HAL
open science

Récupération d'énergie mécanique pour vêtements connectés autonomes

Matthias Geisler

To cite this version:

Matthias Geisler. Récupération d'énergie mécanique pour vêtements connectés autonomes. Science des matériaux [cond-mat.mtrl-sci]. Université Grenoble Alpes, 2017. Français. NNT : 2017GREAI090 . tel-01730865

HAL Id: tel-01730865

https://theses.hal.science/tel-01730865

Submitted on 13 Mar 2018

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Communauté UNIVERSITÉ Grenoble Alpes

THÈSE

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE LA COMMUNAUTE UNIVERSITE GRENOBLE ALPES

Spécialité : **Mécanique des fluides, Procédés, Énergétique**

Arrêté ministériel : 25 mai 2016

Présentée par

Matthias GEISLER

Thèse dirigée par **Simon PERRAUD**
et codirigée par **Sébastien BOISSEAU**

préparée au sein du **Laboratoire d'autonomie et d'intégration de capteurs, CEA LETI**
dans **l'École Doctorale Ingénierie - Matériaux, Mécanique, Environnement, Énergétique, Procédés, Production (IMEP2)**

Récupération d'énergie mécanique pour vêtements connectés autonomes

Thèse soutenue publiquement le **30 Novembre 2017**
devant le jury composé de :

M. Bernard MULTON
Professeur, ENS Rennes, Rapporteur
M. Lionel PETIT
Professeur, INSA Lyon, Rapporteur
M. Noureddine BOUHADDI
Professeur, Université de Franche-Comté, Président
Mme Claire JEAN-MISTRAL
Maître de Conférences, INSA Lyon, Membre
M. Skandar BASROUR
Professeur, Université Grenoble Alpes, Membre
M. Simon PERRAUD
Ingénieur de recherche, CEA Grenoble, Directeur de thèse
M. Sebastien BOISSEAU
Ingénieur de recherche, CEA Grenoble, Encadrant de thèse

Remerciements

Ces trois années de thèse passées à Grenoble ont été enthousiasmantes et m'ont beaucoup enrichi. Si la majesté tranquille des montagnes a eu certes une influence positive, c'est surtout les personnes qui m'ont accompagné durant cette expérience qui ont permis qu'elle soit si aboutie. Je leur exprime toute ma gratitude.

En premier lieu, je remercie Sébastien Boisseau qui a encadré mes travaux avec une grande disponibilité et un pragmatisme impeccable ! Grâce à ses qualités, ma thèse s'est déroulée dans un climat serein.

Je remercie également mon directeur de thèse, Simon Perraud, pour ses avis et son assistance régulière dans mes travaux, ainsi que ses encouragements au fil de ces trois années.

Merci à Imène Ait-Ali, pour nos échanges qui m'ont permis d'être sensible aux contraintes de l'application au cœur de mon sujet, et ainsi de choisir plus facilement les voies à explorer.

Je remercie Bernard Multon et Lionel Petit, rapporteurs de ce manuscrit, ainsi que les autres membres du jury, Claire Jean-Mistral, Skandar Basrour et Nourredine Bouhaddi d'avoir bien voulu me partager leur expertise, et pour leur avis critique sur mes travaux.

Je remercie aussi les nombreuses personnes au CEA qui ont partagé leur savoir-faire avec moi, dans une ambiance amicale excellente : Elisabeth Delevoye, Pierre Gasnier, Jérôme Willemin, Sébastien Brulais, Matthieu Boucaud, Maxime Gallardo, Benoit Duret, Prince-Arnaud Ramahefa-Andry, Cyril Gobbo, Fabrice Emieux... Merci de m'avoir si bien accueilli parmi vous.

Merci à tous les camarades doctorants ou ex-doctorants croisés pendant ces trois années, pour tous les sujets philosophiques (et moins philosophiques) qui sont passés à l'ordre du jour du déjeuner ! Merci en particulier à Andres et Matthias avec qui j'ai partagé un bureau très « musical » pendant deux ans, avec des séances de brainstorming-triboélectricité mémorables.

