

Thèse de doctorat

**Pour obtenir le grade de Docteur de l'Université de
VALENCIENNES ET DU HAINAUT-CAMBRESIS**

Spécialité : électronique

par Thomas SAINTHUILE

Soutenue le 12/12/2012 à 14h30

Ecole doctorale :

Sciences Pour l'Ingénieur (SPI)

Equipe de recherche, Laboratoire :

Institut d'Electronique, de Micro-Electronique et de Nanotechnologie/Département
d'Opto-Acousto-Electronique (IEMN/DOAE)

**Récupération d'Énergie Vibratoire pour Systèmes de Contrôle
Santé Intégré de Structures Aéronautiques**

JURY

Président du jury

– FEUILLARD Guy. Professeur. Université François Rabelais, Blois.

Rapporteurs

- ROYER Daniel. Institut Langevin, Paris.
- LEFEUVRE Elie. Professeur. Université Paris-Sud, Paris.

Examineurs

- BASROUR Skandar. Professeur. Université Joseph Fourier, Grenoble.
- CHATILLON Sylvain. Docteur. CEA-LIST, Saclay.
- PAGET Christophe. Professeur. Airbus, Bristol, Royaume-Uni.

Directeur de thèse : DELEBARRE Christophe. Professeur. Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis, Valenciennes.

Co-directeur de thèse : GRONDEL Sébastien. Professeur. Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis, Valenciennes.

Remerciements

Je tiens tout d'abord à remercier M. Nongaillard et M. Assaad successivement directeurs de l'IEMN-DOAE pour m'avoir accueilli au sein du laboratoire.

J'exprime ma plus profonde gratitude envers mes directeurs de thèse, M. Delebarre et M. Grondel pour leur soutien sans faille au cours de ces trois années. Merci sincèrement de m'avoir guidé sur cette thématique et de m'avoir permis de développer ces travaux.

Je remercie particulièrement M. Paget pour tout son soutien depuis maintenant cinq ans. Je le remercie d'avoir continué à travailler avec nous sur cette thématique de récupération d'énergie et ainsi d'avoir poursuivi une collaboration déjà bien avancée.

Je remercie très respectueusement M. Royer et M. Lefeuvre pour l'intérêt qu'ils ont bien voulu porter à mon travail en tant que rapporteur. Je remercie également M. Feuillard, M. Basrour, M. Chatillon et M. Paget d'avoir accepté d'examiner mon travail.

Au sein du laboratoire, je tiens à remercier M. Rivart et Mlle. Dupont pour leur disponibilité, leur bonne humeur et leur aide précieuse à la réalisation des diverses expériences réalisées durant ces trois ans.

Je remercie aussi "l'équipe féminine du labo", comme elles se nomment, pour la gentillesse avec laquelle elles ont réalisé l'ensemble des tâches administratives. Merci vraiment Anne, Edith, Virginie et Cathy pour votre soutien de tous les jours.

Je remercie évidemment mes collègues doctorants, Fred, Anthony, Quentin, Abdelmajid, Julien, Fabien, Anne-Sophie, Imade, Christophe, Hossep, Lynda, Yamen, sans oublier les "old chaps" Keith and Jake.

Je remercie surtout ma collègue Sabrina, ma "soeur jumelle de thèse", pour les trois ans à travailler et à se soutenir. Qu'il est loin notre premier jour d'octobre 2009...

Je remercie également toutes les personnes du laboratoire pour ces trois ans passés avec eux.

J'adresse aussi mes plus vifs remerciements à M. Coutellier pour m'avoir donné l'opportunité de réaliser des tâches d'enseignement au sein de l'ENSIAME.

Je remercie également l'ensemble du personnel de l'ENSIAME pour nos échanges fructueux.

Je remercie particulièrement M. Lemoine, M. Lesbros, M. Deville et M. Anceau pour leur aide précieuse.

Un grand merci aussi à M. Godts pour nos discussions mathématiques et philosophiques enrichissantes lors de nos pauses café.

D'un point de vue plus personnel, je remercie toute l'équipe du SHVC pour les nombreuses heures passées sur la glace à nous entraîner ou à initier. Ces heures de glisse et les moments privilégiés (ah ces Mondiaux 2012, que de souvenir ! !) resteront comme des moments forts du monde "hors thèse".

Je remercie également tous mes amis et ma famille pour leur soutien continu durant ces trois ans. Que ceux que j'oublie veuille bien m'excuser.

Je remercie plus particulièrement Patrice Henry pour m'avoir suivi depuis un certain mois de juin 2006 à l'occasion d'un repas de fin d'année. Ton expérience et tes précieux conseils en communication m'ont permis de réussir bon nombre de challenges. Tu ne peux pas imaginer combien ton rôle de mentor m'a été précieux.

Enfin, je remercie mes parents et ma soeur qui ont été présents à chaque instant, à chaque moment-clé, pour apporter soutien, conseils, sagesse et aide précieuse. Merci vraiment pour tout.

Sommaire

Remerciements	i
Sommaire	iii
Table des figures	vi
Liste des tableaux	ix
Introduction générale	1
Chapitre I Vers des systèmes SHM sans-fil, autonomes et à double-fonctionnalité	4
1 Introduction	5
2 Nécessité et apport du SHM	6
2.1 Définition et objectifs	6
2.2 Principales technologies SHM en aéronautique, endommagements et in- formations recherchés	8
2.3 Stratégie : situation actuelle, tendance et objectifs futurs	11
2.3.a Objectifs majeurs pour la maintenance aéronautique	11
2.3.b Fonctionnalités envisagées pour les futurs systèmes SHM	13
2.3.c Évolutions nécessaires pour le SHM	14
3 Vers un système SHM sans fil autonome	14
3.1 Fonctionnalités du système SHM sans fil autonome	14
3.1.a Estimation de la consommation d'un système SHM	15
3.1.b Quelles performances attendre de la capacité autonome des systèmes SHM ?	17
3.2 Sources d'énergie disponibles dans un avion et techniques de récupéra- tion d'énergie	18
3.2.a Présentation générale	18
3.2.b L'énergie de vibration ambiante et les techniques de récupé- rations associées	21
3.3 Solution technique retenue	26
4 Conclusions	28
Chapitre II Modélisation de la récupération d'énergie vibratoire par transduc- teurs SHM piézoélectriques collés	29

1	Introduction	30
2	Choix effectué pour la modélisation de la récupération d'énergie vibratoire par effet piézoélectrique	31
2.1	Positionnement du problème et configuration choisie	31
2.2	Pourquoi la modélisation Bond Graph ?	32
3	Modèle Bond Graph dynamique du système de récupération d'énergie	33
3.1	Modèle Bond Graph à mots	33
3.2	Modélisation de la conversion électromécanique par le transducteur piézoélectrique	35
3.3	Modélisation des vibrations mécaniques du couple structure/transducteur	38
3.3.a	Champ de déplacement de la structure vibrante	39
3.3.b	Champ de déplacement dans le transducteur	41
3.4	Modélisation du circuit électronique de récupération d'énergie	43
3.5	Modèle Bond Graph global	44
4	Comparaison et validation du modèle de récupération d'énergie avec la MEF	45
4.1	Modèle Éléments Finis de la récupération d'énergie vibratoire	45
4.2	Vibrations mécaniques du couple structure/transducteur	46
4.3	Conversion électromécanique par le transducteur piézoélectrique	47
5	Analyse des paramètres influents	49
5.1	Niveaux de puissance récupérée	49
5.2	Variation des propriétés matérielles du transducteur	50
5.3	Variation de la position	51
5.4	Variation des propriétés géométriques du transducteur	53
6	Conclusions	56

Chapitre III Évaluations expérimentales, analytiques et numériques des capacités de récupération d'énergie des transducteurs SHM collés

		58
1	Introduction	59
2	Cadre de l'étude	59
3	Modèle prédictif de récupération d'énergie	63
3.1	Modèle Bond Graph appliqué au banc d'essai	63
3.2	Modélisation MEF	63
3.3	Réponse en tension analytique : cas d'un transducteur à géométrie rectangulaire	65
3.4	Réponse en tension semi-analytique : cas d'un transducteur à géométrie circulaire	68
3.5	Évaluation de la puissance récupérée par la modélisation semi-analytique	73
4	Comparaison et validation expérimentale	75
4.1	Objectifs	75
4.2	Mesure des déplacements de la plaque	76
4.3	Réponse en tension	78

4.3.a	Résultats expérimentaux	78
4.3.b	Comparaison phase expérimentale / méthode des Éléments Finis / modélisation semi-analytique	80
4.4	Niveau de puissance	82
4.5	Rendement de conversion piézoélectrique	84
5	Utilisation de la puissance récupérée pour l'alimentation d'un système SHM . .	85
6	Conclusions	87
Chapitre IV Démonstrateur SHM autonome et à double-fonctionnalité		89
1	Introduction	90
2	Principe de fonctionnement du système SHM à récupération d'énergie active . .	91
3	Évaluation de la technique de récupération d'énergie active	94
3.1	Sélection de la fréquence de travail	94
3.2	Puissance maximale récupérée par la technologie active	96
3.3	Bilan énergétique	98
4	Capacités SHM du démonstrateur : détection de chutes d'outils	100
5	Perspectives d'évolution et avenir de la technologie de récupération d'énergie vibratoire active	102
6	Conclusions	107
Conclusions générales et perspectives		108
Nomenclature		112
Annexes		113
Annexe A	Matériaux piézoélectriques et coefficients de couplage	114
Annexe B	Rappel sur la modélisation Bond Graph	117
Annexe C	Réponses en tension d'un transducteur circulaire : détermination des relations intégrales	123
Bibliographie		125

Table des figures

I.1	Utilisation et répartition des différents matériaux à bord de l'Airbus A380 et du Boeing B787 <i>Dreamliner</i>	7
I.2	Principe de détection et de localisation d'endommagement par ondes guidées .	9
I.3	Evolution du taux d'émission acoustique lors d'un chargement en statique d'une structure composite carbone/époxy.	10
I.4	Principe de fonctionnement de fibres optiques à réseaux de Bragg	11
I.5	Coût de la maintenance et objectifs d'évolution	12
I.6	Fonctionnalités du système SHM du futur	13
I.7	Architecture du système SHM sans fil autonome	15
I.8	Consommation des protocoles sans-fil	16
I.9	Consommation du système SHM	17
I.10	Récupération et stockage d'énergie	18
I.11	Convertisseur électromagnétique	21
I.12	Convertisseur électrostatique (" <i>in-plane gap closing</i> ")	23
I.13	Différents systèmes de poutres résonnantes	26
II.1	Configuration de transducteurs SHM collés sur une structure aluminium en vibration	32
II.2	Bond Graph à mots du système de récupération d'énergie par transducteur SHM piézoélectrique collé	34
II.3	Modèle Bond Graph de la conversion électromécanique réalisée par le transducteur SHM	37
II.4	Modèle Bond Graph des vibrations mécaniques du transducteur SHM	38
II.5	Dimensions de la structure et du transducteur SHM	39
II.6	Déplacement transmis au transducteur par la structure	41
II.7	Transducteur SHM & circuit électrique de récupération d'énergie	44
II.8	Modèle Bond Graph complet du transducteur SHM	44
II.9	Maillage de la structure instrumentée avec le transducteur SHM	45
II.10	Comparaison MEF / théorie des plaques	47
II.11	Réponse en tension V^P du transducteur SHM	48
II.12	Puissance maximale et charge électrique optimale pour les 10 premiers modes propres de la structure	49

II.13 Réponse en tension de différents matériaux piézoélectriques à une excitation mécanique à 198Hz	50
II.14 Puissance récoltée pour différents matériaux piézoélectriques à une excitation mécanique à 198Hz	51
II.15 Réponse en tension pour différentes positions de transducteur à 198Hz	52
II.16 Mode de plaque MEF à 198Hz	52
II.17 Détermination des localisations optimales et destructrices des transducteurs à 198Hz	53
II.18 Réponse en tension pour différentes longueurs de transducteur à 198Hz	54
II.19 Réponse en puissance pour différentes longueurs de transducteur à 198Hz	54
II.20 Centrage du transducteur sur un noeud pour un rapport de 0.4	55
III.1 Niveaux de vibration d'un appareil Airbus en différentes localisations et phases de vol	60
III.2 Transformée de Wigner-Ville d'un signal reçu par un accéléromètre	61
III.3 Schématisation du dispositif expérimental	62
III.4 Localisation et géométrie des récupérateurs d'énergie SHM	62
III.5 Modèle Bond Graph complet du transducteur SHM	63
III.6 Reconstruction du champ de déplacement par interpolation numérique	64
III.7 Réponse en tension simulée du transducteur n°4	67
III.8 Éléments approximant les récupérateurs d'énergie circulaires	72
III.9 Éléments carrés approximant les récupérateurs d'énergie circulaires	72
III.10 Réponse en tension du transducteur n°1	73
III.11 Réponse en tension théorique du transducteur n°1 en fonction de la charge électrique	74
III.12 Puissance maximale théorique recueillie en fonction de la charge électrique	74
III.13 Dispositif expérimental	75
III.14 Chargement appliqué à la plaque en fonction de la fréquence d'excitation, F_{exp}^{shaker}	76
III.15 Signal de la mesure optique de déplacement à 256Hz	76
III.16 Signal de la mesure optique de déplacement sur l'ensemble de la gamme de fréquences	77
III.17 Comparaison MEF / analytique du déplacement normal de la plaque	78
III.18 Réponse en tension de l'ensemble des récupérateurs d'énergie SHM	79
III.19 Comparaison réponse en tension phase expérimentale / modélisation MEF	80
III.20 Réponses en tension MEF / expériences / analytique. Transducteur n°1	81
III.21 Influence de différents paramètres sur les réponses en tension MEF / expériences / analytique des transducteurs	81
III.22 Réponse en tension du transducteur n°1 en fonction de la charge électrique	83
III.23 Puissance maximale recueillie en fonction de la charge électrique	83
III.24 Composante plane de la puissance mécanique transmise au transducteur piézo-électrique	84

III.25 Puissance électrique transmise par le transducteur piézoélectrique à la charge résistive	84
IV.1 Schéma de principe du système SHM à récupération d'énergie active	91
IV.2 Schéma électrique du circuit de gestion et stockage d'énergie basé sur le LTC3588-1	92
IV.3 Schéma électrique du comparateur de signaux permettant la détection des chutes d'outils	93
IV.4 Localisation des transducteurs sur la plaque composite	94
IV.5 Réponses en tension des transducteurs pour différentes fréquences et différents émetteurs	96
IV.6 Décrochage de l'alimentation du transducteur pour des charges trop faibles	97
IV.7 Système SHM à récupération d'énergie alimentant une DEL en continu	97
IV.8 Schéma équivalent du générateur piézoélectrique et de la charge résistive	98
IV.9 Résistance du transducteur SHM mesurée à l'analyseur de réseau	99
IV.10 Transducteur reconfiguré en système récupérateur d'énergie/capteur SHM	101
IV.11 Détection de la chute d'outil	101
IV.12 Implémentation des systèmes SHM à bord d'un appareil	104
IV.13 Système SHM à récupération d'énergie active	104
IV.14 Diagramme du contrôle de fréquence optimale	106
B.1 Liaison et transmission de puissance entre deux objets	117
B.2 Élément R	119
B.3 Élément I	119
B.4 Élément C	120
B.5 Source de flux	121
B.6 Source d'effort	121
B.7 Jonction 1	121
B.8 Jonction 0	121
B.9 Élément TF	122
B.10 Élément GY	122

Liste des tableaux

I.1	Technologies SHM utilisées en aéronautique	8
I.2	Scénarii d'applications du SHM pour les structures aéronautiques métalliques .	9
I.3	Scénarii d'applications du SHM pour les structures aéronautiques composites .	9
I.4	Technologies de récupération d'énergie	20
I.5	Récupération d'énergie vibratoire par conversion électromagnétique	22
I.6	Récupération d'énergie vibratoire par conversion électrostatique	23
I.7	Récupération d'énergie vibratoire par conversion piézoélectrique	25
II.1	Fréquences propres simulées et analytiques de la structure	46
III.1	Localisation, dimensions et type de matériau pour les récupérateurs d'énergie .	62
IV.1	Mesures de puissance électrique et détermination de l'impédance interne du transducteur	99
B.1	Signification des variables selon le domaine physique	118
B.2	Signification des éléments selon le domaine physique	120

Introduction générale

Dans le domaine du transport aérien, la sécurité des vols, des appareils et des passagers constitue le souci premier des constructeurs, des compagnies aériennes et des partenaires réalisant la maintenance. Afin de garantir une sécurité optimale des aéronefs, des techniques de Contrôle Non Destructif (Non Destructive Testing en Anglais¹) et de Contrôle Santé Intégré (Structural Health Monitoring en Anglais¹) des structures aéronautiques ont été développées.

Le groupe Transduction, Propagation et Imagerie Acoustique (TPIA, anciennement groupe Ultrasons) de l'Institut d'Electronique, de Microélectronique et de Nanotechnologie (IEMN) a, depuis une vingtaine d'années, initié la mise au point d'un système SHM réalisant l'inspection des structures aéronautiques.

Les premiers travaux expérimentaux, réalisés dès 1993 par Blanquet [1] puis par Demol [2], concernaient le contrôle de l'endommagement des structures composites à l'aide de la propagation d'ondes de Lamb générées par des transducteurs piézoélectriques mono et multi-éléments. Puis, Moulin [3] a proposé un modèle permettant d'optimiser la génération de ces ondes et de sélectionner celles étant les plus sensibles à l'endommagement. Grondel [4] a ensuite appliqué cette approche à des structures plus complexes comme les ailes d'avion et a démontré la capacité de cette technique à détecter des endommagements de natures différentes. Paget [5] a pour sa part vérifié que l'insertion de transducteurs au sein de la structure composite n'altérerait pas l'intégrité de cette dernière. Ces techniques et ces modèles ont par la suite fait l'objet d'améliorations aussi bien au niveau expérimental qu'au niveau des techniques de traitement de l'information. Enfin, une nouvelle voie a été explorée récemment par Abou Leyla [6] qui a étudié la possibilité de réaliser du SHM par corrélation de champ acoustique ambiant.

Cette thèse s'inscrit dans la continuité des travaux précédents et se propose de développer, conjointement avec l'entreprise Airbus UK, un système SHM sans fil, autonome et à double fonctionnalité, c'est-à-dire ayant la capacité d'effectuer la surveillance de la structure tout en assurant son alimentation en énergie. L'autonomie des systèmes SHM est aujourd'hui requise dans l'optique d'embarquer ces systèmes à bord des appareils ou pour une utilisation sur les lignes de production. En effet, il est nécessaire de déployer les transducteurs en différents points de la structure, dans des zones parfois difficiles d'accès et le recours aux alimentations conventionnelles de type générateur ou batterie n'est plus envisageable.

1. Dans la suite du manuscrit, les dénominations anglo-saxonne Non Destructive Testing (NDT) et Structural Health Monitoring (SHM) seront utilisées

L'autonomie énergétique du système SHM sera acquise par récupération de l'énergie vibratoire à l'aide de transducteurs SHM piézoélectriques collés à la structure aéronautique. Cette technique d'une part, assurera l'alimentation électrique et d'autre part, garantira la double fonctionnalité du système dans la mesure où un seul élément (ici le transducteur) réalisera la récupération d'énergie et les tâches de surveillance de l'appareil. Le système sera donc auto-alimenté sans ajout d'éléments extérieurs dédiés à la récupération d'énergie.

Durant cette thèse, deux grandes approches seront développées. La première consistera à récupérer l'énergie provenant des vibrations naturellement présentes dans la structure par utilisation des transducteurs collés sur la structure et travaillant en basse fréquence. Cette technique, désignée récupération d'énergie vibratoire passive, offrira l'avantage de récupérer l'énergie sur une large gamme de fréquences. La seconde approche sera basée sur la récupération d'ondes ultrasonores générées dans la structure. Pour ce faire, un transducteur principal générera ces ondes de Lamb et un réseau de transducteurs secondaires disséminés sur la structure récupérera et convertira cette énergie vibratoire en énergie électrique. Cette technique sera par la suite dénommée récupération d'énergie vibratoire active.

Le manuscrit de cette thèse s'organise comme suit. Le chapitre 1 présentera tout d'abord un état de l'art des techniques NDT et SHM. La place du SHM pour les années à venir sera ensuite discutée et les nouveaux objectifs sous-jacents permettront de mettre en évidence la nécessité d'obtenir une autonomie énergétique. Aussi, la consommation électrique d'un système SHM sera par la suite évaluée. Une fois ces besoins énergétiques estimés, les différentes sources de récupération d'énergie disponibles dans un avion seront identifiées et les principes de récupération d'énergie associés seront décrits. La nécessité d'avoir un système SHM autonome et à double fonctionnalité justifiera, in fine, le choix de la récupération d'énergie vibratoire par transducteurs piézoélectriques collés.

Dans le chapitre 2, un modèle analytique complet de la chaîne de récupération d'énergie passive sera développé en utilisant l'approche Bond Graph [7, 8]. Cette approche permet l'analyse comportementale et causale d'un système et surtout la description des transferts d'énergie entre les différents composants le constituant à l'aide de liens Bond Graph. Ce modèle prendra à la fois en compte les vibrations mécaniques naturelles de la structure, la conversion piézoélectrique réalisée par le transducteur ainsi que le transfert de puissance vers une charge électrique. Il sera confronté à la Méthode des Éléments Finis (MEF) afin de vérifier la concordance des résultats obtenus. Il permettra ensuite l'optimisation de la configuration du système en déterminant en particulier le matériau offrant potentiellement les meilleures réponses en puissance et en définissant les dimensions géométriques idéales des transducteurs ainsi que leur localisation optimale.

Dans le chapitre 3, ce modèle sera appliqué au cas d'une configuration plus représentative des conditions de vibration d'une structure en vol. Ce modèle prédictif permettra de fournir les informations sur les niveaux de tension et de puissance pouvant être récupérées en différents points de la structure. Un dispositif expérimental sera ensuite utilisé afin de vérifier l'adéquation des simulations avec la réalité et surtout pour prouver la faisabilité du concept de récupération

d'énergie vibratoire passive [9, 10]. Pour cette étude, deux géométries de transducteurs seront testées (rectangulaire et circulaire) ainsi que différentes localisations.

Enfin, le chapitre 4 répondra à un besoin industriel concernant le contrôle des structures composites en cours d'assemblage. Il s'agira ici de détecter de manière autonome les chutes d'outils pouvant s'avérer destructrices pour ces structures composites. L'absence de vibration naturelle sur les lignes de production nécessitera le développement d'une solution alternative permettant de générer artificiellement des vibrations hautes fréquences dans la structure et ainsi d'alimenter le réseau de transducteurs [11]. Le principe de la technologie de récupération d'énergie active sera donc précisément décrit, les niveaux de puissance récoltée seront mesurés et les capacités de contrôle du système seront vérifiées en détectant de façon totalement autonome une chute d'outil sur une plaque composite.

Chapitre I

Vers des systèmes SHM sans-fil, autonomes et à double-fonctionnalité

1 Introduction

Le Contrôle Santé Intégré (CSI ou SHM) est généralement utilisé en complément du Contrôle Non Destructif (CND ou NDT) et il a pour fonction de surveiller l'état de santé des structures à l'aide de diverses techniques permettant entre autre la détection et la localisation d'endommagements. Actuellement, les systèmes SHM sont exploités lors de tests structuraux de pré-qualification et lors de phases de développement. A l'avenir, ces systèmes devront être employés de manière plus systématique afin de limiter les périodes de maintenance et utilisés à la fois sur les lignes de production et lors des phases de vol des appareils.

Suite à ce constat, il est indéniable que cette utilisation future doit s'accompagner d'évolutions majeures en termes de capacités techniques. Les systèmes SHM devront notamment avoir une capacité de communication sans-fil et être autoalimentés. Parmi les voies envisagées pour leur assurer une autonomie énergétique, une solution est de récupérer l'énergie ambiante.

Cette thèse s'inscrit donc dans le cadre des travaux sur la récupération d'énergie pour l'alimentation des systèmes SHM. Concernant le système SHM développé conjointement entre l'IEMN et l'entreprise Airbus UK, le cahier des charges impose d'assurer à la fois :

- une autonomie énergétique sur une large bande de fréquence,
- une double-fonctionnalité, c'est-à-dire la possibilité d'effectuer en même temps la surveillance de la structure et la récupération d'énergie,
- une capacité de communication sans-fil.

La double-fonctionnalité a aussi pour but de ne pas ajouter d'équipements uniquement dédiés à la récupération d'énergie puisque seuls les transducteurs déjà présents dans le système SHM seront utilisés. Par ailleurs, la capacité large bande du récupérateur d'énergie vibratoire est requise afin d'exploiter l'ensemble des contributions en fréquence disponibles dans les structures aéronautiques et ainsi faire face aux fluctuations des sources de vibration et des changements de comportement au sein des structures.

Dans la suite de ce chapitre, nous présenterons les systèmes SHM actuellement utilisés en aéronautique et nous détaillerons plus précisément les objectifs du système SHM du futur et la place qu'il devra prendre dans les phases de maintenance ainsi qu'en tant que système embarqué. Afin d'atteindre ces objectifs, nous nous attacherons dans un premier temps à mettre en évidence la nécessité des capacités de communication sans-fil et d'autonomie énergétique. Dans un second temps, nous évaluerons le niveau de puissance nécessaire au fonctionnement d'un système SHM. A partir de cette information, nous analyserons les différentes sources d'énergie disponibles dans une structure aéronautique et les solutions techniques à même d'assurer les capacités de récupération d'énergie. Enfin, et en corrélation avec le cahier des charges présenté précédemment, nous justifierons le choix de la solution technique retenue.

2 Nécessité et apport du SHM

2.1 Définition et objectifs

Dans le transport aérien, le suivi de l'état structurel des aéronefs est primordial dans la mesure où la sécurité des vols et donc des passagers est le souci premier des fabricants, des compagnies aériennes et des partenaires réalisant la maintenance. Aussi, la FAA¹ et l'EASA² ont défini des normes et des procédures de contrôle des aéronefs afin de garantir leur intégrité structurelle et leur bon fonctionnement. Ces phases d'intervention imposent l'immobilisation des appareils et font appel à diverses techniques d'inspection.

Parmi ces méthodes, la plus classique est naturellement l'inspection visuelle. Elle est réalisée avant chaque vol par un des pilotes (le tour-avion) et est aussi utilisée dans le cadre de la maintenance afin de vérifier les structures faciles d'accès ayant un nombre restreint de zones à risque. Cette technique est bien évidemment limitée et d'autres technologies ont été développées pour évaluer plus efficacement l'état de santé de la structure de l'appareil.

Celles-ci reposent sur le Contrôle Non Destructif de la structure, c'est-à-dire qu'elles permettent l'analyse, le contrôle et la caractérisation de la structure sans l'altérer contrairement aux évaluations et aux essais mécaniques destructifs classiques. Les technologies NDT les plus courantes sont basées soit sur le rayonnement électromagnétique telles la radiographie [12–14], la microradiographie [15], la radioscopie [16], la gammagraphie [17] et la shearographie [18–22], soit sur une seconde catégorie regroupant les techniques électriques et magnétiques comme la variation de résistance électrique et le contrôle par induction ou par flux de fuite magnétique. On citera également les différentes méthodes ultrasonores [23–28], la thermographie infrarouge [29–33] ainsi que la technique du ressuage [24].

Bien que l'ensemble de ces techniques soit performant, leur emploi fréquent entraîne des inconvénients majeurs. En premier lieu, il existe un fort degré d'interaction de l'homme dans leur utilisation puisque les mesures ainsi que les interprétations des résultats sont dans la plupart du temps réalisées par un agent. En second lieu, leur résolution spatiale est souvent faible et nécessite d'avoir accès à la zone à contrôler. Enfin, ces techniques imposent l'immobilisation de l'appareil et pour certaines le démontage des pièces à vérifier, ce qui rend le contrôle long et coûteux. La maîtrise des coûts d'exploitation étant également un souci majeur pour les différents acteurs du secteur aérien, un intérêt grandissant pour un système de contrôle embarqué, c'est-à-dire capable d'assurer une surveillance permanente de la structure, s'est fait sentir et a guidé en ce sens les recherches de nombreux laboratoires et entreprises.

Le besoin de systèmes de contrôle embarqués provient également de l'utilisation croissante des matériaux composites en aéronautique. Un premier palier avait été franchi avec les appareils de type Airbus A380 intégrant 25% de matériaux composites, notamment au niveau des nervures

1. Federal Aviation Administration

2. European Aviation Safety Agency

de l'aile, de la dérive, du cône arrière et du caisson central de voilure (figure I.1a, source : Air Fan, Hors Série, A380). Depuis, un autre cap a été franchi avec le Boeing 787 Dreamliner (figure I.1b, source : Boeing) et l'Airbus A350 XWB dans la mesure où, pour ces nouveaux appareils, ce sont respectivement 50% et 53% de matériaux composites qui sont utilisés notamment pour le fuselage et les ailes, c'est-à-dire au niveau des structures primaires.

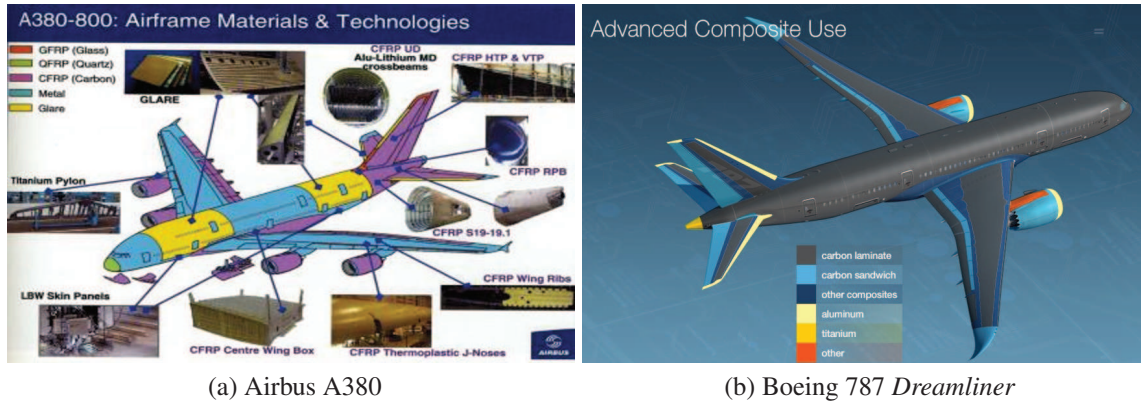


FIGURE I.1 – Utilisation et répartition des différents matériaux à bord de l'Airbus A380 et du Boeing B787 Dreamliner

Les avantages obtenus en utilisant ces matériaux sont nombreux : un gain de masse par rapport aux alliages d'aluminium classiques, une réduction des besoins de maintenance, une diminution des inspections de fatigue, un risque nul à la corrosion et surtout la conception de structures de géométries diverses capables de répondre à des types de chargements de service définis [34]. Cependant, ces matériaux sont très sensibles aux événements extérieurs et peuvent subir des endommagements dans leur épaisseur comme des microfissures de la matrice, des fissurations de l'interface fibre/matrice, des ruptures de fibres, des décollements de plis ou des délaminages. Ils sont aussi très vulnérables aux impacts car les défauts résultants apparaissent souvent dans leur épaisseur. En outre, l'assemblage des matériaux composites n'est pas aussi simple à réaliser que dans le cas de deux alliages classiques et doit être particulièrement surveillé.

L'ensemble de ces constatations nous amène à la conclusion qu'il existe un réel besoin de développement de systèmes de contrôle directement intégrés à la structure : on parlera dorénavant de Contrôle Santé Intégré (SHM). Par définition, le SHM a pour fonction d'assurer le contrôle continu et autonome de l'endommagement de la structure, du chargement appliqué (contraintes et déformations) et des paramètres de vol, en utilisant des transducteurs attachés de manière permanente ou intégrés à l'appareil en vue de garantir son intégrité structurelle. On parle ici de "structures intelligentes" capables de s'auto-contrôler en évaluant leur intégrité structurelle. Associés aux méthodes classiques d'inspection des structures aéronautiques (NDT et autres), ces systèmes SHM permettent d'obtenir des informations sur l'état de santé de zones critiques des structures et peuvent donc être employés comme systèmes primaires de détection d'endommagement avant une inspection au sol plus poussée. En outre, les systèmes SHM peuvent détecter l'apparition de défauts à l'intérieur de la structure là où certaines techniques classiques de NDT n'ont pas cette capacité et cet avantage probant a entraîné un fort développement des techniques SHM appliquées au contrôle des structures composites. Enfin, comparés aux inspections clas-

siques coûteuses en temps et nécessitant une immobilisation de l'avion ou le démontage de la structure, les systèmes SHM autorisent une évaluation fréquente voire en temps réel de la structure sans devoir planifier de phase d'immobilisation.

2.2 Principales technologies SHM en aéronautique, endommagements et informations recherchés

Une synthèse des différentes techniques SHM est proposée aux références [35–38] tandis que les développements récents sont donnés aux références [39, 40]. Ici, le tableau I.1 propose un résumé des principales technologies SHM utilisées en aéronautique ainsi que les types d'endommagement recherchés. On notera par ailleurs que l'on peut classer les techniques SHM en deux catégories, à savoir les méthodes d'interrogation globale permettant un contrôle étendu de la structure et les méthodes d'interrogation locale autorisant un contrôle sur une zone restreinte de l'appareil.

technologie	type d'endommagement	zone de contrôle	structures
ondes guidées	fissures, ruptures de fibres, délaminages, décollements	globale	métalliques & composites
émission acoustique	fissures, ruptures de fibres, délaminages, décollements, impacts	globale	métalliques & composites
mesure de corrosion	corrosion	locale	métalliques
contrôle magnétique par courants de Foucault	fissures, corrosion	locale (en surface ou à faible profondeur)	métalliques
technologie CVM ¹	fissures, ruptures de fibres, corrosion, décollements	locale	métalliques & composites
technologie coupe-fil	fissures, corrosion, décollements	locale (en surface)	métalliques & composites
technologie FBG ²	délaminages, ruptures de fibres, impacts, chargements	locale	métalliques & composites

Tableau I.1 – Technologies SHM utilisées en aéronautique

Le choix d'utilisation de ces méthodes dépend du matériau de la structure à surveiller ainsi que du type d'endommagement à détecter. Il est également important de rappeler ici que les systèmes SHM ne doivent pas seulement être en mesure de détecter et de localiser les événements potentiellement destructifs mais qu'ils doivent également être capable d'apporter des informations qualitatives et quantitatives sur l'endommagement. Les informations recherchées selon le type d'endommagement et de structure sont résumées pour les matériaux métalliques et composites respectivement dans les tableaux I.2 et I.3.

1. CVM : Comparative Vacuum Monitoring

2. FBG : Fibre Bragg Gratings

information endommagement	détection	localisation	taille	intensité	évolution
apparition de fissures	•	•	•		
propagation de fissures	•	•			•
dommages accidentels	•	•		•	
corrosion	•	•		•	
niveaux de chargement	•	•		•	

Tableau I.2 – Scénarii d’applications du SHM pour les structures aéronautiques métalliques

information endommagement	détection	localisation	taille	intensité	évolution
impacts	•	•		•	
délaminages	•	•	•		
décollements	•	•	•		
fissurations	•	•	•		•
infiltrations d’eau	•	•		•	
niveaux de chargement	•	•		•	

Tableau I.3 – Scénarii d’applications du SHM pour les structures aéronautiques composites

Parmi les méthodes d’interrogation globale, on peut citer en premier lieu la technologie basée sur la génération et la réception d’ondes guidées ultrasonores [39–50] à l’aide d’éléments piézo-électriques collés à la structure à contrôler. L’avantage de cette technique repose dans la capacité qu’ont ces ondes à se propager sur de longues distances. L’interaction des modes de Lamb avec les défauts permet, en comparant à intervalles de temps discret les signaux réfléchis ou transmis avec les signaux de référence, c’est-à-dire provenant d’une structure saine, de conclure sur la présence ou non d’un endommagement et de le localiser. La figure I.2 illustre le principe de fonctionnement générique du contrôle par ondes guidées.

En second lieu, il est également possible d’effectuer une surveillance permanente de la structure par le même type d’éléments piézoélectriques en réalisant du contrôle par émission acoustique. Lorsqu’un matériau est soumis à une sollicitation mécanique ou thermique, des microruptures ou microdéplacements dus au champ de contraintes ou de déformations apparaissent et ces microruptures s’accompagnent de la libération d’une partie de l’énergie accumulée sous forme

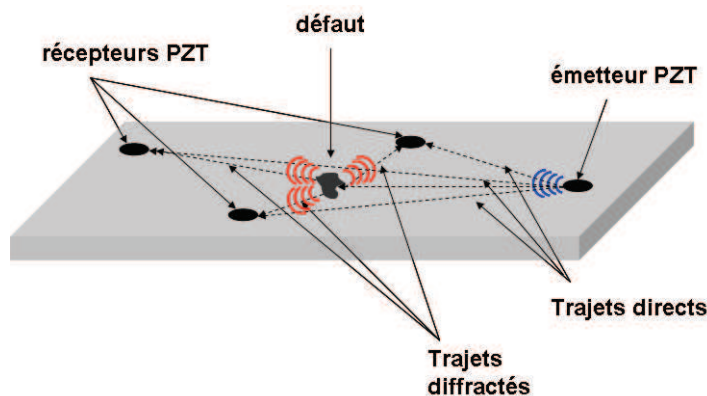


FIGURE I.2 – Principe de détection et de localisation d’endommagement par ondes guidées

d'ondes élastiques de déformation qui se propagent dans toutes les directions du matériau. Ce phénomène est appelé "émission acoustique". La localisation de la source d'émission acoustique s'effectue par mesure des temps de vol et par triangulation à l'aide d'un réseau de capteurs piézoélectriques collés sur la structure [35,51–54]. Cette technologie est actuellement utilisée chez Airbus UK lors des tests de pré-qualification de structures composites carbone/époxy des appareils A400M et A350XWB [55–57]. Elle sert, lors des tests de statique, à détecter l'apparition des premiers endommagements non nécessairement fatals pour la structure, puis à suivre leur évolution en comptabilisant le taux d'émissions acoustiques sur une échelle de temps donnée, et enfin à anticiper la rupture de la structure. Un exemple de cumul d'évènements lors d'un chargement en statique d'une structure composite est donné sur la figure I.3.

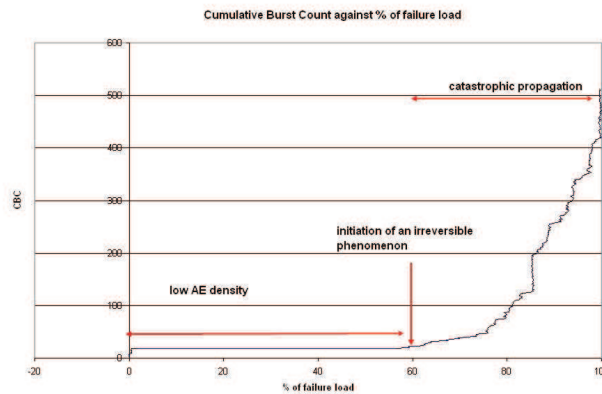


FIGURE I.3 – Evolution du taux d'émission acoustique lors d'un chargement en statique d'une structure composite carbone/époxy.

Concernant les méthodes d'interrogation locale, on peut rappeler tout d'abord la technique de la mesure de corrosion, [58–60], reposant sur une variation de la résistance électrique du capteur de corrosion. Une autre solution disponible concerne la technique de mesure des courants de Foucault, pour laquelle la présence d'un endommagement proche de la surface de la pièce perturbe la circulation des courants, ce qui entraîne des variations de différence d'impédance de la source de champ magnétique [38]. D'autres alternatives existent comme la technologie CVM (*Comparative Vacuum Monitoring*) basée sur la mesure de différence de pression entre des séries de micro-galeries contenant alternativement de l'air à pression ambiante et du vide ou encore la technologie coupe-fil dédiée à la détection des fissures dans le matériaux à l'aide de fils conducteurs collés en surface de la structure [61, 62]. Une dernière technique de mesure locale est la technologie fibres optiques à réseaux de Bragg (*Fibre Bragg Gratings*, FBG). Un réseau de Bragg consiste en une succession périodique de franges d'indices de réfraction différents qui agissent comme des miroirs réfléchissant une longueur d'onde précise et transmettant les autres longueurs d'onde, comme illustré sur la figure I.4 (source : [63]). Cette technologie permet la mesure du champ de déformation en traction ou compression appliqué à la structure. En effet, la fibre collée va s'étendre ou se comprimer comme la structure, ce qui va entraîner une modification de l'espacement entre les franges du réseau et donc de la longueur d'onde réfléchi. Des exemples de systèmes SHM basés sur cette technologie sont présentés aux références [64–67].

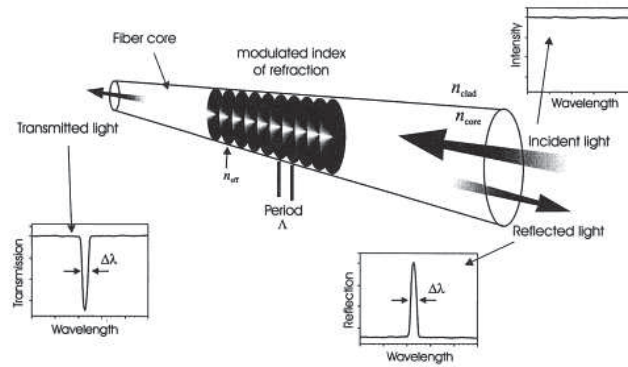


FIGURE I.4 – Principe de fonctionnement de fibres optiques à réseaux de Bragg

Comme nous avons pu le voir tout au long de cette section, les technologies SHM sont aujourd'hui matures ce qui leur ouvre des champs d'application nouveaux comme par exemple leur emploi lors des phases de pré-qualification des structures A400M et A350XWB. La question que l'on peut dorénavant se poser concerne la place que pourrait prendre le SHM dans les programmes aéronautiques de demain. Nous nous proposons de donner des éléments de réponse sur ce point dans le paragraphe suivant.

2.3 Stratégie : situation actuelle, tendance et objectifs futurs

2.3.a Objectifs majeurs pour la maintenance aéronautique

On constate aujourd'hui que la stratégie d'utilisation du SHM est en train d'évoluer. Dans ce but, de nombreuses études sont en cours afin, à terme, d'intégrer pleinement le SHM aux différentes phases de développement et de service actif des appareils [68,69]. Aussi, les conférences spécialisées telles les IWSHM¹ et EWSHM¹, organisées alternativement à l'Université de Stanford (Californie, Etats-Unis) et en Europe, sont l'occasion pour les membres de la communauté SHM d'identifier et d'appréhender les tendances futures quant à la place de cette technologie. Diverses commissions comme l'AISC-SHM² ont également pour objectif de guider les chercheurs et les industriels vers une implémentation et une utilisation du SHM pour l'aéronautique avec pour corollaire des réflexions sur les évolutions à engendrer [70]. Par exemple, lorsque les technologies SHM détectent un endommagement dans une structure, il y a actuellement obligation de réparation immédiate. On peut donc se demander s'il ne serait pas opportun de redéfinir la place du SHM dans le contrôle des structures aéronautiques.

Le premier objectif poursuivi est désormais de réaliser du SHM en continu entre deux phases de maintenance et de ne réparer les endommagements détectés entre ces deux phases qu'à la phase de maintenance suivante si possible puisque les structures aéronautiques sont dimensionnées afin de pouvoir résister à un endommagement au minimum sur deux périodes, c'est-à-dire entre trois plans de maintenance. Ceci permettrait de regrouper les interventions à réaliser pour tous

1. International Workshop on Structural Health Monitoring et European Workshop on Structural Health Monitoring

2. The Aerospace Industry Steering Committee on Structural Health Monitoring and Management

les endommagements détectés et de n'utiliser l'équipe de maintenance qu'à une période définie et unique entraînant ainsi un gain de temps, de main d'oeuvre et d'argent.

En parallèle, le deuxième objectif est lié à la possibilité d'utilisation des systèmes SHM dès la phase de production. Ce besoin provient directement de l'emploi croissant des matériaux composites pour les structures primaires de l'appareil.

Le troisième objectif poursuivi est d'espacer et de retarder les périodes d'inspections classiques du type NDT. Dans la mesure où le SHM serait utilisé en continu, on aurait l'information sur l'état de santé de la structure et de ce fait les standards actuels de la FAA et de l'EASA pourraient-être redéfinis.

A terme, le quatrième objectif serait de remplacer le plus souvent possible le nombre de périodes d'inspections classiques par des techniques SHM comme présenté à la figure I.5 (source : [71]). Cette figure montre qu'aujourd'hui (au temps $t=0$ sur la figure), les phases de maintenance sont pour la plupart non programmées et font suite à des problèmes survenus lors de l'utilisation de l'appareil. Ce type de maintenance est de loin le plus coûteux. Les phases de maintenance programmées ont elles aussi une place prépondérante et, si leur coût est moindre que les phases non programmées, il faudrait, à l'avenir, encore diminuer leur nombre. L'idéal serait donc dans les années futures (temps $t=1$ sur la figure) de planifier les phases de maintenance par le biais du SHM, ce qui permettrait de réduire les coûts en prévoyant les ressources et les phases d'immobilisation des appareils. De cette manière, les phases de maintenance non prévues et plus coûteuses pourraient être supprimées ou réduites.

Enfin, l'objectif final concerne l'intégration des systèmes SHM à bord des appareils pour une surveillance en vol. La faisabilité, le développement et la qualification d'un système SHM dépasse le cadre de ces travaux de recherche et constitue d'avantage l'objectif ultime vers lequel tendent l'ensemble des chercheurs, technologues, systémiers, constructeurs et compagnies aériennes.

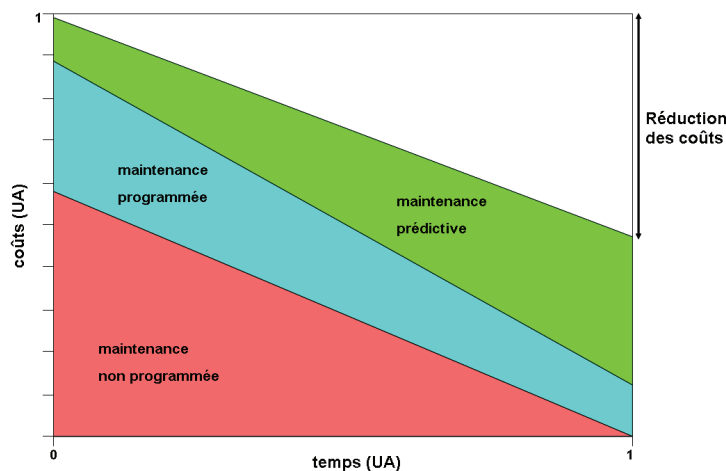


FIGURE I.5 – Coût de la maintenance et objectifs d'évolution

2.3.b Fonctionnalités envisagées pour les futurs systèmes SHM

Afin de répondre à ces nouveaux objectifs de maintenance, les fonctionnalités du SHM se sont précisées et développées comme illustré sur la figure I.6¹ (source : [50]).

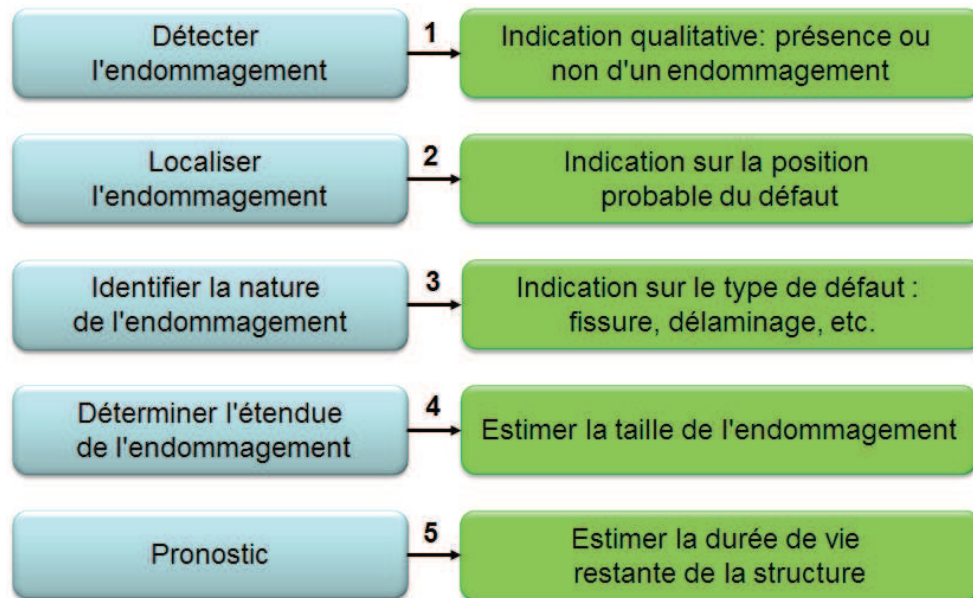


FIGURE I.6 – Fonctionnalités du système SHM du futur

Ainsi, les bénéfices attendus du SHM sont :

à court terme,

- une réduction des temps d'inspection,
- une maintenance et des réparations retardées,
- une diminution des coûts de maintenance,
- l'arrêt des démontages des structures, coûteux et potentiellement dangereux pour l'appareil,
- une détection des événements dommageables pour l'appareil pendant le vol,
- une détection anticipée des endommagements augmentant la sécurité et réduisant les coûts de réparation,
- une disponibilité accrue pour l'appareil,
- une réduction de l'intervention humaine due au caractère automatique des systèmes SHM,
- une vigilance améliorée du contrôle des appareils,

à moyen terme,

- une efficacité structurale accrue,
- une conception améliorée puisque les systèmes SHM seront intégrés à la structure,
- des gains de poids,
- la substitution des phases de maintenance planifiées ou non planifiées par de la maintenance sur condition (maintenance sur demande).

