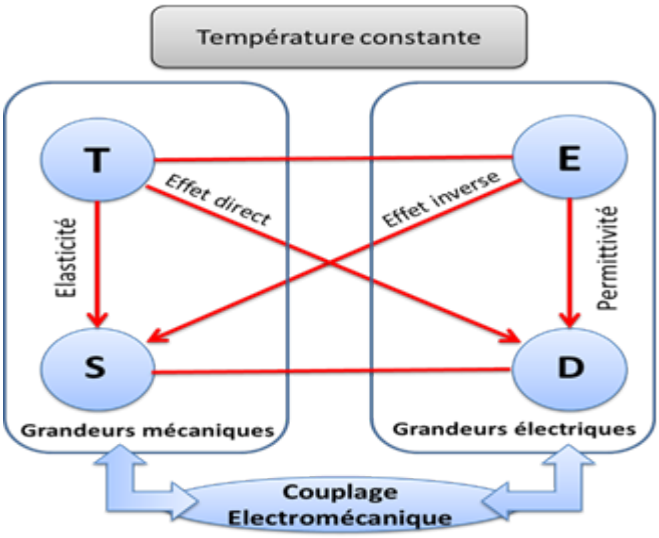
radial et mode épaisseur. Leurs directions de déformation sont présentées dans la figure suivante :



Modes de vibrations d'une céramique piézoélectrique

Les lois de comportement d'un modèle linéaire piézoélectrique

L'effet piézoélectrique est modélisé sous hypothèse que la température est constante (l'effet pyroélectrique est négligeable généralement) par interaction de deux grandeurs mécaniques : le tenseur de déformation S et le tenseur de contrainte T, et deux grandeurs électriques : le champ E et celui l'induction D. comme le montre la figure 2.3 elles sont mis en relation par différents paramètres lié au matériau.



Interaction entre les grandeurs électromécaniques dans un matériau piézoélectrique

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

En terme d'énergie, les matériaux piézo-électriques soumis conjointement à un processus de déformation mécanique (énergie mécanique stockée) et de polarisation électrique (énergie électrique stockée), vient s'ajouter un terme propre à l'énergie de couplage électromécanique, en thermodynamique la fonction d'enthalpie libre volumique du système prend la forme (équation 2.1) [93]:

$$G = U - ED = G(T, E) \qquad ( )$$

Ou U représente l'énergie interne du système. L'approximation linéaire du système permet de décrire d'enthalpie libre G par l'équation 2.2.

$$G = -\frac{1}{2} s^E TT^* - \frac{1}{2} \varepsilon^T EE^* - dTE \qquad ( )$$

A partir du première principe de la thermodynamique, qui stipule l'existence d'une énergie interne U et la conservation de l'énergie, il est bien montré que nécessairement, à température constante :

$$S = -\left|\frac{\partial G}{\partial T}\right|_{E=cte} = s^E T + {}^t dE \qquad ()$$

$$D = -\left|\frac{\partial G}{\partial E}\right|_{T=cte} = dT + \varepsilon^T E \qquad ()$$

()t : le suffixe t indique la transposée de la matrice considérée et ()R : le suffixe R indique que la grandeur considérée est constante ou nulle. s^E, ε^T et d représente respectivement les matrices de constantes de souplesse, diélectrique et piézoélectrique du matériau.

Ces deux équations décrivent la loi de comportement de la conversion piézoélectrique linéaire et réversible (l'effet directe et indirect) à un potentiel thermodynamique, le couplage électromécanique représenté ici par la constant d, qui relie entre le champ électrique et la déformation mécanique et entre l'induction électrique et la contrainte mécanique, en fonction des grandeur indépendante choisi la mise en équations peut se représenter sous quatre forme différent, qui correspondent aux quatre types de

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

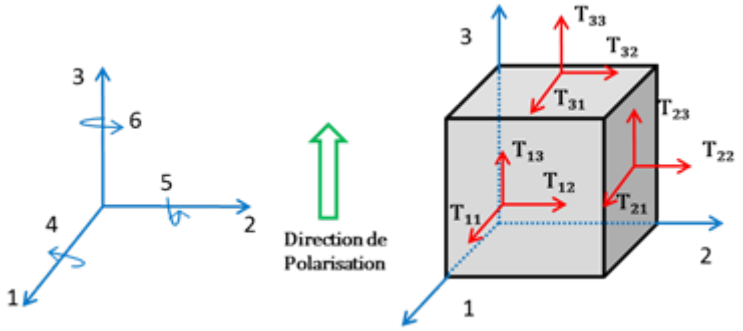
conditions aux limites [94] avec un système linéaire de 8 équations tensorielles comme l'indique le tableau 2.1.