Merci aux enragés du football du lundi et du jeudi, avec une mention spéciale à Kersane du FC Barcelone des Comores.

Merci à mes Pepinos musicaux, Joachim, Mélanie, Cédric, Adina, Laetitia, Hélène, Marilyne, Claire, et les autres guest-stars occasionnelles. Rien de tel que le baroque et le tango pour se secouer les neurones au milieu de la semaine.

A ma famille, et ma (demi-)belle famille, votre affection est un moteur formidable.

Enfin, à ma Bertille, dont l'influence lumineuse me pousse constamment à garder l'esprit ouvert aux découvertes et aux surprises.

Résumé

La fonctionnalisation « intelligente » des vêtements et accessoires portés par la personne est un phénomène à croissance rapide, comme en témoigne l'installation des smartphones dans le quotidien des personnes en une décennie à peine. L'autonomie énergétique de ces systèmes est un enjeu important, tant en termes d'ergonomie que de ressources : l'usage de piles ou batteries électrochimiques à l'échelle de milliards d'objets connectés est difficilement envisageable. La récupération d'énergie se pose en alternative pour complémenter ou remplacer ces unités de stockages. Cette thèse explore plusieurs approches pour utiliser l'énergie mécanique de la personne afin d'alimenter un vêtement intelligent en énergie électrique.

Après avoir identifié le besoin énergétique d'un vêtement connecté typique, et comparé les possibilités des récupérateurs d'énergie de la littérature, trois formats de récupérateurs d'énergie sont étudiés. Le premier est un générateur inertiel à induction résonant non linéaire, de la taille d'une pile AA et permettant l'exploitation des impacts des pas de la personne. L'étude porte essentiellement sur la modélisation et l'optimisation du système pour l'activité humaine. Le prototype associé présente une densité de puissance supérieure à 800µW/cm^3 lors de la course à pied. Le second récupérateur étudié est aussi un générateur inertiel à induction. D'une forme « toroïdale », il exploite le balancier des membres de la personne, et est capable de produire des puissances supérieures au milliwatt lorsqu'il est fixé au niveau du pied ou du bras. Enfin, le troisième concept de récupérateur d'énergie proposé s'appuie sur la transduction électrostatique à capacité variable pour exploiter des déformations dans les vêtements. Le système associe la triboélectricité avec un circuit d'auto-polarisation passif, le doubleur de Bennet. Cette combinaison permet de polariser une capacité variable de façon importante, sans source de tension externe, et ainsi de maximiser l'énergie électrostatique générée. Le dispositif réalisé pour faire la preuve du concept produit ainsi plus de 150µJ par cycle. Cette architecture électrostatique ouvre d'intéressantes possibilités en matière d'ergonomie et d'intégration dans les vêtements. En effet, elle laisse entrevoir le développement de structures étirables et flexibles s'adaptant bien aux contraintes de cette application.

La comparaison de ces trois approches est instructive quant aux perspectives de développement du domaine de la conversion de l'énergie mécanique de la personne.

Abstract

The functionalization of common objects in the human's environment with electronics is a fast-growing trend, as demonstrated by the emblematic example of smartphones which became almost essential in the everyday life in less than a decade. One important stake of these systems is their power supply, in terms of ergonomics as well as resources: the use of electromechanical batteries to fuel billions of connected "things" is not the most attractive prospect. Energy harvesting techniques may provide an alternative or a complement to the use of these storage units. This thesis explores different structures of generators to efficiently convert the user's mechanical energy to ensure the electrical self-sufficiency of smart wearables.