1. La dernière phase, connue sous l'acronyme anglais de "*Damage Prognosis*", s'est développée récemment et fait désormais l'objet de sessions à part entière dans les conférences IWSHM [39]

2.3.c Évolutions nécessaires pour le SHM

Le paragraphe précédent a mis en évidence les stratégies d'utilisation future du SHM et montré que son recours devrait être plus systématique afin de réduire les coûts inhérents aux phases d'inspection classique. Ces systèmes seront employés sur les lignes de production et à terme en vol, ce qui rend déterminante leur intégration aux structures à contrôler. En effet, si l'on souhaite contrôler l'intégrité de l'appareil lors des phases de vol et détecter de façon précoce toute apparition d'endommagement, il est nécessaire de déployer les transducteurs SHM au plus près de la structure sur les zones de l'appareil identifiées comme sensibles (jonction aile/fuselage, raidisseurs, trappes d'accès, collage de pièces composites, etc) et donc de créer un véritable maillage de l'avion.

Désormais, il n'est plus satisfaisant d'avoir recours à des alimentations conventionnelles de type générateur ou batterie. En effet, de plus en plus d'équipements à bord nécessitent une alimentation électrique et l'usage des batteries qui n'est pas écologique nécessite leur remplacement et soulève le problème de leur recyclage. De plus, intégrer des alimentations conventionnelles à proximité de l'ensemble des transducteurs SHM est difficilement réalisable. Tout d'abord, l'accès à certaines zones, notamment à l'intérieur des ailes, peut s'avérer extrêmement difficile. Ensuite, le nombre de câbles nécessaires à cette alimentation serait trop conséquent en particulier aujourd'hui où la recherche de gain de masse est le leitmotiv des constructeurs comme des compagnies aériennes. A titre d'exemple, pour un avion moyen courrier de type A320, la masse totale de câblage est d'environ 1.5 tonnes pour une masse à vide d'environ 40 tonnes. Il en est de même sur les lignes de production où le système SHM a pour objectif d'être facilement intégrable, d'être autonome et de ne pas encombrer la ligne et où le câblage doit être réduit au maximum, diminuant par la même le risque d'endommagement. Parallèlement, le besoin de capacité de communication sans fil des données est apparu pour des raisons assez similaires, le câblage de chaque transducteur à une centrale d'acquisition et de traitement de données étant lui-aussi inenvisageable.

Par conséquent, nous arrivons à la conclusion que les systèmes SHM du futur devront être en mesure de garantir leur autonomie énergétique et également de communiquer sans fil les informations nécessaires à la surveillance de la structure. On tend donc progressivement vers le développement de systèmes SHM sans fil et auto-alimentés.

3 Vers un système SHM sans fil autonome

3.1 Fonctionnalités du système SHM sans fil autonome

En considérant que le système SHM du futur doit d'une part, répondre aux fonctionnalités présentées sur la figure I.6 et d'autre part, évoluer vers une autonomie énergétique, on peut proposer une nouvelle architecture schématisée sur la figure I.7.

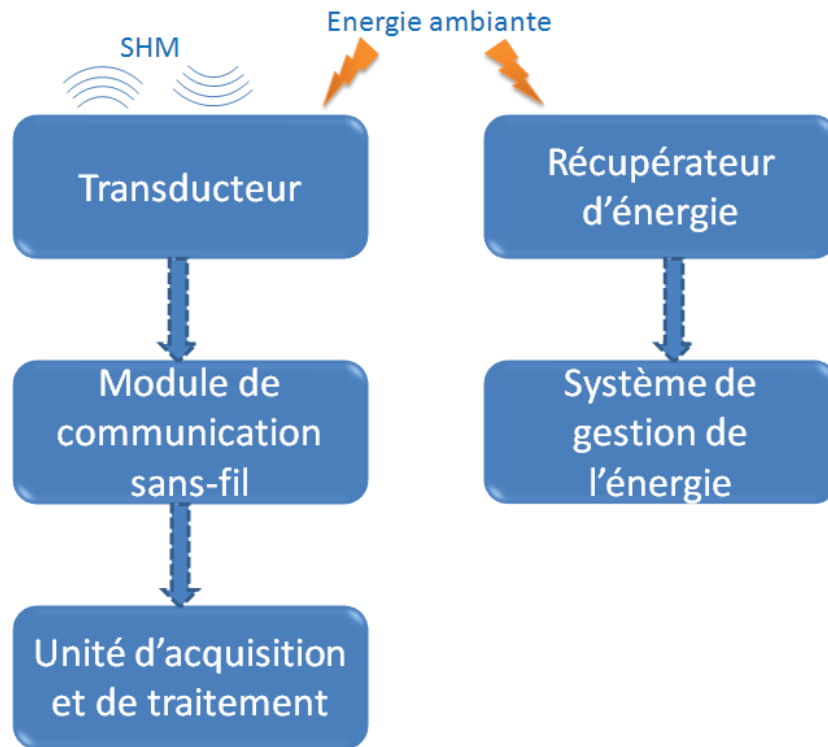


FIGURE I.7 – Architecture du système SHM sans fil autonome

Plusieurs informations proviennent de ce schéma : ce nouveau système doit être capable tout d'abord d'évaluer l'état de santé de l'aéronef grâce au transducteur. Ensuite, il doit être en mesure de transférer via une liaison sans-fil ces données à une unité d'acquisition et de traitement (microcontrôleur par exemple). En parallèle, il doit récupérer et convertir l'énergie ambiante et enfin stocker et gérer cette énergie.

Ces fonctionnalités attendues définissent de facto les besoins énergétiques du système puisque dans un premier temps, la consommation intrinsèque au fonctionnement du transducteur doit être évaluée et dans un second temps, la consommation nécessaire à la transmission de l'information sur l'état de santé de l'avion doit elle aussi être prise en compte.

3.1.a Estimation de la consommation d'un système SHM

La consommation énergétique des systèmes SHM sans fil a déjà fait l'objet de plusieurs études, on citera notamment ici les thèses de Doctorat de Lallart [72] et de Durou [73] qui montrent que cette dernière peut être répartie en trois phases. La première phase correspond à la consommation nécessaire au fonctionnement intrinsèque du transducteur qui relève les données, la seconde à la consommation de la transmission sans fil de ces données et enfin la dernière est dévolue à l'alimentation du microcontrôleur ou de la centrale d'acquisition et de traitement des données.

Les figures I.8a et I.8b (source : [73]) indiquent la consommation des différents protocoles de communication radio. Après analyse, des protocoles comme l'Ultra Wide Band (UWB) ou le Zigbee, apparaissent particulièrement pertinents puisque leur consommation est de l'ordre de quelques dizaines de milliWatts.

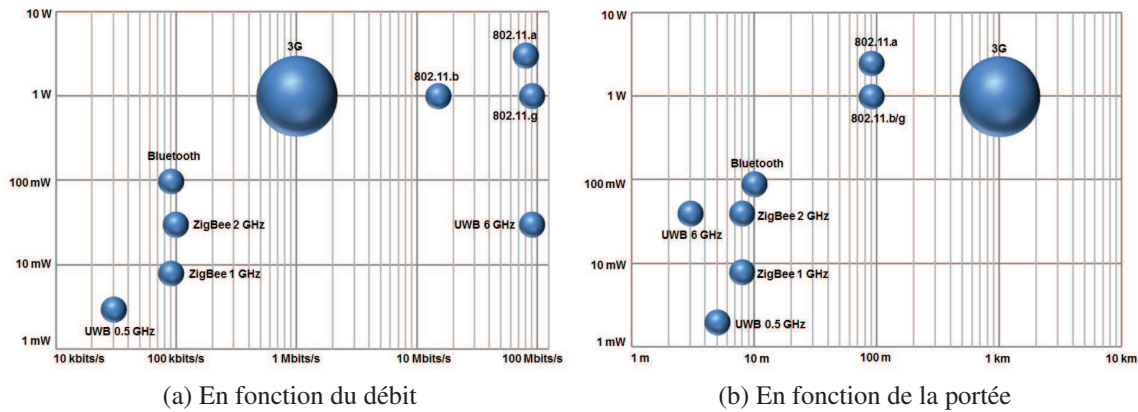


FIGURE I.8 – Consommation des protocoles sans-fil

La consommation des transducteurs SHM dépend de la technologie utilisée. D'après la littérature traitant de ce sujet, un accéléromètre 3 axes a une consommation active d'environ $270\mu\text{W}$ à 1.8V [72], un capteur de température consomme $135\mu\text{W}$ à 2.7V [72], un transducteur piézoélectrique générant des ondes ultrasonores dans la structure nécessite environ 100mW à 10V quand un capteur d'émission acoustique fonctionne de manière totalement passive et ne consomme donc pas d'énergie. Mis à part le transducteur utilisé en générateur d'ondes ultrasonores, on observe que la miniaturisation des composants engendre des besoins énergétiques raisonnables, d'autant plus que la consommation des microcontrôleurs 8 bits est estimée aujourd'hui à $420\mu\text{W}$ en fonctionnement et que des microcontrôleurs basse consommation peuvent avoir une consommation de $2.7\mu\text{W}$ en fonctionnement [73].

Il ressort de ces mesures que le besoin énergétique dépend à la fois de la technologie utilisée (du type de capteur), de la configuration du système (précision recherchée, déploiement dans l'appareil, nombre de transducteurs) et de son mode d'utilisation (fréquence de travail, fréquence de la communication des informations). Aussi la consommation énergétique est propre à chaque système SHM mais ces estimations globales permettent néanmoins de fixer en première approche les ordres de grandeur des niveaux de puissance à récupérer dans le cas d'un système autonome basé sur la récupération d'énergie.

Intéressons nous désormais à un exemple précis, celui du système développé par Airbus UK et EADS Innovation Works. Il s'agit d'un système SHM sans fil destiné à la détection d'impacts sur les structures aéronautiques en matériaux composites [56]. Celui-ci est composé d'un capteur piézoélectrique d'émission acoustique *McWade NS3303*, d'un circuit d'interface (IB), d'un module de communication radio (RCM) (norme 2.4GHz IEEE 802.15.4) ainsi que d'un récepteur sans fil.

Dans [56], Paget et al. ont montré la capacité de ce système à détecter et à localiser divers impacts sur des structures aéronautiques. Lors de ces tests, la consommation de chaque composant a été mesurée. Il a été observé que le circuit d'interface utilise une puissance constante de 0.6mW et que le module de communication radio consomme moins de 2mW en mode veille. En outre, les données ont pu être transmises à 80 mètres en mode Zigbee et le module a nécessité une puissance de 56mW pour cette transmission. Ce démonstrateur permet donc de mieux ap-

préhender le fonctionnement ainsi que le niveau de puissance requis pour alimenter le système SHM sans-fil complet.

3.1.b Quelles performances attendre de la capacité autonome des systèmes SHM ?

Dans la section précédente, les ordres de grandeur des puissances à fournir afin d'obtenir un système sans-fil et autonome ont été évalués. La figure I.9 récapitule les consommations de chacun des éléments constitutifs du système et permet de définir les objectifs à atteindre en terme de récupération d'énergie.

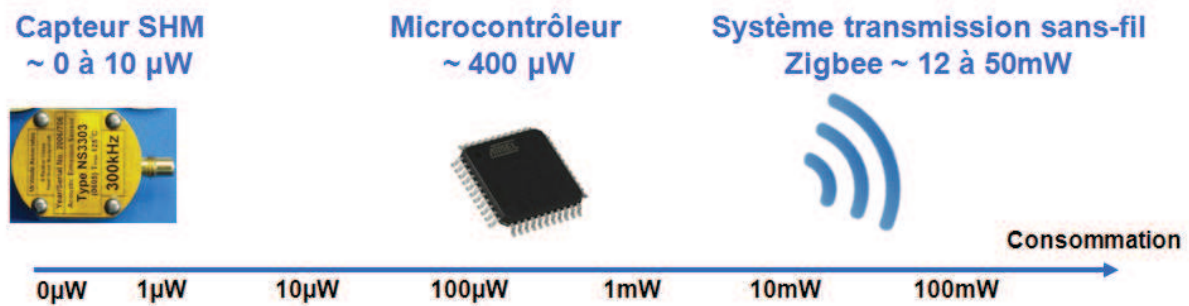


FIGURE I.9 – Consommation du système SHM

Les dernières recherches sur la récupération d'énergie, et notamment les travaux de Durou [73] et de Boisseau [74], ont montré que l'on peut, à l'heure actuelle, récupérer des puissances allant de l'ordre de la dizaine de microWatts au milliWatts, ce qui est encore trop peu, au vu de la figure I.9 pour alimenter en continu les noeuds de systèmes SHM. Il faut donc davantage considérer faire fonctionner le système par intermittence, c'est à dire en effectuant à intervalle défini des mesures de contrôle, ceci afin de limiter les besoins en énergie [74]. Nous nous orientons donc plus aujourd'hui vers des mesures réalisées par phases définies et permettant le contrôle régulier de l'appareil. Ce mode de fonctionnement est d'ailleurs standard aux systèmes SHM dans la mesure où nous ne cherchons pas nécessairement à connaître, à chaque instant, l'état de la structure. Par conséquent, nous ne considérons plus uniquement la puissance nécessaire mais aussi l'énergie consommée pour effectuer un cycle de contrôle. Par exemple, si on note P_1 la consommation en puissance du système SHM et ΔT_1 le temps nécessaire pour réaliser un cycle de contrôle, on pourra avec un système de récupération d'énergie récoltant une puissance maximale P_2 réaliser un cycle de mesure tous les :

$$\Delta T_2 = \frac{P_1 \Delta T_1}{P_2} \quad (I.1)$$

Ce raisonnement montre également qu'un circuit de stockage est essentiel si l'on désire emmagasiner suffisamment d'énergie pour faire fonctionner le système de mesure quand cela est requis. Étant donnés les ordres de grandeur de puissance récupérée actuellement, le point clé réside désormais dans l'identification des sources d'énergie disponibles dans un avion ainsi

que dans la détermination des technologies de récupération d'énergie à même d'alimenter ces systèmes.

3.2 Sources d'énergie disponibles dans un avion et techniques de récupération d'énergie

3.2.a Présentation générale

Les paragraphes précédents ont mis en évidence la nécessité d'autonomie énergétique des systèmes SHM et ont permis d'estimer leur niveau de consommation. Regardons désormais quelles sources d'énergie ambiante sont disponibles à bord des appareils et quelles techniques de récupération d'énergie sont en mesure d'alimenter les systèmes SHM.

Par définition, un système de récupération d'énergie a pour fonction de récupérer de l'énergie disponible à partir d'une source environnante, de la convertir ensuite en énergie utile pour l'application concernée à l'aide de transducteurs adaptés et enfin de la stocker et d'alimenter en aval le système électronique. Le convertisseur sert à obtenir une énergie utilisable par les circuits électroniques (par exemple redressement AC-DC) tandis que le circuit de stockage aide à faire face aux éventuelles fluctuations de la source d'énergie et donc à assurer une alimentation quasi continue du système. Il offre aussi la possibilité d'optimiser la récupération d'énergie et de gérer la consommation du système aval (mode veille, mode récupération, etc.). Le principe de fonctionnement est résumé sur la figure I.10.

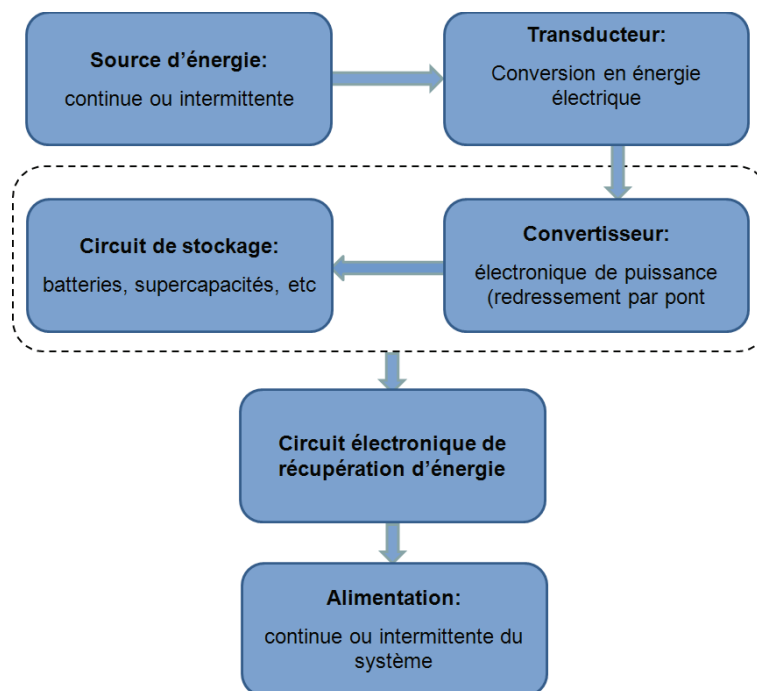


FIGURE I.10 – Récupération et stockage d'énergie

D'après la littérature, de nombreuses sources d'énergie sont disponibles dans l'environnement. Cependant, si l'on s'intéresse aux sources potentiellement exploitables en aéronautique, seules

l'énergie solaire, l'énergie de transmission Radio Fréquence (RF), l'énergie thermique et l'énergie de vibration mécanique semblent pertinentes.

Le tableau I.4 résume l'ensemble de ces sources et présente leurs avantages et leurs inconvénients ainsi que des exemples d'applications au domaine aéronautique. D'après ce tableau, les techniques de récupération d'énergie solaire et RF ne semblent pas pour l'instant être en mesure de répondre à nos besoins. La récupération d'énergie thermique trouve quant à elle ses applications dans le domaine aéronautique mais nécessite l'utilisation de thermocouples uniquement dédiés à la récupération d'énergie. La nécessité d'obtenir une double-fonctionnalité pour le système SHM prédispose implicitement la technique de récupération d'énergie vibratoire par conversion piézoélectrique comme solution idéale. Néanmoins, et dans une visée pédagogique, les paragraphes suivants présentent l'ensemble des trois techniques de récupération d'énergie vibratoire. Ensuite, et en accord avec le cahier des charges imposé, le choix de la technologie retenue sera justifié.

sources d'énergie	avantages	inconvénients	applications au domaine aéronautique
énergie solaire : conversion de l'énergie du rayonnement incident en électricité par des cellules photovoltaïques	système fiable, bon rendement, technologie mature	forte dépendance du rendement à l'ensoleillement, intégration sur avions civils	peu nombreuses [75]
énergie Radio Fréquence (RF) : énergie transmise sous forme d'une onde électromagnétique ou d'une radiation RF et récupérée par une antenne réceptrice	source de puissance stable et contrôlée	récepteur de grande taille ou proche de la source, source de forte puissance nécessaire	peu nombreuses [76]
énergie thermique : une différence de température aux jonctions d'un thermocouple entraîne un transfert de charges de l'élément chaud vers l'élément froid et une différence de potentiel	gradient de températures nécessaire faible, facilité d'intégration	tension de sortie faible	oui [77–79]
énergie de vibration mécanique par conversion électromagnétique : le mouvement relatif, dû aux vibrations, d'une bobine dans un champ magnétique génère une différence de potentiel et l'établissement d'un courant	pas de source de tension nécessaire	parties mobiles, faibles tensions, redressement de la puissance	oui
énergie de vibration mécanique par conversion électrostatique : variation de la distance ou de la surface de recouvrement de 2 électrodes d'un condensateur polarisé	facilité d'intégration, polarisation élevée, pas de source de tension si électrets	électronique de gestion complexe, présence de parties mobiles, source de tension nécessaire classiquement	oui
énergie de vibration mécanique par conversion piézoélectrique : polarisation du matériau piézoélectrique sous l'effet de contraintes ou de déformations mécaniques	pas de source de tension nécessaire, haute tension de sortie, facilité d'intégration	redressement de la puissance, rendement de conversion hors résonance	oui [8, 10, 80]

Tableau I.4 – Technologies de récupération d'énergie

3.2.b L'énergie de vibration ambiante et les techniques de récupérations associées

La récupération d'énergie de vibration ambiante apparaît comme une technologie prometteuse pour alimenter les systèmes électroniques aéronautiques. En effet, les sources de vibration sont non seulement nombreuses dans un appareil en vol mais sont également présentes en différentes localisations de la structure et constituent donc des sources d'énergie disponibles pour les systèmes embarqués si tant est qu'ils aient une capacité de récupération d'énergie vibratoire. A titre d'exemple, une étude plus précise des vibrations présentes dans un appareil Airbus sera présentée dans le chapitre 3. Si l'on regarde attentivement la littérature, on s'aperçoit que cette thématique de récupération d'énergie vibratoire a connu ces dernières années un essor important [81, 82] et aujourd'hui, trois mécanismes principaux de récupération et conversion de l'énergie vibratoire en énergie électrique ressortent : la conversion électromagnétique, la conversion électrostatique et la conversion piézoélectrique.

Conversion électromagnétique

Intéressons nous dans un premier temps à la conversion électromagnétique. Celle-ci s'appuie sur la loi de Faraday sur l'induction électromagnétique [81], à savoir que le mouvement relatif d'une bobine dans un champ magnétique va générer une différence de potentiel et donc provoquer l'établissement d'un courant dans cette dernière. Un circuit de stockage permet ensuite de récupérer l'énergie, de la convertir et de la stocker comme illustré sur la figure I.11 (source : [83]). Cette technologie procure un rendement optimal à la fréquence de résonance du système, il s'agit donc ici d'un système accordé.

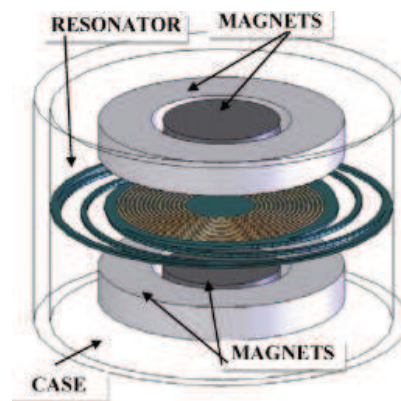


FIGURE I.11 – Convertisseur électromagnétique

Le tableau I.5, inspiré de la synthèse réalisée par Boisseau [74], décrit les niveaux de puissance récupérée dans la littérature ainsi que les caractéristiques des différents dispositifs utilisés pour effectuer la conversion électromagnétique.

Au vu de ce tableau, il est clair que les applications développées sont nombreuses, ce qui témoigne de l'intérêt de cette technique. En outre, les niveaux de puissance mesurés permettent d'envisager l'utilisation de systèmes électromagnétiques pour les systèmes SHM.

Auteur	Puissance	Surface	Volume	Tension	Accélération	Fréquence
El-hami (2001) [84]	1 mW	240 mm ²	240 mm ³	0.012 V	50.4ms ²	320 Hz
Ching (2002) [85]	830 μW	100 mm ²	1 cm ³	4.4 V	50.0 ms ²	110 Hz
Glynn-Jones (2004) [86]	157 μW	2500 mm ²	125 cm ³	0.005 V	40.0 ms ²	100 Hz
Kulah (2004) [87]	2.5 μW	0.12 mm ²	0.06 cm ³	0.15 V	2.0 ms ²	10 Hz
Beeby (2005) [88]	0.02 μW		100 mm ³		19.2 ms ²	9500 Hz
Beeby (2007) [89]	46 μW		0.15 cm ³	428 mV	0.59 ms ²	52 Hz
Torah (2007) [90]	58 μW	100 mm ²	1 cm ³	1.12 V	0.6 ms ²	52 Hz
Yuen (2007) [91]	830 μW	500 mm ²	50 cm ³	1.29 V	29.0 ms ²	100 Hz
Kulkarni (2007) [92]	0.148 μW	34.2 mm ²	34.2 mm ³		3.9 ms ²	8080 Hz
Sardini (2011) [83]	128 μW		21 cm ³	1.6 V	0.7 ms ²	2 Hz
	312 μW			2.5 V		10 Hz
Rahimi (2012) [93]	290 μW	6.5 mm ²	8.6 cm ³	183 mV	9.81 ms ²	100 Hz
	153 μW			189 mV		40 Hz

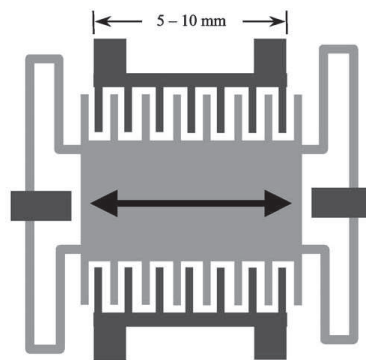
Tableau I.5 – Récupération d'énergie vibratoire par conversion électromagnétique

Conversion électrostatique

Considérons maintenant la récupération d'énergie vibratoire par conversion électrostatique qui est basée sur une capacité électrique variable permettant de convertir l'énergie mécanique en énergie électrique. La variation de capacité est directement dépendante de la distance ou de la surface de recouvrement des deux électrodes d'un condensateur polarisé dont l'une est fixe tandis que l'autre est mise en mouvement par les vibrations ambiantes (figure I.12, source : [94]). Deux méthodes sont classiquement utilisées pour récupérer l'énergie : la conversion à tension constante et la conversion à charge constante [74, 94].

Dans les deux cas, l'énergie de vibration mécanique est convertie en énergie électrique mais la méthode la plus utilisée aujourd'hui est la méthode à charge constante. Cependant, pour les deux méthodes précédemment citées, quatre mécanismes sont disponibles. Il s'agit du convertisseur dans le plan à chevauchement variable ("*in-plane overlap*"), du convertisseur dans le plan à entrefer variable ("*in-plane gap closing*"), du convertisseur hors plan à entrefer variable ("*out-of-plane gap closing*") et du convertisseur dans le plan à surface variable ("*out-of-plane overlap*").

Il est cependant essentiel de souligner ici qu'une des limitations à la récupération d'énergie par conversion électrostatique est qu'une source de tension annexe est nécessaire afin d'initier le

FIGURE I.12 – Convertisseur électrostatique ("*in-plane gap closing*")

premier cycle de conversion. Pour pallier ce problème, une troisième méthode a donc été développée et repose sur l'utilisation d'électrets, c'est-à-dire des diélectriques en état de polarisation électrique quasi permanent. L'électret fait ici office de source de polarisation et l'énergie nécessaire pour initier la conversion n'est plus nécessaire [74]. En pratique, l'électret est déposé sur une des électrodes et le mouvement relatif des deux électrodes entraîne comme pour le procédé classique une variation de charge ou de tension et donc un flux d'énergie vers le circuit de charge.

Le tableau I.6, inspiré de [74], résume les différents résultats obtenus par conversion électrostatique. Après analyse, on peut conclure que ces systèmes sont certes moins répandus que les systèmes électromagnétiques mais qu'ils sont particulièrement bien dédiés aux applications microsystèmes de par leur facilité de mise en oeuvre.

Auteur	Puissance	Surface	Volume	Tension	Accélération	Fréquence
Tashiro (2002) [95]	36 μW		15 cm^3		12.8 ms^2	6 Hz
Roundy (2003) [96]	11 μW	100 mm^2	100 mm^3		2.3 ms^2	100 Hz
Mitcheson (2004) [97]	24 μW	784 mm^2	1568 mm^3	2300 V	4.0 ms^2	10 Hz
Yen (2005) [98]	1.8 μW	4356 mm^2	21780 mm^3	6 V		1560 Hz
Despesse (2007) [99]	1 mW	1800 mm^2	18000 mm^3	3 V	3.0 ms^2	50 Hz
Basset (2009) [100]	0.061 μW	66 mm^2	61.5 mm^3		2.5 ms^2	250 Hz
Lo (2008) [101]	17.98 μW		50 cm^3		29 ms^2	50 Hz
	7.7 μW					10 Hz
	8.23 μW					20 Hz
Lallart (2011) [102]	1.1 mW (mo- dèle)	5 mm^2		20 V		100 Hz

Tableau I.6 – Récupération d'énergie vibratoire par conversion électrostatique

Conversion piézoélectrique

La troisième technologie majeure décrite ici est la récupération d'énergie vibratoire par conversion piézoélectrique. Cette technique repose sur l'effet piézoélectrique direct, c'est-à-dire sur la capacité qu'a un matériau piézoélectrique à se polariser électriquement sous l'effet de contraintes ou de déformations mécaniques.

Par conséquent, un élément piézoélectrique associé à une structure en vibration va, en réponse à ces vibrations, se déformer mécaniquement et permettre, s'il est associé à un circuit de charge, de récupérer l'énergie de vibration, de la convertir en énergie électrique puis d'alimenter une charge électrique.

De par la nature anisotrope de ces matériaux, on peut, connaissant le type des vibrations ambiantes, privilégier un mode et un domaine de fréquence de l'élément piézoélectrique. Par exemple, si des éléments piézoélectriques sont utilisés en compression pour convertir des efforts ou des déplacements appliqués perpendiculairement à ses électrodes, il est recommandé de choisir un matériau à fort coefficient d_{33} . Au contraire, si l'on cherche à récupérer des vibrations appliquées transversalement aux électrodes, le facteur déterminant sera le coefficient d_{31} . Ceci démontre donc la nécessité d'utiliser correctement et efficacement ces matériaux et de choisir une géométrie adaptée au type de vibrations. A ce stade, on comprend bien que la modélisation de ces récupérateurs piézoélectriques d'énergie vibratoire est essentielle si l'on veut optimiser le rendement.

Actuellement, deux catégories de récupération d'énergie vibratoire par effet piézoélectrique sont développées :

- la première regroupe les systèmes utilisant des éléments piézoélectriques externes pour récupérer l'énergie de vibration,
- la seconde englobe les équipements pour lesquels l'élément piézoélectrique est déjà présent car assurant une autre fonction dans le système.

Éléments piézoélectriques externes dédiés à la récupération d'énergie

Pour le premier cas, le principe repose sur l'ajout d'éléments piézoélectriques récupérateurs d'énergie au système initial. On peut choisir soit d'incorporer des empilements piézoélectriques soit d'ajouter des poutres piézoélectriques résonnantes (ou cantilever) à des structures en vibration. Ces poutres piézoélectriques vont, suite aux vibrations de la structure à laquelle elles sont intégrées, rentrer à leur tour en résonance à leur fréquence propre et générer une tension en réponse.

Les travaux récents basés sur cette technique sont présentés dans le Tableau I.7 inspiré de [74].

On remarque que l'on obtient par cette technique des niveaux de puissance équivalents à ceux obtenus par conversion électromagnétique et électrostatique. D'après la littérature, la technique des poutres résonnantes piézoélectriques est de loin la plus utilisée et la plus mature pour la

récupération d'énergie par effet piézoélectrique mais peut cependant être encore améliorée. Des circuits de gestion d'énergie ont été développés notamment par Lefeuvre et al. [103] pour être intégrés à ces systèmes basés sur les poutres résonnantes. Ces circuits de traitement non-linéaire de la tension permettent de s'affranchir de l'adaptation d'impédance du circuit de charge et permettent en outre d'améliorer le niveau de puissance récupérée. Enfin, Lallart et al. ont associé les poutres résonnantes et ces circuits de charge à un système SHM dans le but de le rendre autonome [104].

Cependant, le fait que les poutres résonnantes aient une fréquence propre limite également la récupération d'énergie de vibration autour de cette fréquence (figure I.13a). Une solution possible pour élargir la bande de fréquence est d'utiliser en cascade des poutres résonnantes accordées à différentes fréquences comme présenté par Ferrari et al., [105]. Leur système est illustré sur la figure I.13b. Néanmoins, cela complexifie le système et son intégration n'est pas toujours aisée ou possible dans le cas des structures aéronautiques.

Auteur	Puissance	Surface	Volume	Tension	Accélération	Fréquence
Roundy (2003) [96]	375 μ W	100 mm ³	1000 mm ³	11 V	2.5 ms ²	120 Hz
Leland (2004) [106]	29.3 μ W	400.05 mm ²	2040.3 mm ³	5 V	0.5 ms ²	27 Hz
Ericka (2005) [107]	1.8 mW	625 mm ²	6250 mm ³	10 V	20.0 ms ²	2580 Hz
Lefeuvre (2006) [103]	3.2 mW	16.2 cm ²	32.4 cm ³			56 Hz
Leland (2006) [108]	650 μ W	455 mm ²	3675 mm ³	10V		160Hz
Marzencki (2007) [109]	0.0263 μ W	5 mm ²	5 mm ³	2 V	4.0 ms ²	196 Hz
Ferrari (2007) [105]	89 μ W		40 mm ³	10 V	0.2 ms ²	113 Hz
	57 μ W			7 V		183 Hz
	57 μ W			13 V		281 Hz
Lallart (2008) [104]	1.1mW	15cm ²	30cm ³			15Hz
Elfrink (2009) [110]	67.9 μ W		27 mm ³		10 ms ²	419 Hz
Defosseux (2012) [111]	0.62 μ W	5.6 mm ²	2.8 mm ³		0.25 ms ²	214Hz

Tableau I.7 – Récupération d'énergie vibratoire par conversion piézoélectrique

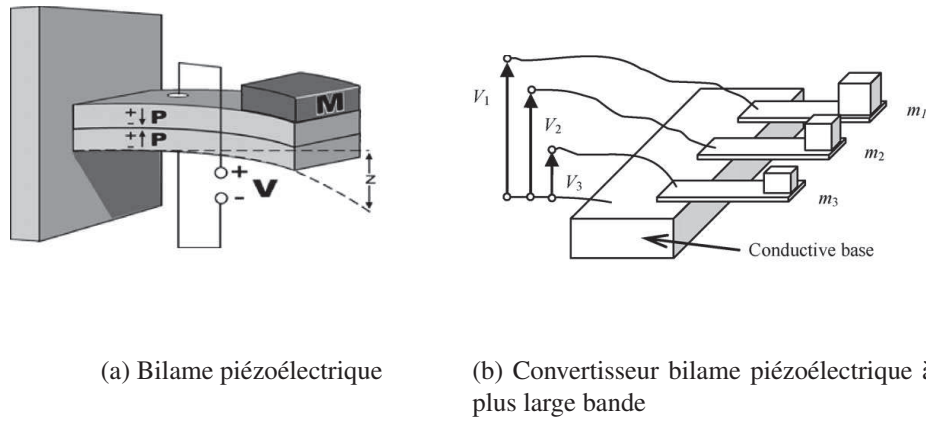


FIGURE I.13 – Différents systèmes de poutres résonnantes

Équipements à double-fonctionnalité récupérant l'énergie de vibration par effet piézo-électrique

Les constatations faites au paragraphe précédent nous ont conduit à envisager l'utilisation, pour la récupération d'énergie vibratoire, d'éléments piézoélectriques déjà présents dans le système. Le but de cette technologie est de ne pas utiliser d'éléments extérieurs au système considéré. Ici, les transducteurs piézoélectriques collés ou insérés dans les structures pour réaliser leur contrôle seront en plus utilisés pour récupérer l'énergie de vibration. Les premières recherches sur ce type de solution, dite à double-fonctionnalité, ont été réalisées par Sodano et al. [112] et les résultats obtenus semblent prometteurs dans la mesure où il a été possible, avec un élément piézoélectrique collé sur une structure, d'obtenir une puissance moyenne de 0.17mW.

Par opposition à l'ensemble des techniques présentées précédemment, cette technologie a pour intérêt majeur de n'utiliser que les équipements d'origine et donc d'être dotée de la double-fonctionnalité. De plus, les transducteurs étant collés à la structure, ils subissent, suite aux vibrations de la structure, les déplacements transmis par cette dernière. Ils ne travaillent donc plus uniquement à leur résonance mais sur l'ensemble des fréquences auxquelles se déforme la structure et sont par conséquent dotés d'une capacité de récupération d'énergie sur une large gamme de fréquence.

3.3 Solution technique retenue

Les sections précédentes ont mis en évidence que la récupération d'énergie vibratoire peut se faire à l'aide de techniques variées, trouvant toutes leur application pour l'alimentation des systèmes électroniques de faible puissance. Le choix de la ou des techniques les plus appropriées dépend de l'application, en l'occurrence ici l'alimentation d'un système SHM. Or, ici, il ressort que seule la récupération d'énergie vibratoire par éléments piézoélectriques intégrés peut simultanément apporter la capacité large bande et la double-fonctionnalité du système exigées au départ dans le cahier des charges. En effet, les transducteurs ou dispositifs utilisés pour la récupération d'énergie thermique, ou de vibration par conversion électromagnétique et électrosta-

tique ne permettent pas de détecter ou de localiser des endommagements. De même, les poutres résonnantes sont elles aussi dédiées uniquement à la récupération de l'énergie de vibration. L'utilisation des transducteurs piézoélectriques collés à la structure pour récupérer l'énergie de vibration et pour assurer en même temps le suivi de son intégrité est donc la solution technique retenue pour réaliser le système SHM autonome à double-fonctionnalité.

Les avantages attendus d'une telle technique sont :

- une capacité de récupération d'énergie sur une large gamme de fréquences : le capteur piézoélectrique utilisé pour le SHM va se déformer lors de la mise en vibration de la structure et il récupérera ainsi l'énergie de vibration à différentes fréquences. Cette capacité large bande permet entre autre de s'affranchir des problèmes liés aux fluctuations observées dans le spectre de vibration des structures aéronautiques.
- une double-fonctionnalité : les capteurs réalisent également la détection et la localisation d'endommagements.

La question qui se pose dorénavant est de savoir si l'utilisation d'un système non accordé peut permettre de récupérer un niveau d'énergie suffisant pour rendre le système SHM autonome. C'est ce point que nous chercherons à résoudre dans les chapitres suivants.

4 Conclusions

Dans ce chapitre, la nécessité et les apports du SHM pour les structures aéronautiques ont dans un premier temps été mis en évidence. Dans un deuxième temps, les principales techniques SHM employées en aéronautique ont été décrites et les stratégies pour une utilisation optimale de celles-ci ont été présentées. De ces constatations, il ressort que les systèmes SHM devront être employés non seulement lors des phases de maintenance afin de réduire leurs coûts mais aussi être intégrés aux appareils pour une utilisation en vol. Il faut donc envisager de travailler à l'avenir avec des systèmes SHM sans-fil et auto-alimentés.

L'estimation de la consommation électrique de transducteurs simples ainsi que d'un système SHM global a ensuite été réalisée afin de connaître l'ordre de grandeur des niveaux de puissance à récupérer. En réponse à ce besoin, la récupération d'énergie est apparue comme la technique "générique" la plus prometteuse pour l'alimentation des systèmes SHM. Cependant, les niveaux de puissance récoltée par les techniques de récupération d'énergie actuelles n'étant pas en mesure d'alimenter en continu de tels systèmes, nous avons plutôt cherché à vérifier si ces techniques peuvent alimenter un nœud d'un système SHM pour une utilisation intermittente, c'est-à-dire pendant des phases de contrôle de la structure.

Après avoir illustré le concept global de système autonome, une recherche sur les sources potentielles d'énergie dans un avion a été conduite et les techniques de récupération d'énergie associées ont été étudiées et comparées. Considérant les besoins actuels pour les systèmes SHM définis par le cahier des charges de l'IEMN-DOAE et d'Airbus UK, la technologie retenue consiste en l'utilisation de transducteurs SHM piézoélectriques collés sur les structures pour récupérer l'énergie de vibration tout en assurant la détection et la localisation des endommagements. Cette technique sera par la suite dénommée récupération d'énergie vibratoire passive.

Afin d'assurer un fonctionnement optimal de cette technique, il est donc primordial d'une part, de connaître précisément les mécanismes de conversion de l'énergie vibratoire par effet piézoélectrique et d'autre part, de démontrer la faisabilité d'une telle technologie. Afin d'évaluer les capacités de récupération d'énergie de cette technique, il apparaît essentiel de se doter d'un modèle de la chaîne de récupération d'énergie. C'est pourquoi, nous proposerons dans le chapitre 2 une modélisation complète du processus de récupération d'énergie.

Chapitre II

Modélisation de la récupération d'énergie vibratoire par transducteurs SHM piézoélectriques collés

1 Introduction

Nous avons montré dans le chapitre 1 le besoin pour les systèmes SHM d'acquérir une autonomie énergétique associée à une capacité de communication sans-fil. Une fois ce besoin corrélé avec le cahier des charges proposé par l'IEMN et Airbus UK, et après avoir étudié les différentes solutions possibles, il a été décidé d'utiliser la récupération d'énergie vibratoire passive par transducteurs piézoélectriques collés de façon à assurer au système de contrôle son autonomie énergétique.

Afin d'évaluer la faisabilité de cette technique de récupération d'énergie vibratoire passive, il est primordial de se doter d'un modèle représentant la chaîne complète de conversion. Ce phénomène étant multiphysique, le modèle doit prendre en compte à la fois les vibrations mécaniques, la conversion piézoélectrique et le transfert de puissance à une charge. Ce modèle doit servir à optimiser le système de récupération d'énergie en estimant les niveaux de puissance que l'on peut obtenir pour différents types de transducteurs et de géométries, à des localisations variables, ainsi que pour différentes structures et vibrations. En outre, il doit aider à appréhender les phénomènes physiques intervenant lors de la récupération d'énergie vibratoire.

Ce modèle sera construit en utilisant l'approche Bond Graph qui est un outil de modélisation reposant sur la notion de transfert d'énergie ou de puissance entre des éléments d'un système provenant de domaines physiques différents. Le Bond Graph autorise en outre une approche structurée de la modélisation et de la simulation dans la mesure où il repose sur la description des liens topographiques entre les éléments du système considéré. Enfin, l'emploi de variables généralisées permet de l'appliquer aux domaines de la physique qui nous intéressent.

Le plan du chapitre sera organisé comme suit : dans une première partie, nous présenterons la configuration choisie ainsi que les raisons qui nous ont poussés à utiliser le formalisme Bond Graph pour la modélisation. Dans une deuxième partie, le schéma "Bond Graph à mots" du système complet sera donné et chaque sous-système sera décrit. Ce modèle "Bond Graph à mots" décompose le processus global de récupération d'énergie en sous-systèmes de niveau technologique simple, ici les vibrations mécaniques, la conversion piézoélectrique et le transfert de puissance. La troisième partie sera dévolue à une confrontation du modèle avec les résultats issus de la modélisation par la Méthode des Éléments Finis (MEF). Enfin, une analyse systématique de l'influence des paramètres du système de récupération d'énergie sera effectuée dans une dernière partie.

2 Choix effectué pour la modélisation de la récupération d'énergie vibratoire par effet piézoélectrique

2.1 Positionnement du problème et configuration choisie

La récupération d'énergie vibratoire par effet piézoélectrique connaît un intérêt grandissant et de nombreux chercheurs ont développés des systèmes basés sur différentes techniques. L'ensemble des techniques exploitées aujourd'hui sont présentées dans l'ouvrage de référence de Erturk et Inman [113] et il apparait que la technologie privilégiée consiste à utiliser des poutres résonnantes piézoélectriques attachées à la structure en vibration. Aussi, Anton et Sodano [114] ont proposé une revue précise de différents systèmes de récupération d'énergie basés sur ces bimorphes piézoélectriques tandis que Sodano et al. [112] ont également étudié la possibilité de récupérer l'énergie de vibration ambiante à l'aide de transducteurs piézoélectriques collés à la structure.

L'application de la récupération d'énergie aux systèmes SHM a été particulièrement étudiée par Park et al. [80], par Lin et Giurgiutiu [115, 116] ou encore par Elvin et al. [117] qui ont pour leur part conduit une étude sur les différentes technologies de récupération d'énergie afin d'alimenter les systèmes SHM dans le but de les rendre autonomes alors que Kim et al. [118] ont présenté les différents systèmes de récupération d'énergie vibratoire par éléments piézoélectriques avec les circuits de stockage et les modèles associés.

Roundy et al. [119], Ferrari et al. [105], Zhou et al. [120] et Zhu et Eddins [121] et Chen et al. [122] se sont plus particulièrement intéressés à la modélisation des poutres résonnantes. Ils ont développé des modèles donnant la réponse en tension des bimorphes piézoélectriques en réponse aux vibrations qui leur sont appliquées. Ces modèles servent aussi à évaluer le niveau de puissance récupérée et leur emploi s'inscrit donc dans une démarche de développement d'un système de récupération d'énergie optimal. Bien que l'intérêt de tels modèles soit probant, la configuration d'un élément piézoélectrique collé en surface de la structure et se déformant à chaque fréquence de vibration de la structure est profondément différente et nécessite une approche nouvelle. En effet, il ne s'agit plus ici de modéliser un mode de vibration connu d'une poutre résonnante mais de caractériser les déformations transmises par la plaque et subies par le transducteur dans son volume.

Plusieurs modèles de la réponse en tension d'élément piézoélectrique collés sur la structure ont été développés, notamment par Di Scalea et al. [123], Raghavan et Cesnik [124] et Chapuis [50]. Néanmoins, tous ces modèles sont basés sur l'approximation des contraintes planes, c'est-à-dire qu'ils considèrent comme constants les déplacements dans l'épaisseur de l'élément piézoélectrique. De plus, ces modèles ne s'inscrivent pas dans le cadre de la récupération d'énergie, c'est pourquoi ils n'intègrent pas d'estimation de l'énergie récupérée par les éléments piézoélectriques. Il est donc particulièrement intéressant ici de se doter d'un modèle complet de la récupération d'énergie.

Pour ce modèle, la configuration retenue consiste en une plaque aluminium simplement appuyée sur ses quatre bords. Les vibrations générées classiquement par un pot vibrant sont représentées par une force ponctuelle appliquée à la plaque. Une excitation harmonique sera considérée afin de prendre en compte les vibrations de la structure à différentes fréquences et pour évaluer les capacités du transducteur proposé sur une large bande de fréquences notamment en dehors de ses modes de résonance. Le transducteur utilisé est un matériau piézoélectrique de type Pz 27 de *Ferroperm Piezoceramics S/A* ou PZT 5A de *Morgan ElectroCeramics* de géométrie rectangulaire, de dimensions (25mm*25mm*0.5mm) polarisés selon son épaisseur. Ces matériaux piézoélectriques sont caractérisés par une classe de symétrie cristalline hexagonale 6mm [125, 126]. Les caractéristiques du Pz27 (ou PZT 5A) et la description de l'effet piézoélectrique direct sont données en Annexe A. La configuration retenue est présentée sur la figure II.1.

La conversion d'énergie vibratoire en énergie électrique est réalisée par le transducteur piézoélectrique subissant les déformations de la structure à laquelle il est rigidement attaché. Il s'agit de l'effet piézoélectrique direct. On travaillera ici en basse fréquence, c'est-à-dire en dehors des résonances des transducteurs.

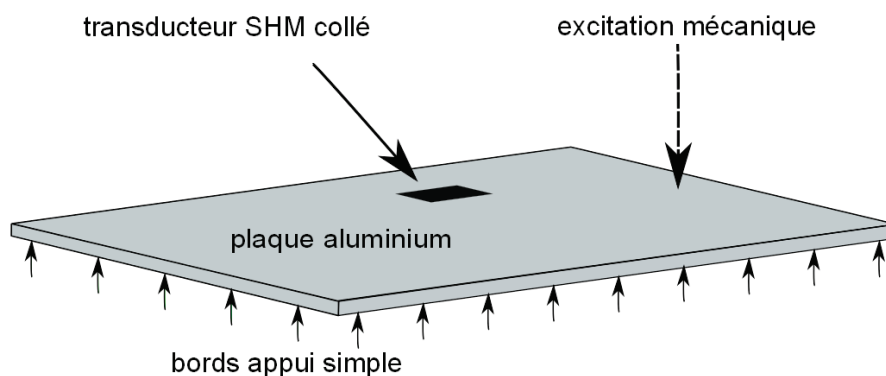


FIGURE II.1 – Configuration de transducteurs SHM collés sur une structure aluminium en vibration

2.2 Pourquoi la modélisation Bond Graph ?

Le système de récupération d'énergie est un procédé complexe à modéliser car il repose sur le couplage de différents domaines physiques (mécanique, électrique, électronique et piézoélectrique). La résolution de ce problème multiphysique peut être réalisée à l'aide de la méthode des Éléments Finis puisque, en première approche, les variables sont décrites en fonction des coordonnées spatiales et nécessitent la résolution numérique d'équations aux dérivées partielles. [127, 128] ont développés des modèles afin d'évaluer les niveaux de puissance que l'on peut récupérer avec des poutres résonnantes et avec des films piézoélectriques. Néanmoins, toute la caractérisation du circuit électronique est difficile à prendre en compte avec cette méthode. En outre, une analyse fine des paramètres du modèle est longue en terme de temps de calcul et pas toujours simple à interpréter. Des approches tournées vers des analyses à para-

mètres discrets semblent à privilégier si l'objectif est d'avoir une information rapide sur le comportement du système.

Le Bond Graph (ou graphe de liaison) est pour sa part un outil de modélisation et de simulation offrant de nombreuses possibilités. Il permet d'une part, l'analyse comportementale et causale d'un système et d'autre part, la description des transferts d'énergie entre les différents composants le constituant à l'aide de liens Bond Graph. Afin de décrire ces échanges d'énergie, deux variables sont utilisées, une variable d'effort notée e et une variable de flux notée f dont le produit est homogène à une puissance. Ce formalisme est de plus utilisé car :

- il est en concordance avec l'approche à paramètres discrets,
- il permet l'analyse énergétique du système sans calcul a priori,
- sa structure hiérarchique permet une séparation des phénomènes physiques simplifiant ainsi la modélisation des systèmes complexes,
- il est bien adapté pour le contrôle des systèmes.

L'approche Bond Graph apparaît donc bien adaptée puisqu'elle correspond à un langage de modélisation graphique et multidisciplinaire de par l'utilisation de variables généralisées. La théorie concernant l'utilisation de cet outil de modélisation est en outre bien développée dans la littérature [129–133]. Les concepts de bases de la méthodologie Bond Graph pour la modélisation de procédés énergétiques simples sont rappelés en Annexe B.

3 Modèle Bond Graph dynamique du système de récupération d'énergie

3.1 Modèle Bond Graph à mots

La figure II.2 illustre le système de récupération d'énergie et le "Bond Graph à mots" associé. Ce dernier représente le niveau technologique du modèle, c'est-à-dire qu'il décrit chacun des domaines physiques le constituant. Pour chacun des domaines physiques, on associe un sous-modèle dont les entrées et les sorties sont les variables de flux et d'effort appliquées.