Variables indépendantes	Grandeurs électriques	Grandeurs mécaniques
E ,T	$D = dT + \varepsilon^T E$	$S = s^E T + d^t E$
D ,T	$E = \beta^T D - gT$	$S = s^D T + g^t D$
E,S	$D = e^S E + eS$	$T = c^E S - e^t E$
D,S	$E = b^s D - hS$	$T = c^D S - hD$

Equations d'état piézoélectriques

Les différents grandeurs physique mise en relation dans le matériau piézoélectrique sont définis par des tenseurs : la contrainte et déformation par des tenseurs d'ordre 2 ($S= S_{ij}$, $T=T_{ji}$) champ et l'induction par des tenseurs d'ordre 1($D=D_i$, $E=E_i$) i,j=1,2,3. En effet ces matériaux sont anisotrope, leur comportement est différent selon les directions de l'espace et par rapport à la direction de polarisation. Dans ce contexte un modèle solide d'un élément piézo-électrique avec système de coordonnées est prédéfini. La direction de la polarisation est le long de l'axe 3, tandis que la surface 12 est perpendiculaire à l'axe 3. De plus, de ces trois axes principaux, ce rajoute trois axes de rotation (4; 5; 6) qui porteront les composantes des rotations autour de ces axes comme la montre la figure 2.4.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés



Repère de référence d'un élément piézoélectrique polarisé

A partir de cette présentation on déduire les composant de chaque grandeur :

Six composantes indépendantes de déformation dont trois suivant l'axe 1, 2 et 3 (s_{11}, s_{22}, s_{33}) et trois autre représente les déformations de cisaillement ($s_{12}=s_{21}$, $s_{13}=s_{31}$, $s_{32}=s_{23}$).

Six composantes indépendantes de contrainte dont trois suivant l'axe 1, 2 et 3 (T_{11}, T_{22}, T_{33}) et trois autres représentent les contraintes de cisaillement ($T_{13}=T_{31}$, $T_{12}=T_{21}$, $T_{23}=T_{32}$).

Trois composantes de champ électrique suivant les directions 1, 2, 3 : E_1, E_2, E_3.

Trois composants de l'induction électrique suivant les directions 1, 2, 3 : D_1, D_2, D_3

Et aussi les paramètres de lois de comportement qui prend aussi une forme matricielle, par exemple dans le cas E et T sont des variable indépendant, les composantes sont :

La souplesse s s'exprime sous la forme d'un tenseur 6 x 6 : $s = [s_{ijkl}]$.

La permittivité électrique sous la forme d'un tenseur 3 x 3 : $\varepsilon = [\varepsilon_{ik}]$

Les coefficients piézoélectriques *d* sous la forme d'un tenseur 6 x 3: $d = [d_{ikl}]$

Avec i, j, k l =1, .. 3.

Afin de d'écrire les lois de comportement sous forme matricielle, il est nécessaire réindexés les formes dans une notation matricielle compacte appelée notations de Voigt-Kelvin. Cette forme matricielle remplacer le ou les indices ij kl par p et q. La

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

correspondance entre les indices des tenseurs et matrice sont présentés dans le tableau 2.2. En notation matricielle, i et j prennent des valeurs de 1, 2, 3 et p et q ont des valeurs de 1 à 6.

ij or k !	11	22	33	23 ou 32	31 ou 13	12 ou 21
p or q	1	2	3	4	5	6

Notation de Voigt

Dans notre travail on s'intéresse au céramique piézoélectrique, leur structure cristalline appartient à la classe ∞/mm [95], les matrice des déférents constant sont présenter dans l'équation 2.5, qui décrit la loi de comportement sous forme matricielle avec les variable indépendant E, T.