Based on power requirement considerations for a typical "smart shirt" and comparing human energy harvesters from the literature, different structures are investigated. The first one is an inertial electromagnetic generator, the size of an AA-battery, designed to convert footsteps impacts. A thoroughly modelled and optimized device is able to generate power densities over 800µW/cm^3 while attached on the arm during a run. The second considered energy harvester format is a "looped" inertial structure which is adapted to exploit the swing-type motions of the user's limbs. This system is able to produce milliwatts-level powers from the motion of a small magnetic ball inside the device. Finally, a third generator concept that relies on electrostatic induction was developed, which uses variable capacitance structures to turn clothes deformations into electricity. The architecture of this energy harvester combines the triboelectric effect with a circuit of built-up self-polarization, Bennet's doubler. It enables high levels of bias voltages without the need of an external source, and thus to maximize the energy generated per electrostatic cycle. A simple test device is shown to produce over 150µJ per cycle. This approach is promising in terms of integration in smart clothing, because it enables the development of flexible and stretchable devices well complying with the comfort requirements of worn systems.

The comparison of those three energy harvesters provides an interesting basis for the future developments of energy harvesters converting one's mechanical energy.

Table des matières

Chapitre 1 – Introduction à l'objet de l'étude, l'autonomie des vêtements connectés 9

I La récupération d'énergie : enjeux et avantages 9
II Les vêtements connectés 11
1 Généralités 11
2 Fibres conductrices 11
3 Stockage 12
4 Fonctions électroniques intégrées 13
III La récupération d'énergie autour de la personne 16
1 Modules photovoltaïques 16
2 Thermoélectricité 19
3 Exploitation des ondes radio 22
IV Objectif de la thèse : l'exploitation de l'énergie mécanique humaine 23

Chapitre 2 – La récupération de l'énergie mécanique sur la personne 25

I Récupérateurs à induction électromagnétique 27
1 Principe physique 27
2 Les récupérateurs d'énergie existants 28
3 Récapitulatif des performances des récupérateurs inductifs 31
II Structures électrostatiques et triboélectriques 34
1 Sur la triboélectricité 34
2 L'exploitation de l'effet triboélectrique 36
3 Etat de l'art : récupérateurs d'énergie triboélectriques sur la personne 37
4 Conclusion sur la transduction triboélectrique, et sa pertinence pour les applications textiles 44
III Convertisseurs piézoélectriques 46
1 Piézoélectricité : phénomène et matériaux 46
2 Générateurs piézoélectriques sur la personne 47
3 Conclusion sur l'option piézoélectrique dans les textiles 52
Conclusion de l'état de l'art 54

Chapitre 3 – Etude d'un récupérateur d'énergie résonant au format pile AA.....57

I Etude préliminaire : le modèle du résonateur linéaire, une référence utile 58
1 Système linéaire - Limitation du mouvement de la masse mobile 58
2 Application à une stimulation humaine : la course à pied 61
II Développement du récupérateur non-linéaire 64
1 Structure du système 64
2 « Ressorts magnétiques » 65
3 Couplage électromécanique 68
4 Optimisation du générateur 79
III Etude d'un prototype 81
1 Réalisation 81
2 Caractérisation harmonique 82
3 Performances sur une stimulation de type « course à pied » 84
4 Position dans l'état de l'art 89
IV Effets d'échelle 93
1 Puissance électrique 93
2 Tensions 94
3 Densité de puissance 94
4 Conclusion 96
Conclusion du chapitre 3 : Attraits et limites du récupérateur résonant non-linéaire 97

Chapitre 4 – Le générateur inertiel toroïdal 99
I Le générateur inertiel toroïdal à bille magnétique 100
1 Structure 100
2 Evaluation théorique du potentiel d'un générateur rotationnel pour la stimulation humaine .. 100
3 Bille magnétique et couplage électromécanique 103
II Caractérisation d'un prototype 108
1 Réalisation du dispositif 108
2 Mesures des performances en situation de course à pied 109
3 Variantes structurelles 112
4 Applications 113
III Perspective sur le générateur toroïdal résonant 115
1 Structure du générateur toroïdal résonant 116
2 Modèle 116
3 Simulations – Course à pied 118
4 Conclusion sur le format résonant 120
Conclusion : Potentiel du générateur toroïdal 121