Concrètement, ce modèle se divise en trois sous-modèles représentant les phénomènes physiques intervenant lors de la récupération d'énergie par transducteur collé et permet de décrire les échanges de puissance entre les différents sous-systèmes.

Plus précisément, ces trois sous-modèles symbolisent respectivement :

- les vibrations mécaniques du couple structure/transducteur SHM,
- la conversion électromécanique, c'est-à-dire la réponse en tension du transducteur en fonction de la vibration mécanique,
- la puissance récupérée et transférée à une charge électrique.

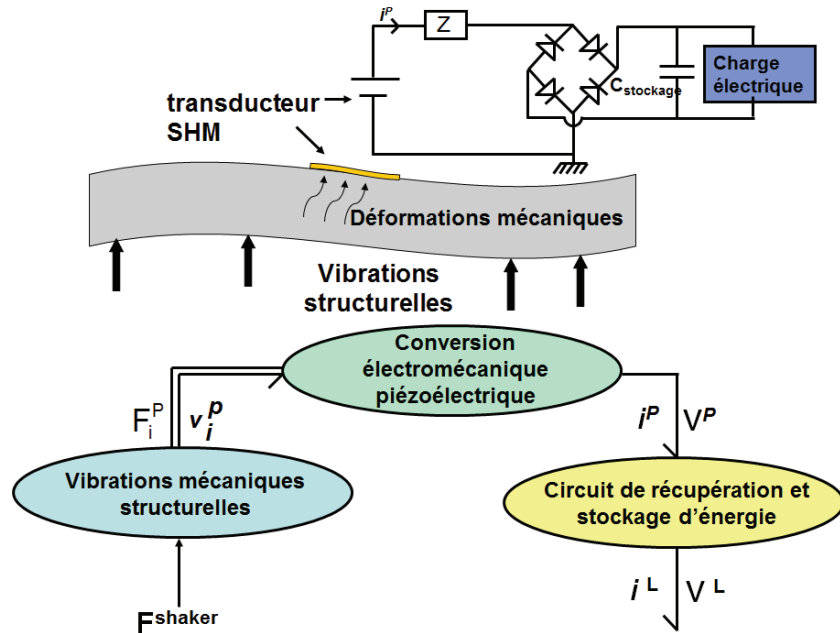


FIGURE II.2 – Bond Graph à mots du système de récupération d'énergie par transducteur SHM piézoélectrique collé

Comparé à la méthode classique des schémas blocs, les entrées et sorties de chaque sous-système sont définies à l'aide du produit de deux variables de puissance effort-flux et symbolisées par des demi-flèches. Pour le système étudié, les variables de puissance effort-flux sont respectivement le couple (force - vitesse linéaire) pour la partie mécanique et le couple (tension - courant) pour la partie électrique.

Aussi, la conversion électromécanique réalisée par le sous-système correspondant à l'élément piézoélectrique a comme entrée la force F_i^P et les vitesses v_i^P appliquées à cet élément. Ce sont des éléments Bond Graph multiliens car ils prennent en compte les trois directions de l'espace. Ce sous-système a pour sortie la tension V^P et le courant i^P délivrés par l'élément piézoélectrique.

Concernant la modélisation du circuit électronique de récupération d'énergie, les sorties de ce sous-système sont la tension V^L et le courant i^L transmis à une charge électrique.

Enfin, les vibrations mécaniques de la structure dues à l'excitation mécanique générée par le pot vibrant sont déterminées en utilisant la théorie des plaques. F^{shaker} est l'entrée de ce sous-système et correspond à la force ponctuelle appliquée par le pot vibrant tandis que les déplacements obtenus permettent la détermination des vitesses v_i^P appliquées à l'élément piézoélectrique.

Dans la suite du manuscrit, les indices et les exposants S et P se référeront respectivement à la structure et au transducteur piézoélectrique.

En outre, ce modèle suppose que la masse et la raideur de l'élément piézoélectrique collé sur la structure ont un effet négligeable sur le champ de déformation et sur la fréquence des modes propres du système considéré. Ce modèle suppose également que l'énergie convertie par l'élé-

ment piézoélectrique est faible devant l'énergie mécanique globale de la structure ce qui permet de négliger l'amortissement de la vibration et le décalage en fréquence des modes propres.

La description détaillée de chacun des sous-modèles est donnée dans les paragraphes suivants.

3.2 Modélisation de la conversion électromécanique par le transducteur piézoélectrique

Dans cette partie, la conversion électromécanique réalisée par le transducteur SHM de forme rectangulaire est étudiée. L'objectif est de déterminer la réponse en tension du transducteur suite aux vibrations de la structure sur laquelle il est collé. Il est important de souligner que ce sous-système est l'élément central de la récupération/conversion d'énergie dans la mesure où d'une part, il dépend des vibrations mécaniques de la structure sur laquelle le transducteur est collé et d'autre part, il correspond au sous-système qui transfère la puissance récupérée à la charge électrique.

La réponse analytique en tension du transducteur est obtenue en couplant l'effet piézoélectrique direct avec les déformations appliquées au transducteur. L'intérêt majeur de ce modèle est de fournir une réponse en tension du transducteur pour une déformation appliquée. Comme précédemment cité, [50, 123, 124] ont considéré des modèles de réponse en tension de capteurs fins, négligeant de facto l'influence de l'épaisseur du capteur dans la réponse. Ici, une approximation du champ de déplacement dans l'épaisseur est faite et autorise la prise en compte de cette contribution.

Lors de l'utilisation d'un élément piézoélectrique en récupérateur d'énergie, le système d'équations constitutives de la piézoélectricité le plus approprié (car il fournit directement l'expression du champ électrique E en fonction des déformations S_{ij} et de l'induction D) est présenté aux équations (II.1a) et (II.1b)

$$T_{ij}^P = -h_{kij}D_k^P + C_{ijkl}^D S_{kl}^P \quad \text{avec } 1 \leq i, j, k, l \leq 3 \quad (\text{II.1a})$$

$$E_i^P = -h_{ikl}S_{kl}^P + \beta_{ij}^S D_j^P \quad (\text{II.1b})$$

où E^P est le champ électrique, D^P l'induction électrique et T^P et S^P sont respectivement les champs de contraintes et de déformations mécaniques appliqués à l'élément piézoélectrique. En outre, h représente la matrice piézoélectrique, C^D la matrice de rigidité mesurée en circuit ouvert et β^S la matrice d'imperméabilité à déformations constantes.

Les éléments piézoélectriques utilisés dans cette étude sont polarisés selon leur épaisseur, c'est-à-dire que $D_1^P = D_2^P = 0$ et $E_1^P = E_2^P = 0$ et possèdent donc des charges électriques uniquement sur leurs électrodes. La mesure en tension du transducteur s'effectuant expérimentalement avec un oscilloscope dont l'impédance interne est grande, on considère l'élément piézoélectrique comme étant en circuit ouvert [50, 123, 124], ce qui amène à écrire que :

$$\iint D_3^P dx_1 dx_2 = 0 \quad (\text{II.2})$$

En reportant l'équation (II.1b) dans l'équation (II.2), on obtient alors :

$$\iint (E_3^P + h_{31}S_{11}^P + h_{32}S_{22}^P + h_{33}S_{33}^P) dx_1 dx_2 = 0 \quad (\text{II.3})$$

En utilisant la notation hybride $S_{ii} = S_i$, l'équation (II.4) devient :

$$\iint (E_3^P + h_{31}S_1^P + h_{32}S_2^P + h_{33}S_3^P) dx_1 dx_2 = 0 \quad (\text{II.4})$$

Étant donné que le champ électrique est directement relié à la tension V^P aux bornes du transducteur piézoélectrique par la formule :

$$\overrightarrow{E^P} = -\overrightarrow{grad}(V^P) \quad (\text{II.5})$$

on en déduit l'expression de la tension suivante :

$$V^P = -\frac{\iiint_{\Omega^P} E_3^P d\Omega^P}{\Gamma^P} \quad (\text{II.6})$$

avec Ω^P correspondant au volume et Γ^P à la surface de l'élément piézoélectrique.

La déformation mécanique subie par l'élément piézoélectrique est classiquement définie par :

$$S_{ij}^P = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i^P}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j^P}{\partial x_i} \right) \quad (\text{II.7})$$

En combinant les équations (II.4) et (II.6) avec la déformation définie par l'équation (II.7), la tension aux bornes du transducteur s'écrit donc :

$$V^P = \frac{1}{\Gamma^P} \iiint_{\Omega^P} (h_{31} (S_1^P + S_2^P) + h_{33}S_3^P) d\Omega^P \quad (\text{II.8})$$

Le courant débité par l'élément piézoélectrique sur sa capacité statique C_S est déduit de l'équation (II.8) et est donné par l'équation (II.9).

$$i^P = C_S \frac{\partial V^P}{\partial t} = r_1 v_1^P + r_2 v_2^P + r_3 v_3^P \quad (\text{II.9})$$

avec

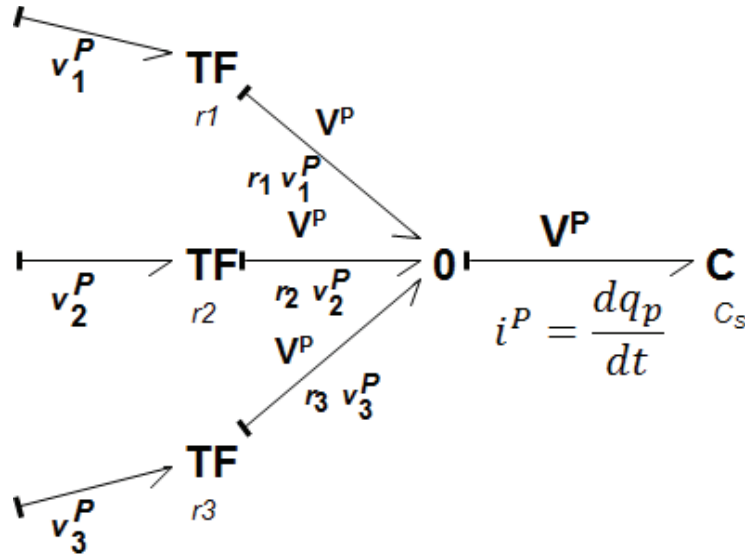


FIGURE II.3 – Modèle Bond Graph de la conversion électromécanique réalisée par le transducteur SHM

$$\begin{aligned}
 v_i^P &= \frac{\partial}{\partial t} \iiint_{\Omega^P} \frac{1}{\Gamma^P} S_i^P d\Omega^P \quad \text{avec } i=1:3 \\
 r_1 &= r_2 = h_{31} C_S \\
 r_3 &= h_{33} C_S \\
 C_S &= \epsilon_{33}^T \frac{L_P W_P}{T_P}
 \end{aligned} \tag{II.10}$$

L_p , W_p , T_p , ϵ_{33}^T correspondent respectivement à la longueur, la largeur, l'épaisseur et au coefficient de permittivité déterminé à contrainte constante de l'élément piézoélectrique. v_1^P , v_2^P , v_3^P représentent les vitesses appliquées à l'élément piézoélectrique selon respectivement sa longueur, sa largeur et son épaisseur.

Le modèle Bond Graph de la conversion piézoélectrique est dérivé des équations (II.8), (II.9) et (II.10) et est présenté sur la figure II.3. Les trois directions de l'espace sont prises en compte avec les trois composantes v_i^P appliquées au transducteur piézoélectrique. La conversion électromécanique pour les trois directions de l'espace est ensuite modélisée par trois éléments transformateurs de rapport TF : r_i , $i = 1 : 3$. Ces éléments couplent respectivement les efforts entrant et sortant et les flux entrant et sortant entre eux (cf. Annexe B). Le courant débité par l'élément piézoélectrique correspond à la somme des trois contributions de ces transformations et la jonction 0 sert à coupler ces éléments qui sont soumis à un même effort, c'est-à-dire ici à la même tension V^P . La capacité statique du transducteur piézoélectrique est modélisée par un élément C puisque cet élément est utilisé pour représenter tout phénomène physique liant la variable d'effort V^P à la variable de déplacement, c'est-à-dire la charge électrique q_p . Les données d'entrées du modèle correspondent aux déformations transmises par la structure au transducteur et les données propres au modèle, à savoir les trois éléments transformateurs fonctions des coefficients h_{31} et h_{33} et la capacité statique du transducteur fonction de ϵ_{33}^T sont obtenues en utilisant

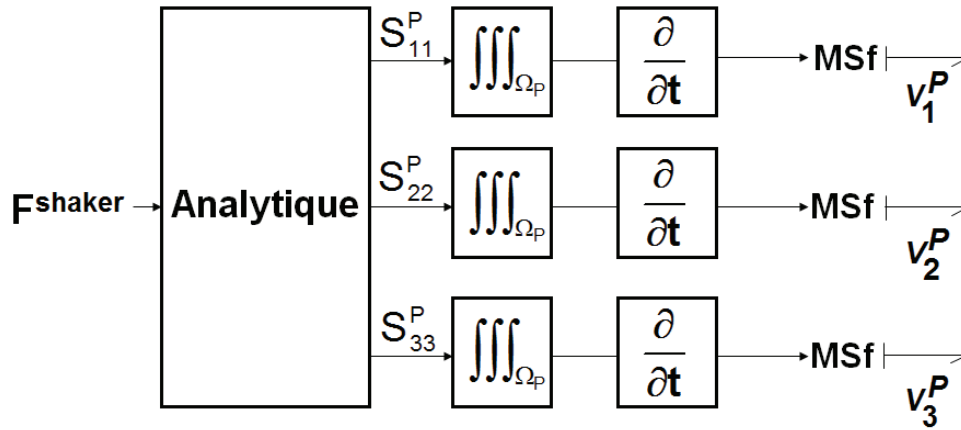


FIGURE II.4 – Modèle Bond Graph des vibrations mécaniques du transducteur SHM

les données constructeurs du Pz27 par Ferroperm Piezoceramics A/S et leurs valeurs présentées en Annexe A.

Afin d'obtenir la réponse en tension et ainsi pouvoir modéliser le transfert de puissance à la charge, les entrées recherchées sur ce modèle sont les déformations S_{ii}^S appliquées au transducteur ainsi que les déformations résultantes S_{ii}^P générées en son sein. En effet, c'est à partir de ces variables que l'on détermine les vitesses v_i^P . La détermination de ces déformations est proposée dans la section suivante.

3.3 Modélisation des vibrations mécaniques du couple structure/transducteur

Cette partie a pour but de déterminer analytiquement les vibrations mécaniques de la structure, c'est-à-dire ses déplacements u_i^S , ses déformations S_{ii}^S et ses vitesses v_i^S ainsi que les vibrations mécaniques u_i^P , S_{ii}^P et v_i^P résultants au sein du transducteur.

La figure II.4 est la représentation du système d'équations (II.10) à l'aide d'un modèle mixte couplant un schéma bloc et un schéma Bond Graph. L'entrée du modèle correspond à l'excitation mécanique F^{shaker} imposée à la structure. Les déformations de la structure S_{11}^S , S_{22}^S , S_{33}^S transmises au transducteur et les vitesses v_1^S , v_2^S , v_3^S qui lui sont appliquées sont déterminées en utilisant la théorie des plaques comme présenté dans le paragraphe 3.3.a. Ensuite, on montrera au paragraphe 3.3.b qu'il est possible d'en déduire les déformations résultantes S_{11}^P , S_{22}^P , S_{33}^P dans le transducteur correspondant à la sortie du premier bloc. Leur intégration spatiale et temporelle conduit aux vitesses de déformations v_1^P , v_2^P et v_3^P au sein du transducteur piézoélectrique. Les éléments Bond Graph MSf sont des sources de flux modulées par les vitesses de déformations v_1^P , v_2^P et v_3^P . Ils représentent l'excitation transmise par la plaque au transducteur.

La détermination de l'ensemble de ces paramètres permettra d'une part, de modéliser complètement les vibrations de la structure ainsi que les déformations subies par le transducteur et d'autre part, ce modèle fournira les entrées nécessaires au sous-modèle intitulé *conversion électromécanique par le transducteur piézoélectrique* présenté sur la figure II.3.

3.3.a Champ de déplacement de la structure vibrante

Dans un premier temps, il est nécessaire de modéliser analytiquement les vibrations de la structure sur laquelle est collé le transducteur. Cette modélisation s'effectue en utilisant la théorie des plaques. La figure II.5 présente la configuration du transducteur collé sur la plaque. Les longueur, largeur et épaisseur de la plaque sont notées respectivement $L_S = 500\text{mm}$, $W_S = 300\text{mm}$, $T_S = 3\text{mm}$. Un repère cartésien, noté $(0, x_1, x_2, x_3)$ est défini et les composantes de déplacement associées sont respectivement u_1^S , u_2^S et u_3^S .

On rappelle ici que l'on travaille uniquement, dans le cadre de ce modèle, aux résonances de la structure. Dès lors, les modes propres d'une plaque soumise à une excitation mécanique aux coordonnées $(x_{1,0}, x_{2,0})$, sans amortissement, peuvent être déterminés en utilisant l'équation de flexion des plaques [134] :

$$\rho T_S \frac{\partial^2 u_3^S(x_1, x_2, t)}{\partial t^2} + D \nabla^4 u_3^S(x_1, x_2, t) = F^{shaker}(t) \delta(x_1 - x_{1,0}) \delta(x_2 - x_{2,0}) \quad (\text{II.11})$$

avec ρ la densité du matériau, h l'épaisseur de la plaque, $D = \frac{Eh^3}{12(1-\nu)}$ la rigidité de flexion, E le module d'Young, ν le coefficient de Poisson, δ la fonction Dirac et $\nabla^4 = \Delta^2$, l'opérateur Laplacien double correspondant à :

$$\nabla^4 \equiv \Delta^2 \equiv \left(\frac{\partial^2}{\partial x_1^2} + \frac{\partial^2}{\partial x_2^2} \right)^2 = \left(\frac{\partial^4}{\partial x_1^4} + 2 \frac{\partial^4}{\partial x_1^2 \partial x_2^2} + \frac{\partial^4}{\partial x_2^4} \right) \quad (\text{II.12})$$

L'équation de déplacement d'une plaque simplement supportée sur ses bords est déterminée analytiquement comme présenté dans [134] :

$$u_3^S(x_1, x_2, t) = \sum_m \sum_n a_{mn}(t) \phi_{mn}(x_1, x_2) \quad (\text{II.13})$$

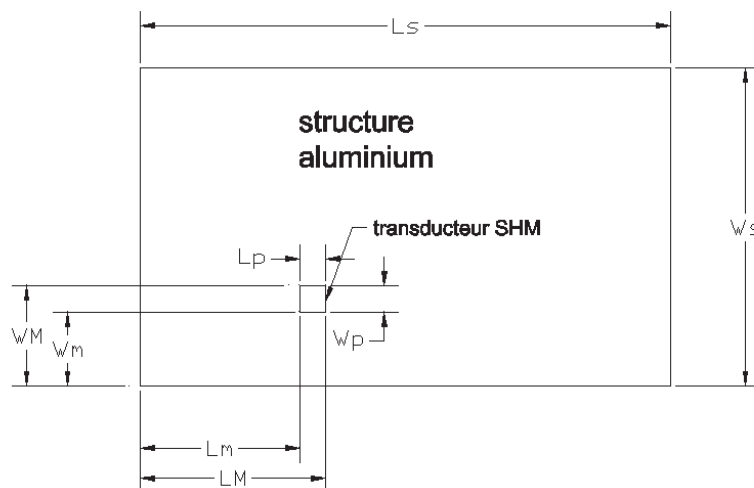


FIGURE II.5 – Dimensions de la structure et du transducteur SHM

avec ϕ_{mn} la déformation modale

$$\phi_{mn}(x_1, x_2) = \sin\left(\frac{m\pi}{L_s}x_1\right) \sin\left(\frac{n\pi}{W_s}x_2\right) \quad (\text{II.14})$$

Avec les équations (II.13) et (II.14), la composante verticale de déplacement est complètement décrite analytiquement et la variable $a_{mn}(t)$ correspond à l'amplitude de déplacement du mode (m,n) considéré.

En prenant désormais en compte un facteur d'amortissement, la décomposition modale présentée par l'équation (II.15) fournit le déplacement vertical u_3^S en réponse à une excitation harmonique $F_{m,n}^{shaker} e^{j\omega t}$ comme illustré équation (II.16).

$$\ddot{a}_{mn}(t) + 2\xi_{mn}\omega_{mn} \dot{a}_{mn}(t) + \omega_{mn}^2 a_{mn}(t) = \frac{F_{mn}^{shaker}(t)}{M_{mn}} \quad (\text{II.15})$$

$$u_3^S(x_1, x_2, t)|_\omega = \sum_m \sum_n \frac{F_{mn}^{shaker}}{M_{mn} [\omega_{mn}^2 - \omega^2 + j 2\omega \omega_{mn} \xi_{mn}]} \phi_{mn}(x_1, x_2) e^{j\omega t} \quad (\text{II.16})$$

Les significations des différents termes du mode de plaque présentés dans l'équation (II.16) sont détaillées dans la nomenclature.

En utilisant la théorie des plaques minces, ou théorie de Kirchhoff-Love, les déplacements dans l'épaisseur de la plaque se déduisent de $u_3^S(x_1, x_2, t)|_\omega$ comme indiqué par l'équation (II.17).

$$\begin{aligned} u_1^S(x_1, x_2, x_3, t)|_\omega &= x_3 \frac{\partial u_3^S|_\omega(x_1, x_2, t)}{\partial x_1} \\ u_2^S(x_1, x_2, x_3, t)|_\omega &= x_3 \frac{\partial u_3^S|_\omega(x_1, x_2, t)}{\partial x_2} \\ u_3^S(x_1, x_2, x_3, t)|_\omega &= u_3^S|_\omega(x_1, x_2, t) \end{aligned} \quad (\text{II.17})$$

Pour un mode (m,n) de pulsation ω_{mn} , on a donc en surface de la plaque des déplacements de la forme :

$$\begin{aligned} u_1^S(x_1, x_2, t)|_{\omega_{m,n}} &= A_1 \frac{\partial \phi(x_1, x_2)}{\partial x_1} \\ u_2^S(x_1, x_2, t)|_{\omega_{m,n}} &= A_2 \frac{\partial \phi(x_1, x_2)}{\partial x_2} \\ u_3^S(x_1, x_2, t)|_{\omega_{m,n}} &= A_3 \phi(x_1, x_2) \end{aligned} \quad (\text{II.18})$$

avec

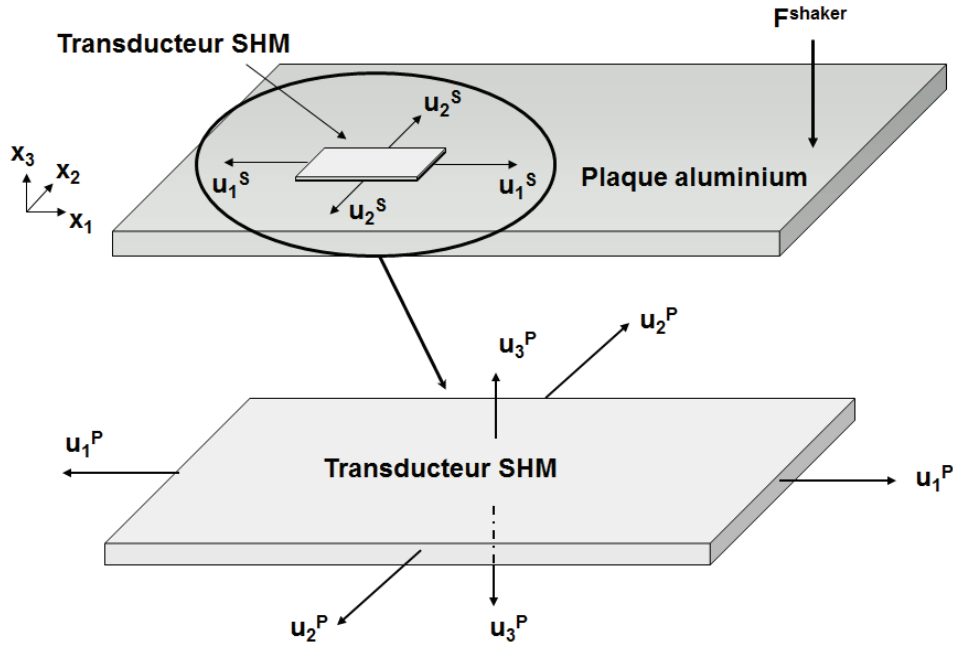


FIGURE II.6 – Déplacement transmis au transducteur par la structure

$$A_1 = A_2 = \frac{T_S F_{mn}^{shaker}}{2 M_{mn} \omega_{mn}^2 \xi_{mn}} \quad (II.19)$$

$$A_3 = \frac{F_{mn}^{shaker}}{2 M_{mn} \omega_{mn}^2 \xi_{mn}}$$

3.3.b Champ de déplacement dans le transducteur

La figure II.6 présente le champ de déplacement de la plaque et du transducteur. On peut noter que les conditions aux limites sont les déplacements u_1^S , u_2^S et u_3^S (équation (II.18)) que la plaque transmet au transducteur et que ces derniers sont transmis uniquement à l'interface structure/transducteur.

Une première hypothèse consiste à considérer un état de contraintes planes pour le transducteur. Dans ce cas, son épaisseur étant faible comparée à sa longueur et à sa largeur, on suppose que les contraintes se développant dans l'épaisseur sont très petites devant les contraintes planes et par conséquent négligeables. On a donc $S_{33}^P = 0$ et S_{11}^P, S_{22}^P constants dans l'épaisseur du transducteur. Ce modèle sera dénommé par la suite modèle 2D car il ne prend pas en compte les variations de déplacement dans l'épaisseur.

Dès lors, avec cette configuration, seules u_1^P et u_2^P , c'est-à-dire les composantes tangentielles du champ de déplacement sont à déterminer. Leurs expressions sont décrites par l'équation (II.20).

$$u_1^P(x_1, x_2, 0) = u_1^S(x_1, x_2)$$

$$u_2^P(x_1, x_2, 0) = u_2^S(x_1, x_2) \quad (II.20)$$

Un second cas de figure a ensuite été étudié. Il s'agit de la configuration 3D (modèle 3D) pour laquelle les trois directions de l'espace sont prises en compte. Pour cette configuration, l'épaisseur du transducteur étant toujours faible devant ses dimensions planes, l'approximation des contraintes planes reste toujours valable, c'est-à-dire que $T_{33}^P = T_{23}^P = T_{13}^P = 0$. Néanmoins, cela n'implique pas nécessairement que les déformations dans l'épaisseur soient nulles. Par conséquent, elles ne peuvent donc plus être négligées. Aussi, comparée aux modèles développés par [50, 123, 124], u_3^P la composante verticale du déplacement n'est plus considérée comme constante dans l'épaisseur et égale à u_3^S . Ce type de comportement a déjà été pris en compte par [135, 136] qui propose la réponse en tension d'un transducteur dont l'influence de l'épaisseur n'est pas négligeable.

Avec cette formulation, les déplacements résultants dans le transducteur u_1^P , u_2^P et u_3^P sont donc désormais tous pris en compte et ce dernier restant relativement fin, l'influence de la direction verticale x_3 sur les composantes tangentielles u_1^P et u_2^P reste négligeable par rapport aux directions x_1 et x_2 et par rapport à u_3^P . Il est essentiel de souligner ici que si u_3^S n'engendre pas de variation d'épaisseur du transducteur, l'application à l'interface des composantes tangentielles u_1^S et u_2^S influe grandement quant à elle sur le comportement en épaisseur du transducteur.

Dans le but de déterminer l'expression de la déformation résultante S_{33}^P associée à ces composantes tangentielles, nous avons considéré uniquement la partie mécanique des équations constitutives de la piézoélectricité, ce qui revient à considérer un matériau à symétrie cristalline non piézoélectrique. De par ces équations constitutives, on obtient le système d'équations (II.21).

$$\begin{pmatrix} S_{11}^P \\ S_{22}^P \\ S_{33}^P \\ S_{23}^P \\ S_{13}^P \\ S_{12}^P \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} s_{11}^E & s_{12}^E & s_{13}^E & 0 & 0 & 0 \\ s_{12}^E & s_{11}^E & s_{13}^E & 0 & 0 & 0 \\ s_{13}^E & s_{13}^E & s_{33}^E & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & s_{44}^E & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & s_{44}^E & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & s_{44}^E \end{pmatrix} * \begin{pmatrix} T_{11} \\ T_{22} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ T_{12} \end{pmatrix} \quad (\text{II.21})$$

En première approche, on se propose de déterminer la variation moyenne du déplacement vertical dans l'épaisseur due à l'application des déplacements tangentiels à l'interface structure/transducteur. Du système (II.21), on obtient l'équation (II.22) qui exprime la déformation normale S_{33}^P en fonction des déformations tangentielles S_{11}^P et S_{22}^P .

Or, on a vu précédemment que la plaque transmet les déplacements $u_1^S = u_1^P$ et $u_2^S = u_2^P$ uniquement à l'interface structure/transducteur. En considérant ce dernier dans son épaisseur, le déplacement moyen appliqué sur ses faces vaut $\frac{u_1^S}{2}$ et $\frac{u_2^S}{2}$. On obtient donc :

$$\tilde{S}_{33}^P = \frac{s_{13}^E (s_{12}^E - s_{11}^E)}{(s_{12}^E)^2 - (s_{11}^E)^2} \left(\frac{\tilde{S}_{11}^S}{2} + \frac{\tilde{S}_{22}^S}{2} \right) = \frac{\Delta \tilde{u}_3^P}{T_P} \quad (\text{II.22})$$

Avec cette expression, la déformation dans l'épaisseur du transducteur est décrite en fonction des déformations tangentielles.

Par suite, le champ de déplacement total dans le transducteur est obtenu en sommant les contributions des déplacements transmis par la plaque avec celles des déplacements verticaux résultants dans l'épaisseur :

$$\begin{aligned} u_1^P(x_1, x_2, x_3) &= u_1^S(x_1, x_2) = A_1 \frac{\partial \phi(x_1, x_2)}{\partial x_1} \\ u_2^P(x_1, x_2, x_3) &= u_2^S(x_1, x_2) = A_2 \frac{\partial \phi(x_1, x_2)}{\partial x_2} \\ u_3^P(x_1, x_2, x_3) &= u_3^S(x_1, x_2) + \frac{\Delta \tilde{u}_3^P(x_1, x_2, x_3)}{T_P} \cdot x_3 = \left(A_3 + \frac{\Delta \tilde{u}_3^P}{T_P} x_3 \right) \phi(x_1, x_2) \end{aligned} \quad (\text{II.23})$$

u_1^S et u_2^S ayant été obtenus par la théorie des plaques, le champ de déplacement dans le transducteur est donc complètement déterminé analytiquement.

A l'issue de ces calculs, les déplacements u_1^P , u_2^P , u_3^P requis pour obtenir la réponse en tension du transducteur sont déterminés en couplant les équations (II.20) ou (II.23) avec l'équation (II.19).

3.4 Modélisation du circuit électronique de récupération d'énergie

Afin d'évaluer la puissance récupérée par le transducteur et transmise à une charge, il est nécessaire d'intégrer un circuit de charge. Dans ce modèle, nous choisissons dans un premier temps de le modéliser par une charge résistive pure notée R_L .

Cependant, les récupérateurs d'énergie génèrent une tension alternative AC alors que la plupart des équipements électroniques, et notamment les systèmes SHM, nécessitent un courant continu (DC). Par conséquent, le redressement de la tension récupérée est nécessaire. C'est pourquoi un redresseur double-alternance est intégré au circuit électronique. Une capacité de stockage est également utilisée afin d'une part, d'accumuler l'énergie récupérée et d'autre part, de lisser les ondulations des signaux. Cette capacité permet donc de faire face aux fluctuations de la source et d'assurer une tension constante délivrée à la charge. Un circuit standard intégrant l'ensemble de ces composants est représenté en figure II.7. Notons que dans [10], Delebarre et al. ont choisi d'utiliser un composant LTC 3588 intégrant un redresseur double alternance ainsi qu'une capacité de stockage.

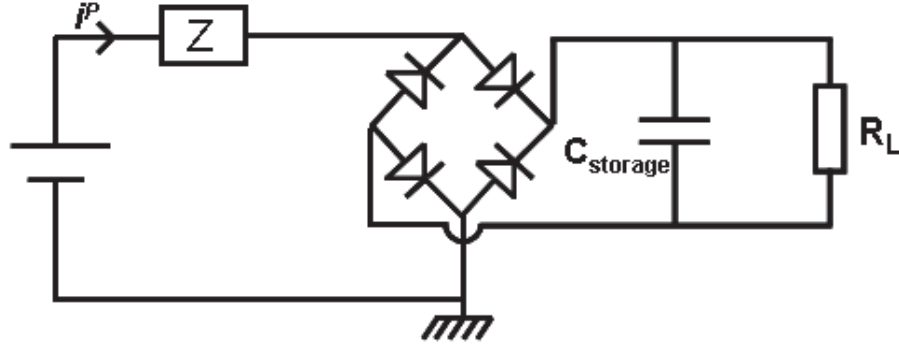


FIGURE II.7 – Transducteur SHM & circuit électrique de récupération d'énergie

Dans un souci de simplification du modèle Bond Graph, on considère que la puissance est directement transmise à la charge résistive, ce qui signifie que les diodes réalisant le redressement du signal ainsi que la capacité de stockage ne sont pas incorporées dans ce modèle. Cependant, l'efficacité du pont de diode est prise en compte en calculant le rapport de puissance P_{DC} continue et alternative P_{AC} comme suit :

$$\eta = \frac{P_{DC}}{P_{AC}} \quad (\text{II.24})$$

3.5 Modèle Bond Graph global

Au final, le modèle Bond Graph complet de la chaîne de récupération d'énergie est donc obtenu en couplant les trois sous-modèles comme présenté sur la figure II.8.

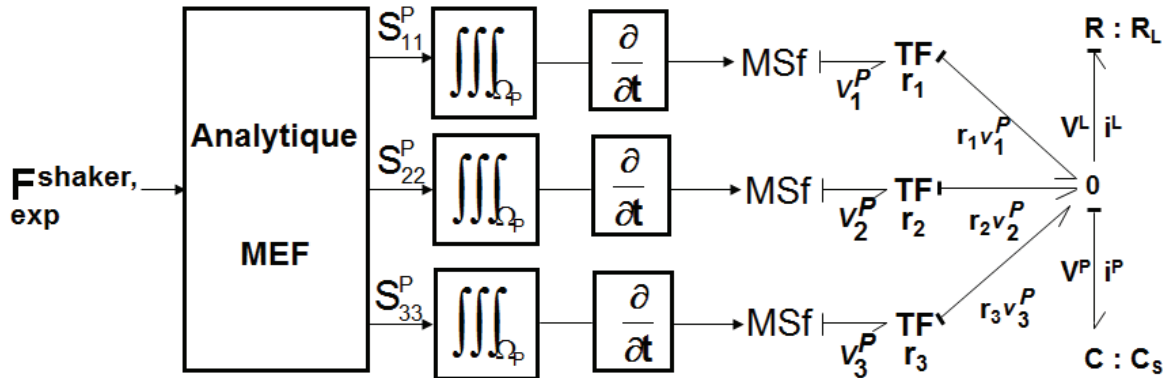


FIGURE II.8 – Modèle Bond Graph complet du transducteur SHM

La récupération d'énergie est dorénavant complètement modélisée et ce modèle fournit la puissance récupérée et transmise à une charge pour une excitation mécanique donnée de la structure. Notons que ce modèle pourra faire par la suite l'objet d'évolutions surtout sur la partie électronique en fonction des composants utilisés pour le stockage.

4 Comparaison et validation du modèle de récupération d'énergie avec la MEF

La validation du modèle global de récupération d'énergie est réalisée à l'aide d'une comparaison avec un modèle basé sur la Méthode des Éléments Finis (MEF). Ce modèle MEF permet de vérifier d'une part, le sous-modèle de vibration de la structure mécanique et d'autre part, le sous-modèle de conversion piézoélectrique en fournissant la réponse en tension des transducteurs.

4.1 Modèle Éléments Finis de la récupération d'énergie vibratoire

Le modèle MEF a été construit avec le logiciel Comsol Multiphysics 4.2 qui permet de facilement coupler l'approche mécanique et l'approche conversion piézoélectrique en utilisant le module "*Piezoelectric Devices*". Ce module autorise en outre la prise en compte des matériaux piézoélectriques et produit en sortie les résultantes mécaniques et électriques.

La plaque aluminium ainsi que le transducteur associé ont donc été modélisés et les appuis simples sur les quatre bords de la plaque ont été représentés par une condition de "*prescribed displacement*" nul selon l'axe vertical sur les arrêtes de la face inférieure de la plaque. La colle a été négligée, considérant ainsi un couplage parfait.

Le maillage a été réalisé en utilisant des éléments tétraédriques. Afin de garantir une précision du maillage optimale, celui-ci a été construit en utilisant un balayage dans l'épaisseur, ce qui permet de contrôler le nombre d'éléments dans l'épaisseur du transducteur comme de la plaque. En outre, le maillage a été raffiné dans la zone du transducteur comme représenté sur la figure II.9. Le nombre total d'éléments est de 12924, ce qui équivaut à 186735 degrés de liberté pris en compte.

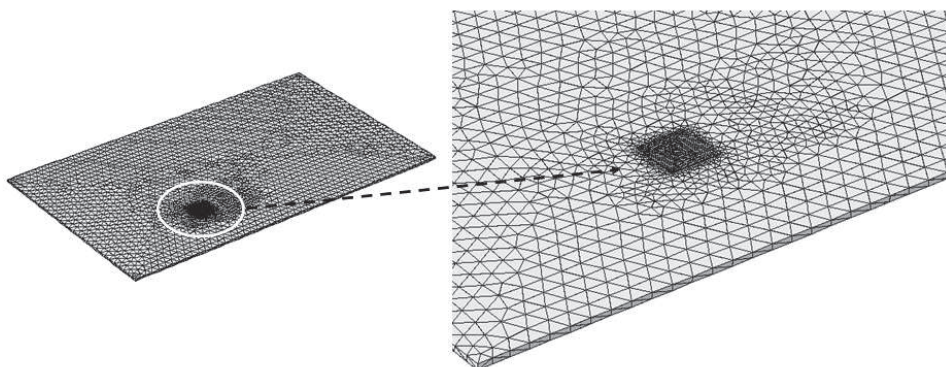


FIGURE II.9 – Maillage de la structure instrumentée avec le transducteur SHM

Enfin, l'excitation mécanique a été simulée en appliquant un effort constant de 5N selon l'axe vertical en un point de la plaque correspondant à un ventre de vibration préalablement localisé. L'analyse harmonique a ensuite été réalisée autour des dix premières fréquences de résonance déterminées avec la théorie des plaques.

4.2 Vibrations mécaniques du couple structure/transducteur

Les fréquences obtenues avec la théorie des plaques et valant $\frac{\omega}{2\pi}$ avec ω la pulsation définie dans la nomenclature et celles calculées lors de l'analyse modale effectuée avec le modèle MEF sont données dans le tableau II.1. On observe que les valeurs déterminées analytiquement et numériquement sont quasiment similaires.

Mode propre	Fréquence propre analytique	Fréquence propre MEF
1	110 Hz	110 Hz
2	197.5 Hz	198.5 Hz
3	343 Hz	345 Hz
4	353 Hz	355 Hz
5	440 Hz	442 Hz
6	547 Hz	550 Hz
7	586 Hz	588 Hz
8	757 Hz	762 Hz
9	790 Hz	793 Hz
10	809 Hz	814 Hz

Tableau II.1 – Fréquences propres simulées et analytiques de la structure

La deuxième étape dans la validation du sous-modèle intitulé *vibrations mécaniques du couple structure/transducteur* concerne l'amplitude des déplacements générés aux différentes fréquences. Les expressions du déplacement obtenues avec le système d'équations (II.19) sont donc comparées avec l'amplitude des déplacements obtenus par le modèle MEF.

Une fois encore, moins de 5% de différence d'amplitude est noté dans la majeure partie des cas. Les figures II.10a à II.10d présentent le champ de déplacement total pour deux fréquences de résonance. La zone gauche illustre les déplacements obtenus par la MEF, tandis que la zone droite présente les déplacements obtenus avec la théorie des plaques. A ce stade de développement, le sous-modèle *vibrations mécaniques du couple structure/transducteur* est partiellement validé dans la mesure où les vibrations de la structure sont correctement modélisées. Dès lors, il est possible d'utiliser les déplacements obtenus avec ce sous-modèle comme entrées du sous-modèle *conversion électromécanique par le transducteur piézoélectrique* afin d'obtenir la réponse en tension du transducteur.

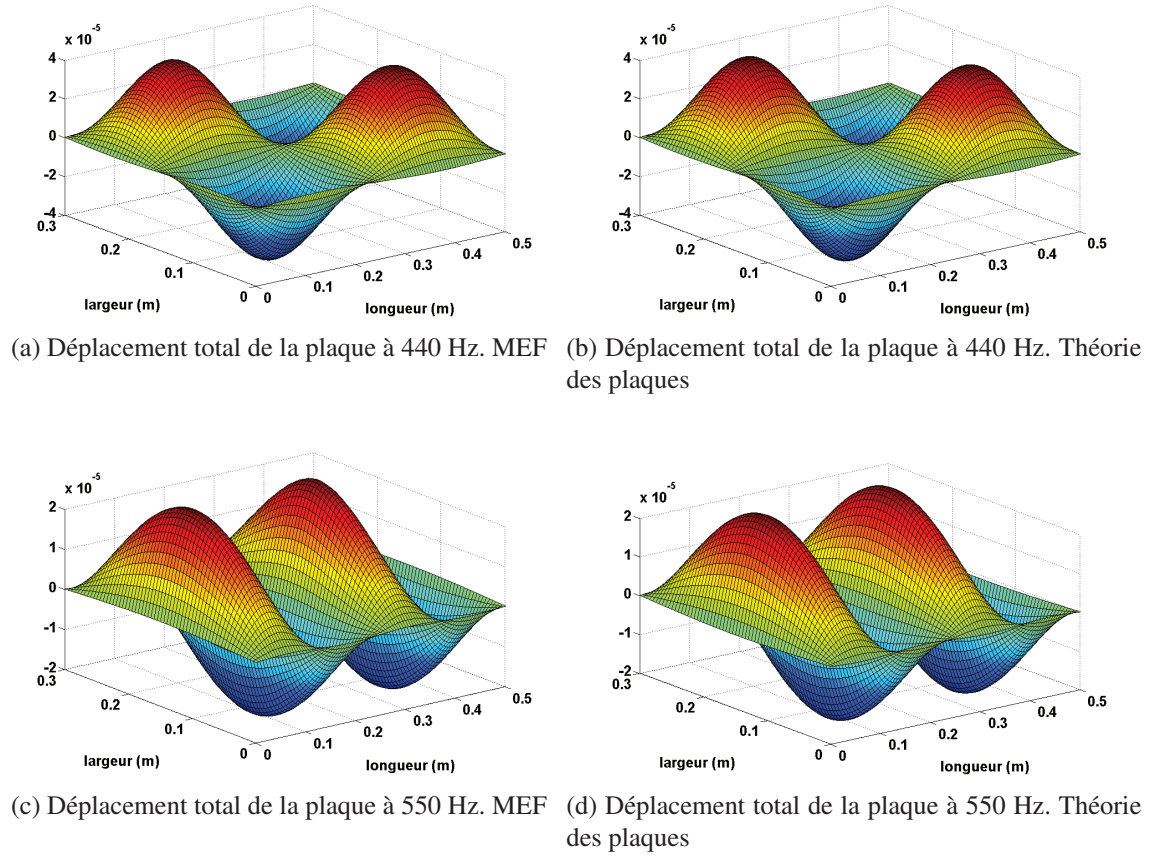


FIGURE II.10 – Comparaison MEF / théorie des plaques

4.3 Conversion électromécanique par le transducteur piézoélectrique

La conversion électromécanique réalisée par l'élément piézoélectrique et la réponse en tension qui en découle sont obtenues avec le modèle Bond Graph présenté en figure II.8. Les paramètres nécessaires pour obtenir la réponse en tension, et donnés par l'équation (II.10) sont déduits des composantes de déplacement obtenues par la théorie des plaques et référencées avec l'équation (II.18). Ce sont ces paramètres qui constituent l'entrée du modèle Bond Graph.

Les deux cas de figure, à savoir le cas 2D et la configuration générale 3D sont illustrés ici. Rappelons que pour le cas des contraintes planes, la réponse en tension avec le modèle Bond Graph est obtenue en considérant uniquement les deux premières branches.

Une fois les paramètres (II.10) saisis, la valeur de la tension aux bornes du transducteur est directement calculée. Afin d'illustrer plus précisément la conversion électro-mécanique, les expressions analytiques des réponses en tension sont données ici.

La réponse en tension pour le modèle 2D est indiquée par l'équation II.25 et est déterminée en couplant les équations (II.8), (II.19) et (II.20).

$$V = \frac{1}{\Gamma_P} h_{31} (\alpha_1 + \alpha_2) \left(\cos \left(\frac{m\pi L_M}{L_s} \right) - \cos \left(\frac{m\pi L_m}{L_s} \right) \right) \left(\cos \left(\frac{n\pi W_M}{W_s} \right) - \cos \left(\frac{n\pi W_m}{W_s} \right) \right) \quad (\text{II.25})$$

La réponse en tension pour le cas général, c'est-à-dire lorsque l'on prend en compte l'épaisseur de l'élément piézoélectrique, est obtenue en couplant les équations (II.8), (II.19) et (II.23).

$$V = \frac{1}{\Gamma^P} (h_{31} (\alpha_1 + \alpha_2) - h_{33} \alpha_3) \left(\cos \left(\frac{m\pi L_M}{L_s} \right) - \cos \left(\frac{m\pi L_m}{L_s} \right) \right) \left(\cos \left(\frac{n\pi W_M}{W_s} \right) - \cos \left(\frac{n\pi W_m}{W_s} \right) \right) \quad (\text{II.26})$$

avec

$$\begin{aligned} \alpha_1 &= \frac{A_1 (m W_S)^2}{m n W_S L_S T_P} \\ \alpha_2 &= \frac{A_2 (n L_S)^2}{m n W_S L_S T_P} \\ \alpha_3 &= |\Delta \tilde{u}_3^P| \frac{W_S L_S}{m n \pi^2} \end{aligned} \quad (\text{II.27})$$

Notons que les réponses en tension provenant des équations (II.25) et (II.26) sont les mêmes que les tensions issues du modèle Bond Graph. Elles sont uniquement présentées ici afin de visualiser plus facilement les paramètres influant sur la réponse en tension. Une comparaison des réponses en tension provenant du modèle Bond Graph et du modèle MEF est présentée figure II.11. Au vu de cette figure, on note une différence majeure entre la réponse du modèle MEF et la réponse obtenue avec le modèle 2D ne prenant pas en compte les variations de déplacement dans l'épaisseur. En revanche, si l'on considère les trois directions de l'espace, les réponses en tension sont assez proches des résultats MEF. Le modèle analytique 3D apporte donc des indications fiables sur la réponse en tension que l'on peut obtenir pour une excitation mécanique donnée et permet de déterminer plus rapidement les fréquences de vibrations qui donnent une réponse en tension intéressante dans le cadre de la récupération d'énergie.

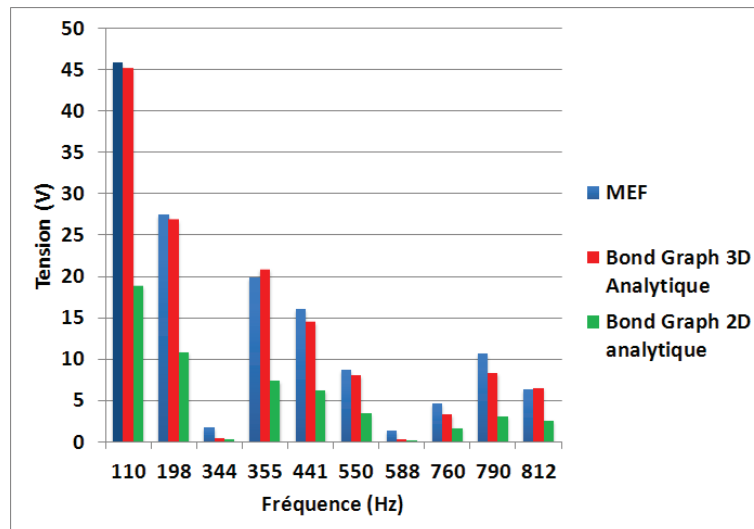


FIGURE II.11 – Réponse en tension V^P du transducteur SHM

5 Analyse des paramètres influents

Le modèle développé permet d'estimer les niveaux de puissance que l'on peut obtenir avec des transducteurs collés mais aussi de potentiellement s'affranchir dans un premier temps d'une phase expérimentale amont et ainsi d'optimiser la configuration du système avant de réaliser des essais réels. On se propose de montrer dans la suite des exemples d'exploitation de ce modèle.

5.1 Niveaux de puissance récupérée

Un des atouts majeurs de l'outil Bond Graph est sa capacité non seulement à évaluer les niveaux de puissance récupérée mais aussi à étudier la distribution de la puissance tout au long de la chaîne de conversion, c'est-à-dire aux différents noeuds du système de récupération d'énergie. Enfin, la charge optimale pour une fréquence de vibration donnée est rapidement et facilement déterminée.

Rappelons ici que l'équation (II.8) ou le modèle MEF impose de considérer le transducteur comme étant en circuit ouvert. Cependant, avec cette configuration, il n'y a pas de transfert de puissance à une charge électrique. Aussi, il est nécessaire de pouvoir ajouter la charge électrique si l'on cherche à déterminer le niveau de puissance récupérée par le transducteur.

En utilisant le modèle Bond Graph complet, le niveau de puissance maximum est donc déterminé avec la charge optimale correspondante pour les dix modes de résonance précédents comme illustré sur la figure II.12.