$$\begin{cases} \begin{bmatrix} S_1 \\ S_2 \\ S_3 \\ S_4 \\ S_5 \\ S_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11}^E & S_{12}^E & S_{13}^E & 0 & 0 & 0 \\ S_{12}^E & S_{11}^E & S_{13}^E & 0 & 0 & 0 \\ S_{13}^E & S_{13}^E & S_{33}^E & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & S_{44}^E & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & S_{44}^E & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & S_{66}^E \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \\ T_5 \\ T_6 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 & d_{31} \\ 0 & 0 & d_{31} \\ 0 & 0 & d_{33} \\ 0 & d_{15} & 0 \\ d_{15} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E_1 \\ E_2 \\ E_3 \end{bmatrix} \\ \begin{bmatrix} D_1 \\ D_2 \\ D_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & d_{15} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & d_{15} & 0 & 0 \\ d_{31} & d_{31} & d_{33} & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \\ T_5 \\ T_6 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \varepsilon_{11}^T & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_{11}^T & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_{33}^T \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E_1 \\ E_2 \\ E_3 \end{bmatrix} \end{cases} \qquad ()$$

Coefficient de couplage

Les paramètres présentés dans le paragraphe précèdent permettent de donner des informations sur les grandeurs mis en jeu pour la conversion électromécanique, cependant en terme de transfert énergétique le taux de conversion dans un matériau piézoélectrique est décrit par le coefficient de couplage, sa valeur compris entre 0 et 1, il traduit la capacité de convertir une énergie mécanique fournie en énergie électrique et vice versa. En effet l'énergie interne mise en jeu dans la conversion est décrit par :

$U=U_E+2U_M+U_D$

Où U_E U_M U_D représente respectivement, à l'énergie élastique, mutuel (de couplage) et électrique (électrostatique) présent dans le matériau. A partir de cette relation le coefficient de couplage est décrit par l'équation 2.6.

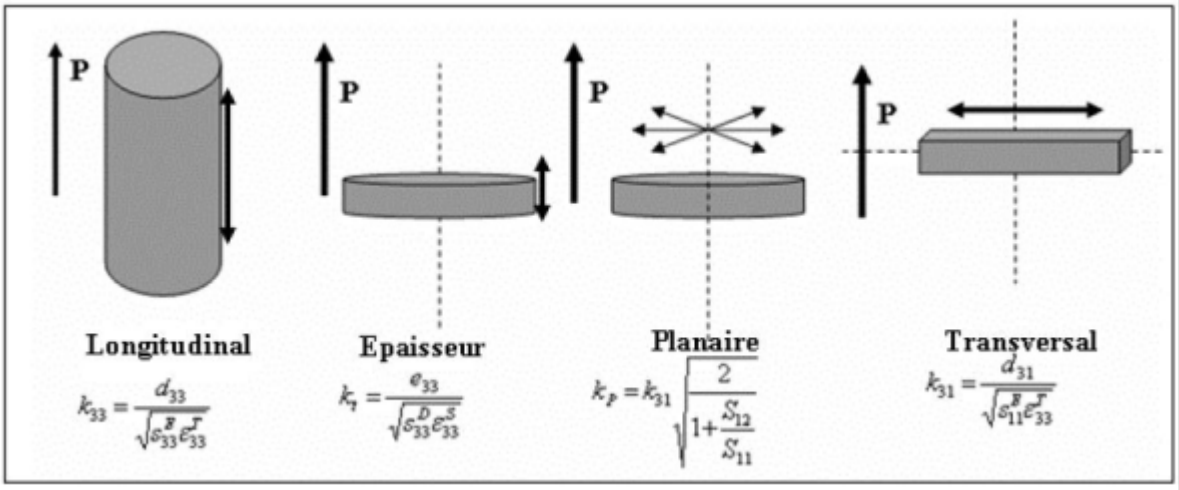
Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés

$$k=\left(\frac{\text{Energie électrique disponible}}{\text{Energie mécanique emmagasinée}}\right)=\frac{U_M}{\sqrt{U_E U_D}} \qquad ( )$$

Par cette définition, le coefficient de couplage est uniquement lié à l'état initial et final. Ainsi, il pourrait être directement lié aux propriétés du matériau. En fait, il est exprimé dans l'équation 2.7 en fonction des paramètres l'élastique, piézoélectrique et constante diélectrique pour un mode donné.

$$k=\frac{\frac{1}{2}\varepsilon^T E^2}{\frac{1}{2}S^E T^2}=\frac{d}{\sqrt{\varepsilon^T S^T}} \qquad ()$$

La figure 2.5 résume les expressions de coefficient de couplage pour chaque mode de vibration en fonction des constantes des matériaux.



Expressions du coefficient de couplage pour les différents modes de vibration.

Cette thèse est accessible à l'adresse : http://theses.insa-lyon.fr/publication/2014ISAL0124/these.pdf
© [H.D. Mousselmal], [2014], INSA de Lyon, tous droits réservés