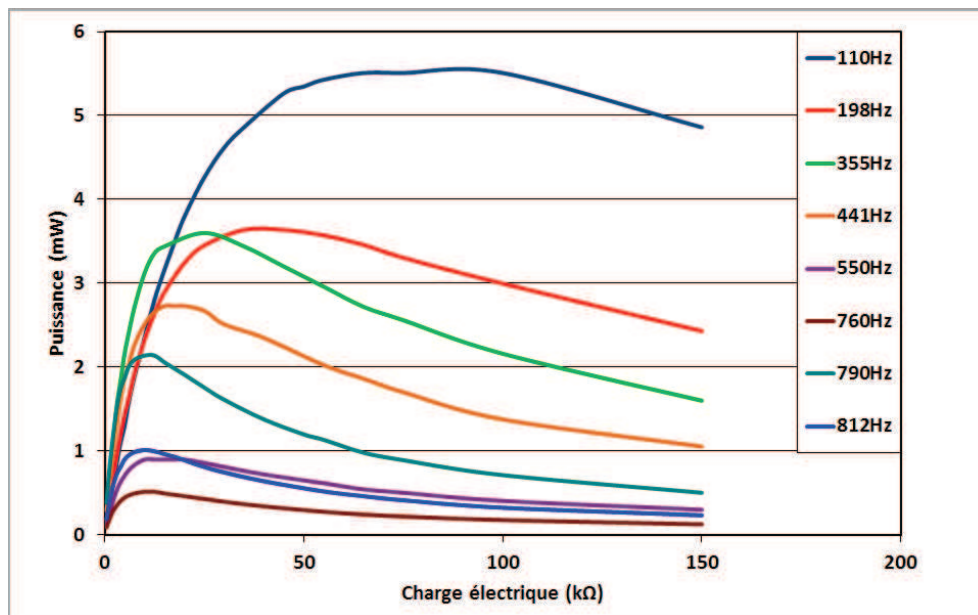


FIGURE II.12 – Puissance maximale et charge électrique optimale pour les 10 premiers modes propres de la structure

Comme attendu, l'allure générale des courbes simulées traduit fidèlement la variation de puissance en fonction de la charge résistive en sortie. Il faut noter ici que les niveaux obtenus sont

particulièrement hauts. Ils représentent la puissance théorique maximale que le transducteur pourrait récupérer et transférer sans perte à une charge électrique et suppose un couplage structure/transducteur parfait. Ici, à 110Hz et 355Hz, les maxima de puissance utile théorique récupérée sont respectivement 5.5mW et 3.5mW.

5.2 Variation des propriétés matérielles du transducteur

Différents matériaux peuvent être utilisés afin de réaliser le SHM et la récupération d'énergie. Ce paragraphe traite de la comparaison entre neuf types de matériaux piézoélectriques. Il s'agit de PZT développés par Ferroperm Piezoceramics S/A qui diffèrent essentiellement dans leur facteur de couplage électromécanique, leur facteur de qualité, leur coefficient de tension et leur stabilité dans le temps. Les applications types sont également différentes selon le type de matériau. Par exemple le Pz21 est généralement employé pour l'imagerie médicale au même titre que les Pz24, Pz29 et Pz34. Ils peuvent être également choisis pour réaliser des accéléromètres (Pz23, Pz24) ou des transducteurs sous-marins (Pz26). Enfin, les Pz29 peuvent aussi servir en tant que capteurs SHM. Les Pz27 eux sont particulièrement utilisés en tant qu'émetteur ou récepteur pour le SHM. Enfin, la réponse d'un matériau PVDF a aussi été simulée car les films PVDF sont souples et faciles à fabriquer. Néanmoins, ils sont plus souvent utilisés en tant que capteur SHM qu'en émetteur. Ici, cette étude comparative permettra d'évaluer les performances des transducteurs PZT et du film PVDF.

Le modèle Bond Graph présenté précédemment permet de simuler rapidement, en changeant uniquement les paramètres représentatifs du matériau utilisé (cf. équation (II.10)), la réponse en tension des différents transducteurs piézoélectriques. La figure II.13 présente ces différentes réponses en tension à la fréquence de 198Hz.

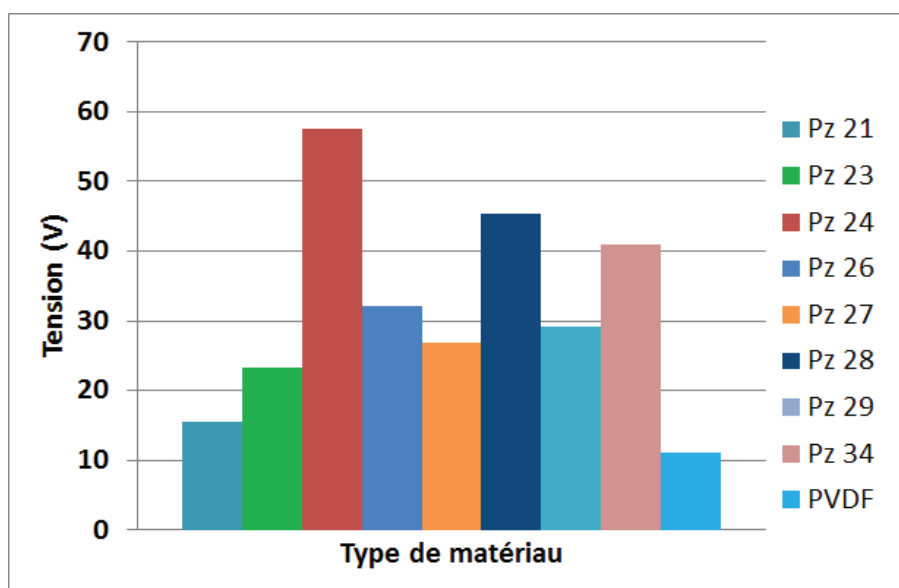


FIGURE II.13 – Réponse en tension de différents matériaux piézoélectriques à une excitation mécanique à 198Hz

On observe que les tensions récoltées sont grandement variables selon le matériau utilisé. A titre d'exemple, le Pz24 a les coefficients piézoélectriques de tension h_{31} et h_{33} les plus élevés, ce qui explique sa réponse en tension importante.

Une étude en puissance permet néanmoins de nuancer ce propos. En effet, les niveaux de puissance récoltée par les transducteurs ont été également déterminés comme illustré figure II.14.

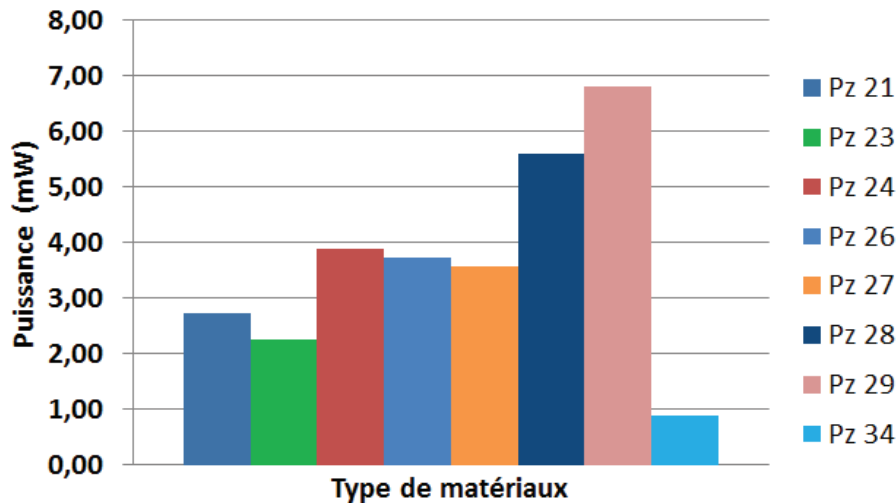


FIGURE II.14 – Puissance récoltée pour différents matériaux piézoélectriques à une excitation mécanique à 198Hz

Ce résultat met en évidence l'importance de réaliser une étude des réponses en puissance. En effet, une réponse en tension plus élevée pour un type de matériau n'implique pas nécessairement une puissance récoltée plus importante dans la mesure où les coefficients piézoélectriques diffèrent d'un matériau à un autre. Cette observation illustre également l'intérêt du modèle Bond Graph qui permet de décrire à la fois qualitativement et quantitativement les comportements des matériaux à une excitation mécanique donnée.

Ici, le Pz27 constitue un excellent compromis dans le choix à réaliser dans la mesure où il est d'une part utilisé dans la majeure partie des systèmes SHM que l'on cherche à rendre autonomes et que d'autre part, il permet d'obtenir des niveaux de puissance acceptables.

5.3 Variation de la position

En fonction du spectre vibratoire de la structure, cette dernière aura des zones à plus ou moins fort gradient de déformation. On peut donc dans un premier temps, avec une cartographie des déplacements de la structure obtenue par la théorie des plaques, sélectionner des zones à privilégier. Il est cependant primordial de vérifier que ces zones vont effectivement entraîner une réponse en tension élevée des transducteurs collés. Une fonction MATLAB a donc été créée, elle permet de calculer la réponse en tension et les paramètres Bond Graph sur un maillage correspondant aux positions définies par l'utilisateur. La figure II.15 illustre l'utilisation de cette fonction pour un transducteur Pz27 collé sur la structure vibrant à 198Hz.

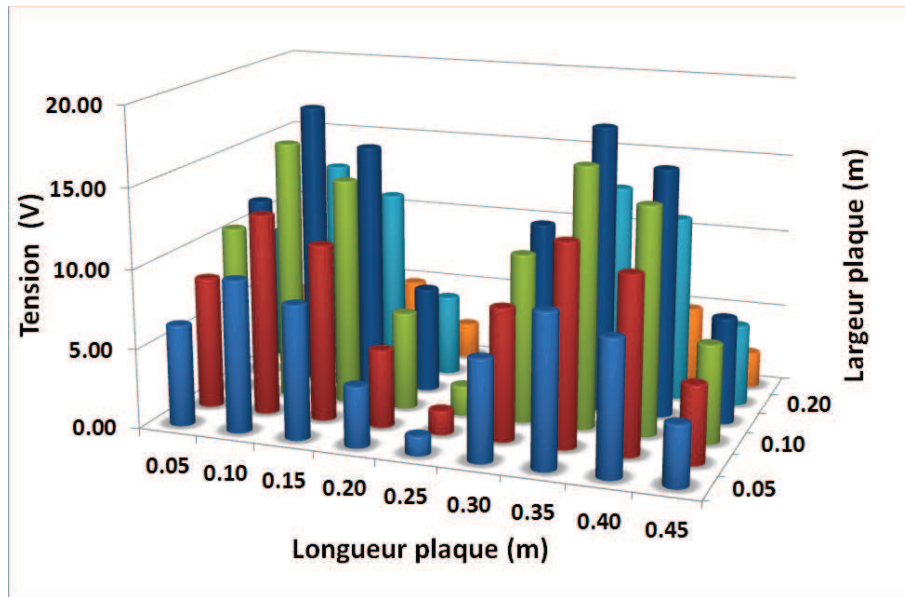


FIGURE II.15 – Réponse en tension pour différentes positions de transducteur à 198Hz

Ce modèle permet de déterminer les zones les plus intéressantes, pour une configuration géométrique donnée, ainsi que les zones à éviter, ici au milieu de la plaque qui correspond à un noeud de vibration. La figure II.16 est une illustration du mode de plaque issu de la simulation MEF.

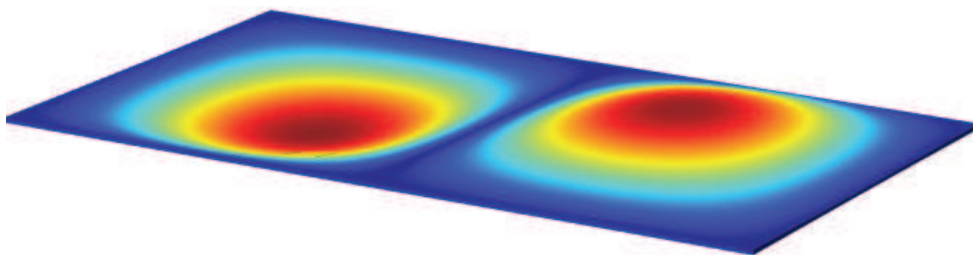


FIGURE II.16 – Mode de plaque MEF à 198Hz

On retrouve ici l'allure obtenue figure II.15 ce qui confirme comme attendu que la réponse en tension des transducteurs dépend intimement de la déformée de la structure d'accueil. Cette étude montre que lorsqu'un transducteur est centré sur un noeud de vibration, alors sa réponse en tension est extrêmement faible. En effet, de par la symétrie centrale autour du noeud, la moitié du transducteur est soumise à une déformation et l'autre moitié à la déformation opposée entraînant une déformation globale du volume quasi nulle et donc une tension nulle également. A contrario, un placement des transducteurs sur un ventre de vibration assure un maximum de tension récoltée comme illustré sur la figure II.17. Ici, le transducteur étudié est le même pour l'ensemble des positions et ce sont uniquement les déformations qui lui sont appliqués qui varient. Cela signifie que seule l'entrée du modèle Bond Graph est modifiée selon la position, ce qui, par suite, implique qu'une réponse en tension plus élevée à une localisation donnée entrainera nécessairement un niveau de puissance recueillie plus important.

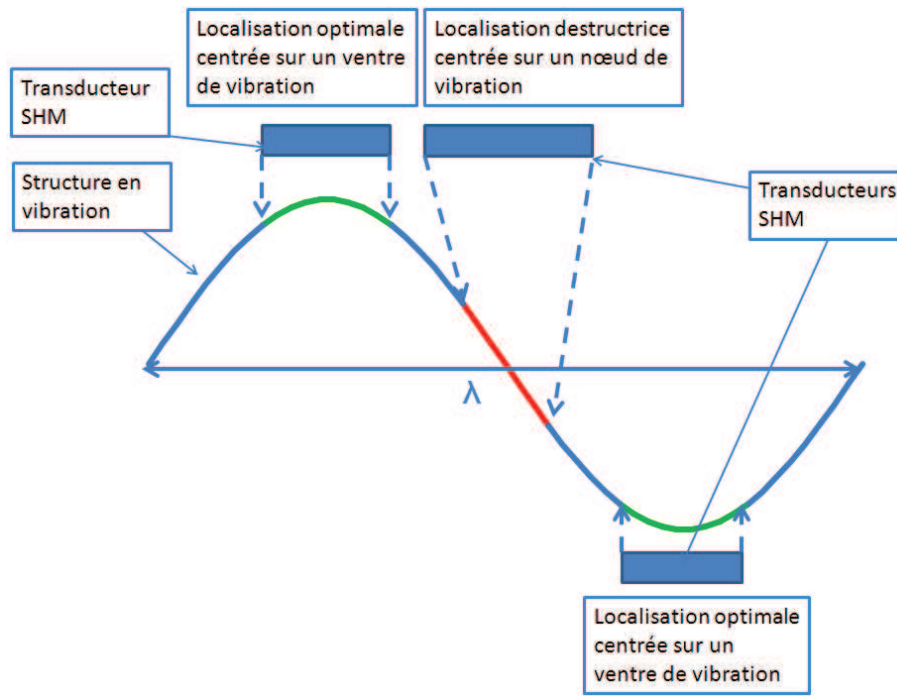


FIGURE II.17 – Détermination des localisations optimales et destructrices des transducteurs à 198Hz

5.4 Variation des propriétés géométriques du transducteur

Pour une fréquence de vibration connue, les dimensions du transducteur vont influencer grandement sur sa capacité à récupérer l'énergie mécanique. En effet, le rapport longueur du transducteur sur la longueur d'onde de la déformée va générer des déformations plus ou moins importantes de celui-ci et donc une réponse en tension et une puissance récupérée plus ou moins élevée indépendamment de sa position. Il est donc également primordial de dimensionner correctement les transducteurs utilisés.

L'intérêt du modèle développé est donc renforcé dans la mesure où il est coûteux en temps et en matériel de tester différentes longueurs et largeurs de transducteurs ou d'avoir recours à des simulations MEF également coûteuses en temps et en ressources de calcul. Nous avons donc réalisé une fonction MATLAB qui permet à l'utilisateur de spécifier les différentes longueurs et largeurs qu'il souhaite simuler. Le programme donne ensuite les réponses en tension correspondantes ainsi que les paramètres Bond Graph associés pour évaluer si besoin la puissance électrique récupérée comme illustré figures II.18 et II.19. Là encore, il est nécessaire d'estimer la puissance recueillie dans la mesure où une réponse en tension élevée pour un rapport donné n'assure pas nécessairement une puissance récupérée élevée. En considérant uniquement la réponse en tension, le rapport à privilégier semble être de 0.11. Or, après étude de la réponse en puissance, il apparaît que le rapport optimal est de 0.15. En effet, la réponse en tension pour ce rapport est légèrement inférieur que pour 0.11 mais, le volume de l'élément piézoélectrique de rapport 0.15 est plus élevé ce qui entraîne une puissance récoltée plus élevée.

Par ailleurs, on a vu dans le paragraphe précédent que lorsqu'un transducteur est centré sur un noeud, il produit une réponse en tension quasi nulle. Les figures II.18 et II.19 confirment ici l'influence du rapport dimension du transducteur / longueur d'onde sur la capacité à récupérer l'énergie dans la mesure où, pour une zone de collage du transducteur définie, la longueur de ce dernier va potentiellement résulter en un centrage sur un noeud. Ici, pour un rapport de 0.4, la réponse en tension du transducteur est nulle. Il s'agit ici de la configuration destructrice pour laquelle la moitié du transducteur est soumise à une déformation et l'autre moitié à la déformation opposée entraînant une déformation globale du volume quasi nulle.

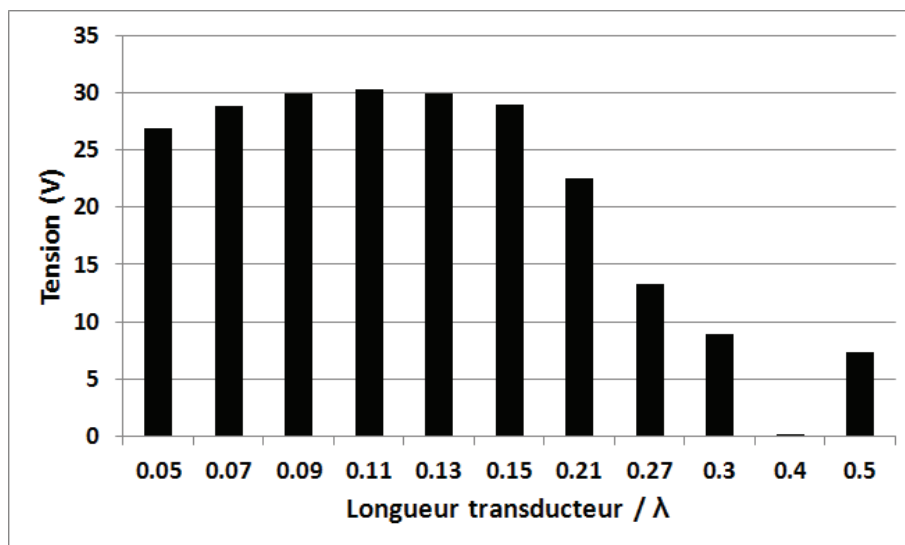


FIGURE II.18 – Réponse en tension pour différentes longueurs de transducteur à 198Hz

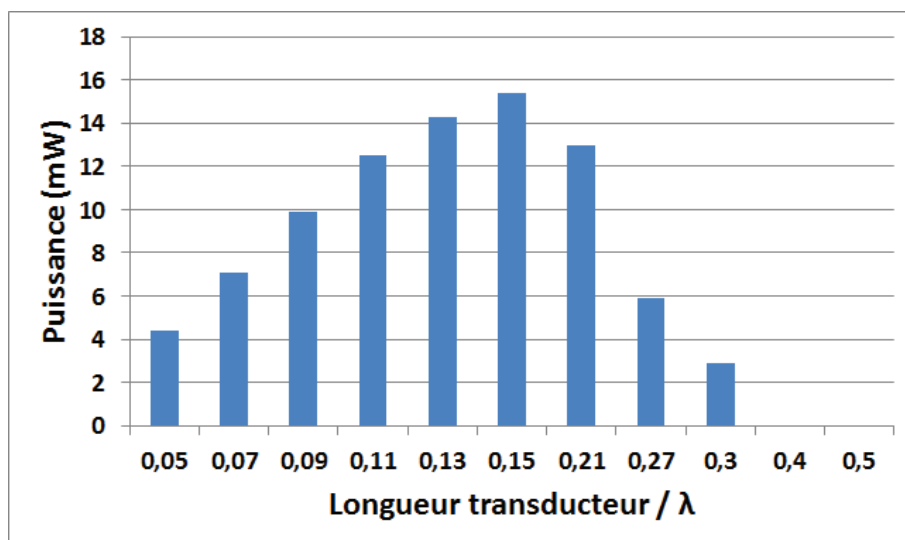


FIGURE II.19 – Réponse en puissance pour différentes longueurs de transducteur à 198Hz

La figure II.20 illustre le placement sur un noeud du transducteur pour ce rapport (l'épaisseur du transducteur a été augmentée afin de pouvoir le visualiser plus facilement). A l'opposé, pour un rapport de 0.11, le transducteur subit les déformations maximales dans son volume.

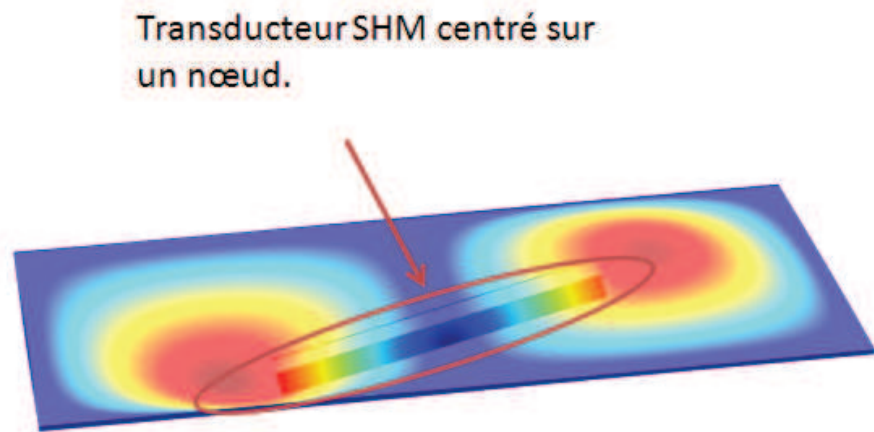


FIGURE II.20 – Centrage du transducteur sur un noeud pour un rapport de 0.4

En conclusion, il apparaît nécessaire pour toute optimisation du rendement d'une part, d'étudier la position des transducteurs sur la structure et d'autre part, de déterminer leur dimensions afin de garantir une réponse en tension optimale.

6 Conclusions

Dans ce chapitre, les trois étapes de la récupération d'énergie vibratoire par transducteur SHM collé ont été modélisées analytiquement. L'approche Bond Graph a été privilégiée dans la mesure où elle est particulièrement bien dédiée à la modélisation des systèmes multiphysiques. Surtout, l'évaluation des bilans énergétiques est facilement conduite avec l'outil Bond Graph. En parallèle de cette modélisation analytique, un modèle éléments finis a été développé afin de comparer les résultats obtenus.

Dans un premier temps, les vibrations de la structure mécanique ont été modélisées analytiquement en utilisant la théorie des plaques. Cette modélisation de la partie mécanique a permis de connaître les champs de déformation transmis au transducteur. Les résultats obtenus correspondent aux ordres de grandeur des déplacements fournis par le modèle éléments finis.

Dans un second temps, les modes de vibration au sein du transducteur ont été étudiés. Devant la complexité à déterminer les vibrations générées dans son volume, une approximation simplifiant le champ de déplacement dans l'épaisseur a été faite. Elle permet de prendre en compte la composante verticale du déplacement dépendant des trois directions de l'espace. Cette approximation a fourni des résultats proches de la simulation MEF. Ces résultats valident donc la modélisation du sous-système *vibrations mécaniques du couple structure/transducteur*.

Après avoir déterminé le champ de déplacement subi par le transducteur, la conversion électromécanique a été étudiée. La réponse en tension du transducteur a été obtenue en utilisant les équations constitutives de la piézoélectricité associées aux vibrations calculées précédemment. Le modèle 2D, par ses réponses en tension obtenues analytiquement, a montré ses limites. En effet, les réponses en tension dans ce cas de figure sont assez différentes des simulations Éléments Finis. En revanche, les réponses en tension pour les dix premiers modes de plaque du modèle prenant en compte la variation de déplacement dans tout le volume du transducteur sont, quant à elles, proches des réponses du modèle MEF, ce qui valide la modélisation du sous-système *conversion électromécanique par le transducteur piézoélectrique*.

Enfin, l'évaluation de la puissance récupérée a été possible en intégrant une charge électrique au modèle. Plusieurs informations ont été déduites grâce à ce modèle, notamment la puissance maximale récupérée et la charge électrique optimale correspondante.

Ce modèle représente donc l'ensemble de la chaîne de récupération d'énergie, de la vibration mécanique initiale jusqu'à la puissance récupérée. La bonne corrélation entre les résultats provenant de la MEF et des modèles a permis de vérifier en partie la validité des modèles développés.

L'atout majeur de ce modèle est sa conception totalement analytique de la vibration mécanique de la structure jusqu'à la puissance maximale que le transducteur peut fournir. Avec ce dernier, on a pu comparer facilement différents types de matériaux piézoélectriques et de géométries et évaluer leur capacité à récupérer l'énergie de vibration. Les localisations optimales des transducteurs pour chaque fréquence propre de la structure ont également été identifiées. L'utilisation combinée des trois fonctions dérivées de ce modèle permet donc de connaître le matériau

le plus performant pour récupérer l'énergie, les zones à privilégier sur la structure et les dimensions optimales afin de récupérer l'énergie de vibration. Cette détermination de la configuration optimale aurait été difficile et coûteuse à réaliser expérimentalement et il est par conséquent intéressant d'utiliser ce modèle lors d'une phase de décision amont. Enfin, cette modélisation a permis d'apporter les connaissances précises des phénomènes physiques mis en jeu lors de la récupération d'énergie et a mis en évidence l'importance de la variation de déplacement dans l'épaisseur du transducteur.

La phase suivante de ces travaux de recherche sera dédiée à la vérification expérimentale du système et des modèles présentés dans ce chapitre.

Chapitre III

Évaluations expérimentales, analytiques et numériques des capacités de récupération d'énergie des transducteurs SHM collés

1 Introduction

Dans le chapitre 2, le modèle analytique de récupération d'énergie vibratoire passive a été validé numériquement pour le cas particulier d'une plaque en appui simple. Ce chapitre a pour objet l'utilisation de ce modèle pour une configuration plus représentative des conditions de vibration d'une structure en vol. Nous présenterons tout d'abord la configuration choisie, déduite d'essais réels réalisés par Airbus sur un de leur appareil. Ensuite, le modèle de récupération d'énergie sera appliqué à cette configuration afin d'obtenir les réponses en tension et les niveaux de puissance récupérée sur une large gamme de fréquence et pour différentes localisations et géométries de transducteurs. En parallèle, nous mettrons en évidence la nécessité de l'utilisation conjointe de la MEF et du modèle analytique pour ce cas réel. Enfin, une phase expérimentale sera conduite afin de vérifier les résultats déduits de la modélisation. Les résultats provenant de la phase expérimentale auront aussi pour conséquence de vérifier la faisabilité de la technique de récupération d'énergie par transducteurs SHM collés et d'évaluer la précision et les limites des modèles analytique et numérique développés.

- La faisabilité du concept sera vérifiée :
 - en mesurant le niveau de puissance récupérée pour vérifier la capacité de récupération d'énergie par un transducteur SHM collé,
 - en conduisant ces mesures sur une large gamme de fréquences pour vérifier la capacité large bande du transducteur SHM,
 - en testant deux géométries de transducteurs.
- La précision des modèles développés sera évaluée :
 - en mesurant les déplacements mécaniques de la structure expérimentalement et en comparant avec le modèle MEF et la théorie des plaques.
 - en confrontant les réponses en tension réelles et les puissances récupérées par les transducteurs SHM avec les réponses obtenues par la MEF et par le modèle Bond Graph,

2 Cadre de l'étude

Des tests de vibrations sur un appareil ont été réalisés en 2006 par Airbus. Des accéléromètres placés en différents endroits de la structure ont permis de mesurer les niveaux de vibration survenant lors des différentes phases de vol. Grâce à ces tests, les spectres vibratoires en plusieurs zones de l'appareil selon les différentes phases de vol sont donc connus.

Suite à l'analyse de ces essais en vol, on s'aperçoit que lors de la phase de décollage, une densité spectrale d'accélération maximale de $0.3 \text{ g}^2/\text{Hz}$ a été mesurée à l'extrémité des ailes (figure III.1a), tandis qu'une densité spectrale d'accélération de $0.1 \text{ g}^2/\text{Hz}$ a été observée lors de la phase d'atterrissage (figure III.1b). Enfin, le niveau maximal de vibration lors de la phase de croisière est égal à $0.4 \text{ g}^2/\text{Hz}$ (figure III.1c).

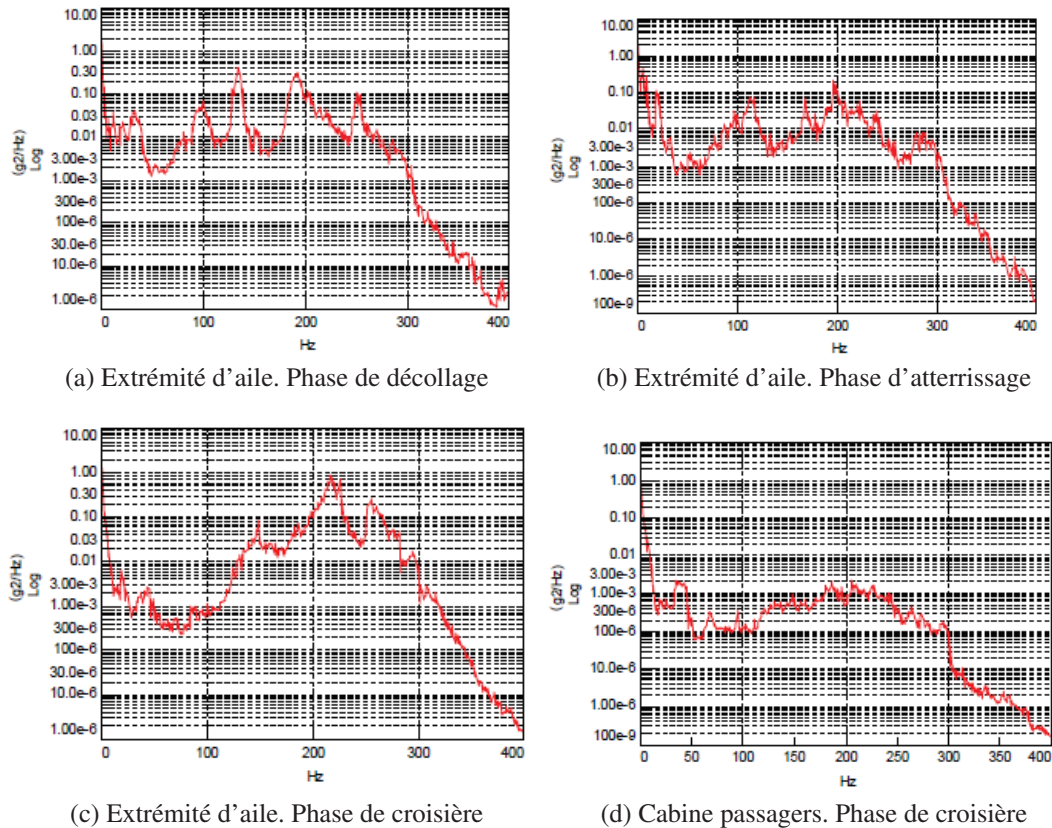


FIGURE III.1 – Niveaux de vibration d'un appareil Airbus en différentes localisations et phases de vol

De ces mesures ressortent plusieurs constatations. En moyenne, les niveaux de vibration sont plus importants lors des phases de décollage et d'atterrissage que lors de la phase de croisière, et ce, même si en une fréquence, le niveau maximal a été atteint lors de la croisière. On notera également que les accéléromètres utilisés pour le test ont une fréquence de coupure de 300Hz.

Il apparaît aussi que les niveaux de vibrations sont extrêmement variables selon la zone de l'appareil. A titre d'exemple, les vibrations durant la phase de croisière mesurées dans la cabine passagers sont faibles comme le montre la figure III.1d. Cette constatation met en évidence l'importance de la localisation des récupérateurs d'énergie qui doivent être placés sur des zones générant un niveau suffisant de vibrations. Cet aspect avait déjà été souligné au chapitre 2, paragraphe 5.3. Une étude mécanique des vibrations de la structure revêt donc ici toute son utilité.

Par ailleurs, une transformée de Wigner-Ville d'un signal reçu par un accéléromètre est présentée en figure III.2. De nombreuses composantes fréquentielles apparaissent, ce qui signifie que l'énergie mécanique est distribuée sur l'ensemble du spectre vibratoire. Les niveaux de vibrations sont certes concentrés sur les basses fréquences mais dans cette zone, la distribution du spectre justifie pleinement la nécessité d'avoir une capacité de récupération large bande.

Pour conclure, ce test en vol démontre que les spectres et les niveaux de vibrations peuvent grandement fluctuer selon les zones de l'appareil, selon les phases de vol et selon la configuration de la structure. Ces mesures montrent surtout la présence de vibrations mécaniques naturelles de l'avion lors du vol ce qui confirme la possibilité d'utiliser une technique de récupération

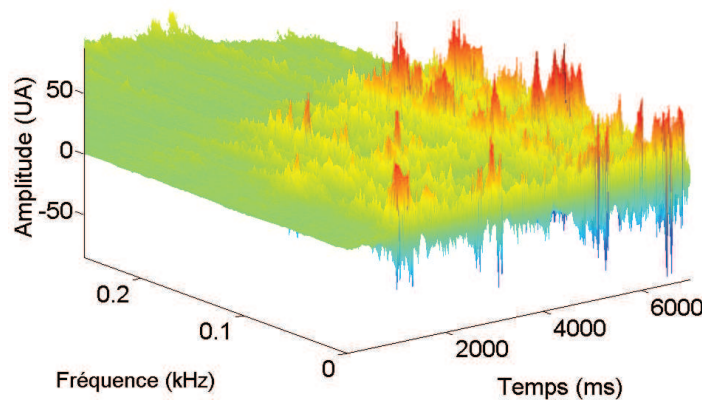


FIGURE III.2 – Transformée de Wigner-Ville d'un signal reçu par un accéléromètre

d'énergie vibratoire pour alimenter les systèmes SHM. D'un point de vue général, il apparaît également que les niveaux de vibrations sont en deçà des niveaux générés lors des expériences en laboratoire. Ces tests permettent donc de définir le cadre de l'étude expérimentale.

Cette étude sera réalisée en ayant recours au modèle prédictif de récupération d'énergie et en utilisant également un banc d'essai expérimental représentatif, en première approche, des vibrations d'une aile d'avion. Cette étude a pour but de vérifier les capacités des transducteurs SHM à récupérer l'énergie de vibration naturelle sur une gamme de fréquences étendue. Le spectre vibratoire qui sera recréé ici s'étendra de 100Hz à 611Hz afin de représenter les fréquences de vibrations naturelles des aéronefs. Il s'agit donc ici de récupérer l'énergie de vibration basse fréquence.

La configuration choisie consiste en une plaque aluminium encastrée sur l'un de ses bords et excitée à proximité du bord opposé à l'encastrement. Cette configuration résulte donc en un montage en cantilever.

La figure III.3 présente le banc d'essai correspondant à cette configuration. La plaque aluminium de longueur 500mm, de largeur 300mm et d'épaisseur 3mm est encastrée sur un bâti par l'un de ses bords et les vibrations mécaniques sont générées par un pot vibrant *Signal Force* de *DataPhysics Equipment*. La force d'excitation est en outre appliquée à la plaque au point 0 de la figure III.4.

Afin de mesurer la puissance électrique récoltée, un redresseur double alternance associé à une charge électrique a été réalisé et connecté aux transducteurs SHM. La plaque a été instrumentée avec plusieurs transducteurs SHM comme présenté sur la figure III.4. Il s'agit de disques et de plaques parallélépipédiques Pz 27 de Ferroperm Piezoceramics S/A classiquement utilisés pour le SHM. Les dimensions et coordonnées des transducteurs SHM sont indiquées dans le Tableau III.1.

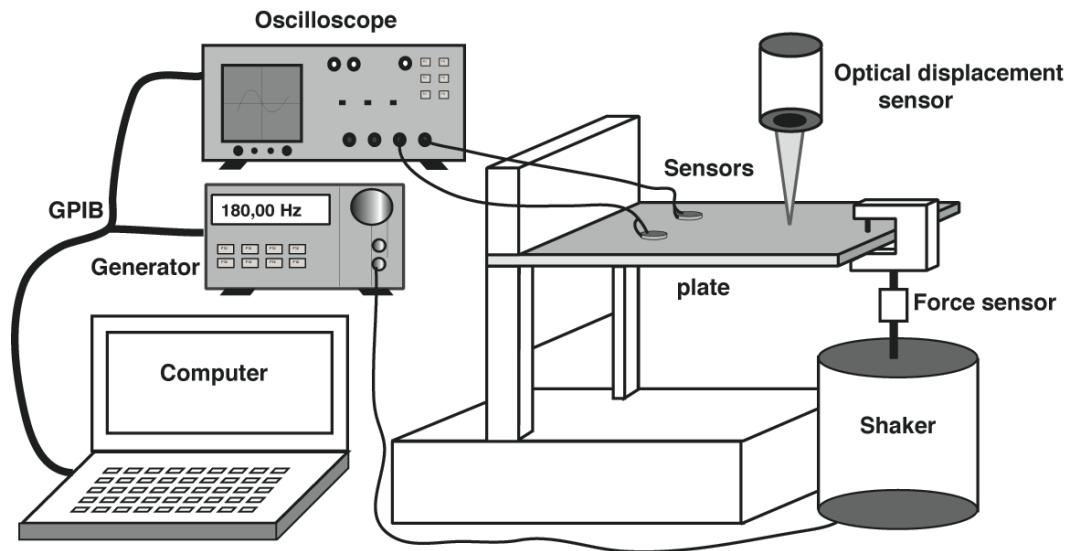


FIGURE III.3 – Schématisation du dispositif expérimental

transducteur n°	Type de géométrie	Coordonnées du centre (mm)	Dimensions (mm)	Type de matériau
1	circulaire	(158 ; 154)	∅ 20, épaisseur 1	Pz27
2	circulaire	(210 ; 117)	∅ 20, épaisseur 1	Pz27
3	circulaire	(255 ; 180)	∅ 20, épaisseur 2	Pz27
4	rectangulaire	(367 ; 260)	(50 * 25), épaisseur 1	Pz27

Tableau III.1 – Localisation, dimensions et type de matériau pour les récupérateurs d'énergie

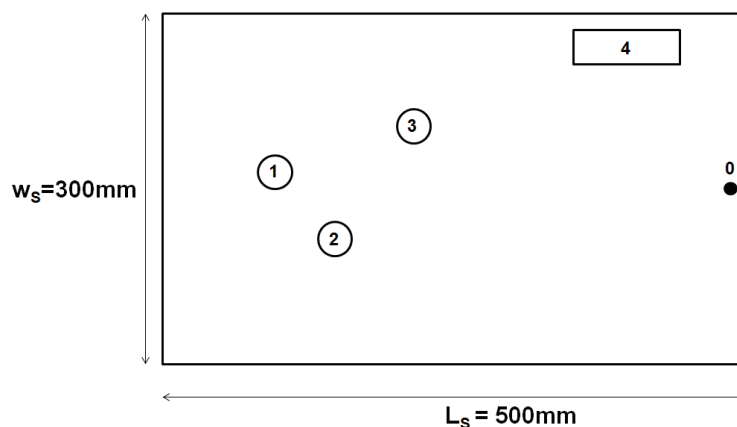


FIGURE III.4 – Localisation et géométrie des récupérateurs d'énergie SHM

Dans la suite, le modèle de récupération d'énergie sera utilisé pour estimer le comportement des transducteurs sur la gamme de fréquence comprise entre 100Hz et 611Hz et en mesurant leur réponse en tension et les niveaux de puissance récoltée.

3 Modèle prédictif de récupération d'énergie

3.1 Modèle Bond Graph appliqué au banc d'essai

Pour cette étude, le modèle de récupération d'énergie développé et présenté au chapitre 2 (figure III.5) est repris en partie puisque l'entrée du modèle correspond cette fois-ci à la force qui sera appliquée expérimentalement sur la structure réelle présentée au paragraphe 4.2. Elle sera mesurée par l'intermédiaire du capteur de force et s'étendra de 100Hz à 611Hz.

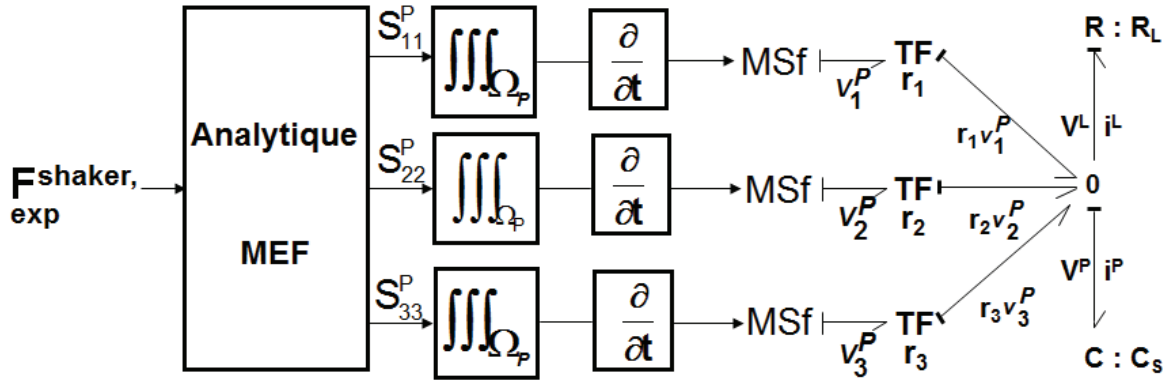


FIGURE III.5 – Modèle Bond Graph complet du transducteur SHM

Dans le chapitre 2, les déplacements transmis au transducteur, et nécessaires à l'utilisation du modèle Bond Graph, étaient obtenus par la théorie des plaques en fonction de F_{shaker} , effort transmis par le pot vibrant à la plaque. Ici, le développement d'une solution totalement analytique caractérisant les vibrations d'une plaque encastree/libre n'est pas aisée. Aussi, bien que Gorman [137] et Yu [138] proposent dans leur travaux des développements analytiques basés sur la méthode de superposition, la détermination des solutions des équations différentielles nécessite encore une résolution numérique. De plus, le transducteur SHM travaille sur une large gamme de fréquences et plus uniquement aux résonances de la structure. Il n'existe donc pas nécessairement d'expression analytique du champ de déplacement dans la structure pour toutes les fréquences. L'ensemble de ces raisons nous a donc conduit par la suite à développer une approche semi-analytique en utilisant un modèle MEF pour obtenir les entrées du modèle Bond Graph.

3.2 Modélisation MEF

Le modèle Éléments Finis du dispositif présenté figure III.3 a été réalisé avec le logiciel Comsol Multiphysics 4.3 et est composé de 21594 éléments. Le signal de force transmis à la plaque par le pot vibrant et mesuré par le capteur de force est appliqué à la plaque dans le modèle MEF sur une zone équivalente à la pince du pot vibrant, ce qui assure la reproduction précise des conditions expérimentales. Une analyse harmonique a été menée et les valeurs en chaque noeud

des déplacements de la structure et des récupérateurs d'énergie ont été relevées comme illustré sur la figure III.6a.

Les résultats discrets obtenus à chaque noeud du modèle ont ensuite été interpolés numériquement afin d'obtenir des polynômes décrivant le champ de déplacement. Pour être à même de réaliser cette interpolation, il est nécessaire de connaître le champ de déplacement sur une zone régulière ce qui n'est pas le cas avec un maillage tétraédrique. Afin de pallier ce problème, les valeurs discrètes de chaque noeud ont été estimées et reconstruites sur une surface régulière. A cette étape, une matrice ordonnée décrit le champ de déplacement sur une surface régulière comme présenté sur la figure III.6b.

Enfin, cette matrice de points a été interpolée en deux dimensions pour obtenir un polynôme décrivant analytiquement le champ de déplacement. La reconstruction du polynôme, présentée sur la figure III.6c, permet alors d'évaluer la précision de la reconstruction. Dans le cas de la plaque encastree/libre, on note une légère divergence dans le déplacement à l'encastrement censé être nul, néanmoins, en dehors de cette zone, l'allure et l'amplitude des déplacements sont retrouvées par l'interpolation numérique.

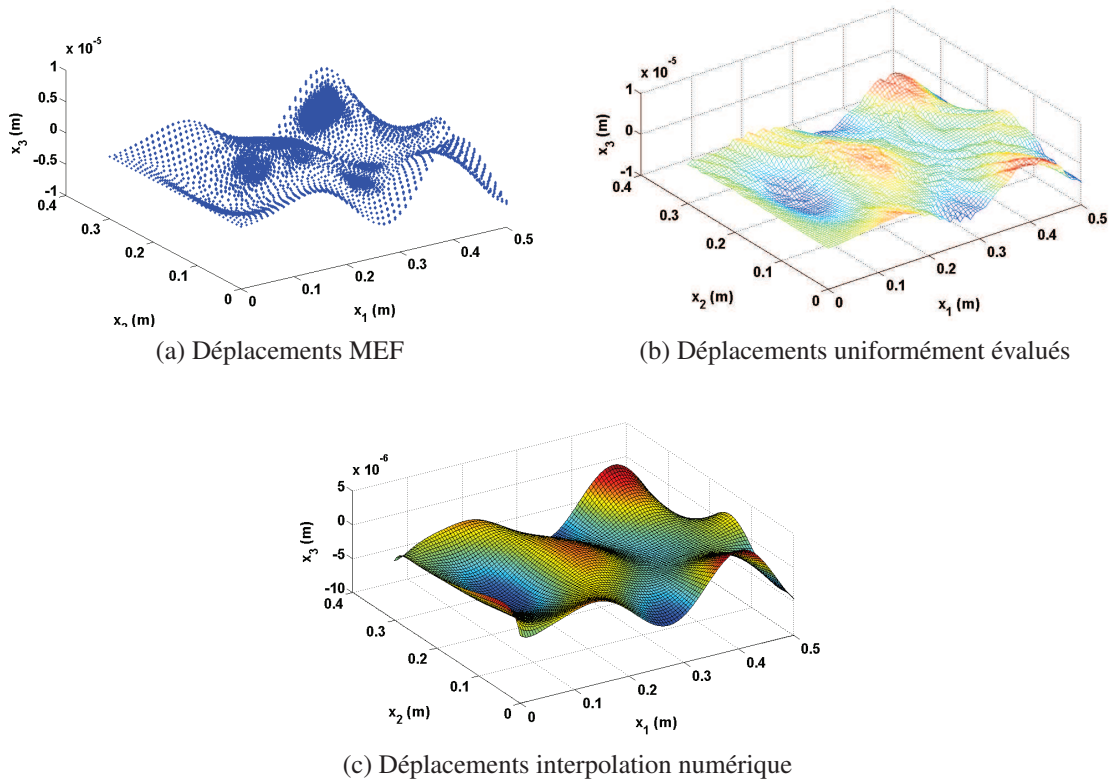


FIGURE III.6 – Reconstruction du champ de déplacement par interpolation numérique

Grâce à cette interpolation, les trois composantes de déplacements u_1^S , u_2^S et u_3^S sont déterminées semi-analytiquement par un polynôme à deux variables représentant les directions x_1 et x_2 du repère cartésien $(0, x_1, x_2, x_3)$.

Cette interpolation numérique a été réalisée avec MATLAB et les polynômes obtenus sont représentés sous la forme d'un vecteur des coefficients du polynôme sous forme ascendante. Pour

un polynôme de degré 3, la composante u_1^S du champ de déplacement est représentée par l'équation III.1 :

$$u_1^S(x, y) = a_1^S + a_2^S x_1 + a_3^S x_2 + a_4^S x_1^2 + a_5^S x_1 x_2 + a_6^S x_2^2 + a_7^S x_1^3 + a_8^S x_1^2 x_2 + a_9^S x_1 x_2^2 + a_{10}^S x_2^3 \quad (\text{III.1})$$

avec le vecteur a_i représentant les coefficients polynomiaux.

Les polynômes obtenus étant destinés à être utilisés dans un modèle analytique, il a donc été nécessaire d'obtenir une fonction décrivant ce polynôme. Le polynôme présenté à l'équation (III.1) a donc été généralisé pour un degré m, n et o pour les trois composantes de déplacement u_1^S , u_2^S et u_3^S . Le champ de déplacement en surface de la plaque est donc exprimé par une somme exacte présentée à l'équation (III.2).

$$\begin{aligned} u_1^S(x_1, x_2) &= \sum_{l=0}^m \sum_{k=l}^m a_{\frac{(m+1-l)(m+2-l)-2(m-k)}{2}}^S x_1^{m-k} x_2^{k-l} \\ u_2^S(x_1, x_2) &= \sum_{l=0}^n \sum_{k=l}^n b_{\frac{(n+1-l)(n+2-l)-2((n-k))}{2}}^S x_1^{n-k} x_2^{k-l} \\ u_3^S(x_1, x_2) &= \sum_{l=0}^o \sum_{k=l}^o c_{\frac{(o+1-l)(o+2-l)-2((o-k))}{2}}^S x_1^{o-k} x_2^{k-l} \end{aligned} \quad (\text{III.2})$$

Les vecteurs a^S , b^S et c^S représentent respectivement les coefficients polynomiaux des composantes de déplacement u_1^S , u_2^S et u_3^S à la surface de la plaque.

Afin de simplifier l'écriture, la notation suivante sera adoptée dans la suite du développement pour les coefficients a^S , b^S et c^S .

$$\begin{aligned} a_{mkl}^S &= a_{\frac{(m+1-l)(m+2-l)-2(m-k)}{2}}^S \\ b_{nkl}^S &= b_{\frac{(n+1-l)(n+2-l)-2((n-k))}{2}}^S \\ c_{okl}^S &= c_{\frac{(o+1-l)(o+2-l)-2((o-k))}{2}}^S \end{aligned} \quad (\text{III.3})$$

Le champ de déplacement à la surface de la plaque est donc désormais complètement déterminé et de celui-ci, on peut dériver les composantes transmises au transducteur et ainsi obtenir la réponse en tension via le modèle Bond Graph. Les paragraphes suivants présentent les développements de ces calculs.

3.3 Réponse en tension analytique : cas d'un transducteur à géométrie rectangulaire

Dans le transducteur, il est désormais possible de décrire plus précisément le champ de déplacement dans la mesure où l'on travaille désormais à partir des résultats MEF comme entrée.

Les variations des composantes tangentielles u_1^P et u_2^P dans l'épaisseur sont donc maintenant également prises en compte contrairement au chapitre 2. Au même titre que pour la composante normale u_3^P , la variation de déplacement dans l'épaisseur pour ces composantes sera considérée comme linéaire comme illustré par l'équation (III.6).

$$\begin{aligned} u_1^P(x, y, z) &= u_1^S(x, y) + \frac{u_1^T(x, y) - u_1^S(x, y)}{T_P} \cdot x_3 \\ u_2^P(x, y, z) &= u_2^S(x, y) + \frac{u_2^T(x, y) - u_2^S(x, y)}{T_P} \cdot x_3 \\ u_3^P(x, y, z) &= u_3^S(x, y) + \frac{u_3^T(x, y) - u_3^S(x, y)}{T_P} \cdot x_3 \end{aligned} \quad (\text{III.4})$$

Les variables u_1^T , u_2^T et u_3^T correspondent aux composantes de déplacement sur la face supérieure du transducteur. Elles sont évaluées par interpolation numérique du champ de déplacement obtenu par Éléments Finis.

Elles ont pour expression

$$\begin{aligned} u_1^T(x_1, x_2) &= \sum_{l=0}^m \sum_{k=l}^m a_{mkl}^T x_1^{m-k} x_2^{k-l} \\ u_2^T(x_1, x_2) &= \sum_{l=0}^n \sum_{k=l}^n b_{nkl}^T x_1^{n-k} x_2^{k-l} \\ u_3^T(x_1, x_2) &= \sum_{l=0}^o \sum_{k=l}^o c_{okl}^T x_1^{o-k} x_2^{k-l} \end{aligned} \quad (\text{III.5})$$

avec a^T , b^T et c^T les coefficients polynomiaux des déplacements sur la face supérieure du transducteur.

Par conséquent, le champ de déplacement dans le transducteur s'écrit :

$$\begin{aligned} u_1^P(x, y, z) &= \sum_{l=0}^m \sum_{k=l}^m \left[\left(a_{mkl}^S + \frac{\Delta a_{mkl}}{T_P} \cdot x_3 \right) x_1^{m-k} x_2^{k-l} \right] \\ u_2^P(x, y, z) &= \sum_{l=0}^n \sum_{k=l}^n \left[\left(b_{nkl}^S + \frac{\Delta b_{nkl}}{T_P} \cdot x_3 \right) x_1^{n-k} x_2^{k-l} \right] \\ u_3^P(x, y, z) &= \sum_{l=0}^r \sum_{k=l}^r \left[\left(c_{rkl}^S + \frac{\Delta c_{rkl}}{T_P} \cdot x_3 \right) x_1^{r-k} x_2^{k-l} \right] \end{aligned} \quad (\text{III.6})$$

avec

$$\Delta a_{mkl} = a_{mkl}^T - a_{mkl}^S \quad (\text{III.7})$$

Le champ de déplacement dans le transducteur ayant été déterminé, sa réponse en tension est obtenue en combinant les équations (II.6) et (III.6).

Les déformations subies par le transducteur s'expriment alors comme :

$$\begin{aligned}
 S_{11} &= \sum_{l=0}^{m-1} \sum_{k=l}^{m-1} (m-k) \left(a_{mkl}^S + \frac{\Delta a_{mkl}}{T} . z \right) x_1^{m-k-1} x_2^{k-l} \\
 S_{22} &= \sum_{l=0}^{n-1} \sum_{k=l}^{n-1} (k-l) \left(b_{nkl}^S + \frac{\Delta b_{nkl}}{T} . z \right) x_1^{n-k} x_2^{k-l-1} \\
 S_{33} &= \sum_{l=0}^{o-1} \sum_{k=l}^{o-1} \frac{\Delta c_{rkl}}{T} x_1^{o-k} x_2^{k-l}
 \end{aligned} \tag{III.8}$$

En conservant les notations de la figure II.5 présentée au chapitre 2, la réponse en tension du transducteur SHM rectangulaire a donc pour expression littérale :

$$\begin{aligned}
 V = \frac{1}{\Gamma^P} & \left[h_{31} \left(\sum_{l=0}^{m-1} \sum_{k=l}^{m-1} \frac{1}{k-l+1} \left(a_{mkl}^S T_P + \Delta a_{mkl} \frac{T_P}{2} \right) (L_M^{m-k} - L_m^{m-k}) (W_M^{k-l+1} - W_m^{k-l+1}) \right. \right. \\
 & + \sum_{l=0}^{n-1} \sum_{k=l}^{n-1} \frac{1}{n-k+1} \left(b_{nkl}^S T_P + \Delta b_{nkl} \frac{T_P}{2} \right) (L_M^{n-k+1} - L_m^{n-k+1}) (W_M^{k-l} - W_m^{k-l}) \Big) \\
 & \left. \left. - h_{33} \sum_{l=0}^{r-1} \sum_{k=l}^{r-1} \frac{1}{(r-k+1)(k-l+1)} |\Delta c_{rkl}| (L_M^{o-k+1} - L_m^{o-k+1}) (W_M^{k-l+1} - W_m^{k-l+1}) \right] \right] \tag{III.9}
 \end{aligned}$$

Un script MATLAB a été écrit afin de réaliser l'interpolation numérique et d'implémenter cette expression analytique. La réponse obtenue autour de 560Hz avec ce script est présentée sur la figure III.7.

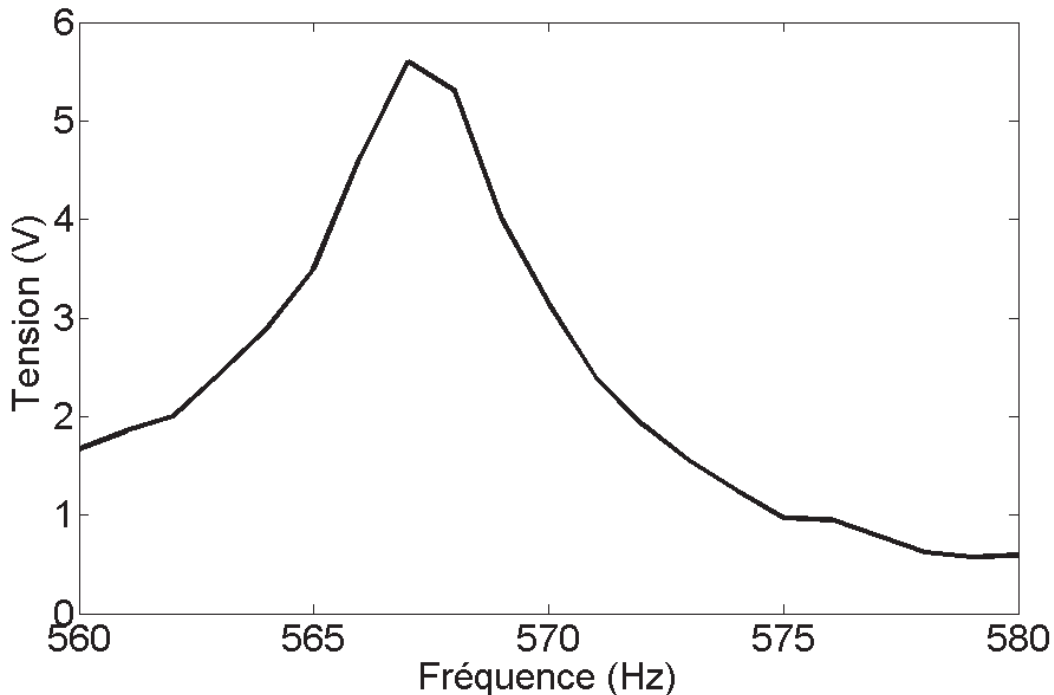


FIGURE III.7 – Réponse en tension simulée du transducteur n°4

Ce modèle semi-analytique met bien en évidence le mode de résonance de la plaque à 567Hz. Dans la section dédiée à la comparaison expérimentale, nous vérifierons si les ordres de grandeur des tensions estimées sont corrects. La section suivante traite du transducteur à géométrie circulaire.

3.4 Réponse en tension semi-analytique : cas d'un transducteur à géométrie circulaire

Dans ce paragraphe, plusieurs méthodes de calcul ont été étudiées afin d'obtenir la réponse en tension et en puissance des transducteurs circulaires. Elles sont présentées dans la suite avec leur principe de fonctionnement et leur limites. Enfin, les résultats obtenus avec la technique retenue seront illustrés.

La première technique de calcul intuitive consiste à refaire l'ensemble des étapes présentées au chapitre 2 en coordonnées polaires afin de faciliter le calcul de la réponse en tension. Dans ce cas, l'origine des coordonnées cylindriques est située au centre du disque et l'analogie avec le système cartésien développé précédemment est [126] :

$$(1, 2, 3) \rightarrow (r, \theta, z) \quad (\text{III.10})$$

Du fait de la symétrie axiale du transducteur, toutes les variables sont indépendantes de θ , et, par conséquent, on peut écrire que $u_\theta = 0$.

En polaire, les déformations ont pour expression :

$$S_{rr} = \frac{\partial u_r}{\partial r} \quad (\text{III.11})$$

$$S_{\theta\theta} = \frac{u_r}{r} \quad (\text{III.12})$$

$$S_{zz} = \frac{\partial u_z}{\partial z} \quad (\text{III.13})$$

$$S_{r\theta} = S_{rz} = S_{z\theta} = 0 \quad (\text{III.14})$$

ce qui donne une réponse en tension similaire à celle présentée à l'équation (II.8) en coordonnées cartésiennes.

$$V^P = \frac{1}{\Gamma^P} \iiint_{\Omega^P} (h_{31} (S_{rr}^P + S_{\theta\theta}^P) + h_{33} S_{zz}^P) r dr d\theta dz \quad (\text{III.15})$$

Si la réponse en tension est facilement déterminée avec cette expression, la difficulté ici réside dans l'obtention des déformations en coordonnées polaires. En effet, les calculs de la théorie des plaques présentés au chapitre 2 doivent être repris à partir de l'équation de flexion des plaques en coordonnées polaires ce qui entraîne plusieurs difficultés.

Premièrement, il faut exprimer le double Laplacien (III.16) en coordonnées polaires, ce qui au vu de l'équation (III.16) complique singulièrement la résolution des calculs.

$$\Delta^2 = \nabla^4 = \left(\frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} \right) \left(\frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} \right) \quad (\text{III.16})$$

Deuxièmement, et même s'il est possible de réaliser ces calculs dans le cas des plaques circulaires, nous sommes limités ici par le fait que la plaque utilisée est rectangulaire avec des conditions aux bords rectilignes. Il est donc impossible d'exprimer en coordonnées polaires un problème à géométrie rectangulaire. Suite à ces constatations, il est apparu comme peu probable, voire impossible que cette technique de calcul aboutisse.

Dès lors, une deuxième méthode a été envisagée. Au lieu de représenter le champ de déplacement de la plaque rectangulaire en coordonnées polaires, nous avons choisi d'exprimer l'intégrale des déformations sous le disque piézoélectrique en coordonnées cartésiennes. Les déformations sont ici déterminées par interpolation numérique comme présenté par l'équation (III.2) et c'est l'intégration dans le transducteur circulaire qui est cette fois-ci conduite en coordonnées cartésiennes. Cette solution a donc comme avantage d'utiliser le champ de déplacement de la plaque déjà déterminé en coordonnées cartésiennes. Le développement de cette technique est présenté ci-après.

En partant de l'équation du disque

$$(x - X_0)^2 + (y - Y_0)^2 = R^2 \quad (\text{III.17})$$

avec R le rayon du transducteur SHM et avec

$$x \in [-R + X_0, R + X_0] \quad (\text{III.18a})$$

$$y \in [u(x), v(x)] \quad (\text{III.18b})$$

on a

$$u(x) = Y_0 - \sqrt{R^2 - (x - X_0)^2} = u(x) \quad (\text{III.19a})$$

$$v(x) = Y_0 + \sqrt{R^2 - (x - X_0)^2} = v(x) \quad (\text{III.19b})$$

La réponse en tension du disque piézoélectrique exprimée en coordonnées cartésiennes correspond donc à l'équation (II.8). Afin d'illustrer cette approche, la suite du calcul traitera uniquement du premier terme, c'est-à-dire de la contribution de la déformation S_{11} , la réponse totale correspondant bien évidemment à la somme des intégrales de chaque contribution (S_{11} , S_{22} et S_{33}).

L'intégrale triple de la déformée S_{11} s'écrit :

$$A = \int_{X_0-R}^{X_0+R} \int_{u(x)}^{v(x)} (S_{11}) dx dy = \int_{X_0-R}^{X_0+R} \sum_{l=0}^{n-1} \sum_{k=l}^{n-1} a_{nkl} \frac{n-k}{k+1-l} x^{n-k-1} \left(\left(Y_0 + \sqrt{R^2 - (x - X_0)^2} \right)^{k-l+1} - \left(Y_0 - \sqrt{R^2 - (x - X_0)^2} \right)^{k-l+1} \right) dx \quad (\text{III.20})$$

En utilisant la formule du binôme de Newton, l'équation (III.20) peut se reformuler plus simplement comme :

$$A = \int_{X_0-R}^{X_0+R} \sum_{l=0}^{n-1} \sum_{k=l}^{n-1} \frac{n-k}{k+1-l} a_{nkl} x^{n-k-1} \sum_{p=0}^{k-l+1} C_p^{k-l+1} (1 - (-1)^p) Y_0^{k-l+1-p} \sqrt{R^2 - (x - X_0)^2}^p dx \quad (\text{III.21})$$

Afin de faciliter l'intégration des termes en $\sqrt{R^2 - (x - X_0)^2}^p$, le changement de variable suivant est ensuite utilisé :

$$\sin \theta = \frac{x - X_0}{R} \quad (\text{III.22})$$

et

$$R \cos \theta d\theta = dx \quad (\text{III.23})$$

Pour cette configuration, $\exists ! \theta \in \left[-\frac{\pi}{2}, \frac{\pi}{2}\right]$ tel que $\sin \theta = \frac{x-X_0}{R}$

L'équation (III.21) se réécrit alors comme :

$$\begin{aligned} A &= \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \sum_{l=0}^{n-1} \sum_{k=l}^{n-1} \frac{n-k}{k+1-l} a_{nkl} (R \sin \theta + X_0)^{n-k-1} \sum_{p=0}^{k-l+1} C_p^{k-l+1} Y_0^{k-l+1-p} \sqrt{R^2 (1 - \sin^2 \theta)}^p \\ &\quad (1 - (-1)^p) R \cos \theta d\theta \\ &= \sum_{l=0}^{n-1} \sum_{k=l}^{n-1} \sum_{u=0}^{n-k-1} \sum_{p=0}^{k-l+1} C_u^{n-k-1} C_p^{k-l+1} \frac{n-k}{k+1-l} a_{nkl} X_0^{n-k-1-u} R^u \\ &\quad Y_0^{k-l+1-p} R^{p+1} (1 - (-1)^p) \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \sin^u \theta \cos^{p+1} \theta d\theta \end{aligned} \quad (\text{III.24})$$

A ce stade, des simplifications selon les cas de parité peuvent être faites dans la mesure où l'équation (III.24) est nulle pour p paire et u impaire, ce qui conduit à l'expression suivante :

$$A = 4 \sum_{l=0}^{n-1} \sum_{k=l}^{n-1} \sum_{p=0}^{E\left(\frac{k-l}{2}\right)} \sum_{u=0}^{E\left(\frac{n-k-1}{2}\right)} C_{2u}^{n-k-1} C_{2p+1}^{k-l+1} \frac{n-k}{k+1-l} a_{nkl} X_0^{n-k-1-2u} R^{2p+2+2u} Y_0^{k-l+1-2p-1} \int_0^{\frac{\pi}{2}} \sin^{2u} \theta \cos^{2p+2} \theta d\theta \quad (\text{III.25})$$

On utilise ici la notation suivante :

$$I_{2u,2p+2} = \int_0^{\frac{\pi}{2}} \sin^{2u} \theta \cos^{2p+2} \theta d\theta \quad (\text{III.26})$$

La détermination de $I_{2u,2p+2}$ par la formule de réduction est présentée en annexe C.

Avec l'expression de $I_{2u,2p+2}$ illustrée par l'équation (C.10) en annexe C, l'équation (III.20) devient :

$$A = 2 \sum_{l=0}^{n-1} \sum_{k=l}^{n-1} \sum_{p=0}^{E\left(\frac{k-l}{2}\right)} \sum_{u=0}^{E\left(\frac{n-k-1}{2}\right)} \left(C_{2u}^{n-k-1} C_{2p+1}^{k-l+1} \frac{n-k}{k+1-l} a_{nkl} X_0^{n-k-1-2u} R^{2(p+1+u)} Y_0^{k-l-2p} \frac{(2p+1)!u!(2u)!\pi}{2^{2u(2p+1)}(u!)^2(u+p+1)!p!} \right) \quad (\text{III.27})$$

Cette expression est représentée ici sous sa forme la plus simple. Son utilisation n'est pas aisée à cause de la présence des parties entières et des sommes imbriquées. Le calcul de la réponse en tension pour des polynômes d'ordre 6 en moyenne entraînerait ici d'inévitables divergences. De plus, il ne s'agit là que de la contribution de la déformée S_{11} . La réponse en tension est obtenue pour la somme des trois intégrales des déformations ce qui ajoute encore de la lourdeur au calcul et à son expression littérale.

C'est pourquoi une troisième technique a alors été considérée. Il s'agit désormais de mailler, à la manière des éléments finis, le plus finement possible, le disque piézoélectrique avec des géométries facilement paramétrables en coordonnées cartésiennes. Décrire le disque piézoélectrique avec ces éléments permettrait de calculer pour chacun d'eux les intégrales des déformations et d'assembler ensuite celles-ci sous l'aire équivalente. Un premier test a été réalisé avec une association d'éléments carrés et triangulaires comme présenté sur la figure III.8.

Les équations des triangles sont déterminées par les relations trigonométriques classiques. Il est donc aisé d'ajouter des triangles afin d'approcher au mieux le cercle. Cependant, afin d'obtenir la réponse en tension, il est nécessaire dans un premier temps de déterminer les polynômes sous les triangles et dans un second temps de les intégrer. Or, l'évaluation des polynômes se fait uniquement sous une surface maillée régulièrement. Cette surface est paramétrée par les vecteurs longueur et largeur qui la décrivent. Afin de décrire les triangles, il faut représenter sa

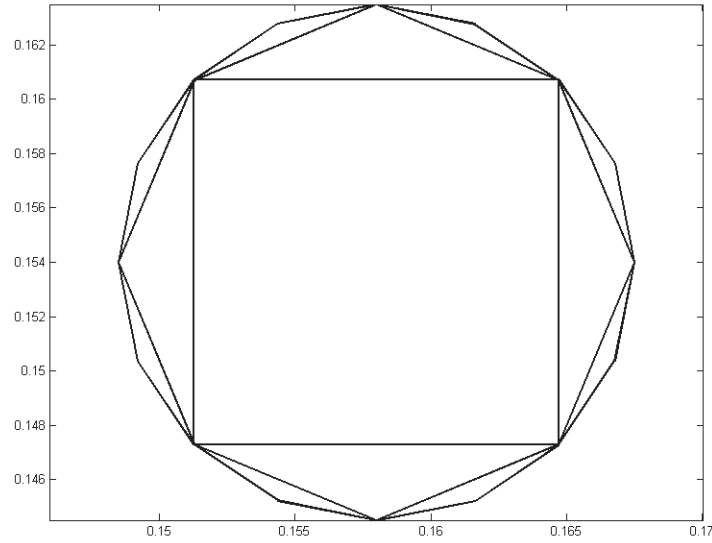


FIGURE III.8 – Éléments approxinant les récupérateurs d'énergie circulaires

penne, c'est-à-dire avec une fonction $y = f(x)$ et le maillage obtenu pour un triangle n'est donc pas régulier. Les matrices contenant les points sont donc triangulaires ce qui fausse l'évaluation polynômiale de par la présence de zéros dans l'autre partie des matrices.

Suite à ces constatations, les éléments triangulaires ont donc été remplacés par des éléments rectangulaires afin de permettre l'interpolation du champ de déplacement. La précision de l'approximation du disque par des carrés est moins aisée que par des éléments triangulaires et des éléments plus nombreux sont requis comme présenté sur la figure III.9.

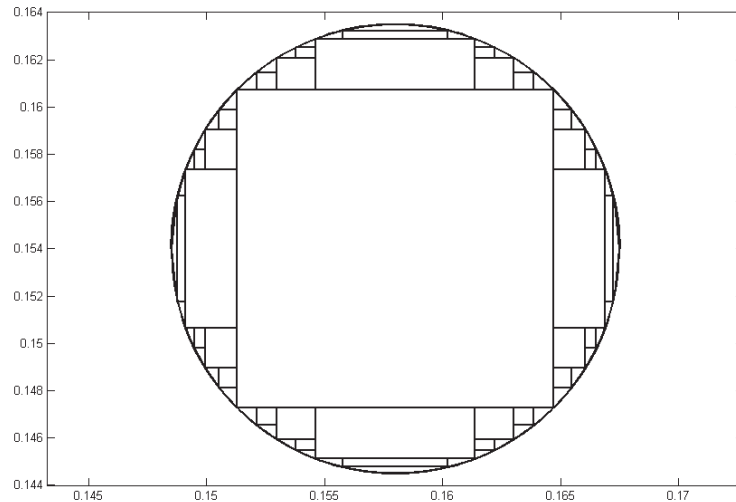


FIGURE III.9 – Éléments carrés approxinant les récupérateurs d'énergie circulaires

Ensuite, pour chaque élément, les polynômes représentant les trois composantes de déplacements ont été déterminés. La réponse en tension globale est obtenue en assemblant les polynômes obtenus pour chaque élément. Si on note n le nombre d'éléments et $j=[1, 3]$ les trois composantes de déplacements, on a P_{ij} le polynôme décrivant le déplacement dans la direction j pour l'élément i . Avec Seq la surface équivalente de ces éléments assemblés la réponse en tension est obtenue par :

$$V = \frac{1}{S_{eq}} \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^3 \iiint P_{ij} \partial \Omega_i^P \quad (\text{III.28})$$

La surface équivalente obtenue lors de la discrétisation représente 90% de la surface du disque réel et la réponse en tension obtenue autour du pic de résonance de 256Hz est présentée sur la figure III.10.

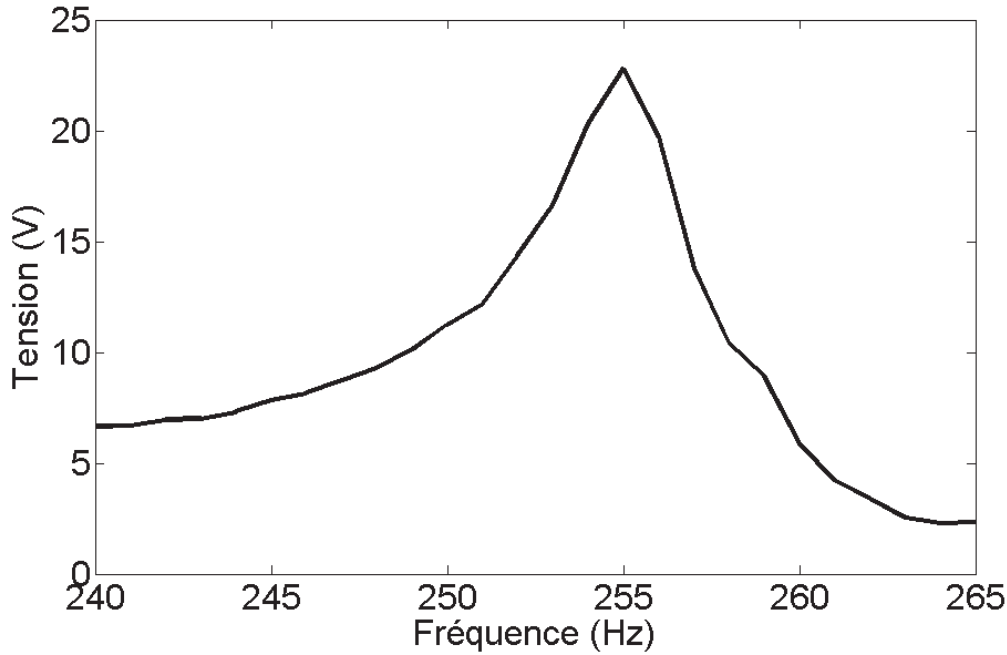


FIGURE III.10 – Réponse en tension du transducteur n°1

On observe que cette réponse en tension obtenue analytiquement met en évidence un mode de résonance autour de 256Hz. Comme pour le transducteur rectangulaire, nous vérifierons dans la partie suivante si les réponses estimées approximent correctement les réponses réelles. A ce stade, nous avons un modèle prédictif qui, en première approche, est en mesure de simuler le comportement de deux types de transducteurs à différentes positions et pour différentes fréquences. Il permet surtout d'évaluer leur réponse en tension et d'estimer le niveau de puissance maximum récupérable par le transducteur.

3.5 Évaluation de la puissance récupérée par la modélisation semi-analytique

L'ensemble des paramètres nécessaires au fonctionnement du modèle Bond Graph ayant été déterminé dans le paragraphe précédent, on peut facilement calculer la puissance maximale qu'un transducteur peut récolter ainsi que la charge optimale correspondante. Le test suivant a été conduit avec le transducteur circulaire n°1 à 256Hz. Des charges différentes ont été testées avec le modèle Bond Graph complet (cf. figure III.5). Les tensions aux bornes des différentes valeurs de résistance sont présentées figure III.11 et les puissances correspondantes sont données à la

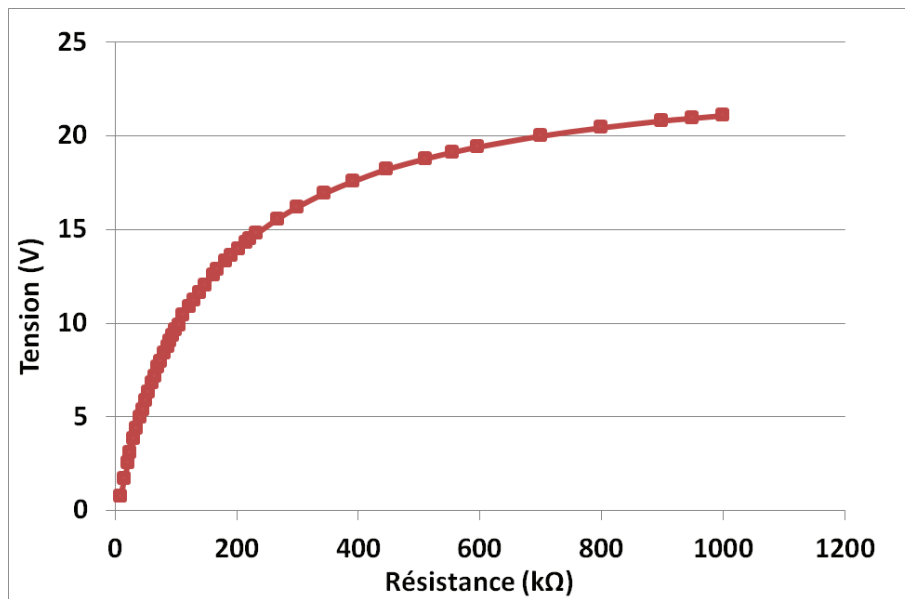


FIGURE III.11 – Réponse en tension théorique du transducteur n°1 en fonction de la charge électrique

figure III.12. Avec le modèle Bond Graph, on estime qu'une puissance d'environ 0.8mW peut être récoltée et transmise à une charge d'environ 100kΩ.

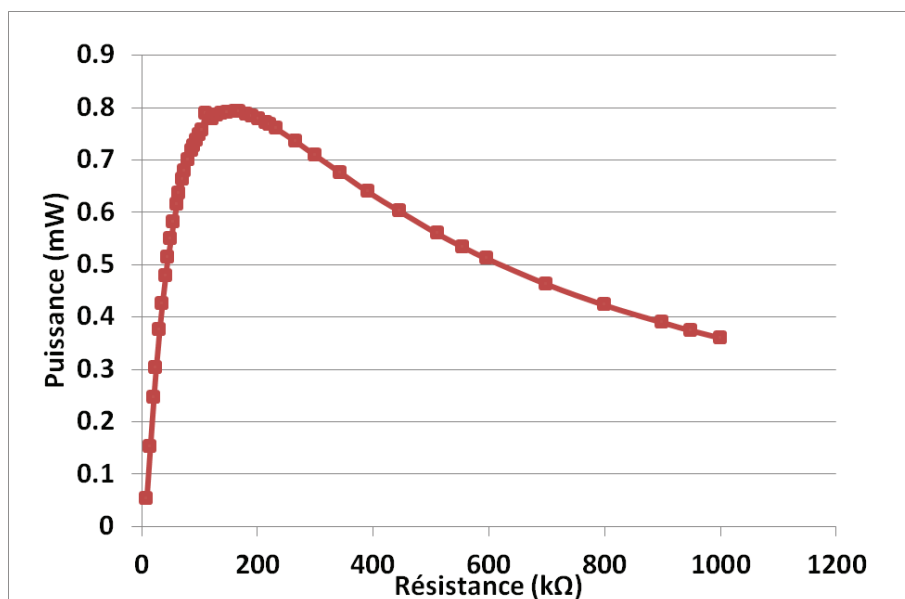


FIGURE III.12 – Puissance maximale théorique recueillie en fonction de la charge électrique

La phase suivante concerne la vérification expérimentale des résultats obtenus avec le modèle semi-analytique. Cette phase d'essais réels sera aussi le moyen de vérifier que la technique de récupération d'énergie vibratoire fonctionne expérimentalement.

4 Comparaison et validation expérimentale

4.1 Objectifs

Comme précédemment annoncé, la phase expérimentale a pour but de vérifier la fiabilité du concept de récupération d'énergie vibratoire par transducteur piézoélectrique collé et de valider la précision du modèle prédictif. En outre, les limites d'utilisation de ce modèle pourront être identifiées par le biais de cette phase d'essais.

Le dispositif expérimental est présenté figure III.13. Les vibrations mécaniques sont générées par un pot vibrant *Signal Force* de *DataPhysics Equipment* et la force appliquée à la plaque est mesurée par un capteur de force *PCB Piezotronics 208C03*. L'accélération transmise à la structure est également mesurée à l'aide d'un accéléromètre *PCB Piezotronics 352A10* tandis qu'un dispositif de mesure optique *Keyence LK-H1W* permet de déterminer les déplacements.

Pour réaliser l'étude harmonique sur une large gamme de fréquence et relever les réponses des récupérateurs d'énergie SHM, un programme MATLAB a été créé. Il contrôle le générateur de tension qui excite le pot vibrant et permet de changer automatiquement la fréquence d'excitation. Il intègre en outre une temporisation permettant d'assurer que le régime harmonique est établi. Enfin, il relève automatiquement la réponse en tension des récupérateurs d'énergie SHM connectés à l'oscilloscope ainsi que les valeurs du capteur de force et enregistre l'ensemble de ces données. Les mesures expérimentales ont été réalisées plusieurs fois selon des intervalles de temps aléatoires afin de vérifier, pour les mêmes conditions, leur reproductibilité.

L'application de la force est contrôlée par le générateur de tension qui délivre une tension d'amplitude crête de 3V au pot vibrant, l'amplitude des efforts appliqués variant de 1N à 33N comme illustré figure III.14.

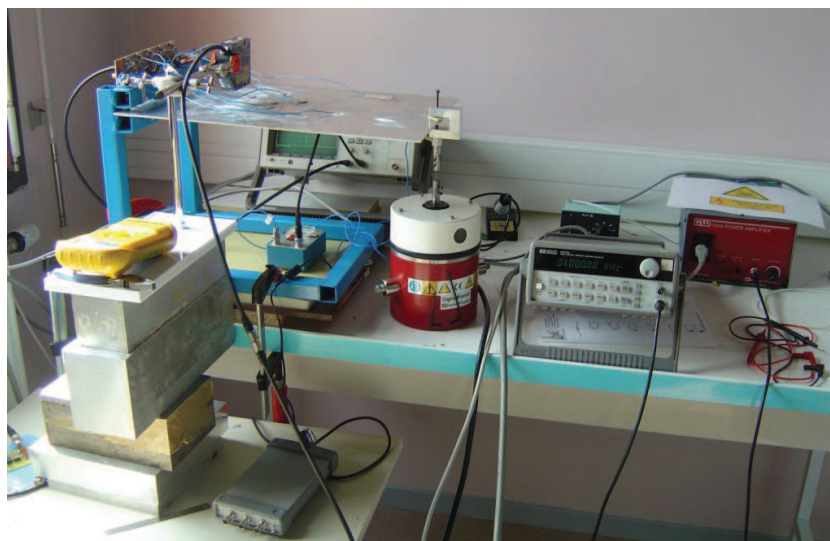


FIGURE III.13 – Dispositif expérimental

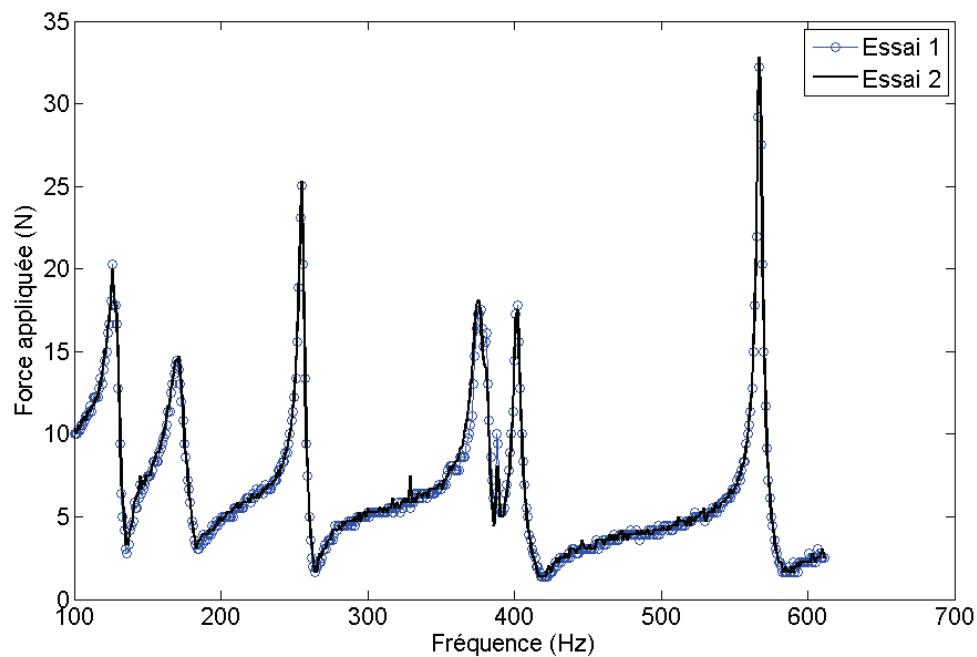


FIGURE III.14 – Chargement appliqué à la plaque en fonction de la fréquence d'excitation, $F_{\text{exp}}^{\text{shaker}}$

4.2 Mesure des déplacements de la plaque

Afin d'évaluer expérimentalement les déplacements, des mesures optiques ont été réalisées en différents points avec la tête laser *Keyence LK-H1W*. La mesure du temps de vol permet de déterminer la distance entre la tête laser et la structure. En assurant une fréquence d'échantillonnage suffisamment élevée, les distances minimale et maximale de la plaque à la tête sont enregistrées. La figure III.16 illustre le signal obtenu à la fréquence de 256Hz, la différence d'amplitude entre la valeur minimale et maximale correspondant au déplacement de la plaque. La variation de déplacement sur la gamme de fréquence complète est présentée sur la figure III.16.

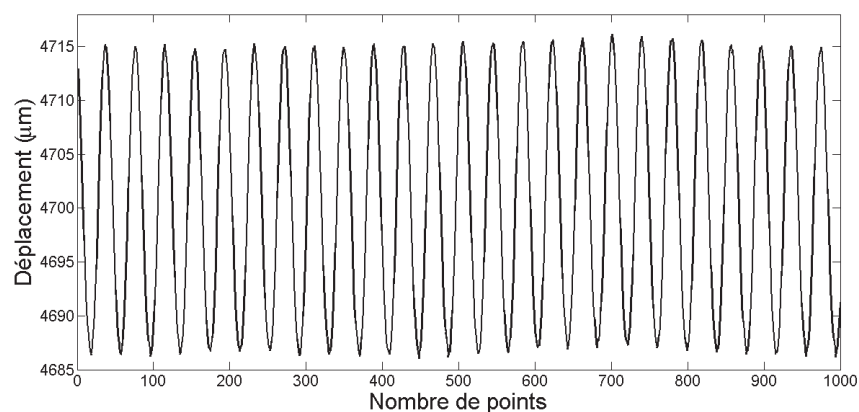


FIGURE III.15 – Signal de la mesure optique de déplacement à 256Hz

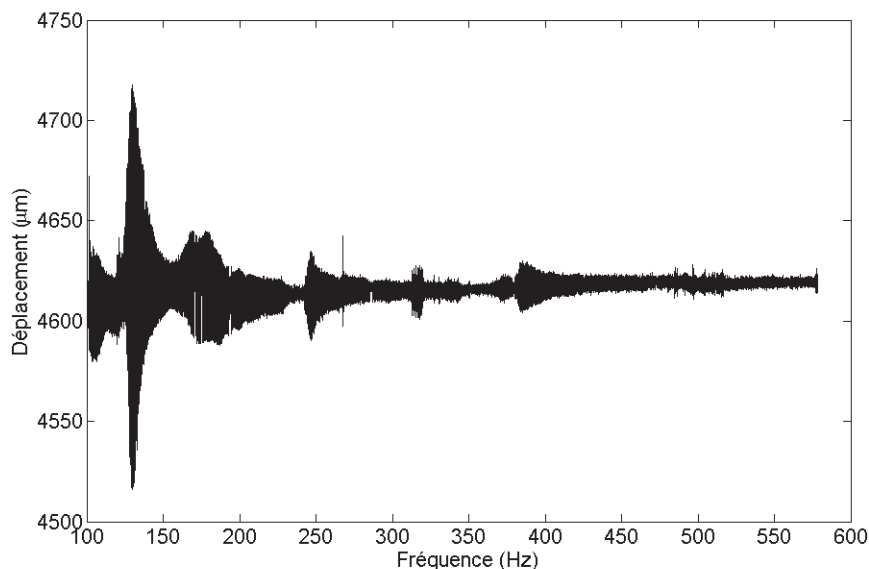


FIGURE III.16 – Signal de la mesure optique de déplacement sur l'ensemble de la gamme de fréquences

Les figures III.17a à III.17f illustrent les comparaisons entre les déplacements mesurés et les déplacements obtenus par la MEF autour de différents pics de résonance.

On s'aperçoit que des pics non observés expérimentalement autour de 170Hz, 285Hz et 440Hz sont obtenus avec le modèle MEF aux figures III.17b, III.17d et III.17e. Plusieurs éléments pouvant expliquer cette divergence sont envisageables. Tout d'abord, les essais ont montré des mises en vibration du bâti et donc de l'ensemble du dispositif expérimental, c'est-à-dire que des harmoniques de vibration apparaissent et que la structure ne vibre donc plus uniquement à la seule fréquence d'excitation. Dès lors, les conditions d'encastrement ne sont plus parfaites comme c'est le cas pour la modélisation éléments finis. Ensuite, certaines théories traitant des vibrations structurelles, on peut citer notamment les travaux de [139], montrent que pour certaines basses fréquences, les longueurs d'onde de déformée sont plus grandes que les dimensions de la structure ce qui implique que les encastrements peuvent davantage se comporter comme des conditions d'appui simple. Ces deux éléments de réponse feront l'objet d'une vérification ultérieure afin de pouvoir apporter une explication précise quant à la divergence notée. Par conséquent, on ne travaillera pas par la suite autour de ces fréquences. En revanche, on note que pour l'ensemble des autres fréquences, les allures et les amplitudes des déplacements transmis aux transducteurs correspondent. Cette corrélation entre les déplacements simulés par la MEF et les déplacements réels permet de valider le modèle MEF de la structure vibrante.

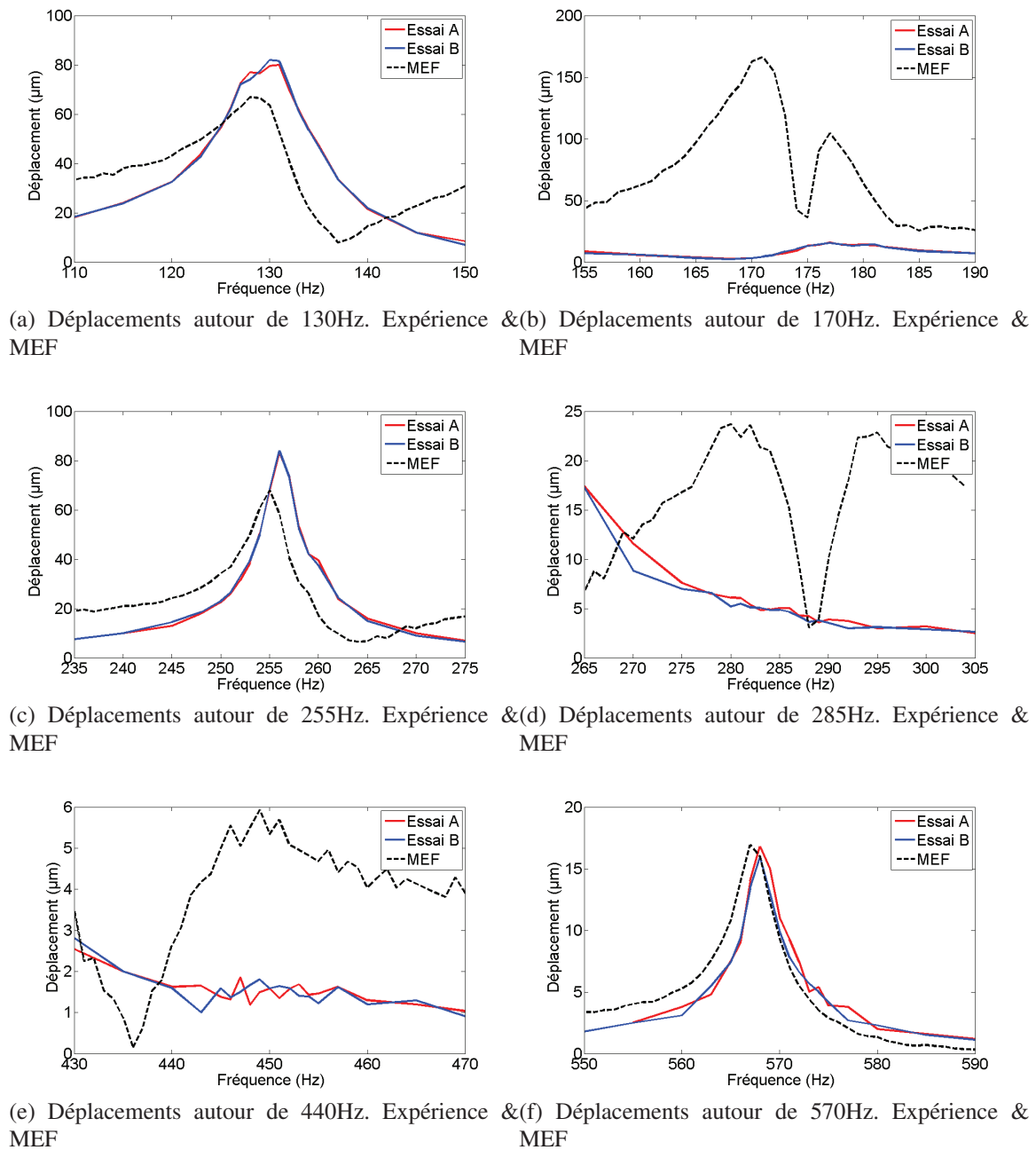


FIGURE III.17 – Comparaison MEF / analytique du déplacement normal de la plaque

Parallèlement, l'accélération transmise à la plaque a été mesurée à proximité du point d'application de la force pour les différentes fréquences de travail. A titre d'illustration, à 256Hz, la mesure d'accélération a montré un niveau maximum de 5.35g quand le modèle MEF prédisait une accélération de 5.38g.

4.3 Réponse en tension

4.3.a Résultats expérimentaux

La réponse en tension permet en premier lieu de savoir quelles zones de fréquence sont à privilégier ou à exclure dans l'optique de récupérer l'énergie de vibration. De plus, si la tension

obtenue expérimentalement est du même ordre de grandeur que la tension obtenue avec les modèles MEF et analytique, alors ces derniers seront vérifiés.

La figure III.18 présente les réponses obtenues expérimentalement pour l'ensemble des récupérateurs d'énergie.

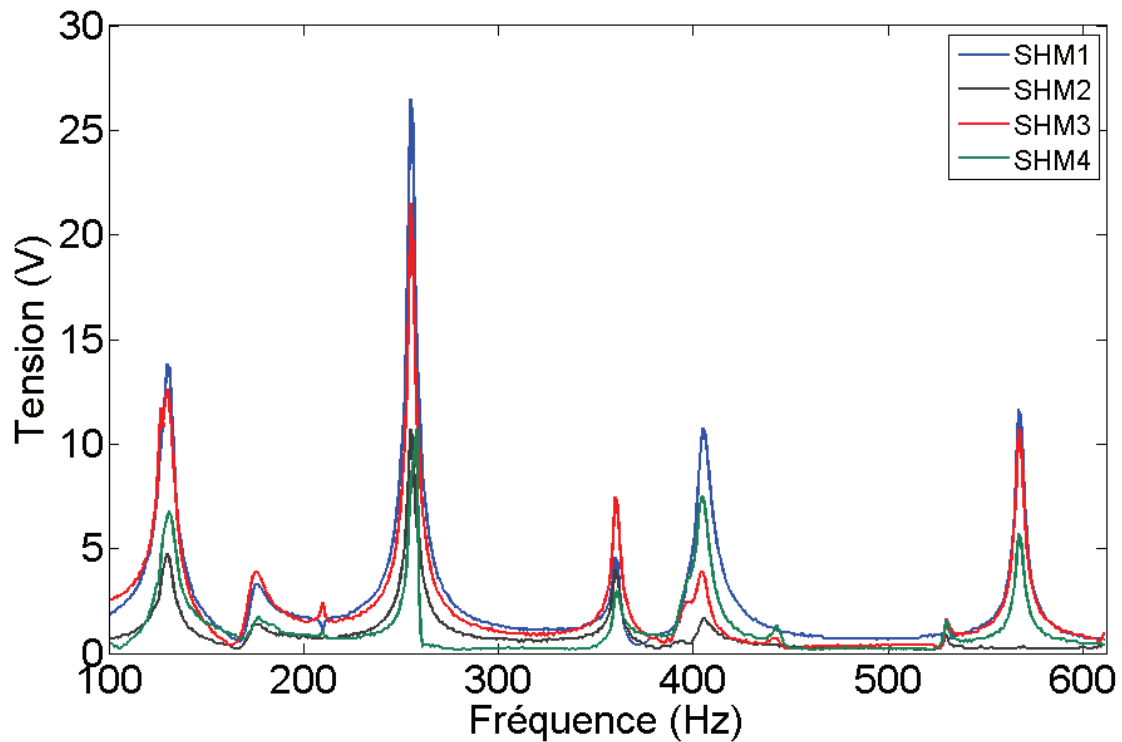


FIGURE III.18 – Réponse en tension de l'ensemble des récupérateurs d'énergie SHM

De cette figure, il ressort que la technique de récupération d'énergie vibratoire à l'aide de transducteurs SHM collés fonctionne dans la mesure où ces derniers produisent effectivement une réponse en tension avec des niveaux relativement importants. Ensuite, la capacité de réponse large bande des transducteurs SHM collés est vérifiée car les récupérateurs d'énergie répondent sur plusieurs gammes de fréquences. Par ailleurs, les amplitudes des réponses en tension varient selon la position et les dimensions des transducteurs. On remarque aussi que c'est bien la structure sur laquelle sont collés les récupérateurs d'énergie qui impose le comportement de réponse des récupérateurs car les réponses les plus importantes apparaissent pour les modes naturels de la structure. Un changement de conditions de chargement de la structure entraînera une variation des fréquences de résonance mais les transducteurs collés seront cependant en mesure de répondre à ces nouvelles fréquences et de récupérer l'énergie de vibration grâce à leur comportement large bande. Enfin, notons que ces modes naturels ont une amplitude de vibration plus ou moins importante et des déformées différentes, ce qui entraîne un niveau de réponse variable des transducteurs.

4.3.b Comparaison phase expérimentale / méthode des Éléments Finis / modélisation semi-analytique

Afin d'évaluer la précision du modèle développé ainsi que ses limites d'utilisation, une étude comparative des résultats obtenus expérimentalement, par la MEF et par le modèle semi-analytique a été conduite. Il s'agit ici de vérifier que ces modèles produisent une réponse adéquate sur l'ensemble de la gamme de fréquences choisie, qu'ils prennent correctement en compte l'influence de la position des transducteurs, qu'ils gèrent les deux types de géométrie de transducteurs et enfin qu'ils fonctionnent pour différentes épaisseurs de ces mêmes transducteurs.

Afin de démontrer que le modèle MEF donnant les entrées au modèle Bond Graph fonctionne aux différentes fréquences de vibration, la réponse en tension du transducteur n°1 a été étudiée sur la gamme 100Hz-611Hz et les résultats sont présentés figure III.19.

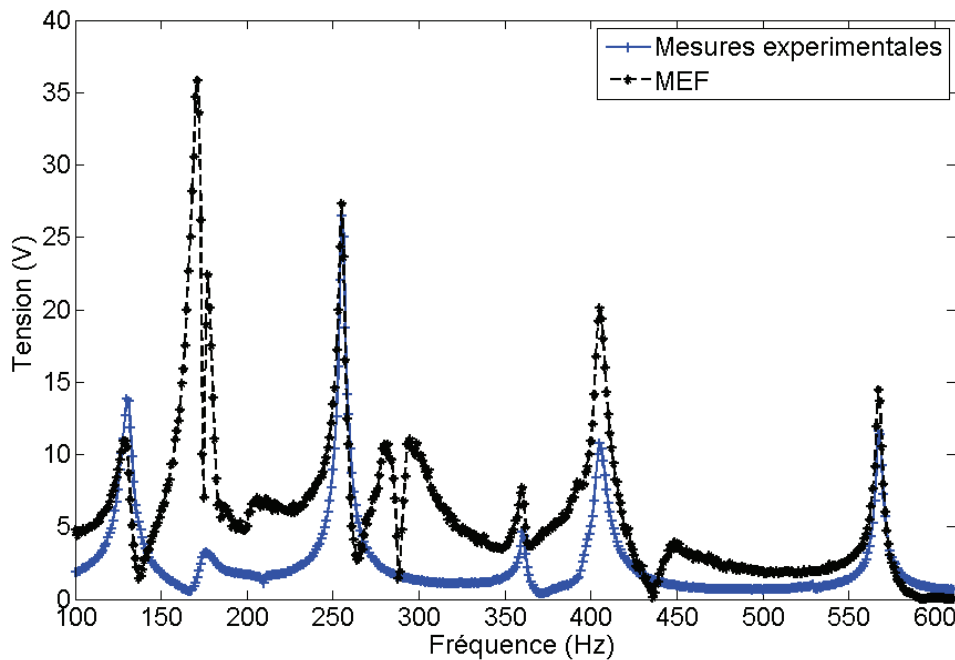


FIGURE III.19 – Comparaison réponse en tension phase expérimentale / modélisation MEF

Comme attendu, on retrouve ici des divergences dans la réponse en tension autour des pics présentant initialement des différences dans la réponse en déplacement de la plaque, c'est-à-dire ici autour de 170Hz, 285Hz et 440Hz. Néanmoins, les résultats obtenus par le modèle MEF et par le modèle semi-analytique en dehors de ces zones sont illustrés figures III.20a à III.20d. Ces figures montrent que le comportement ainsi que les ordres de grandeur des réponses en tension sont retrouvés entre la MEF, le modèle semi-analytique et l'expérience.

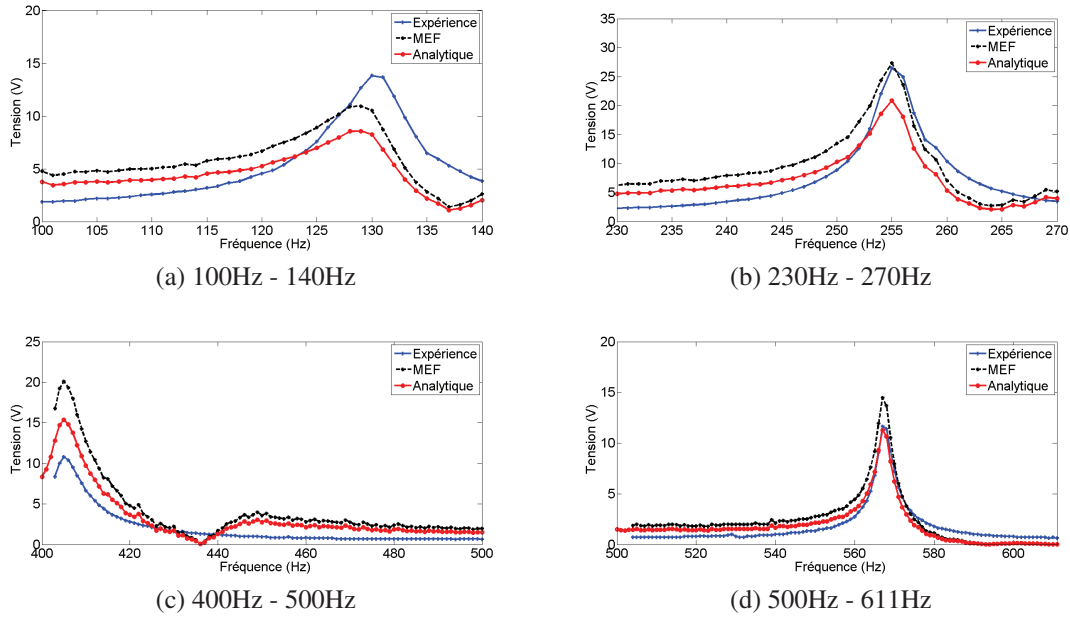


FIGURE III.20 – Réponses en tension MEF / expériences / analytique. Transducteur n°1

Après avoir contrôlé la précision des modèles analytique et MEF, il est maintenant nécessaire de vérifier si les modèles prennent correctement en compte l'influence de la position, de l'épaisseur et enfin de la géométrie des transducteurs. L'influence de ces trois paramètres sur la réponse en tension est présentée aux figures III.21a, III.21b et III.21c.

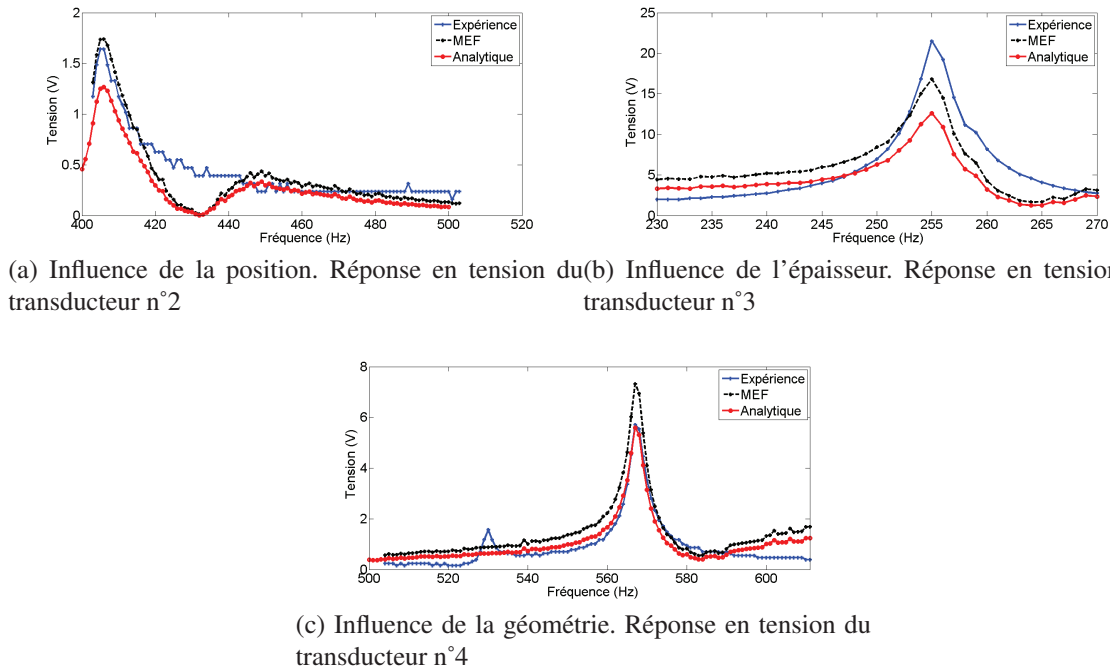


FIGURE III.21 – Influence de différents paramètres sur les réponses en tension MEF / expériences / analytique des transducteurs

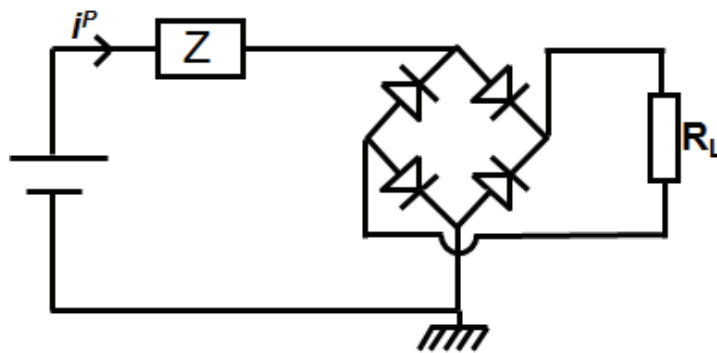
On peut noter dans un premier temps que les modèles MEF et semi-analytiques gèrent correctement l'influence de la position puisque la réponse d'un transducteur situé à un endroit différent du transducteur n°1 est fidèlement déterminée comme le montre la figure III.21a. Dans un second temps, la figure III.21b met en évidence que les modèles développés s'appliquent

également à différentes épaisseurs de transducteurs dans la mesure où il a été possible de modéliser la réponse en tension pour un transducteur d'épaisseur 2mm. Enfin, la réponse en tension des transducteurs à géométrie rectangulaire a été vérifiée comme présenté sur la figure III.21c.

Les comportements des récupérateurs d'énergie modélisés et réels sont semblables pour les différentes localisations, pour les deux types de géométrie, sur l'ensemble des fréquences de travail et pour deux épaisseurs testées. Les fréquences obtenues numériquement sont égales aux fréquences réelles et les ordres de grandeur des réponses en tension obtenues correspondent avec une précision acceptable à la phase expérimentale. Les écarts en terme d'amplitude de réponses peuvent être dus à plusieurs facteurs. Tout d'abord, pour les transducteurs cylindriques, la surface de la discrétisation représente uniquement 90% de la surface réelle. Ensuite, les polynômes interpolent, par la méthode des moindres carrés, les valeurs des déplacements obtenus par la MEF. Finalement, ces résultats originaux provenant de la MEF sont des résultats discrets calculés aux noeuds du modèle. Or, pour les plus petits éléments utilisés lors de la discrétisation, peu de noeuds apparaissent dans le modèle, ce qui entraîne des approximations plus importantes dans l'interpolation numérique. Ces facteurs tels les degrés des polynômes, la finesse du maillage MEF et de la discrétisation du disque influent sur les résultats obtenus et peuvent limiter aujourd'hui la précision du modèle. Néanmoins, cette mesure a permis de valider le modèle semi-analytique sur un cas réel puisqu'il fournit les ordres de grandeur des tensions récoltées par différents transducteurs pour des localisations diverses et sur une large gamme de fréquence. Désormais, la dernière étape de la phase de récupération d'énergie, c'est-à-dire le niveau de puissance récupérée, va être évaluée.

4.4 Niveau de puissance

La puissance recueillie et fournie à une charge a été mesurée expérimentalement avec le circuit présenté figure II.7 toujours à 256Hz avec le transducteur n°1. Cette puissance maximale récupérée expérimentalement est d'environ 1.67mW sur une charge de 124k Ω .



Les résultats du modèle Bond Graph ont été comparés aux résultats expérimentaux comme présenté figure III.22 qui illustre la tension aux bornes du potentiomètre pour différentes valeurs de résistances.

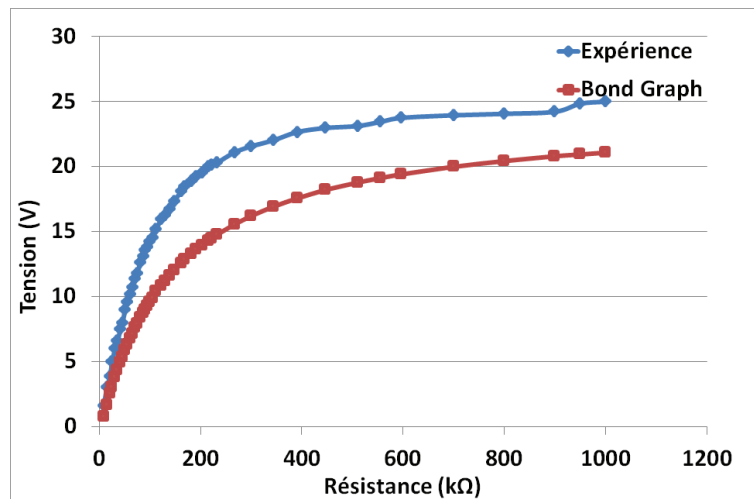


FIGURE III.22 – Réponse en tension du transducteur n°1 en fonction de la charge électrique

Quantitativement, les courbes évoluent de la même manière, mais, on peut noter d'un point de vue quantitatif un écart entre la réponse expérimentale et Bond Graph. Ayant déterminé la tension aux bornes de différentes charges, la puissance est directement obtenue comme présenté sur la figure III.23.

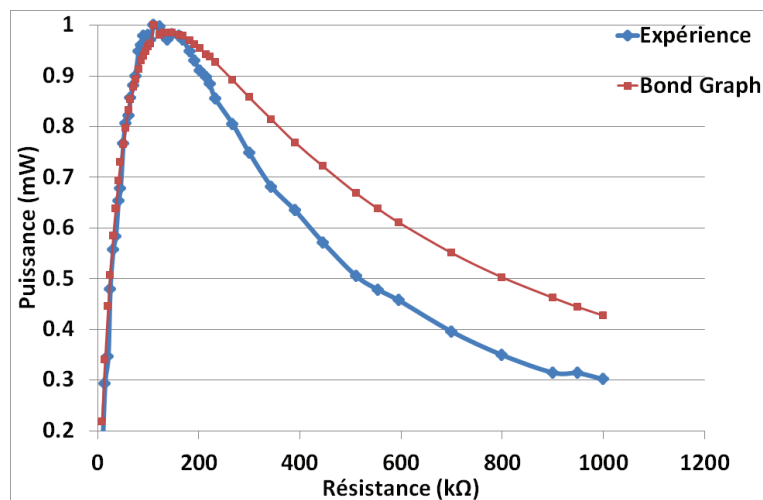


FIGURE III.23 – Puissance maximale recueillie en fonction de la charge électrique

En raison des écarts constatés au niveau de la réponse en tension, les tensions analytiques étant en deçà des tensions réelles, nous avons décidé de normer les réponses en puissance obtenues analytiquement et expérimentalement puisque cet écart est nécessairement plus important lorsque l'on calcule le carré de la tension. La puissance maximale réelle est par conséquent de 1.67mW au lieu de 0.8mW estimée par le modèle. En revanche, la figure III.23 montre que le comportement est similaire et que la charge optimale simulée est du même ordre de grandeur que la charge réelle, ici aux alentours de 100kΩ. Ce modèle permet donc d'estimer a priori les niveaux de puissance que l'on peut récupérer ainsi que les charges optimales.

4.5 Rendement de conversion piézoélectrique

Ce calcul de rendement de conversion a pour but de déterminer le rapport entre l'énergie mécanique transmise au transducteur piézoélectrique par la structure vibrante et l'énergie électrique transférée par le transducteur à la charge résistive pure.

Dans la mesure où il est extrêmement difficile de mesurer expérimentalement l'énergie mécanique transmise par la structure au transducteur, la suite du calcul sera conduite par utilisation du modèle Bond Graph. Si l'on se réfère à la figure III.5, l'énergie mécanique transmise au transducteur correspond à la somme des produits $F_i * v_i$ dans les trois directions de l'espace. Ces variables correspondent respectivement aux vitesses de déformation transmises au transducteur et aux efforts résultants. Il est à noter par ailleurs que le modèle Bond Graph considéré ici assure que ces signaux soient nécessairement en phase comme le montre la figure III.24.

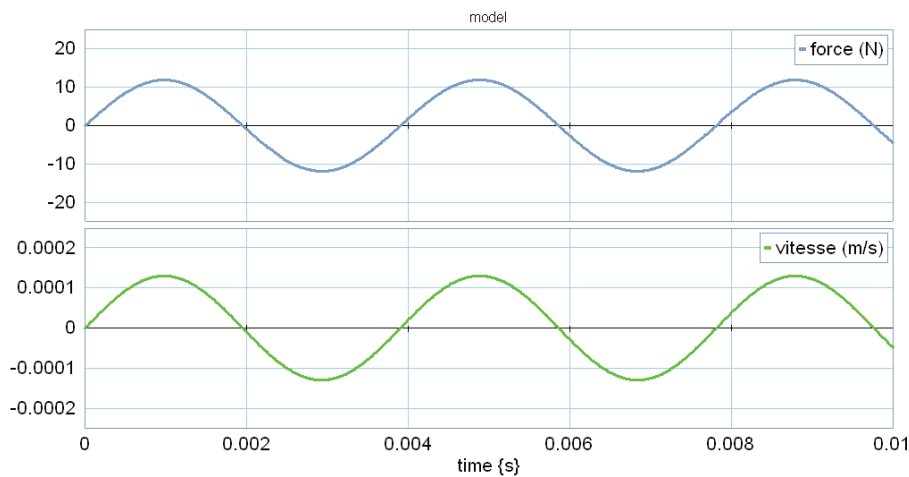


FIGURE III.24 – Composante plane de la puissance mécanique transmise au transducteur piézoélectrique

La puissance électrique transférée à la charge résistive est, quant à elle, obtenue par le produit $V^L * i^L$ qui, ici aussi, sont deux signaux en phase comme illustré figure III.25 et qui représente la tension aux bornes de la résistance et le courant la traversant.

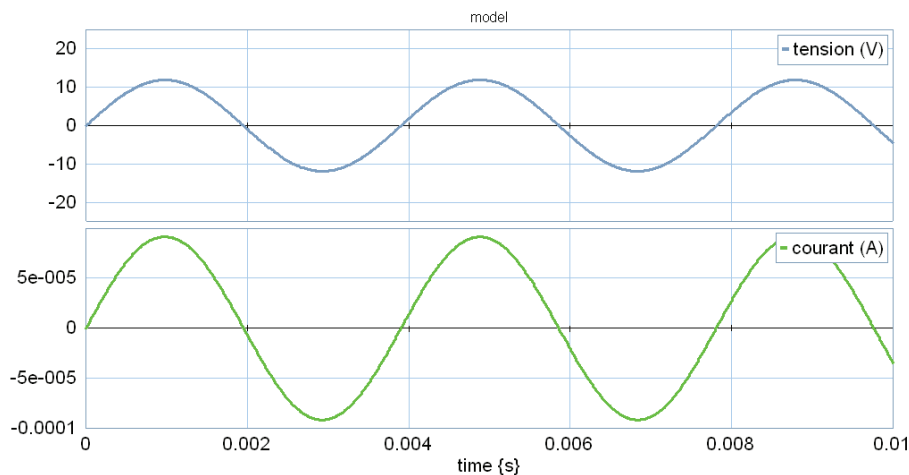


FIGURE III.25 – Puissance électrique transmise par le transducteur piézoélectrique à la charge résistive

La puissance mécanique transmise à l'élément piézoélectrique est, à 256Hz, de 2.09mW quand la puissance électrique récupérée et transférée sur une charge optimale de 100k Ω s'élève à 0.8mW. Dès lors, le rapport de conversion vaut ici 38%.

5 Utilisation de la puissance récupérée pour l'alimentation d'un système SHM

La phase expérimentale a montré que la puissance maximale recueillie durant ces essais est de 1.67mW. Les travaux menés par les différents laboratoires ont également mis en évidence la différence de niveau entre la puissance récupérée par les technologies de récupération d'énergie actuelles et la puissance requise pour faire fonctionner un système SHM. Aussi, si on se réfère à notre exemple de référence du système SHM de Airbus présenté dans [56], il est clair que la puissance nécessaire de 56.6mW n'est pas atteinte par notre technologie.

C'est pourquoi comme nous l'avons vu au chapitre 1 paragraphe 3.1.b, il faut davantage considérer faire fonctionner les systèmes SHM par intermittence en effectuant à intervalles réguliers des mesures de contrôle, ce qui implique de raisonner non plus en terme de puissance minimale à récupérer mais en terme d'énergie à accumuler et de temps de charge nécessaire.

Si nous reprenons ici le système SHM de [56] qui consomme une puissance de fonctionnement de 56.6mW, que l'on considère qu'il réalise une opération de contrôle¹ en moins d'une seconde, et que notre système de récupération d'énergie vibratoire passive récolte quant à elle 1.67mW, déterminons l'intervalle de temps minimum entre deux opérations de contrôle.

En reliant l'énergie à la puissance,

$$E = P_1 \cdot \Delta t_1 = P_2 \cdot \Delta t_2 \quad (\text{III.29})$$

avec $P_1=1.67\text{mW}$, $P_2=56.6\text{mW}$ et $t_2=1\text{s}$, on montre que notre système de récupération d'énergie peut, en réalisant le stockage de l'énergie, alimenter le système SHM pour réaliser une opération toutes les 34 secondes. On notera ici que le principe n'est pas d'utiliser un système de récupération d'énergie et un système SHM mais bien d'avoir un système unique récupérant l'énergie et réalisant le SHM.

Plusieurs conclusions peuvent être tirées de ce calcul. Tout d'abord, aujourd'hui les mesures SHM sont espacées de plus de trente secondes et cela montre que la récupération d'énergie passive est un candidat potentiel pour l'alimentation des systèmes SHM. De plus, les vibrations des structures étant présentes naturellement, le faible rendement de la technologie n'est pas une limite en soi. En revanche, l'intérêt du modèle Bond Graph développé en est renforcé dans la mesure où il peut être utilisé afin d'optimiser la configuration du système et donc son rendement.

1. opération de contrôle = relève des données, transmission au microcontrôleur ou à une centrale d'acquisition de données et traitement de l'information

Ensuite, ce calcul montre un peu plus encore la dépendance de cette technique aux vibrations naturelles de la structure et la limite de la puissance instantanée récupérée d'où la nécessité de stocker l'énergie au cours du temps.

6 Conclusions

L'objectif de ce chapitre était d'appliquer le modèle de récupération d'énergie à un cas représentatif des vibrations naturelles d'une aile d'avion.

Le modèle analytique, associé à un modèle MEF de la configuration expérimentale choisie, a fourni les réponses en tension et les niveaux de puissance récupérée pour différentes localisations, pour deux types de géométries, pour deux épaisseurs et sur une large gamme de fréquences. Ce modèle a été en mesure de simuler complètement la configuration expérimentale. Concernant la modélisation analytique de la réponse en tension des transducteurs SHM, le cas des capteurs à géométrie rectangulaire a été facilement traité et a conduit à des réponses proches du cas réel. Les difficultés rencontrées pour modéliser mathématiquement les réponses en tension des transducteurs à géométrie cylindrique ont été mises en évidence. Aujourd'hui encore, une réponse analytique exacte n'a pas été déterminée et nous avons dû approximer le disque piézoélectrique par un ensemble d'éléments rectangulaires puis déterminer la réponse en tension.

Ensuite, un banc d'essais a permis de vérifier expérimentalement la fiabilité du modèle développé. La comparaison des réponses provenant des mesures réelles, de la simulation Éléments Finis et du modèle semi-analytique a mis en évidence de bonnes corrélations dans les niveaux de tension obtenus puisque dans la plupart des cas, les tensions simulées sont du même ordre de grandeur que les tensions réelles. La puissance maximale récupérée a également pu être simulée avec le modèle Bond Graph qui fournit des ordres de grandeur proches du cas réel aussi bien pour la puissance que pour la charge optimale correspondante.

Ces expériences réelles ont donc permis de valider le modèle de récupération d'énergie vibratoire passive, qui est en mesure de simuler le comportement des transducteurs. Les indications fiables obtenues par ce modèle autorisent dans une certaine mesure à s'affranchir de l'expérience dans une phase amont afin de caractériser un système de récupération d'énergie. Les études paramétriques réalisées au chapitre 2 peuvent être reconduites ici rapidement avec le système modèle MEF / modèle Bond Graph. Nous noterons cependant que les limites actuelles de ce modèle semi-analytique sont la nécessité d'avoir recours à la MEF pour obtenir le champ de déplacement que le transducteur subit et à une discrétisation par éléments rectangulaires pour obtenir la réponse en tension des disques piézoélectriques.

Cette phase expérimentale a aussi montré que les transducteurs SHM ont bien un comportement large bande puisqu'ils répondent, en deçà de leurs fréquences de résonance, sur une gamme de fréquences étendue. Enfin, ces mesures expérimentales ont permis de récupérer jusqu'à 1.67mW ce qui valide le concept de récupération d'énergie passive par transducteurs piézoélectriques collés. Le rendement assez faible pour l'instant pourra être amélioré par une phase d'optimisation réalisée grâce au modèle Bond Graph et par un stockage adéquat de l'énergie. Pour ce cas d'étude, les niveaux de puissance récupérées autorisent une utilisation des systèmes SHM

(c'est-à-dire un cycle d'interrogation et de contrôle de la structure) environ toutes les trente secondes.

Le chapitre 4 va traiter de l'application de la technologie de récupération d'énergie vibratoire à un besoin industriel : le contrôle par SHM des structures composites aéronautiques sur les lignes de production.

Chapitre IV

Démonstrateur SHM autonome et à double-fonctionnalité

1 Introduction

Afin de valider les travaux précédents et de démontrer le potentiel de la technologie de récupération d'énergie vibratoire par transducteurs piézoélectriques collés, nous avons souhaité répondre à un besoin industriel émanant d'Airbus UK. Cette demande concerne le contrôle des structures composites en cours d'assemblage sur les lignes de production. En effet, l'assemblage des éléments composites qui constituent désormais plus de 50% de la structure requière une attention particulière dans la mesure où ces éléments sont très sensibles aux endommagements. Des chutes d'outils peuvent ne pas entraîner de défaut visible de la structure mais créer par exemple un délaminage ou des ruptures de fibres à l'intérieur de la structure composite et compromettre dès le départ son intégrité.

Il est donc essentiel de détecter ces événements afin de vérifier si la structure a subi un endommagement. Aujourd'hui, suite à un événement potentiellement destructif, la procédure est d'avoir recours au NDT pour vérifier complètement la structure si la localisation de l'évènement n'est pas connue et ensuite de le caractériser. La technologie SHM en cours de développement chez Airbus [56] permet à la fois de détecter automatiquement l'évènement et de localiser si possible la source afin de réduire la tâche des techniciens du département NDT. Comme expliqué au chapitre 1, paragraphe 2.3, cette technologie offre l'avantage de réduire le nombre de phases d'intervention et les temps de contrôle tout en maintenant les plus hauts standards de qualité et de sécurité des structures aéronautiques.

Cependant, le SHM des matériaux composites impose de créer un maillage assez dense de transducteurs dans la mesure où la propagation des ondes de Lamb est plus atténuée que dans les matériaux métalliques isotropes. Dès lors, l'autonomie énergétique de ce système est requise afin qu'il n'encombre pas la ligne de production et conserve sa double-fonctionnalité sans avoir recours à des batteries. De plus, la réduction du nombre de câbles dévolus à l'alimentation ou aux communications diminue les risques d'endommagement et augmente ainsi la longévité du système SHM.

Sur ces lignes de production, il n'y a évidemment pas de vibration naturelle des structures et la technologie de récupération d'énergie vibratoire ne peut a priori être utilisée. C'est pourquoi, nous nous sommes intéressés au développement d'une solution technique originale : la récupération d'énergie vibratoire active grâce à la génération d'ondes ultrasonores par un des transducteurs collés à la structure. Il ne s'agit plus ici de récupérer l'énergie de vibration naturelle de la structure mais de localiser un transducteur à proximité d'une alimentation disponible et de l'exciter autour de sa fréquence de résonance radiale afin de générer dans la structure des vibrations haute fréquence, c'est-à-dire des ondes de Lamb [125, 140, 141]. Des transducteurs SHM déployés sur la structure dans des zones potentiellement difficiles d'accès voire confinées récupèrent l'énergie mécanique de vibration et la convertissent en énergie électrique. Chaque transducteur ainsi autonome est associé à un module de traitement de l'information permettant, suite à une détection d'évènement, de décider de transmettre l'information en WI-FI. Le

système SHM est donc composé de modules locaux de détection et de décision sans fil et autonomes.

Par la suite, le principe de récupération d'énergie sera précisément décrit. Un bilan de puissance récupérée par cette technologie sera conduit. Puis, la détection d'une chute d'outil sera réalisée. Enfin, les perspectives offertes par cette technologie seront mises en évidence.

2 Principe de fonctionnement du système SHM à récupération d'énergie active

Afin de détecter tout évènement potentiellement destructif pour les structures composites sur les lignes de production, et en l'absence de vibration naturelle de la structure, l'alimentation du système SHM est réalisée par récupération d'énergie active. La figure IV.1 illustre le fonctionnement du système SHM à récupération d'énergie active. Chaque étape sera décrite dans les paragraphes suivants.

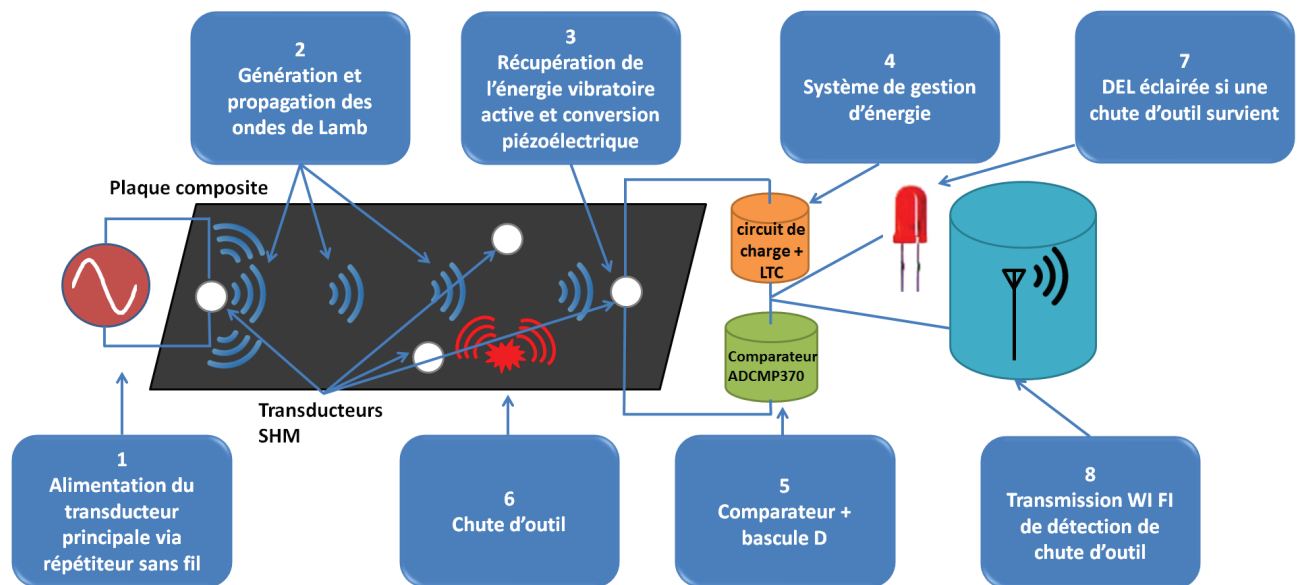


FIGURE IV.1 – Schéma de principe du système SHM à récupération d'énergie active

Sur la ligne de production, un des transducteurs SHM, qui sera par la suite dénommé transducteur principal, est stratégiquement localisé à proximité d'une source de tension électrique disponible¹ (bloc 1 de la figure IV.1) et est excité à la fréquence garantissant une réponse en tension optimale des autres transducteurs secondaires travaillant en récupérateur d'énergie et en capteur SHM.

Les ondes de Lamb générées par ce transducteur (bloc 2) sont reçues par les récupérateurs d'énergie et converties en énergie électrique (bloc 3). La gamme de fréquence imposée est comprise entre 50kHz et 1MHz. Aux alentours de la centaine de kilohertz, nous sommes proches

1. A terme, un répéteur sans fil, permettant de compenser les pertes de transmission des trames d'informations afin de couvrir des distances plus longues de transmission aux données, sera intégré au système SHM sur les lignes de production. Sa puissance électrique sera donc utilisée pour alimenter le transducteur principal situé à proximité.

des fréquences de résonance radiales des transducteurs ce qui devrait garantir un bon rendement de conversion de l'énergie mécanique en énergie électrique. En effet, nous avons vérifié expérimentalement, aux fréquences de travail choisies se situant aux alentours de 110kHz, que le mode antisymétrique A0 dont la propagation est peu atténuée était principalement généré.

Enfin, le système SHM à récupération d'énergie active doit, en plus de garantir son auto-alimentation, être en mesure de séparer l'énergie des signaux utilisés pour l'alimentation de l'énergie des signaux dus aux événements destructifs et assurer que les informations soient fiables et transmissibles.

Afin d'assurer son auto-alimentation, le système SHM associera à chaque transducteur un module de gestion d'énergie (bloc 4) basé sur le composant *LTC3588* de *Linear Technology* présenté figure IV.2.

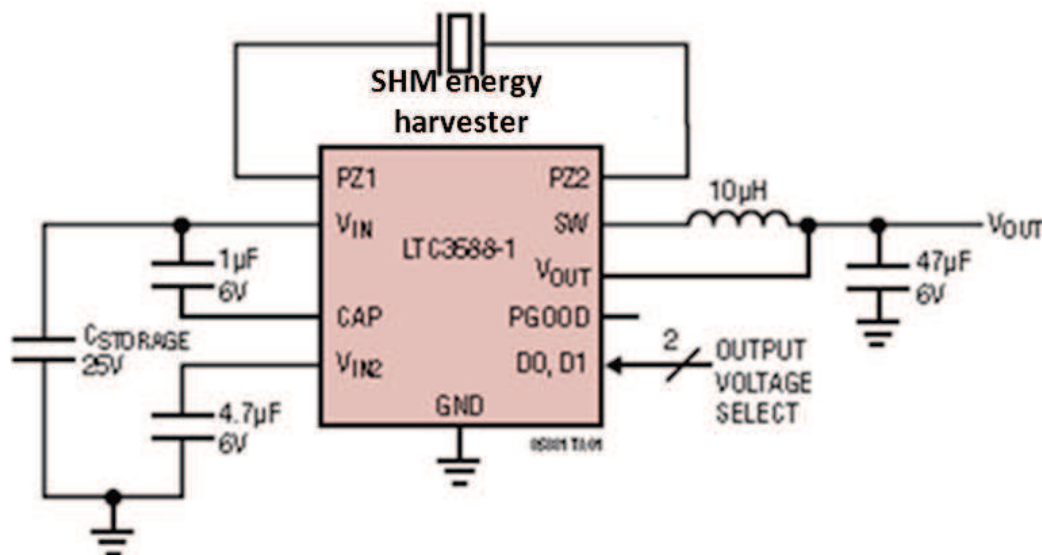


FIGURE IV.2 – Schéma électrique du circuit de gestion et stockage d'énergie basé sur le LTC3588-1

Ce composant réalise un redressement double alternance, une conversion AC/DC et une régulation de la tension de sortie. Il permet d'accumuler l'énergie dans des condensateurs et quand un niveau suffisant est atteint, le convertisseur transfère l'énergie vers la charge électrique. Enfin, la tension de sortie régulée permet d'alimenter des composants de faible puissance. Quatre niveaux de tension sont disponibles ce qui garantit en outre une utilisation du circuit à des niveaux de puissance différents. La puissance maximale que le transducteur récupère est facilement déterminée de par cette tension de sortie constante. En pratique, lorsque la charge électrique est trop faible, la tension de sortie s'effondre ce qui est détecté par le signal de sortie du circuit LTC et permet alors la mise en veille du microcontrôleur.

Concernant le contrôle des structures, les événements potentiellement destructifs à détecter seront dans un premier temps limités aux chutes d'outils (bloc 6). En effet, ces chutes d'outils sont des événements critiques survenant sur les lignes de production car difficilement détectables et pouvant entraîner des défauts en profondeur comme des délaminages entre la matrice et les

fibres, des fêlures de résine, des ruptures ou des glissements de fibres. La détection de la chute d'outil est assurée par l'utilisation d'un comparateur de signaux ADCMP370 d'Analog Device basse consommation ($4\mu\text{A}$). La Figure IV.3 présente le schéma électrique du comparateur.

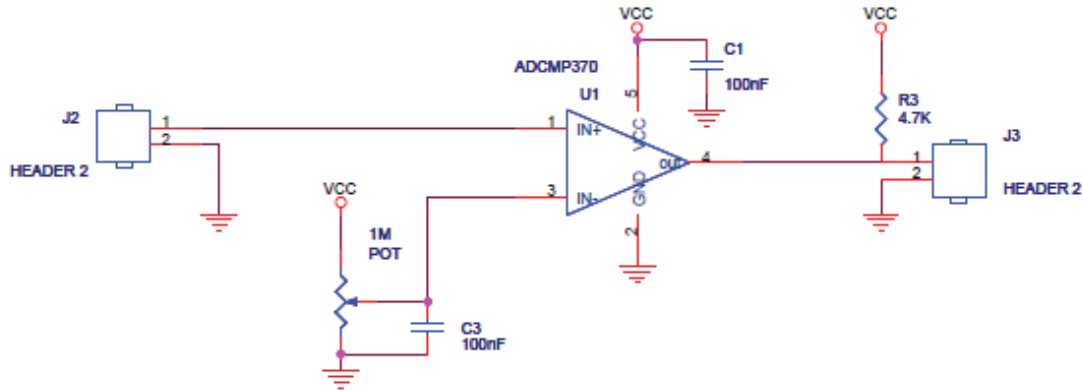


FIGURE IV.3 – Schéma électrique du comparateur de signaux permettant la détection des chutes d'outils

En comparant à chaque instant la tension des transducteurs SHM avec un seuil déterminé (bloc 5), la chute d'outil entraînant une variation de cette tension sera instantanément détectée. L'alimentation V_{cc} provient de la sortie du circuit LTC de gestion d'énergie. V_{in}^+ est la tension aux bornes du transducteur SHM. Les capacités sont utilisées pour limiter les variations de tension du signal V_{cc} . Le seuil V_{in}^- est fixé de manière à ne détecter que des chutes d'outils. Pour ce faire, il faut éliminer les contributions du signal provenant de la conversion des vibrations de l'onde de Lamb en énergie électrique. Nous proposerons par la suite une solution technique répondant à ce besoin.

Lorsqu'une chute d'outil survient, le signal de sortie V_{out} du comparateur passe à 1 ce qui permet pour l'application développée d'allumer une diode électro lumineuse (DEL) en continue (bloc 7). Une transmission WI-FI de l'information de détection est également envisageable (bloc 8), la DEL simulant ici la consommation nécessaire à cette transmission sans fil. Ici, l'utilisateur est prévenu via l'éclairage de la DEL qu'un évènement potentiellement destructif est survenu sur la structure. L'éclairage en continu de la DEL est assuré par le circuit de gestion d'énergie alimenté par le transducteur SHM. Nous avons donc ici un système totalement autonome.

Le démonstrateur SHM utilise des transducteurs piézoélectriques circulaires Pz 27 de 20mm de diamètre. La structure test est une plaque composite à fibres de carbone et matrice époxy fournie par Airbus UK. Elle comporte 16 plis orientés à 0° , 45° , 90° et 135° empilés de manière symétrique. Sa longueur est de 450mm, sa largeur de 180mm et son épaisseur totale de 4.16mm. La Figure IV.4 illustre la localisation des transducteurs. Deux transducteurs ont été localisés de façon symétrique afin d'étudier l'influence du couplage. Les paragraphes suivants présentent les niveaux de puissance récupérée ainsi que la démonstration des capacités de détection de chute d'outil du système.

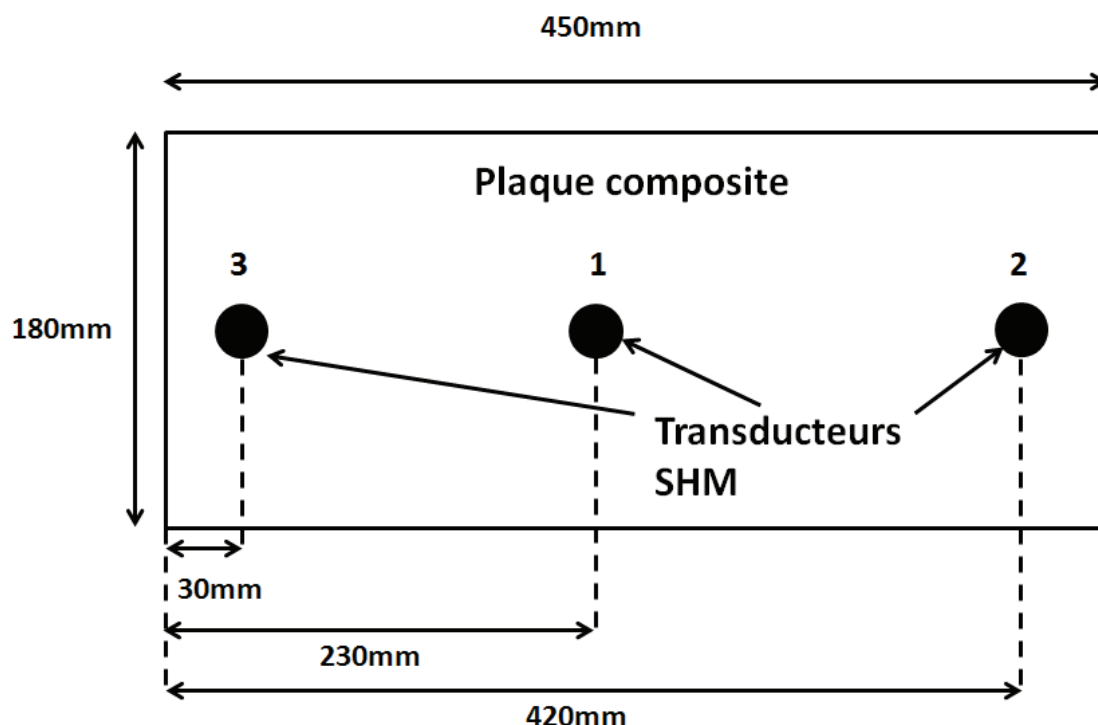


FIGURE IV.4 – Localisation des transducteurs sur la plaque composite

3 Évaluation de la technique de récupération d'énergie active

Dans un premier temps, nous montrerons l'importance de la sélection de la fréquence d'excitation du transducteur principal. Dans un deuxième temps, la puissance récoltée par un transducteur secondaire sera évaluée. Ensuite, un bilan énergétique comparant la puissance électrique fournie par le transducteur principal et la puissance récupérée par un transducteur secondaire sera conduit. Enfin, la capacité du système à détecter une chute d'outil sera démontrée.

3.1 Sélection de la fréquence de travail

La technique de récupération d'énergie active a pour avantage de pouvoir sélectionner la fréquence de travail garantissant des réponses en tension optimales des transducteurs. L'étude simultanée des blocs 1 à 3 de la figure IV.1 est ici réalisée pour déterminer la fréquence de travail optimale. Notons que cette fréquence est supposée être proche de la fréquence du mode radial des transducteurs et permet de générer le mode A0 dans la structure.

Une excitation harmonique a donc été conduite autour de la fréquence radiale afin de déterminer précisément la fréquence donnant la réponse en tension de plus forte amplitude. Pour ce faire, le programme MATLAB déjà utilisé en technologie passive, c'est-à-dire dans le cas des vibrations naturelles de la structure, a été repris. Chaque transducteur a été utilisé alternativement en émetteur puis en récepteur, c'est-à-dire en transducteur principal puis secondaire. La figure IV.5

présente les réponses en tension pour chacune des configurations testées. La dénomination E_iR_j signifie Émetteur i Récepteur j .

Cet essai met en évidence l'importance de bien déterminer la fréquence d'excitation et assurer la réponse en tension maximale. En utilisant l'émetteur n°1 (figure IV.5a), la fréquence optimale est obtenue de façon assez évidente à 113.7kHz lorsque le récepteur n°2 donne une réponse maximale de 5.7V. En revanche, à cette fréquence, le récepteur n°3 ne produit pas de réponse significative. Sa réponse maximale de 2.75V est obtenue à 130kHz. Or, à cette même fréquence, le récepteur n°2 ne produit que 1.8V. Par conséquent, il n'est pas intéressant de travailler à cette fréquence.

Lorsque le transducteur n°2 est utilisé en émetteur (figure IV.5b), la même fréquence produit les réponses maximales. En effet, 4.3V et 3V sont obtenus à 121.9kHz. Dans ce cas de figure, le choix de la fréquence de travail est donc immédiat.

En utilisant le transducteur n°3 en émetteur (figure IV.5c) on s'aperçoit qu'un compromis doit être fait concernant le choix de la fréquence de travail. On peut décider de travailler à la fréquence donnant le maximum absolu de réponse en tension, c'est-à-dire ici à 116.4kHz, fréquence pour laquelle le récepteur 1 et 2 donnent respectivement 3.75V et 1.75V. Cependant, il semble plus judicieux de décaler la fréquence d'excitation et de travailler à 121.7kHz, fréquence pour laquelle les récepteurs donnent 3.6V et 3.3V.

Des différences concernant les fréquences assurant une réponse en tension maximale sont notées. Pour un couple de transducteur donné, le choix de l'émetteur et du récepteur influe sur la réponse en tension de par les conditions aux limites, à savoir la proximité des bords et les réflexions entraînées.

Dans le cadre du système global, il peut être plus intéressant de choisir comme fréquence de travail celle donnant pour l'ensemble des récepteurs la puissance maximale. Pour certaines configurations, il est clair qu'un compromis doit être fait entre la puissance maximale pour un transducteur ou la puissance optimale du système regroupant l'ensemble des récepteurs.

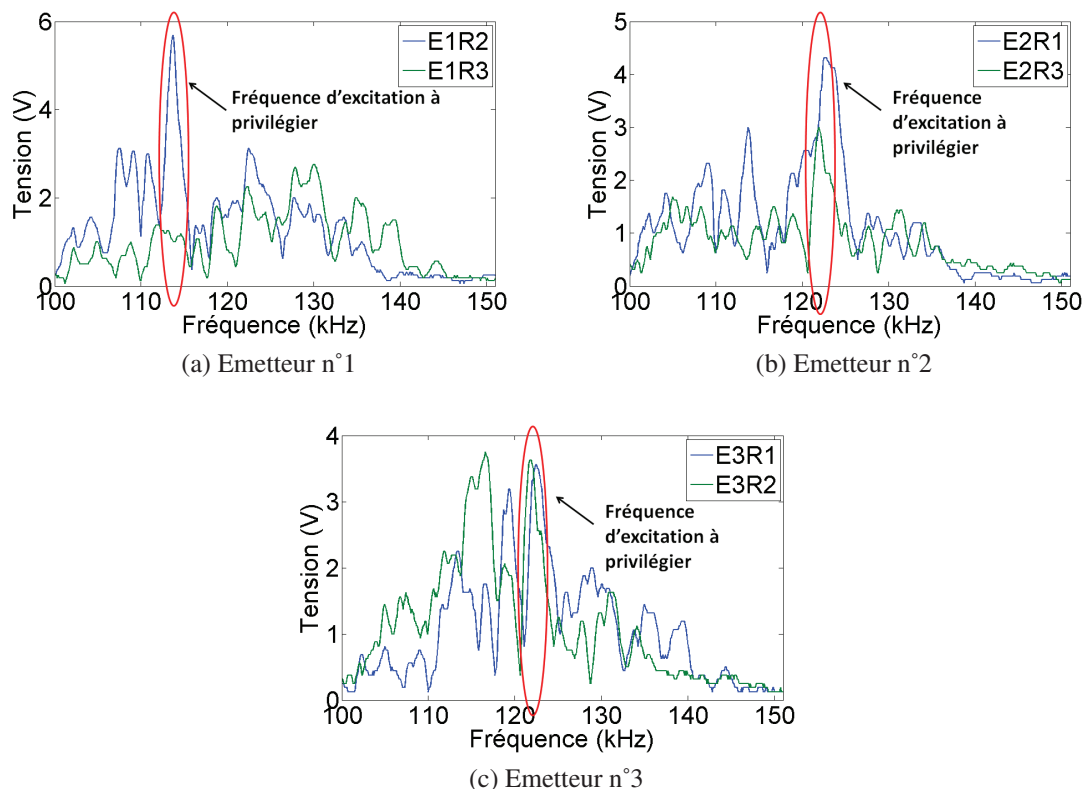


FIGURE IV.5 – Réponses en tension des transducteurs pour différentes fréquences et différents émetteurs

3.2 Puissance maximale récupérée par la technologie active

La puissance électrique récupérée par un transducteur est schématisée par le bloc 4 de la figure IV.1. En utilisant le circuit de gestion d'énergie construit autour du LTC 3588-1 de Linear Technology, il est aisé de déterminer la puissance maximale que le transducteur SHM peut récupérer. En effet, à la sortie du circuit de gestion, une tension constante est délivrée à la charge. Quand la consommation de la charge est trop importante, la tension de sortie normalement constante s'effondre. La puissance maximale est donc obtenue pour la valeur de charge minimale autorisant une tension de sortie constante.

Lors des tests expérimentaux, à 113.6kHz, le transducteur n°2 donne une réponse en tension de 5.7V qui alimente le circuit de gestion d'énergie (figure IV.5a). Ce circuit délivre en sortie 3.6V en continu sur une charge de 1.76k Ω . La puissance récupérée par le transducteur n°2 est par conséquent de 7.36mW. Quand la puissance fournie par le transducteur est suffisante, alors le signal de contrôle Pgood du LTC (figure IV.2) reste fixé à la tension de sortie, ici 3.6V.

Pour une charge électrique plus faible, ici de 1k Ω , le transducteur piézoélectrique ne donne pas assez de puissance et le circuit de gestion n'est plus à même d'assurer une tension constante. Dès lors, sa sortie décroche ainsi que le signal Pgood passant de 3.6V à 0V comme illustré figure IV.6.

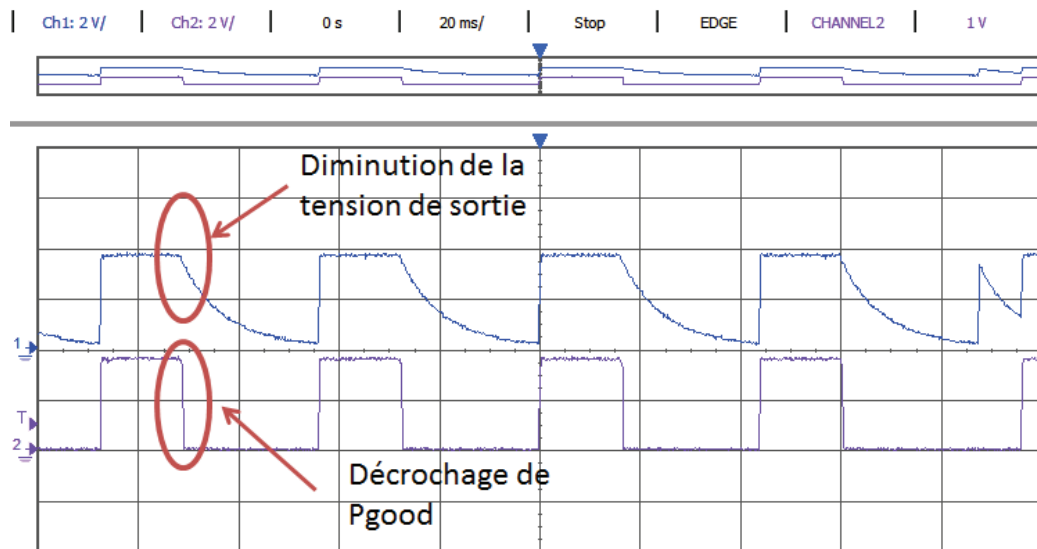


FIGURE IV.6 – Décrochage de l’alimentation du transducteur pour des charges trop faibles

Avec ce type de signal, les conditions optimales d’utilisation du circuit de gestion d’énergie peuvent être déterminées en s’assurant que le circuit délivre bien une tension constante.

La suite de l’étude de faisabilité du démonstrateur SHM a été de vérifier que la technologie active était à même d’assurer l’éclairage d’une DEL en continu. La capacité de sortie du circuit LTC (figure IV.2) de 0.1mF est chargée par le transducteur récupérant l’énergie des modes de Lamb à 113.7kHz. En connectant une DEL en sortie du circuit, cette dernière s’allume en continu comme illustré figure IV.7. Avec 7.36mW on est donc capable d’alimenter en continu une DEL basse consommation avec le système SHM.

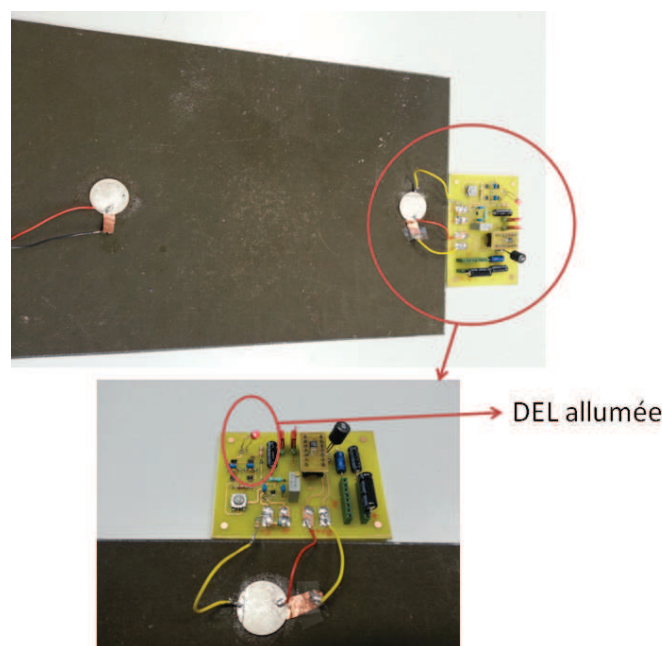


FIGURE IV.7 – Système SHM à récupération d’énergie alimentant une DEL en continu

3.3 Bilan énergétique

Le bilan énergétique réalisé ci-après a pour but de quantifier l'efficacité du système de récupération d'énergie active. Il est conduit en considérant les blocs 1 et 4 de la figure IV.1.

Une mesure de la consommation de l'émetteur a été réalisée afin de pouvoir évaluer le rendement de la technologie de récupération d'énergie active. On introduit donc R dans le circuit afin de pouvoir mesurer le courant. Le schéma équivalent du générateur piézoélectrique et de la charge résistive est présenté sur la figure IV.8.

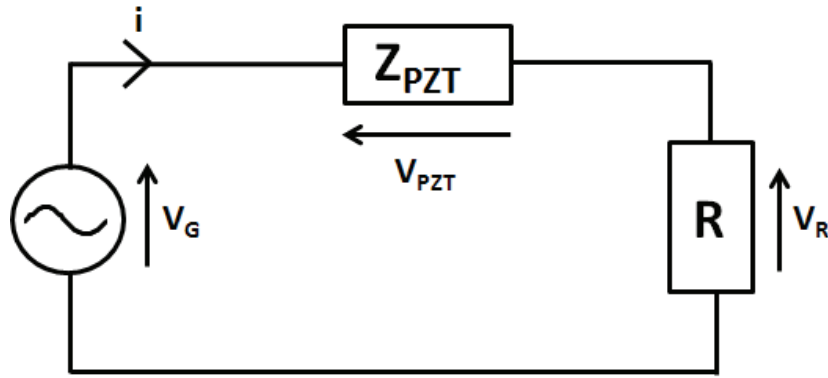


FIGURE IV.8 – Schéma équivalent du générateur piézoélectrique et de la charge résistive

Le générateur de tension fournit à 113.6kHz une tension notée V_G valant environ 10V crête au transducteur piézoélectrique qui est représenté ici comme une charge d'impédance interne Z_{PZT} . Une résistance a été connectée en sortie de l'élément piézoélectrique afin de déterminer la valeur de la tension à leurs bornes V_R . Par suite, on déduit

$$V_{PZT} = V_G - V_R \quad (\text{IV.1})$$

Avec V_P , on obtient le courant dans le transducteur principal :

$$i_{PZT,eff} = \frac{V_{R,eff}}{R} \quad (\text{IV.2})$$

Cette mesure de courant permet de connaître la puissance électrique que le transducteur principal consomme :

$$P_{P,eff} = V_{PZT,eff} \cdot i_{P,eff} \cdot \cos(\phi) \quad (\text{IV.3})$$

avec ϕ le déphasage entre la tension et le courant.

Ce déphasage a été mesuré expérimentalement et vaut $\frac{\pi}{10}$. Le Tableau IV.1 résume les mesures réalisées pour déterminer l'impédance de sortie du transducteur ainsi que sa puissance électrique.

R (Ω)	15	6
V_G (V)	8.98	8.91
V_R (V)	0.3650	0.1405
V_{PZT} (V)	8.6195	8.845
i_P (mA)	17.2	17.1
Z_{PZT} (Ω)	353	365
P_P (mW)	95.47	95.66

Tableau IV.1 – Mesures de puissance électrique et détermination de l'impédance interne du transducteur

La puissance électrique consommée par le transducteur principal est d'environ 95.5mW. L'impédance calculée varie entre 353 et 365 Ω . La figure IV.9 présente la valeur de la partie réelle de l'impédance mesurée à l'analyseur de réseau. La valeur obtenue à 113.6kHz est de 340 Ω , ce qui valide les mesures réalisées.

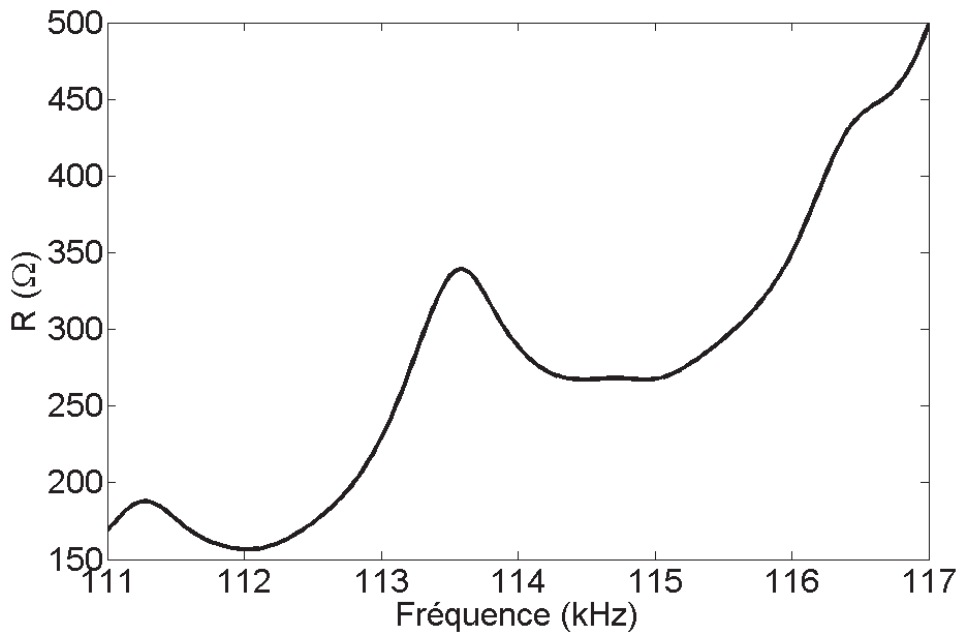


FIGURE IV.9 – Résistance du transducteur SHM mesurée à l'analyseur de réseau

Le rendement de conversion de la technologie active après propagation dans une structure composite carbone/époxy vaut donc environ 7.70%. Il inclut le rendement à l'émission, à savoir le rapport entre la puissance électrique et la puissance mécanique effectivement transmise par le transducteur à la plaque, puis le rendement incluant les pertes dues à la propagation dans le composite et enfin le rendement à la réception. Il faut garder à l'esprit que les 95.5mW requis pour faire fonctionner le transducteur principal sont disponibles de par la présence du répéteur sans-fil (ou d'une source de tension) et que, après propagation, un transducteur situé sur une zone peu accessible récupère 7.70% de cette énergie.

Si on reconsidère les besoins énergétiques de 56.6mW pour le système SHM sans fil, la technologie active apparaît comme un bon candidat pour l'alimentation de ce système. En reprenant le calcul réalisé au chapitre 3, paragraphe 5, la récupération d'énergie active permet de réaliser

une opération toutes les 7 secondes dans la mesure où il est possible d'accumuler une énergie de 56.6mJ en 7 secondes avec un transducteur secondaire

De manière générale, ces mesures expérimentales valident d'une part, le concept d'énergie active puisque le transducteur principal génère suffisamment d'énergie et garantit d'autre part, que le transducteur récepteur récolte assez d'énergie suite à la propagation de l'onde dans la structure composite pour alimenter la DEL en continue.

La fonctionnalité de récupération d'énergie du système SHM est donc désormais totalement validée. La section suivante a pour but de vérifier les capacités SHM de détection de chutes d'outils.

4 Capacités SHM du démonstrateur : détection de chutes d'outils

Le comparateur de signaux (figure IV.3) va permettre de détecter les variations d'amplitude des réponses des transducteurs dues aux chutes d'outils. En fixant la valeur de la résistance variable du comparateur, on détermine la tension seuil au-dessus de laquelle on estime que le signal provient de la chute d'outil.

Le comparateur est alimenté par le circuit de gestion d'énergie lui fournissant V_{CC} . Le circuit de gestion est lui-même alimenté par un transducteur secondaire. Ce même transducteur secondaire est relié au comparateur sur V_{in}^+ qui est le signal à comparer. V_{in}^- est fixé de manière à détecter les chutes d'outils comme expliqué au paragraphe 2.

Afin de s'affranchir de la tension alternative collectée en permanence par le transducteur (de l'ordre de 5 à 6V crête) et provenant de l'onde de Lamb générée, les transducteurs secondaires ont été reconfigurés en système récupérateur d'énergie/capteur SHM. Dans ce but, leur électrode supérieure a été usinée selon le motif présenté en figure IV.10 afin d'obtenir deux signaux séparés. La surface principale dénommée P1 est dévolue à la récupération d'énergie et la surface secondaire P2 sert uniquement à détecter les chutes d'outils (ou autres événements potentiellement endommageants). En effet, de part sa géométrie, l'électrode P2 sera très peu sensible à l'onde de Lamb car ne résonnera plus à son mode radial. En revanche, le volume piézoélectrique restant est suffisant pour détecter les événements. La reconfiguration des transducteurs a été réalisée en salle blanche en rainurant sur une profondeur millimétrique l'élément piézoélectrique. Cette découpe permet de séparer l'électrode en deux parties tout en conservant un transducteur monobloc et donc à double-fonctionnalité.

Cette configuration a été testée expérimentalement en détectant la chute d'une hauteur de 15cm d'une masse métallique de 26 grammes entraînant un impact de 38mJ sur la structure composite. Le transducteur convertissant les ondes de Lamb se propageant à la fréquence de 113.6kHz alimente le circuit de gestion d'énergie et le comparateur. Le signal du transducteur est donc une sinusoïde de fréquence 113.6kHz. Lorsque la chute d'outil survient, le signal du transducteur est

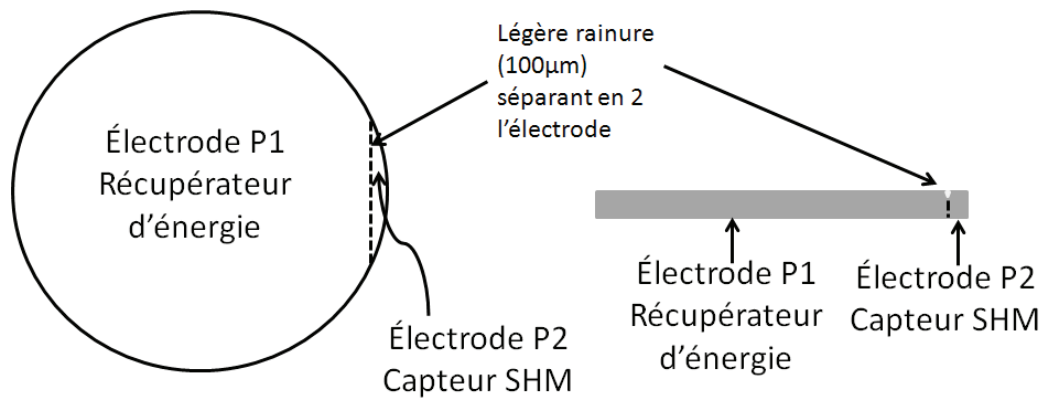


FIGURE IV.10 – Transducteur reconfiguré en système récupérateur d'énergie/capteur SHM

déformé et subit une variation d'amplitude comme visualisé figure IV.11 sur la voie 2 (Ch2, en violet). De façon synchronisée, lorsque ce signal franchit le seuil fixé, la sortie du comparateur passe à 1 comme le montre le signal bleu de la voie 1 (Ch1) de la figure IV.11. Les rebonds successifs et les réflexions multiples ont pour effet de rebasculer à 1 le signal de sortie du comparateur. L'intégration d'une bascule D permet ici d'allumer la DEL connectée en sortie et de la laisser allumée après le premier impact.



FIGURE IV.11 – Détection de la chute d'outil

A partir de ce test, nous avons pu vérifier que le transducteur reconfiguré est toujours à même de réaliser la récupération d'énergie et de détecter la chute d'outil. En effet, le signal de la voie 2 de la figure IV.11 est de forte amplitude et aisément détectable comme l'a montré le test. En réglant la valeur du seuil, nous pouvons fixer la sensibilité du système SHM selon ses conditions d'utilisation. Enfin, ce test a montré qu'il a été possible d'allumer une DEL de manière synchronisée avec la détection de la chute d'outil.

Ce système SHM possède donc des transducteurs totalement autonomes réalisant la récupération d'énergie et le contrôle des structures. Il s'agit ici d'une technologie prometteuse et alternative dans le cas des lignes de productions où les vibrations naturelles des structures sont absentes. Un seul transducteur principal, stratégiquement localisé et alimenté par une source

d'énergie conventionnelle disponible permet d'assurer le fonctionnement autonome des transducteurs secondaires incluant l'élément piézoélectrique, le circuit de gestion de charge, le comparateur, la bascule RS et la DEL.

Ce test de faisabilité achevé, identifions désormais les perspectives d'évolution s'offrant à un tel système.

5 Perspectives d'évolution et avenir de la technologie de récupération d'énergie vibratoire active

Le démonstrateur SHM a montré sa capacité à détecter des chutes d'outils par des transducteurs auto-alimentés. Il est donc possible de récupérer l'énergie de vibration haute fréquence générée par un transducteur alimenté et ce en différents points de la structure. Cette capacité d'autonomie énergétique et de contrôle des structures est un élément clé dans le développement du système SHM du futur.

Outre l'intégration de ces capacités au sein du système global incluant en plus une communication sans-fil et l'intégration, à terme, de différents types de capteurs SHM, plusieurs améliorations sont d'ores et déjà à l'étude.

Tout d'abord, il est nécessaire d'améliorer les capacités SHM de notre système. Dans cette thèse, afin de prouver le concept, nous nous sommes limités à vérifier que le système était à même de détecter des chutes d'outils. L'étape suivante sera dévolue à la localisation de cet événement. Les travaux déjà menés par les équipes du laboratoire et d'Airbus UK sont aujourd'hui en cours d'intégration. En nous basant sur les travaux réalisés par Paget et al. [55], il est possible de localiser une source d'émission acoustique par triangulation elliptique. Cette mesure nécessite de connaître les temps de vol des signaux pour chacun des transducteurs secondaires. En programmant un microcontrôleur, nous pourrions enregistrer les différences de temps de vol entre au moins trois récepteurs et, une fois cette mesure réalisée, envoyer l'information via un module de communication sans-fil à un PC réalisant la triangulation. A l'heure actuelle, un logiciel propriétaire d'Airbus permet, en temps réel, et dès la réception des temps de vol, de localiser la source d'émission acoustique. Dans [57], des exemples d'applications lors de tests de pré-qualification des programmes A350XWB et A400M sont présentés. La technique de localisation est aujourd'hui mature et permet de localiser avec précision les événements tels les décollements de raidisseurs ou les fractures de fibres et les délaminages. Or, les tests réalisés avec le démonstrateur SHM autonome ont mis en évidence que les signaux provenant des chutes d'outils sont eux aussi aisément détectables ce qui préfigure derrière la possibilité de les localiser en utilisant la même technique et le même logiciel. D'autres techniques développées par Grondel et al. [4, 45, 142], Benmeddour et al. [43, 44] telle l'interaction des modes de Lamb avec des défauts, autorisent aussi l'utilisation du système SHM autonome non plus uniquement en passif, c'est-à-dire à détecter et localiser les chutes d'outils, mais aussi dans des phases de

contrôle actif où les transducteurs secondaires recevant les signaux des ondes de Lamb seront à même de mettre en évidence la présence d'un défaut et de le localiser.

Ces techniques aujourd'hui éprouvées permettent donc d'envisager leur intégration au démonstrateur dont l'objectif premier était de prouver sa capacité à être autonome.

Les améliorations concernant cette autonomie sont également primordiales. Tout d'abord, nous avons mis en évidence la sensibilité importante de la réponse en tension des transducteurs à la fréquence d'excitation. Or, un changement de conditions de la structure comme l'ajout de masse, le rivetage ou le collage d'autres structures modifient la propagation des ondes de Lamb et la fréquence optimale est aussi changée. Nous avons donc étudié avec Airbus une solution permettant de garantir à chaque instant le travail à la fréquence optimale. Cette technique a fait l'objet d'un dépôt de Brevet d'Invention en Grande-Bretagne conjointement avec Airbus UK. Ce Brevet est intitulé "*Wireless Power Transmission*" (Référence : 06983 GB, numéro d'application : 1202880.9 [11]).

Ce Brevet a pour but de protéger la technique de gestion de la fréquence optimale d'excitation du transducteur principal. Comme précédemment décrit, l'efficacité de la récupération d'énergie active est grandement dépendante de la fréquence de résonance des transducteurs mais aussi des fréquences de résonance de la structure. Or, cette dernière varie grandement avec les conditions de chargement et de géométrie de la structure qui évolue sur la ligne de production.

La figure IV.5 a montré qu'il était possible à chaque instant de mesurer la tension récupérée par les transducteurs secondaires. En se basant sur cette information, la technique proposée compare à chaque instant la tension actuelle avec la tension de la mesure précédente. Si une variation est survenue, alors la fréquence du générateur sera modifiée et la nouvelle réponse en tension mesurée. Tant qu'une variation positive de tension est détectée, la fréquence est modifiée jusqu'à atteindre une tension maximale. Les paragraphes suivants décrivent en détail le principe de la technologie de contrôle de fréquence.

Le champ d'application de la technologie pour le Brevet d'Invention ne se limite plus à une utilisation sur les lignes de production mais concerne l'appareil dans son utilisation globale, c'est-à-dire sur l'ensemble de la structure pendant les différentes phases au sol et en vol. Il est donc nécessaire de déployer plusieurs systèmes SHM autonomes comme présenté sur la figure IV.12. Les entités 107 et 106 représentant un module SHM autonome, c'est-à-dire un transducteur principal (107) et les transducteurs secondaires (106). En pratique, on notera que le transducteur principal ne sera pas nécessairement situé au centre du réseau de transducteurs secondaires.

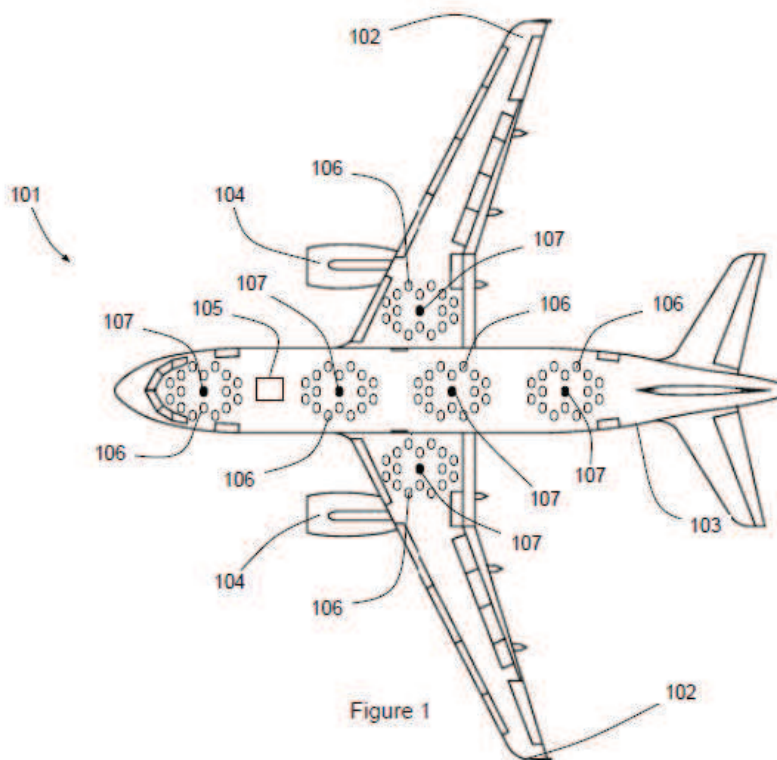


FIGURE IV.12 – Implémentation des systèmes SHM à bord d'un appareil

Un module SHM illustré figure IV.13 sera complètement autonome et intégrera le contrôle en fréquence. Le transducteur principal est associé au générateur de tension, à un module de gestion de puissance (P) qui est l'élément contrôlant la fréquence de travail et à un module de communication sans-fil CP [56].

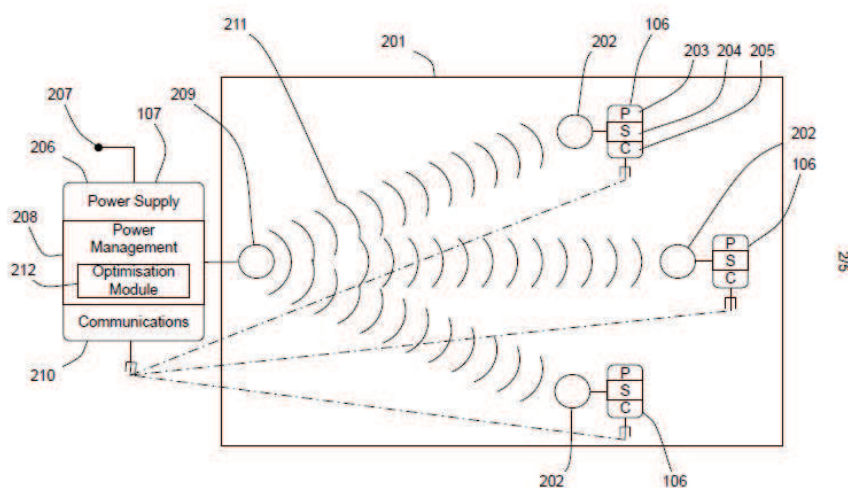


FIGURE IV.13 – Système SHM à récupération d'énergie active

Chaque transducteur secondaire est associé :

- au circuit de gestion d'énergie (LTC3588-1) dénomé P sur la figure IV.13,
- au système S qui enregistre les données nécessaires au SHM par le module comparateur, bascule, diode et/ou microcontrôleur et qui réalise aussi la mesure de tension permettant de déterminer la fréquence optimale,
- à un module de communication sans-fil C.

La fréquence d'excitation est choisie comme la fréquence donnant soit la réponse maximale d'un transducteur secondaire si cette dernière est largement plus haute que les réponses des autres transducteurs, soit comme la fréquence donnant la somme des tensions des transducteurs secondaires la plus élevée.

La gestion de la fréquence est réalisée par le couple système S de contrôle et module de gestion de puissance P. La figure IV.14 illustre le déroulement d'une opération de calibration. A intervalle de temps défini, une requête de contrôle est émise par le module de communication sans-fil CP, puis les modules de communication C des transducteurs secondaires mesurent la valeur actuelle de la tension aux bornes des transducteurs et communiquent cette valeur au module CP. Si un changement d'amplitude est détecté, la fréquence est dans un premier temps diminuée et une nouvelle mesure réalisée. Si la tension mesurée est plus haute, alors la fréquence d'excitation sera encore diminuée jusqu'à arriver à la tension maximale. Si en diminuant la fréquence du générateur, la tension est plus basse, alors la calibration sera faite en augmentant la fréquence et en suivant le même principe. Ce procédé permet donc d'obtenir un circuit à rebouclage de phase. Ce système garantit donc une excitation à la fréquence optimale et assure une puissance maximale à chaque instant et fait face aux fluctuations des conditions de chargement de la structure.

En outre, le CEA (Commissariat à l'Energie Atomique) s'intéresse à la technologie de récupération d'énergie active. Les chercheurs du CEA ont pour projet d'intégrer le concept de récupération d'énergie active à leur outil de modélisation CIVA¹ et ainsi réaliser des études paramétriques permettant d'optimiser le positionnement de cette source mécanique extérieure, en fonction de la taille et du positionnement des capteurs et du type de géométrie. Cette modélisation interagirait de façon complémentaire avec les modèles de récupération d'énergie développés ici.

1. plateforme d'expertise pour le contrôle non destructif, composée de modules de simulation, d'imagerie et d'analyse, qui permettent de concevoir et d'optimiser les méthodes d'inspection et de prédire leurs performances dans des configurations de contrôle réalistes

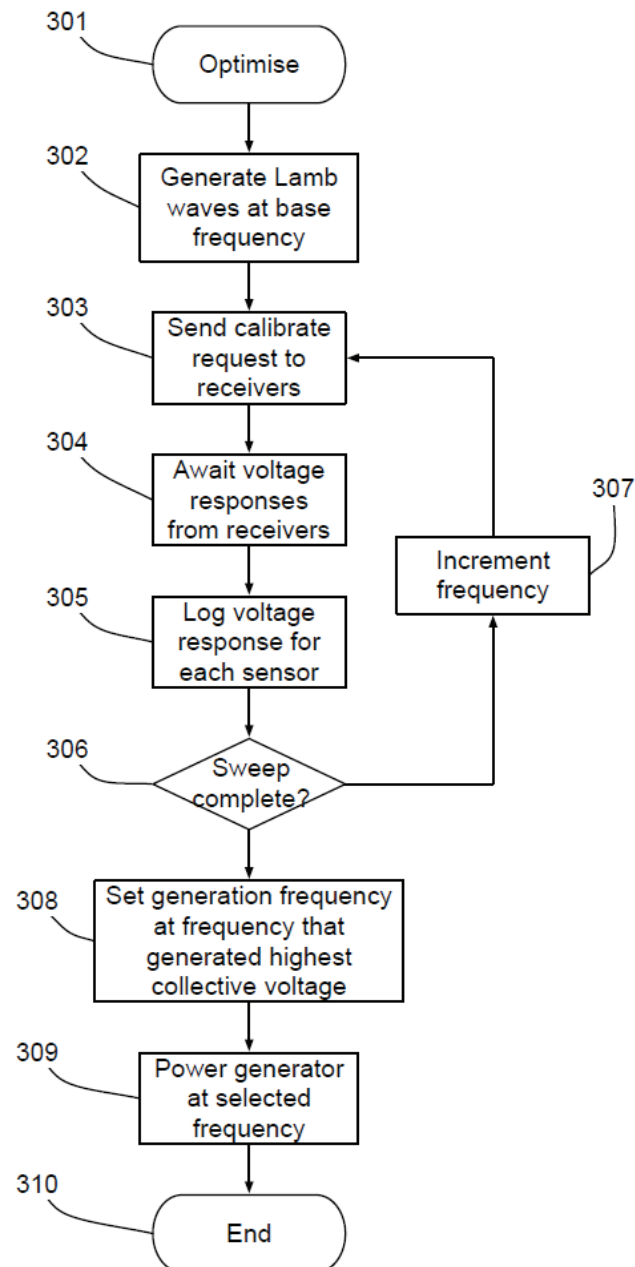


FIGURE IV.14 – Diagramme du contrôle de fréquence optimale

6 Conclusions

L'objectif de ce chapitre était de montrer notre capacité à utiliser la récupération d'énergie vibratoire dans le cadre d'une application industrielle. La demande d'Airbus consistait à être à même de contrôler les structures composites en cours d'assemblage sur les lignes de production.

Les vibrations naturelles des structures étant absentes, nous avons créé le concept de récupération d'énergie active, c'est-à-dire la génération d'ondes ultrasonores dans la structure par un transducteur principal et la réception puis la conversion en énergie électrique des vibrations par un réseau de transducteurs secondaires déployés. Cette technologie a permis d'alimenter le circuit de gestion de charge à un niveau de 7.36mW.

Un comparateur de signaux a montré que la chute d'outil est correctement détectée par le système SHM qui, en réponse, allume une DEL avertissant l'utilisateur de la chute d'outil. Ici, l'apport d'énergie nécessaire à l'ensemble du traitement est assuré par le transducteur secondaire autonome. Le concept de récupération d'énergie active est donc un candidat particulièrement prometteur pour alimenter les systèmes SHM situés dans des zones confinées ou difficiles d'accès.

Les perspectives d'évolutions, concernant le SHM à proprement parler, permettront la localisation des événements potentiellement destructifs. Concernant les améliorations des performances de récupération d'énergie, la technique du contrôle en fréquence garantira un niveau de puissance optimale indépendamment des conditions d'utilisation de la structure. Les modèles numériques et analytiques développés dans ce manuscrit et ceux développés par le CEA permettront, à terme, d'optimiser la configuration du système SHM en déterminant l'élément piézoélectrique le plus efficace, ses dimensions optimales ainsi que les localisations à privilégier sur la structure.

Conclusions générales et perspectives

Cette thèse avait pour objectif d'apporter une contribution à la récupération d'énergie vibratoire au sol et en vol pour des systèmes autonomes de contrôle santé intégré des structures aéronautiques. L'objectif sous-jacent était d'obtenir un système SHM autonome et à double-fonctionnalité.

Dans le premier chapitre, après avoir justifié le besoin de systèmes SHM auto-alimentés et estimé leur consommation, les sources d'énergie disponibles dans un avion et en mesure d'assurer leur autonomie énergétique ont été identifiées. Ensuite, les techniques de récupération d'énergie associées à ces sources ont été décrites. La nécessité d'obtenir un système SHM autonome et à double-fonctionnalité nous a conduits à privilégier la technique de récupération d'énergie vibratoire par transducteurs SHM collés. De ce fait, un seul et unique transducteur SHM réalise la récupération d'énergie et le contrôle de la structure.

La technique de récupération d'énergie vibratoire est déjà largement utilisée, notamment par le biais de poutres résonnantes attachées aux structures vibrantes. Pour cette application, de nombreux modèles de la récupération d'énergie ont été développés. Cependant, dans le cas de transducteurs rigidement attachés à la structure en vibration, il n'existait pas, à notre connaissance, de modèle analytiques représentatifs de l'ensemble de la chaîne de conversion permettant l'estimation de la puissance récupérée. C'est pourquoi, dans le chapitre 2, nous avons proposé un modèle analytique, basé sur l'approche Bond Graph, de l'ensemble du processus de récupération d'énergie par transducteurs collés. La configuration d'un transducteur collé à la structure en vibration a entraîné des difficultés à caractériser les déformations subies par le transducteur. En effet, nous avons mis en évidence dans ces travaux la nécessité de prendre en compte les déformations dans l'épaisseur du transducteur, déformations qui apportent une contribution non négligeable, dans notre configuration, à la réponse en tension. Pour le cas d'une plaque en appui simple excitée à ses modes de résonance, nous avons été en mesure de proposer un modèle complet de la récupération d'énergie. Ce modèle, vérifié par la MEF, a permis de tester différentes géométries de transducteurs ainsi que différentes localisations et dimensions en vue d'optimiser la récupération d'énergie.

L'application de ce modèle à un cas plus réaliste, ayant pour but de se rapprocher d'une configuration plus représentative des conditions de vibrations d'une structure en vol, a été traitée au chapitre 3. La difficulté à déterminer analytiquement les modes de vibration de la structure sur une large bande de fréquences a conduit à une utilisation conjointe de la MEF et du mo-

dèle analytique. Avec pour entrée les champs de déplacements dans le transducteur déterminés numériquement par la MEF, le modèle a montré sa capacité à prédire avec une précision acceptable le comportement en fréquence des récupérateurs d'énergie, leur réponse en tension ainsi que le niveau de puissance recueillie. Il a aussi aidé à déterminer la charge électrique optimale permettant d'assurer un niveau de puissance maximum. En parallèle, un banc d'essai a été réalisé afin de conduire une vérification expérimentale. Là encore, une bonne adéquation a été trouvée entre les résultats expérimentaux et les simulations provenant du modèle analytique. Surtout, cette phase expérimentale a validé les capacités de récupération d'énergie large bande des transducteurs et prouvé le concept de récupération d'énergie vibratoire passive. Les niveaux de puissance récoltée de l'ordre du milliwatt sont encore trop faibles pour prétendre à l'alimentation en continu d'un système SHM. Cependant, en considérant le stockage de l'énergie récupérée et un fonctionnement du système SHM par cycles, la récupération d'énergie vibratoire passive demeure un candidat potentiel à l'alimentation des systèmes autonomes. Ce constat est d'autant plus vrai dans la mesure où les transducteurs SHM sont large bande et vont donc cumuler des contributions fréquentielles de vibration en dehors de leur résonance.

La demande d'application d'Airbus a été pour nous le moyen de tester le principe de récupération d'énergie sur une configuration industrielle précise, consistant à détecter les chutes d'outils sur les structures composites en cours d'assemblage. La nécessité de vérifier ces structures sur les lignes de production nous a conduits à redéfinir la stratégie de récupération d'énergie et de pallier l'absence de vibration naturelle. En alimentant un transducteur stratégiquement localisé près d'une source d'énergie disponible, des ondes de Lamb sont générées dans la structure et alimentent à leur tour, par suite de la conversion piézoélectrique, les transducteurs SHM déployés sur la structure. Avec cette technologie, 7.36mW ont ainsi été récoltés. De plus, une chute d'outil a pu être détectée par ce système auto-alimenté. Ce démonstrateur a par conséquent montré qu'il était possible d'alimenter un système SHM avec ses propres transducteurs tout en assurant des capacités de détection d'impacts.

De ces travaux, nous pouvons retenir qu'il est possible de récupérer de l'énergie de vibration naturelle mais que les niveaux récoltés imposent une optimisation de cette technique. Aujourd'hui, un modèle analytique complet de la chaîne de conversion est disponible. Il permet d'obtenir une connaissance précise du phénomène de récupération d'énergie, de la vibration mécanique jusqu'au transfert d'énergie. Il s'agit aussi d'un outil d'optimisation dans la mesure où on peut tester diverses configurations en s'affranchissant de l'expérience. Son utilisation dans une phase amont autorise aussi une estimation des performances attendues et un gain de temps non négligeable. Enfin, la technologie de récupération d'énergie active a été le moyen de développer un démonstrateur regroupant les deux capacités : la récupération d'énergie et le contrôle des structures.

Intéressons-nous désormais aux voies d'améliorations et aux perspectives d'avenir offertes par la technologie de récupération d'énergie. Dans cette recherche d'optimisation, quatre orientations principales sont à prendre en compte.

L'orientation première concerne le modèle analytique développé. Nous nous attacherons par la suite à améliorer la fiabilité de ce dernier et essaierons de nous affranchir pour les cas réels du recours à la simulation MEF. Ce modèle sera également étendu au cas des structures composites et à l'utilisation de circuits de stockage plus complexes.

La deuxième orientation, qui constitue à elle seule toute une voie d'optimisation, concerne le développement des circuits de stockage et de gestion d'énergie. Les travaux conduits durant cette thèse étant en effet principalement centrés sur la partie mécanique et sur la conversion piézoélectrique de la chaîne de récupération, il est désormais nécessaire de développer plus précisément l'aspect relatif au stockage de l'énergie. Différentes solutions sont envisageables. Nous étudierons dans un premier temps la possibilité d'utiliser des circuits de stockage non linéaires tels les différents circuits SSHI¹ développés par l'INSA Lyon qui reposent sur un traitement non linéaire de la tension délivrée par le récupérateur d'énergie piézoélectrique et qui autorisent une augmentation de la quantité d'énergie convertie. Cependant, la configuration que nous utilisons étant large bande, il apparaît en première approche, comme plus intéressant d'utiliser une technique plus classique tel le circuit de récupération d'énergie à extraction de charge synchronisée, circuit également développé par l'INSA Lyon. Ces traitements non linéaires consommant de l'énergie, il sera intéressant de suivre les voies d'optimisation en développement aujourd'hui et qui tendent à s'affranchir des diodes dédiées au redressement du signal. Nous regarderons aussi la possibilité dans le cadre de la technologie active d'utiliser des super-capacités. Des architectures qui s'adaptent automatiquement à l'état de la charge existent déjà et permettraient de réduire le temps de charge tout en optimisant le niveau de puissance récupérée. En parallèle du développement des circuits de gestion d'énergie, le modèle de récupération d'énergie devra lui aussi prendre en compte ces circuits afin de pouvoir modéliser le niveau de puissance récupérée avec les futures architectures.

La troisième orientation concerne l'amélioration des capacités SHM du système. Les capacités du démonstrateur étaient limitées dans un premier temps à la détection de chutes d'outils. Les nombreuses techniques SHM développées dans le laboratoire IEMN sont aujourd'hui matures et utilisées dans diverses applications. Elles seront donc implémentées au système SHM autonome et permettront d'obtenir des capacités de localisation et de caractérisation de l'endommagement. Ici notamment, le contrôle par ondes de Lamb peut être intégré au système SHM en utilisant le transducteur principal en émetteur, en sélectionnant le mode désiré (Technique de la Sélection de Mode) et en étudiant l'interaction de l'onde avec les défauts potentiels. Il s'agira ici d'une technologie SHM active. Dans le même temps, le contrôle par émission acoustique pourra être réalisé et apportera ses capacités de détection, de localisation et de suivi de l'endommagement.

La dernière orientation, plus générale, concerne l'utilisation de ce système SHM autonome et à double fonctionnalité. De nombreux verrous technologiques jalonnent le parcours de la qualification de la technologie SHM pour l'aéronautique. Il faudra produire un système complet, c'est-à-dire un package transducteur, circuit de gestion d'énergie et unité de traitement (micro-contrôleur) permettant une utilisation immédiate. Pour ce faire, il faudra définir les capacités

1. Synchronized Switching Harvesting with Inductor

attendues d'un tel système, c'est à dire quels types de structure le système SHM devra surveiller, quels types d'endommagements seront recherchés et aussi quelles informations devront être collectées par le système SHM, à savoir la détection, la localisation, la taille, le type de défaut et son évolution. Enfin, il faudra franchir toutes les étapes de qualification de l'échelle TRL (Technology Readiness Level), niveau de maturité technologique, pour l'ensemble du système afin de pouvoir prétendre à une intégration du système SHM aux appareils en service.

Nomenclature

- Ω^P : volume du transducteur piézoélectrique,
- Γ^P : surface du transducteur piézoélectrique,
- $L_P = L_M - L_m$: longueur du transducteur piézoélectrique,
- $W_P = W_M - W_m$: largeur du transducteur piézoélectrique,
- T_P : épaisseur du transducteur piézoélectrique,
- L_S : longueur de la structure vibrante,
- W_S : largeur de la structure vibrante,
- T_S : épaisseur de la structure vibrante,
- F^{shaker} : force appliquée à la structure pour générer des vibrations,
- u_1^S : champ de déplacement résultant à la surface supérieure de la structure,
- F_i^P : composantes de force résultantes appliquées au transducteur piézoélectrique,
- v_i^P : composantes de célérité résultantes appliquées au transducteur piézoélectrique,
- u_i^P : champ de déplacement résultant dans le transducteur piézoélectrique,
- V^P : tension aux bornes du transducteur piézoélectrique,
- i^P : courant correspondant débité par le transducteur piézoélectrique,
- V^L : tension appliquée à la charge résistive,
- i^L : courant correspondant débité dans la charge résistive,
- E^P : champ électrique,
- D^P : induction,
- T^P : contraintes mécaniques appliquées au transducteur piézoélectrique,
- S^P : déformation mécanique du transducteur piézoélectrique,
- h : matrice piézoélectrique,
- C^D : matrice de rigidité mesurée en circuit ouvert,
- β^S : matrice de perméabilité déterminée à déformations constantes,
- e^T : matrice de permittivité mesurée à contraintes constantes,
- S_{ij}^P : déformation mécanique,
- C_S : capacité statique du transducteur piézoélectrique,
- r_i : rapport de transformation des éléments TF modélisant la conversion électromécanique dans la direction i .
- $x_{1,0}, x_{2,0}$: coordonnées d'application de la force d'excitation,
- ρ : densité de la structure vibrante (aluminium),
- E : module de Young de la structure vibrante (aluminium),

- ν : coefficient de Poisson de la structure vibrante (aluminium),
- $\nabla^4 = \Delta^2$: opérateur Laplacien double :

$$\nabla^4 \equiv \Delta^2 \equiv \left(\frac{\partial^2}{\partial x_1^2} + \frac{\partial^2}{\partial x_2^2} \right)^2 = \left(\frac{\partial^4}{\partial x_1^4} + 2 \frac{\partial^4}{\partial x_1^2 \partial x_2^2} + \frac{\partial^4}{\partial x_2^4} \right)$$

- D : rigidité de flexion

$$\frac{Eh^3}{12(1-\nu)}$$

- ω_{mn} : pulsation naturelle

$$\omega_{mn} = \sqrt{\frac{K_{mn}}{M_{mn}}} = \sqrt{\frac{D}{\rho T_S}} \left[\left(\frac{n\pi}{L_S} \right)^2 + \left(\frac{m\pi}{W_S} \right)^2 \right]$$

- ϕ_{mn} : déformation modale

$$\phi_{mn}(x_1, x_2) = \sin\left(\frac{m\pi}{L_S}x_1\right) \sin\left(\frac{n\pi}{W_S}x_2\right)$$

- ξ_{mn} : coefficient d'amortissement fixé à 0.01 pour un système mécanique standard,
- M_{mn} : masse généralisée

$$M_{mn} = \rho T_S \int_0^{L_S} \int_0^{W_S} \phi_{m,n}^2(x_1, x_2) dx_1 dx_2 = \frac{\rho T_S L_S W_S}{4}$$

- $F_{mn}^{shaker}(t)$: force modale

$$\begin{aligned} F_{mn}^{shaker}(t) &= \int_0^{L_S} \int_0^{W_S} F^{shaker}(t) \delta(x_1 - x_{1,0}) \delta(x_2 - x_{2,0}) \phi_{mn}(x_1, x_2) dx_1 dx_2 \\ &= F^{shaker}(t) \sin \frac{m\pi x_{1,0}}{L_S} \sin \frac{n\pi x_{2,0}}{W_S} \end{aligned}$$

- η : efficacité du pont de diodes

$$\eta = \frac{P_{AC}}{P_{DC}}$$

- P_{DC} : puissance en régime continu,
- P_{AC} : puissance en régime alternatif.

Annexe A

Matériaux piézoélectriques et coefficients de couplage

La piézoélectricité résulte d'un couplage entre les grandeurs mécaniques et électriques du matériau. Les équations constitutives de la piézoélectricité qui couplent les tenseurs mécaniques de rang 2 (contrainte T et déformations S) et les tenseurs électriques de rang 1 (champ électrique E et induction électrique D) traduisent ces relations fondamentales [50, 125, 126]. Selon les variables choisies, on obtient :

$$\begin{aligned} & \begin{cases} S_\alpha = s_{\alpha\beta}^E T_\beta + d_{i\alpha}^t E_i \\ D_i = d_{i\alpha} T_\alpha + \epsilon_{ij}^T E_j \end{cases} \\ & \begin{cases} T_\alpha = c_{\alpha\beta}^E S_\beta - e_{i\alpha}^t E_k \\ D_i = e_{i\alpha} S_\alpha + \epsilon_{ij}^S E_j \end{cases} \\ & \begin{cases} T_\alpha = c_{\alpha\beta}^D S_\beta - h_{i\alpha}^t D_i \\ E_i = -h_{i\alpha} S_\alpha + \beta_{ij}^S D_j \end{cases} \\ & \begin{cases} S_\alpha = s_{\alpha\beta}^D T_\beta + g_{i\alpha}^t D_i \\ E_i = -g_{i\alpha} T_\alpha + \beta_{ij}^T D_j \end{cases} \end{aligned} \tag{A.1}$$

$c_{\alpha\beta}^E$ et $c_{\alpha\beta}^D$ sont respectivement les matrices de rigidité du matériau piézoélectrique calculées à champ électrique constant et à induction électrique constante.

$s_{\alpha\beta}^E$ et $s_{\alpha\beta}^D$ sont respectivement les matrices de souplesse du matériau piézoélectrique calculées à champ électrique constant et à induction électrique constante. Elles sont les inverses des matrices de rigidité.

ϵ_{ij}^T et ϵ_{ij}^S sont respectivement les matrices de permittivité déterminées à contraintes constantes et à déformations constantes.

β_{ij}^T et β_{ij}^S sont respectivement les matrices d'imperméabilité estimées à contraintes constantes et à déformations constantes.

Enfin, d , e , g et h sont les matrices des constantes piézoélectriques. Elles traduisent le couplage entre les tenseurs mécaniques et électriques.

L'élément piézoélectrique $P_z 27$ ou $PZT 5A$ est un matériau piézoélectrique caractérisé par une classe de symétrie cristalline hexagonale 6mm. Les constantes piézoélectriques et mécaniques correspondantes sont :

- la matrice de permittivité :

$$\varepsilon = \begin{pmatrix} \varepsilon_{11} & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_{22} & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_{33} \end{pmatrix} \quad (\text{A.2})$$

- la matrice d'imperméabilité :

$$\beta = \begin{pmatrix} \beta_{11} & 0 & 0 \\ 0 & \beta_{22} & 0 \\ 0 & 0 & \beta_{33} \end{pmatrix} \quad (\text{A.3})$$

- la matrice piézoélectrique d :

$$d = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & d_{15} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & d_{15} & 0 & 0 \\ d_{31} & d_{31} & d_{33} & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad (\text{A.4})$$

- la matrice piézoélectrique e :

$$e = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & e_{15} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & e_{15} & 0 & 0 \\ e_{31} & e_{31} & e_{33} & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad (\text{A.5})$$

- la matrice piézoélectrique h :

$$h = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & h_{15} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & h_{15} & 0 & 0 \\ h_{31} & h_{31} & h_{33} & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad (\text{A.6})$$

- la matrice de rigidité C :

$$C_{ij}^E = \begin{pmatrix} C_{11}^E & C_{12}^E & C_{13}^E & 0 & 0 & 0 \\ C_{12}^E & C_{11}^E & C_{13}^E & 0 & 0 & 0 \\ C_{13}^E & C_{13}^E & C_{33}^E & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44}^E & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{44}^E & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66}^E \end{pmatrix} \quad (\text{A.7})$$

Note : les coefficients piézoélectriques utilisés dans le modèle de récupération d'énergie sont $h_{31}=-3.82e8$, $h_{33}=1.98e9$ et $\varepsilon_{33}^T=1802.77$ (données constructeur).

Annexe B

Rappel sur la modélisation Bond Graph

Principe général

L'outil Bond Graph (ou Graphe de liaison) est un outil de modélisation reposant sur la notion de transfert d'énergie ou de puissance. Il permet une approche structurée de la modélisation et de la simulation de systèmes pluridisciplinaires. Cette capacité multiphysique lui permet de modéliser aussi bien des systèmes mécaniques, qu'électriques, hydrauliques ou encore thermiques.

L'objectif de l'approche Bond Graph est donc de modéliser un système réel afin de reproduire son comportement en décrivant les échanges d'énergie au sein de celui-ci.

Afin de décrire ces échanges, deux variables d'énergie sont utilisées :

- une variable d'effort notée e
- une variable de flux notée f .

Le produit de ces deux variables est homogène à une puissance.

L'échange de puissance ou d'énergie entre deux parties du système réel est modélisé par une liaison entre deux objets. Cette liaison est représentée par un lien terminé par une demi-flèche.

La figure B.1 représente la liaison et le sens de transmission de la puissance (ici de A vers B).

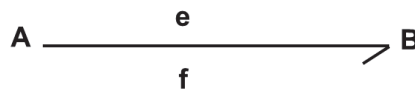


FIGURE B.1 – Liaison et transmission de puissance entre deux objets

L'énergie échangée entre A et B s'écrit :

$$\begin{aligned} E(t) &= \int_0^t e(\tau) \cdot f(\tau) \cdot d\tau \\ E(t) &= \int_0^t e(\tau) \cdot dq(\tau) = \int_0^t f(\tau) \cdot dp(\tau) \end{aligned} \tag{B.1}$$

avec le moment $p(t)$ défini par :

$$p(t) = \int_0^t e(\tau) . d\tau \quad (\text{B.2})$$

et le déplacement $q(t)$ par :

$$q(t) = \int_0^t f(\tau) . d\tau \quad (\text{B.3})$$

Le Tableau B.1 présente les équivalences des grandeurs Bond Graph selon différents domaines physiques, [129].

Domaine	Effort e	Flux f	Moment p	Déplacement q
Électrique	Tension U (V)	Courant I (A)	Flux Φ (V.s)	Charge q (C)
Hydraulique	Pression P (Pa)	Débit Q (m ³ /s)	Impulsion = intégrale de la pression (N.s/m ²)	Volume (m ³)
Mécanique de la translation	Force (N)	Vitesse (m/s)	Moment P (N.s)	Déplacement X (m)
Mécanique de la rotation	Couple τ (N.m)	Vitesse angulaire ω (rad/s)	Moment angulaire H (N.m.s)	Angle θ (rad)
Thermique	Température (°C)	Taux d'échange thermique dQ/dt (J/s)	Non applicable	Quantité de chaleur Q (J)

Tableau B.1 – Signification des variables selon le domaine physique

Éléments Bond Graph

Les éléments associés aux échanges d'énergie et précédemment nommés de façon générique A et B sont au nombre de cinq. Ils se déclinent en deux familles : les éléments passifs et les éléments actifs.

Éléments passifs

Les éléments passifs traduisent le stockage ou la dissipation de l'énergie entrante.

Élément R

Il s'agit d'un élément résistif défini par une relation statique entre l'effort e et le flux f . R est le coefficient associé (figure B.2).

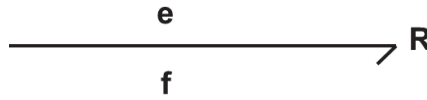


FIGURE B.2 – Élément R

L'élément R traduit une dissipation d'énergie (ou de puissance). La puissance dissipée est :

$$e(t) \cdot f(t) = R \cdot f(t)^2 \quad (\text{B.4})$$

Élément I

Il s'agit d'un élément inertiel. Il est défini par une relation statique entre le flux f et le moment p . I est le coefficient associé (figure B.3).

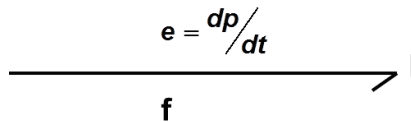


FIGURE B.3 – Élément I

On a

$$p(t) = I \cdot f(t) \quad (\text{B.5})$$

ce qui donne

$$f(t) = \frac{1}{I} \int_0^t e(\tau) \cdot d\tau \quad (\text{B.6})$$

Cette relation intégrale est équivalente à la relation dérivée

$$e(t) = I \frac{df}{dt} \quad (\text{B.7})$$

avec

$$e(t) = \frac{dp}{dt} \quad (\text{B.8})$$

L'élément I traduit donc un stockage d'énergie de type cinétique (équation (B.1)).

Élément C

Il s'agit d'un élément de type capacitif défini par une relation statique entre l'effort e et le déplacement q . C est le coefficient associé (figure B.4).

$$q(t) = Ce(t) \quad (\text{B.9})$$

Avec l'équation (B.3) on peut écrire la relation comme :

$$e(t) = \frac{1}{C} \int_0^t f(\tau) . d\tau \quad (\text{B.10})$$

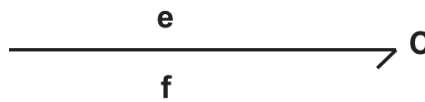


FIGURE B.4 – Élément C

L'élément C traduit donc le stockage d'énergie de type potentielle.

Le Tableau B.2 décrit la nature des éléments Bond Graph selon les domaines physiques, [129].

Domaine	Élément R	Élément I	Élément C
Électrique	Résistance électrique	Inductance d'une bobine	Capacité d'un condensateur
Hydraulique	Restriction	Inertie du fluide en mouvement	Capacité d'un réservoir
Mécanique de la translation	Frottement visqueux	Masse en mouvement	Raideur d'un ressort
Mécanique de la rotation	Frottement visqueux	Inertie en rotation	Raideur d'un ressort de torsion
Thermique	Conduction thermique	Non Applicable	Accumulation de chaleur

Tableau B.2 – Signification des éléments selon le domaine physique

Éléments actifs

Il existe deux types d'éléments actifs : les sources de flux et d'effort. Elles ont pour but de représenter les sources qui sont imposées au système.

La source de flux est notée S_f et génère la variable flux du lien qui lui est connecté.

La source d'effort est notée Se et génère la variable d'effort du lien qui lui est connecté.

Les figures B.5 et B.6 représentent les deux types de source.

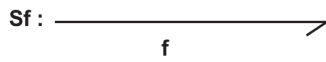


FIGURE B.5 – Source de flux

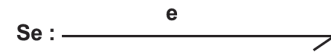


FIGURE B.6 – Source d'effort

Les jonctions

Deux types de jonction sont définies : la jonction 0 et la jonction 1.

Jonction 1

L'ensemble des flux arrivant ou partant de la jonction 1 sont égaux. Avec la représentation figure B.7 ([129]), on a $f_1=f_2=f_3=f_4$. La somme algébrique des puissances est nulle et on a donc $e_1+e_2-e_3-e_4=0$.

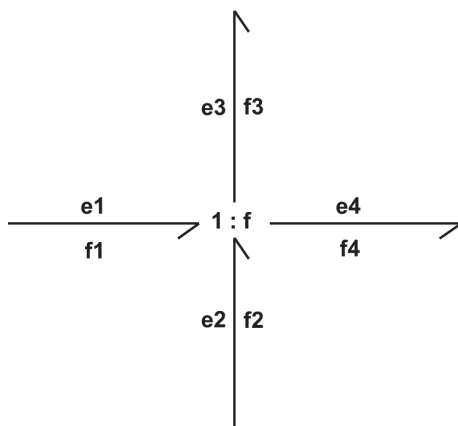


FIGURE B.7 – Jonction 1

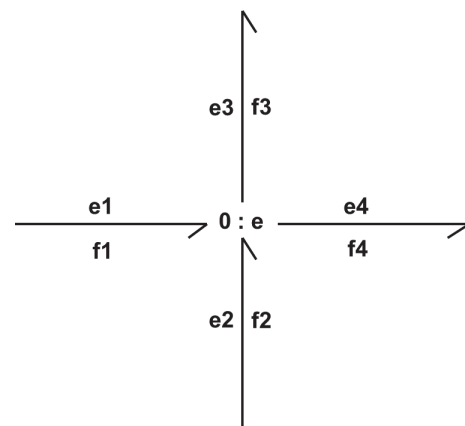


FIGURE B.8 – Jonction 0

Éléments transformateurs et gyrateurs

Les éléments transformateurs, notés TF, traduisent un changement de domaine physique. Ils sont caractérisés par leur module m . Ils modélisent un transfert d'énergie couplant les efforts entre eux dans un certain rapport et les flux entre eux dans le rapport inverse.

D'après la figure B.9, on a

$$\begin{cases} e1 = m.e2 \\ f2 = m.f1 \end{cases} \quad (\text{B.11})$$

Si le module de transformation est variable, on utilise un élément MTF (M pour *Modulated*).

Les éléments gyrateurs, nommés GY, traduisent eux aussi changement de domaine physique. Ils sont caractérisés par leur module r . Ils modélisent une transduction de l'énergie en couplant de façon croisée les efforts et les flux.

D'après la figure B.10, on a

$$\begin{cases} e1 = r.f2 \\ e2 = r.f1 \end{cases} \quad (\text{B.12})$$



FIGURE B.9 – Élément TF



FIGURE B.10 – Élément GY

Notion de causalité

La causalité en Bond Graph permet de définir le lien de cause à effet dans les relations entre deux variables du système. La demi-flèche figurant sur les modèles indique le sens de la transmission de puissance. La causalité, représentée par un trait causal, va, quant à elle, indiquer si la variable qui transmet la puissance impose son effort ou son flux. Le trait causal se situe à l'extrémité du lien de la variable du système qui reçoit l'effort.

Annexe C

Réponses en tension d'un transducteur circulaire : détermination des relations intégrales

Calcul de l'intégrale $I_{2u,2p+2}$

$$I_{2u,2p+2} = \int_0^{\frac{\pi}{2}} \sin^{2u} \theta \cos^{2p+2} \theta \, d\theta \quad (\text{C.1})$$

$I_{2u,2p+2}$ peut être déterminée en utilisant une intégration par partie ainsi qu'une formule de récurrence.

Au premier rang,

$$I_{2u,2p+2} = \left[\frac{\sin^{2u+1} \theta \cos^{2p+2} \theta}{2u + 2p + 2} \right]_0^{\frac{\pi}{2}} + \frac{2p + 1}{2u + 2p + 2} I_{2u,2p} \quad (\text{C.2})$$

On notera ici que le premier terme reste nul à chaque itération et le terme suivant, $I_{2u,2p}$, est donc donné par :

$$I_{2u,2p} = \frac{2p - 1}{2u + 2p} I_{2u,2p-2} \quad (\text{C.3})$$

Ce qui conduit à la formule de récurrence suivante :

$$I_{2u,2p+2} = \prod_{s=0}^p \frac{2p - (2s - 1)}{2u + 2p - (2s - 2)} I_{2u,0} = \frac{(2p + 1)! u!}{2^{2p+1} (u + p + 1)! p!} I_{2u,0} \quad (\text{C.4})$$

Il reste maintenant à déterminer $I_{2u,0}$ avec :

$$I_{2u,0} = \int_0^{\frac{\pi}{2}} \sin^{2u} \theta \, d\theta \quad (\text{C.5})$$

En utilisant la même méthode de calcul, (C.5) qui est une intégrale de Wallis devient :

$$I_{2u,0} = - \left[\frac{\sin^{2u-1} \theta \cos \theta}{2u} \right]_{0^{\frac{\pi}{2}}} + \frac{2u-1}{2u} I_{2u-2} = \frac{2u-1}{2u} I_{2u-2,0} \quad (\text{C.6})$$

Le premier terme de l'équation est toujours nul.

Le terme suivant de la récurrence est :

$$I_{2u-2,0} = \frac{2u-3}{2u-1} I_{2u-4,0} \quad (\text{C.7})$$

On noteras que la formule de récurrence donne les termes en fonction de $I_{0,0}$. Ce terme est rapidement obtenu et vaut :

$$I_0 = \frac{\pi}{2} \quad (\text{C.8})$$

En reprenant la formule de récurrence, le cas général s'écrit donc :

$$I_{2u,0} = \prod_{t=1}^u \frac{2u-(2t-1)}{2u-(2t-2)} I_0 = \frac{(2u)!}{2^{2u} (u!)^2} \frac{\pi}{2} \quad (\text{C.9})$$

L'intégrale de départ $I_{2u,2p+2}$ a par conséquent pour expression :

$$I_{2u,2p+2} = \frac{(2p+1)! u!}{2^{2p+1} (u+p+1)! p!} \frac{(2u)!}{2^{2u} (u!)^2} \frac{\pi}{2} \quad (\text{C.10})$$

Bibliographie

- [1] P. Blanquet, *Etude de l'endommagement des matériaux composites aéronautiques à partir de techniques ultrasonores*. PhD thesis, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis. IEMN-DOAE UMR CNRS, 1997. [[→ 1](#)]
- [2] T. Demol, *Etude de transducteurs en barette adaptés au contrôle santé par ondes de Lamb de structures aéronautiques composites. Application à la caractérisation de l'impact basse vitesse*. PhD thesis, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis. IEMN-DOAE UMR CNRS, 1998. [[→ 1](#)]
- [3] E. Moulin, *Contribution à l'étude de la génération d'ondes de Lamb par transducteurs piézoélectriques intégrés. Application à la modélisation de matériaux sensibles*. PhD thesis, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis. IEMN-DOAE UMR CNRS, 1999. [[→ 1](#)]
- [4] S. Grondel, *Contribution à l'optimisation du contrôle santé intégré par ondes de Lamb. Application à la surveillance de structures aéronautiques*. PhD thesis, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis. IEMN-DOAE UMR CNRS, 2000. [[→ 1](#) et [102](#)]
- [5] C. Paget, *Contribution au contrôle actif de santé de structures composites aéronautiques par transducteurs piézoélectriques insérés*. PhD thesis, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis. IEMN-DOAE UMR CNRS, 2001. [[→ 1](#)]
- [6] N. A. Leyla, *Contrôle Santé Intégré passif par corrélation du champ acoustique ambiant. Application aux structures aéronautiques*. PhD thesis, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis. IEMN-DOAE UMR CNRS, 2010. [[→ 1](#)]
- [7] T. Sainthuille, C. Delebarre, S. Grondel, and C. Paget, “Bond graph model of a thin SHM piezoelectric energy harvester,” in *Proceedings of the 8th International Workshop on Structural Health Monitoring* (F. Chang, ed.), (Stanford, CA, USA), pp. 618–625, DesTech Publications, 2011. [[→ 2](#)]
- [8] T. Sainthuille, S. Grondel, C. Delebarre, S. Godts, and C. Paget, “Energy harvesting process modelling of an aeronautical structural health monitoring system using a bond-graph approach,” *International Journal of Aerospace Sciences*, vol. 1(5), 2012. [[→ 2](#) et [20](#)]
- [9] T. Sainthuille, C. Delebarre, S. Grondel, and C. Paget, “Vibrational power harvesting for wireless PZT-based SHM applications,” in *Proceedings of the 5th European Workshop on Structural Health Monitoring* (C. F., ed.), (Sorrento, Italy), pp. 679–684, DesTech Publications, 2010. [[→ 3](#)]

- [10] C. Delebarre, T. Sainthuile, S. Grondel, and C. Paget, “Power harvesting capabilities of SHM ultrasonic sensors,” *Smart Materials Research*, vol. 2012, 2012. [→ 3, 20, et 43]
- [11] C. Paget, T. Sainthuile, C. Delebarre, and S. Grondel, “Patent application 1202880.9 : Wireless power transmission. ref. 06983 GB,” 2012. [→ 3 et 103]
- [12] M. Maisl, H. Reiter, and P. Hoeller, “Micro radiography and tomography for high resolution NDT of advanced materials and microstructural components : New directions in the nondestructive evaluation of advanced materials, Winter Annual Meeting, American Society of Mechanical Engineers,,” *NDT International*, vol. 23, no. 5, 1990. [→ 6]
- [13] A. Gayer, A. Saya, and A. Shiloh, “Automatic recognition of welding defects in real-time radiography,” *NDT International*, vol. 23, no. 3, p. 131–136, 1990. [→ 6]
- [14] Y. Deng, “Study of geometric imaging in radiography,” *NDT&E International*, vol. 25, p. 353–358, 1992. [→ 6]
- [15] P. Khandelwal, “Projection microradiography of ceramic turbine components : Nondestructive testing of high-performance ceramics,” *NDT&E International*, vol. 25, no. 4-5, 1992. [→ 6]
- [16] T. Chalovich, L. Bennett, W. Lewis, and J. Brenizer, “Development of neutron radioscopy for the inspection of CF188 flight control surfaces,” *Applied Radiation and Isotopes*, vol. 61, no. 4, pp. 693 – 700, 2004. [→ 6]
- [17] X. Dérobert, C. Aubagnac, and O. Abraham, “Comparison of NDT techniques on a post-tensioned beam before its autopsy,” *NDT&E International*, vol. 35, no. 8, pp. 541 – 548, 2002. [→ 6]
- [18] Y. Hung, Y. Chen, S. Ng, L. Liu, Y. Huang, B. Luk, R. Ip, C. Wu, and P. Chung, “Review and comparison of shearography and active thermography for nondestructive evaluation,” *Materials Science and Engineering : R : Reports*, vol. 64, pp. 73 – 112, 2009. [→ 6]
- [19] R. Ruzek, R. Lohonka, and J. Jironc, “Ultrasonic C-scan and shearography NDI techniques evaluation of impact defects identification,” *NDT &E International*, vol. 39, no. 2, pp. 132 – 142, 2006. [→ 6]
- [20] G. D. Angelis, M. Meo, D. Almond, S. Pickering, and S. Angioni, “A new technique to detect defect size and depth in composite structures using digital shearography and unconstrained optimization,” *NDT&E International*, vol. 45, no. 1, pp. 91 – 96, 2012. [→ 6]
- [21] Y. Huang, S. Ng, L. Liu, C. Li, Y. Chen, and Y. Hung, “NDT&E using shearography with impulsive thermal stressing and clustering phase extraction,” *Optics and Lasers in Engineering*, vol. 47, pp. 774 – 781, 2009. [→ 6]
- [22] Z. Liu, J. Gao, H. Xie, and P. Wallace, “NDT capability of digital shearography for different materials,” *Optics and Lasers in Engineering*, vol. 49, no. 12, pp. 1462 – 1469, 2011. [→ 6]
- [23] C. H. Chen, *Ultrasonic and advanced methods for nondestructive testing and material characterization*. World Scientific Publishing Co. Pte. Ltd, 2007. [→ 6]

- [24] R. Baldev, T. Jayakumar, and M. Thavasimuthu, *Practical non-destructive testing, third edition*. Alpha Science International, 2007. [[→ 6](#)]
- [25] R. Thompson, “NDT techniques : Ultrasonic,” in *Encyclopedia of Materials : Science and Technology*, pp. 6039 – 6043, Oxford : Elsevier, second edition ed., 2001. [[→ 6](#)]
- [26] M. Crook, M. Poole, and D. Saunderson, “Dynamic ultrasonic scanning as an NDT tool,” *NDT International*, vol. 19, no. 4, pp. 271 – 278, 1986. [[→ 6](#)]
- [27] R. Draï, F. Sellidj, M. Khelil, and A. Benchaala, “Elaboration of some signal processing algorithms in ultrasonic techniques : application to materials NDT,” *Ultrasonics*, vol. 38, pp. 503 – 507, 2000. [[→ 6](#)]
- [28] A. Yamani, M. Bettayeb, and L. Ghouti, “High-order spectra-based deconvolution of ultrasonic NDT signals for defect identification,” *Ultrasonics*, vol. 35, no. 7, pp. 525 – 531, 1997. [[→ 6](#)]
- [29] M. Krishnapillai, R. Jones, I. Marshall, M. Bannister, and N. Rajic, “Thermography as a tool for damage assessment,” *Composite Structures*, vol. 67, no. 2, pp. 149 – 155, 2005. [[→ 6](#)]
- [30] N. Avdelidis, B. Hawtin, and D. Almond, “Transient thermography in the assessment of defects of aircraft composites,” *NDT&E International*, vol. 36, no. 6, pp. 433 – 439, 2003. [[→ 6](#)]
- [31] E. Kordatos, D. Aggelis, and T. Matikas, “Monitoring mechanical damage in structural materials using complimentary NDE techniques based on thermography and acoustic emission,” *Composites Part B : Engineering*, no. 0, 2012. [[→ 6](#)]
- [32] C. Meola, G. M. Carlomagno, A. Squillace, and A. Vitiello, “Non-destructive evaluation of aerospace materials with lock-in thermography,” *Engineering Failure Analysis*, vol. 13, no. 3, pp. 380 – 388, 2006. [[→ 6](#)]
- [33] N. Avdelidis, D. Almond, A. Dobbinson, B. Hawtin, C. Ibarra-Castanedo, and X. Maldague, “Aircraft composites assessment by means of transient thermal NDT,” *Progress in Aerospace Sciences*, vol. 40, no. 3, pp. 143 – 162, 2004. [[→ 6](#)]
- [34] C. Bathias and coll., *Matériaux Composites*. Dunod, 2009. [[→ 7](#)]
- [35] K. Diamanti and C. Soutis, “Structural Health Monitoring techniques for aircraft composite structures,” *Progress in Aerospace Sciences*, vol. 46, no. 8, pp. 342 – 352, 2010. [[→ 8](#) et [10](#)]
- [36] C. Boller, F.-K. Chang, and Y. Fujino, *Encyclopaedia of Structural Health Monitoring*. John Wiley and Sons Ltd, 2009. [[→ 8](#)]
- [37] D. Balageas, C.-P. Fritzen, and A. Güemes, *Structural Health Monitoring*. ISTE Ltd, 2006. [[→ 8](#)]
- [38] C. Paget, H. Speckmann, T. Krichel, and F. Eichelbaum, *Encyclopedia of Structural Health Monitoring*, ch. Validation of SHM Sensors in Airbus A380 Full-Scale Fatigue Test. John Wiley & Sons, Ltd, 2009. [[→ 8](#) et [10](#)]

- [39] *Proceedings of the 8th International Workshop on Structural Health Monitoring*, (Stanford, CA, USA), DesTech Publications, 2011. [→ [8](#), [9](#), et [13](#)]
- [40] *Proceedings of the 5th European Workshop on Structural Health Monitoring*, (Sorrento, Italy), DesTech Publications, 2010. [→ [8](#) et [9](#)]
- [41] S. S. Kessler, S. M. Spearing, and C. Soutis, “Damage detection in composite materials using Lamb wave methods,” *Smart Materials and Structures*, vol. 11, no. 2, 2002. [→ [9](#)]
- [42] Z. Su, L. Ye, and Y. Lu, “Guided Lamb waves for identification of damage in composite structures : A review,” *Journal of Sound and Vibration*, vol. 295, no. 3-5, pp. 753 – 780, 2006. [→ [9](#)]
- [43] F. Benmeddour, S. Grondel, J. Assaad, and E. Moulin, “Experimental study of the A0 and S0 Lamb waves interaction with symmetrical notches,” *Ultrasonics*, vol. 49, no. 2, pp. 202 – 205, 2009. [→ [9](#) et [102](#)]
- [44] F. Benmeddour, S. Grondel, J. Assaad, and E. Moulin, “Study of the fundamental Lamb modes interaction with symmetrical notches,” *NDT&E International*, vol. 41, no. 1, pp. 1 – 9, 2008. [→ [9](#) et [102](#)]
- [45] S. Grondel, C. Paget, C. Delebarre, J. Assaad, and K. Levin, “Design of optimal configuration for generating A0 Lamb mode in a composite plate using piezoceramic transducers,” *The Journal of the Acoustical Society of America*, vol. 112, no. 1, pp. 84–90, 2002. [→ [9](#) et [102](#)]
- [46] R. Weber, S. M. H. Hosseini, and U. Gabbert, “Numerical simulation of the guided Lamb wave propagation in particle reinforced composites,” *Composite Structures*, vol. 94, no. 10, 2012. [→ [9](#)]
- [47] G. Kulkarni and M. Mitra, “Simulation of time reversibility of Lamb wave in symmetric composite laminate,” *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 54, no. 1, pp. 277 – 286, 2012. [→ [9](#)]
- [48] P. Kudela, W. Ostachowicz, and A. Zak, “Damage detection in composite plates with embedded PZT transducers,” *Mechanical Systems and Signal Processing*, vol. 22, no. 6, pp. 1327 – 1335, 2008. [→ [9](#)]
- [49] P. Malinowski, T. Wandowski, and W. Ostachowicz, “Damage detection potential of a triangular piezoelectric configuration,” *Mechanical Systems and Signal Processing*, vol. 25, no. 7, pp. 2722 – 2732, 2011. [→ [9](#)]
- [50] B. Chapuis, *Contrôle Santé Intégré par méthode ultrasonore des réparations composites collées sur des structures métalliques*. PhD thesis, Université Denis Diderot - Paris VII, 2009. [→ [9](#), [13](#), [31](#), [35](#), [42](#), et [114](#)]
- [51] M. Koabaz, T. Hajzargarbashi, T. Kundu, and M. Deschamps, “Locating the acoustic source in an anisotropic plate,” *Structural Health Monitoring*, vol. 11, no. 3, pp. 315–323, 2012. [→ [10](#)]

- [52] D. Aljets, A. Chong, S. Wilcox, and K. Holford, “Acoustic emission source location on large plate-like structures using a local triangular sensor array,” *Mechanical Systems and Signal Processing*, vol. 30, pp. 91 – 102, 2012. [[→ 10](#)]
- [53] T. Kundu, H. Nakatani, and N. Takeda, “Acoustic source localization in anisotropic plates,” *Ultrasonics*, vol. 52, no. 6, pp. 740 – 746, 2012. [[→ 10](#)]
- [54] M. Eaton, R. Pullin, and K. Holford, “Acoustic emission source location in composite materials using Delta T mapping,” *Composites Part A : Applied Science and Manufacturing*, vol. 43, no. 6, pp. 856 – 863, 2012. [[→ 10](#)]
- [55] C. A. Paget, K. Atherton, and E. O’Brien, “Triangulation algorithm for damage location in aeronautical composite structures,” in *Proceedings of the 4th International Workshop on Structural Health Monitoring* (F. Chang, ed.), (Stanford, CA, USA), pp. 363–370, DesTech Publications, 2003. [[→ 10](#) et [102](#)]
- [56] C. A. Paget, K. Tiplady, M. Kluge, T. Becker, and J. Schalk, “Feasibility study on wireless impact damage assessment system for thick aeronautical composites,” in *Proceedings of the 5th European Workshop on Structural Health Monitoring*, 2010. [[→ 10](#), [16](#), [85](#), [90](#), et [104](#)]
- [57] T. Sainthuille, “Structural Health Monitoring sensors qualification & composite components monitoring by acoustic emission,” tech. rep., Airbus UK, 2009. [[→ 10](#) et [102](#)]
- [58] Y. Yu, “Self-powered wireless corrosion monitoring sensors and networks,” *Sensors Journal, IEEE*, vol. 10(2), 2010. [[→ 10](#)]
- [59] K. J. Loh, J. Kim, J. P. Lynch, N. W. S. Kam, and N. A. Kotov, “Multifunctional layer-by-layer carbon nanotube-polyelectrolyte thin films for strain and corrosion sensing,” *Smart Materials and Structures*, vol. 16, no. 2, 2007. [[→ 10](#)]
- [60] V. Rathod and D. R. Mahapatra, “Ultrasonic Lamb wave based monitoring of corrosion type of damage in plate using a circular array of piezoelectric transducers,” *NDT&E International*, vol. 44, no. 7, pp. 628 – 636, 2011. [[→ 10](#)]
- [61] B. Petitjean, D. Simonet, J.-P. Choffy, and C. Brousset, “SHM technology benchmark for damage detection,” in *Proceedings of the 2nd European Workshop on Structural Health Monitoring* (C. Boller and W. J. Staszewski, eds.), 2004. [[→ 10](#)]
- [62] C. Ligu, “Technological advances of the aeronautical maintenance control,” tech. rep., Airbus France – Toulouse. [[→ 10](#)]
- [63] A. Othonos and K. Kalli, *Fiber Bragg Gratings. Fundamentals and Applications in Telecommunications and Sensing*. Artech House Inc, 1999. [[→ 10](#)]
- [64] X. Zhanga, D. Lianga, J. Zenga, and A. Asundib, “Genetic algorithm-support vector regression for high reliability SHM system based on FBG sensor network,” *Optics and Lasers in Engineering*, vol. 50, no. 2, p. 148–153, 2012. [[→ 10](#)]
- [65] J. Leng and A. Asundi, “Structural Health Monitoring of smart composite materials by using EFPI and FBG sensors,” *Sensors and Actuators A : Physical*, vol. 103, no. 3, p. 330–340, 2003. [[→ 10](#)]

- [66] S. Takeda, Y. Aoki, and Y. Nagao, “Damage monitoring of CFRP stiffened panels under compressive load using FBG sensors,” *Composite Structures*, vol. 94, no. 3, p. 813–819, 2012. [[→ 10](#)]
- [67] M. Majumder, T. K. Gangopadhyay, A. K. Chakraborty, K. Dasgupta, and D. Bhattacharya, “Fibre Bragg Gratings in Structural Health Monitoring—Present status and applications,” *Sensors and Actuators A : Physical*, vol. Volume 147, Issue 1, p. 150–164, 2008. [[→ 10](#)]
- [68] D. Roach and S. Neidigk, “Does the maturity of Structural Health Monitoring technology match user readiness ?,” in *Proceedings of the 8th International Workshop on Structural Health Monitoring*, 2011. [[→ 11](#)]
- [69] L. G. dos Santos, “Embraer perspective on SHM introduction into commercial aviation programs,” in *Proceedings of the 8th International Workshop on Structural Health Monitoring*, 2011. [[→ 11](#)]
- [70] P. Foote, “The aerospace industry steering committee on Structural Health Monitoring and management (AISC-SHM) : Progress on SHM guidelines for aerospace.,” in *Proceedings of the 8th International Workshop on Structural Health Monitoring*, 2011. [[→ 11](#)]
- [71] H. Speckmann, “Structural Health Monitoring (SHM).” IMRBPB Meeting, EASA, Cologne, April 2007. [[→ 12](#)]
- [72] M. Lallart, *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*. PhD thesis, INSA Lyon, 2008. [[→ 15](#) et [16](#)]
- [73] H. Durou, *Vers l’autonomie énergétique des réseaux de capteurs embarqués : conception et intégration d’un générateur piézoélectrique et d’un micro dispositif de stockage capacitif en technologie silicium*. PhD thesis, LAAS-CNRS, 2010. [[→ 15](#), [16](#), et [17](#)]
- [74] S. Boisseau, *Récupération d’énergie vibratoire à électrets*. PhD thesis, CEA-LETI, 2011. [[→ 17](#), [21](#), [22](#), [23](#), et [24](#)]
- [75] P. Ragot, *Modélisation analytique multiphysique pour la conception optimale de moteurs synchrones à aimants permanents*. PhD thesis, École Polytechnique Fédérale de Lausanne, 2008. [[→ 20](#)]
- [76] A. Costanzo, A. Romani, D. Masotti, N. Arbizzani, and V. Rizzoli, “RF/baseband co-design of switching receivers for multiband microwave energy harvesting,” *Sensors and Actuators A : Physical*, vol. 179, pp. 158 – 168, 2012. [[→ 20](#)]
- [77] D. Samson, T. Otterpohl, M. Kluge, U. Schmid, and T. Becker, “Aircraft-specific thermoelectric generator module,” *Journal of Electronic Materials*, vol. 39, pp. 2092–2095, 2010. [[→ 20](#)]
- [78] T. Becker, M. Kluge, J. Schalk, T. Otterpohl, and U. Hilleringmann, “Power management for thermal energy harvesting in aircrafts,” in *Sensors, 2008 IEEE*, (Lecce), 2008. [[→ 20](#)]

- [79] D. Samson, M. Kluge, T. Becker, and U. Schmid, “Energy harvesting for autonomous wireless sensor nodes in aircraft,” *Procedia Engineering*, vol. 5, pp. 1160 – 1163, 2010. [[→ 20](#)]
- [80] G. Park, C. Farrar, M. Todd, W. Hodgkiss, and T. Rosing, “Energy harvesting for Structural Health Monitoring sensor networks,” tech. rep., Los Alamos Laboratory, 2007. [[→ 20 et 31](#)]
- [81] S. Priya and D. J. Inman, *Energy Harvesting Technologies*. Springer, 2009. [[→ 21](#)]
- [82] S. Beeby and N. White, *Energy Harvesting for Autonomous Systems*. Artech House, 2010. [[→ 21](#)]
- [83] E. Sardini and M. Serpelloni, “An efficient electromagnetic power harvesting device for low-frequency applications,” *Sensors and Actuators A : Physical*, vol. 172, no. 2, pp. 475 – 482, 2011. [[→ 21 et 22](#)]
- [84] M. El-Hami, P. Glynne-Jones, N. White, M. Hill, S. Beeby, E. James, A. Brown, and J. Ross, “Design and fabrication of a new vibration-based electromechanical power generator,” *Sensors and Actuators A : Physical*, vol. 92, pp. 335 – 342, 2001. [[→ 22](#)]
- [85] N. N. Ching, H. Wong, W. J. Li, P. H. Leong, and Z. Wen, “A laser-micromachined multimodal resonating power transducer for wireless sensing systems,” *Sensors and Actuators A : Physical*, vol. 97-98, pp. 685 – 690, 2002. [[→ 22](#)]
- [86] P. Glynne-Jones, M. Tudor, S. Beeby, and N. White, “An electromagnetic, vibration-powered generator for intelligent sensor systems,” *Sensors and Actuators A : Physical*, vol. 110, pp. 344 – 349, 2004. [[→ 22](#)]
- [87] H. Kulah and K. Najafi, “An electromagnetic micro power generator for low-frequency environmental vibrations,” in *17th IEEE International Conference on MEMS*, 2004. [[→ 22](#)]
- [88] S. P. Beeby, M. J. Tudor, and N. M. White, “Energy harvesting vibration sources for microsystems applications,” *Measurement Science and Technology*, vol. 17, no. 12, 2006. [[→ 22](#)]
- [89] S. P. Beeby, R. N. Torah, M. J. Tudor, P. Glynne-Jones, T. O’Donnell, C. R. Saha, and S. Roy, “A micro electromagnetic generator for vibration energy harvesting,” *Journal of Micromechanics and Microengineering*, vol. 17, no. 7, 2007. [[→ 22](#)]
- [90] R. Torah, P. Glynne-Jones, M. Tudor, and S. Beeby, “Energy aware wireless microsystem powered by vibration energy harvesting,” in *Proceedings of PowerMEMS*, 2007. [[→ 22](#)]
- [91] S. C. Yuen, J. M. Lee, W. J. Li, and P. H. Leong, “An AA-sized vibration-based micro-generator for wireless sensors,” *Pervasive Computing*, vol. 6(1), pp. 64–72, 2007. [[→ 22](#)]
- [92] S. Kulkarni, E. Koukharenko, J. Tudor, S. Beeby, T. O’Donnell, and S. Roy, “Fabrication and test of integrated micro-scale vibration based electromagnetic generator,” in *International Conference TRANSDUCERS*, 2007. [[→ 22](#)]

- [93] A. Rahimi, Özge Zorlu, A. Muhtaroglu, and H. Külah, “An electromagnetic energy harvesting system for low frequency applications with a passive interface ASIC in standard CMOS,” *Sensors and Actuators A : Physical*, 2012. [[→ 22](#)]
- [94] S. Roundy, P. K. Wright, and J. Rabaey, “A study of low level vibrations as a power source for wireless sensor nodes,” *Computer Communications*, vol. 26, no. 11, pp. 1131 – 1144, 2003. [[→ 22](#)]
- [95] R. Tashiro, N. Kabei, K. Katayama, E. Tsuboi, and K. Tsuchiya, “Development of an electrostatic generator for a cardiac pacemaker that harnesses the ventricular wall motion,” *Journal of Artificial Organs*, vol. 5, pp. 239–245, 2002. [[→ 23](#)]
- [96] S. Roundy, *Energy Scavenging for Wireless Sensor Nodes with a Focus on Vibration to Electricity Conversion*. PhD thesis, University of California, Berkeley, 2003. [[→ 23](#) et [25](#)]
- [97] P. Mitcheson, T. Green, E. Yeatman, and A. Holmes, “Architectures for vibration-driven micropower generators,” *Journal of Microelectromechanical Systems*, vol. 13, no. 3, pp. 429–440, 2004. [[→ 23](#)]
- [98] B. Yen, “Vibration-to-electric energy conversion using a mechanically-varied capacitor,” Master’s thesis, Massachusetts Institute of Technology, 2005. [[→ 23](#)]
- [99] G. Despesse, J. Chaillout, T. Jager, F. Cardot, and A. Hoogerwerf, “Innovative structure for mechanical energy scavenging,” in *International Conference TRANSDUCERS*, 2007. [[→ 23](#)]
- [100] P. Basset, D. Galayko, A. M. Paracha, F. Marty, A. Dudka, and T. Bourouina, “A batch-fabricated and electret-free silicon electrostatic vibration energy harvester,” *Journal of Micromechanics and Microengineering*, vol. 19, no. 11, 2009. [[→ 23](#)]
- [101] H.-W. Lo and Y.-C. Tai, “Parylene-based electret power generators,” *Micro electret power generator*, vol. 18, 2008. [[→ 23](#)]
- [102] M. Lallart, S. Pruvost, and D. Guyomar, “Electrostatic energy harvesting enhancement using variable equivalent permittivity,” *Physics Letters A*, vol. 375, no. 45, pp. 3921 – 3924, 2011. [[→ 23](#)]
- [103] E. Lefeuvre, A. Badel, C. Richard, L. Petit, and D. Guyomar, “A comparison between several vibration-powered piezoelectric generators for standalone systems,” *Sensors and Actuators A : Physical*, vol. 126, no. 2, pp. 405 – 416, 2006. [[→ 25](#)]
- [104] M. Lallart, D. Guyomar, Y. Jayet, L. Petit, E. Lefeuvre, T. Monnier, P. Guy, and C. Richard, “Synchronized switch harvesting applied to self-powered smart systems : Piezoactive microgenerators for autonomous wireless receivers,” *Sensors and Actuators A : Physical*, vol. 147, no. 1, pp. 263 – 272, 2008. [[→ 25](#)]
- [105] M. Ferrari, V. Ferrari, M. Guizzetti, D. Marioli, and A. Taroni, “Piezoelectric multifrequency energy converter for power harvesting in autonomous microsystems,” *Sensors and Actuators A : Physical*, vol. 142, no. 1, pp. 329 – 335, 2008. [[→ 25](#) et [31](#)]

- [106] E. S. Leland, E. M. Lai, and P. K. Wright, "A self-powered wireless sensor for indoor environmental monitoring," in *Proc. of the Wireless Networking Symposium (WNCG)*, 2004. [[→ 25](#)]
- [107] M. Ericka, D. Vasic, F. Costa, G. Poulin, and S. Tliba, "Energy harvesting from vibration using a piezoelectric membrane," *J. Phys. IV France*, vol. 128, pp. 187–193, 2005. [[→ 25](#)]
- [108] E. S. Leland and P. K. Wright, "Resonance tuning of piezoelectric vibration energy scavenging generators using compressive axial preload," *Smart Materials and Structures*, vol. 15, no. 5, 2006. [[→ 25](#)]
- [109] M. Marzencki, *Conception de microgénérateurs intégrés pour systèmes sur puce autonomes*. PhD thesis, UJF, 2007. [[→ 25](#)]
- [110] R. Elfrink, V. Pop, D. Hohlfeld, T. Kamel, S. Matova, C. de Nooijer, M. Jambunathan, M. Goedbloed, L. Caballero, M. Renaud, J. Penders, and R. van Schaijk, "First autonomous wireless sensor node powered by a vacuum-packaged piezoelectric mems energy harvester," in *International Electron Devices Meeting (IEDM)*, 2009. [[→ 25](#)]
- [111] M. Defosseux, M. Allain, E. Defay, and S. Basrour, "Highly efficient piezoelectric micro harvester for low level of acceleration fabricated with a CMOS compatible process," *Sensors and Actuators A : Physical*, vol. 188, pp. 489–494, 2012. [[→ 25](#)]
- [112] H. Sodano, E. Magliula, G. Park, and D. Inman, "Electric power generation using piezoelectric devices," in *Proceedings of the Thirteenth International Conference on Adaptive Structures and Technologies*, (Postdam, Germany), 2003. [[→ 26 et 31](#)]
- [113] A. Erturk and D. J. Inman, *Piezoelectric Energy Harvesting*. John Wiley & Sons, Ltd, 2011. [[→ 31](#)]
- [114] S. R. Anton and H. A. Sodano, "A review of power harvesting using piezoelectric materials (2003 - 2006)," *Smart Materials and Structures*, vol. 16, no. 3, 2007. [[→ 31](#)]
- [115] B. Lin and V. Giurgiutiu, "Power and energy transduction analysis of piezoelectric wafer-active sensors for Structural Health Monitoring," *Structural Health Monitoring*, vol. 11, pp. 109–121, 2012. [[→ 31](#)]
- [116] B. Lin and V. Giurgiutiu, "Modeling of power and energy transduction of embedded piezoelectric wafer active sensors for Structural Health Monitoring," in *SPIE Proceedings Vol. 7647 - Sensors and Smart Structures Technologies for Civil, Mechanical, and Aerospace Systems 2010*, 2010. [[→ 31](#)]
- [117] N. Elvin, A. Elvin, and D. H. Choi, "A self-powered damage detection sensor," *the Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, vol. 38(2), pp. 115–124, 2003. [[→ 31](#)]
- [118] H. S. Kim, J.-H. Kim, and J. Kim, "A review of piezoelectric energy harvesting based on vibration," *International Journal of precision engineering and manufacturing*, vol. 12, no. 6, 2011. [[→ 31](#)]
- [119] S. Roundy and P. K. Wright, "A piezoelectric vibration based generator for wireless electronics," *Smart Materials and Structures*, vol. 13, no. 5, 2004. [[→ 31](#)]

- [120] L. Zhou, J. Sun, X. Zheng, S. Deng, J. Zhao, S. Peng, Y. Zhang, X. Wang, and H. Cheng, “A model for the energy harvesting performance of shear mode piezoelectric cantilever,” *Sensors and Actuators A : Physical*, vol. 179, pp. 185 – 192, 2012. [→ 31]
- [121] M. Zhu and S. Edkins, “Analytical modelling results of piezoelectric energy harvesting devices for self-power sensors/sensor networks in Structural Health Monitoring,” *Procedia Engineering*, vol. 25, pp. 195 – 198, 2011. [→ 31]
- [122] S.-N. Chen, G.-J. Wang, and M.-C. Chien, “Analytical modeling of piezoelectric vibration-induced micro power generator,” *Mechatronics*, vol. 16(7), pp. 379–387, 2006. [→ 31]
- [123] F. L. di Scalea, H. Matt, and I. Bartoli, “The response of rectangular piezoelectric sensors to Rayleigh and Lamb ultrasonic waves,” *The Journal of the Acoustical Society of America*, vol. 121, no. 1, pp. 175–187, 2007. [→ 31, 35, et 42]
- [124] A. Raghavan and C. E. S. Cesnik, “Finite-dimensional piezoelectric transducer modeling for guided wave based Structural Health Monitoring,” *Smart Materials and Structures*, vol. 14, no. 6, 2005. [→ 31, 35, et 42]
- [125] D. Royer and E. Dieulesaint, *Ondes élastiques dans les solides*. Masson, 1996. [→ 32, 90, et 114]
- [126] M. Brissaud, *Matériaux piézoélectriques*. Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, 2007. [→ 32, 68, et 114]
- [127] M. Zhu, E. Worthington, and 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,” *Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics and Frequency Control, IEEE*, vol. 56(7), pp. 1309–1317, 2009. [→ 32]
- [128] J. W. Sohn, S. Choi, and D. Y. Lee, “An investigation on piezoelectric energy harvesting for mems power sources,” *Journal of Mechanical Engineering Science*, vol. 219(4), pp. 429–436, 2005. [→ 32]
- [129] D. Karnopp, D. Margolis, and R. Rosenberg, *System dynamics : Modeling and simulation of mechatronic systems, Fifth Edition*. John Wiley & Sons, Ltd, 2012. [→ 33, 118, 120, et 121]
- [130] M. Vergé and D. Jaume, *Modélisation Structurée des systèmes avec les Bond Graphs*. Editions Technip, 2004. [→ 33]
- [131] P. Fichou, *Technologie n°133*, ch. Bond Graphs : une méthode pluridisciplinaire, pp. 37–46. Sciences et techniques industrielles, septembre-octobre 2004. [→ 33]
- [132] G. Dauphin-Tanguy, *Les Bond Graphs*. Les Traités Hermès Science Publications, IC2 (Information-Commande-Communication), 2000. [→ 33]
- [133] D. L. Margolis, “A survey of bond graph modeling for interacting lumped and distributed systems,” *Journal of the Franklin Institute*, vol. 319(1-2), pp. 125–135, 1985. [→ 33]

- [134] J.-L. Guyader, *Vibrations des milieux continus*. Hermès Science Publications, 2002. [→ [39](#)]
- [135] R. Ali, D. R. Mahapatra, and S. Gopalakrishnan, “An analytical model of constrained piezoelectric thin film sensors,” *Sensors and Actuators A : Physical*, vol. 116, no. 3, pp. 424 – 437, 2004. [→ [42](#)]
- [136] R. Ali, “Time-space analysis of a surface-bonded piezoelectric film’s response with Lamb wave for diagnostics,” *Sensors and Actuators A : Physical*, vol. 161, no. 1-2, pp. 12 – 22, 2010. [→ [42](#)]
- [137] D. J. Gorman, “Free vibration analysis of cantilever plates by the method of superposition,” *Journal of Sound and Vibration*, vol. 49, no. 4, pp. 453–467, 1976. [→ [63](#)]
- [138] S. D. Yu, “Free and forced flexural vibration analysis of cantilever plates with attached point mass,” *Journal of sound and vibration*, vol. 321, pp. 207–285, 2009. [→ [63](#)]
- [139] T. R. Lin, “An analytical and experimental study of the vibration response of a clamped ribbed plate,” *Journal of Sound and Vibration*, vol. 331, no. 4, pp. 902 – 913, 2012. [→ [77](#)]
- [140] I. A. Viktorov, *Rayleigh and Lamb waves : physical theory and applications*. Plenum Press, 1970. [→ [90](#)]
- [141] J. L. Rose, *Ultrasonic Waves in Solid Media*. Cambridge University Press, 1999. [→ [90](#)]
- [142] S. Grondel, “Contrôle santé intégré de structures aéronautiques (CSI) et conception d’un objet volant mimant l’insecte (OVMI) à l’aide des technologies micro-systèmes.” Habilitation à Diriger les Recherches, Novembre 2009. [→ [102](#)]

Résumé

L'objectif de cette thèse est de réaliser un système de Contrôle Santé Intégré des structures aéronautiques (CSI ou SHM) autonome et à double-fonctionnalité. Ce système doit être en mesure d'assurer son autonomie énergétique tout en réalisant les tâches de détection et de localisation des endommagements. La technique retenue pour alimenter ce système est basée sur la récupération d'énergie vibratoire par transducteurs piézoélectriques SHM collés. Durant ces travaux, un modèle analytique complet de la chaîne de récupération d'énergie vibratoire a d'abord été créé. Ce modèle, validé par la Méthode des Éléments Finis (MEF), permet d'améliorer le rendement du système en déterminant les dimensions, les localisations et le type de matériau piézoélectrique idéals des transducteurs. Ce modèle a ensuite été étendu à une configuration plus représentative des conditions de vibrations d'une structure en vol. Une bonne corrélation entre les résultats provenant du modèle prédictif et les essais sur un banc de mesures a été mise en évidence. Une puissance de 1.67mW a été récupérée et la capacité large bande des transducteurs a été vérifiée. L'application de la récupération d'énergie au contrôle de structures composites en cours d'assemblage sur les lignes de production a également été étudiée. Dans ce cas, un transducteur stratégiquement localisé et alimenté par une source de tension disponible génère des ondes de Lamb dans la structure afin de pallier l'absence de vibrations naturelles. Un réseau de transducteurs secondaires disséminés sur cette structure récupère et convertit cette énergie vibratoire en énergie électrique. Une puissance de 7.36mW a été récoltée et ce système a été en mesure de détecter une chute d'outil sur le composite et d'éclairer de façon autonome une diode électroluminescente (DEL) simulant ici la consommation de la transmission sans fil de l'information.

Mots-clés : récupération d'énergie, SHM, piézoélectricité, vibrations mécaniques, ondes de Lamb, MEF, structures aéronautiques.

Abstract

The aim of this thesis is to develop a self-powered Structural Health Monitoring (SHM) system for aeronautical applications. This system has to be fully autonomous and has to be able to carry out SHM tasks such as damage detection and location. The energetic autonomy of the system is provided by a vibrational energy harvesting technology using bonded SHM piezoelectric transducers. In this document, an analytical model of the energy harvesting process has been proposed. This model, validated by the Finite Element Method (FEM), allows the optimization of the energy harvesting system by determining the ideal type of transducers as well as their optimal dimensions and locations. Then, this model has been applied to a configuration aiming to be more representative of the in-flight vibrations experienced by a structure. Good agreement has been found between the analytical simulation and the experimental measurements. A power of 1.67mW has been harvested and the wideband capability of the transducers has been verified. Afterwards, the possibility of using the vibrational energy harvesting technology to control composite structures on assembly line has been investigated. For this case study, a transducer strategically located nearby an available power supply generates Lamb waves throughout the structure to tackle the absence of natural vibration. The remaining sensors, spread all over the structure, convert the mechanical vibrations into electrical power. Using this technology, a power of 7.36mW has been harvested. Finally, this SHM system has also been able to detect a tool drop on the composite structure and to light simultaneously and autonomously a light-emitting diode (LED) simulating the consumption required to transmit the information wirelessly.

Key-words : energy harvesting, SHM, piezoelectricity, mechanical vibrations, Lamb waves FEM, aeronautical structures