Chapitre 5 – Systèmes triboélectriques à polarisation contrôlée 123
I Préambule : Limites de l'exploitation directe des générateurs triboélectriques 124
1 Modélisation d'une capacité variable triboélectrique 124
2 Exploitation en charge continue 125
II Générateur à polarisation entretenue – « Doubleur de Bennet » 128
1 L'auto-polarisation à pompe de charges – Cas idéal 128
2 Un circuit passif d'auto-polarisation : le « doubleur de Bennet » 129
3 Système triboélectrique à polarisation contrôlée 132
4 Conclusion 140
III Etude expérimentale du concept 141
1 Prototype 141
2 Caractérisation de la capacité variable triboélectrique 142
3 Structure à polarisation contrôlée 144
Conclusion et perspectives 149

Conclusion générale 151

Bibliographie 153

Annexes 163
3A – Modèle Simulink du générateur résonant non-linéaire 163
4A –Schéma Simulink du modèle de la masse ponctuelle en rotation 164
4B – Moments des forces d'inertie dans le générateur rotationnel en mouvement plan 165
5A – Modèle de capacité variable triboélectrique à une seule couche diélectrique 167
5B - Capacité variable triboélectrique : décharge aux extrema de la capacité 168
5C – Initialisation triboélectrique du doubleur de Bennet : exemple d'effet d'une tension seuil des diodes trop importante 170

Chapitre 1 – Introduction à l'objet de l'étude, l'autonomie des vêtements connectés

Ce premier chapitre décrit l'environnement applicatif et les enjeux de la thèse. Les besoins et contraintes propres aux vêtements connectés sont estimés, et la pertinence de la récupération d'énergie comme solution pour assurer leur autonomie est discutée.

I La récupération d'énergie : enjeux et avantages

L'idée qu'un système puisse convertir localement des formes d'énergie pour fonctionner de façon autonome est séduisante. Les êtres vivants en sont un parfait exemple, par les processus biologiques/chimiques qui tirent profit de flux d'énergie entrants en permanence - lumière, nourriture, chaleur. Dans le domaine des systèmes électroniques, la récupération d'énergie (« energy harvesting », en anglais) désigne les techniques qui permettent de convertir une forme d'énergie présente dans l'environnement d'un dispositif pour alimenter celui-ci. Sur ce principe, elle se distingue de l'utilisation de l'énergie électrique produite de façon centralisée et au recours à des unités de stockage pré-chargées (batteries/piles électrochimiques).

La thématique de la récupération (ou « récolte ») d'énergie a émergé au début des années 1990, et le nombre de travaux de recherche associés croît rapidement depuis la seconde moitié des années 2000 (FIGURE 1-1).

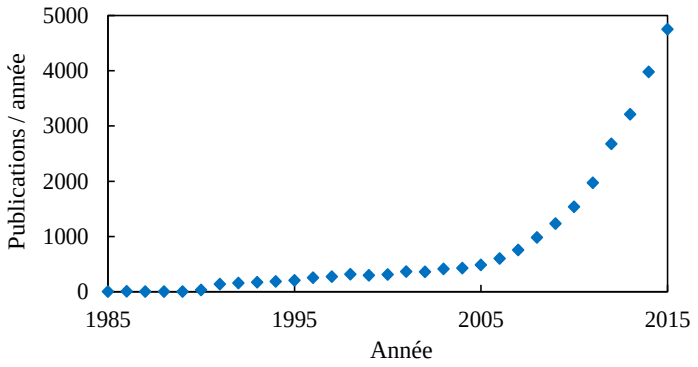


FIGURE 1-1 – Evolution du nombre de publications liées à la thématique « energy harvesting » (Web of Science [1])

Dans le cas d'une application non alimentée/alimentable par un réseau électrique, le recours à une solution de récupération d'énergie pour assurer l'autonomie à la place – ou en complément – d'une pile ou d'une batterie est décidé en fonction d'un ou plusieurs critères, parmi :

- la possibilité physique de produire suffisamment d'énergie pour subvenir aux besoins du système, à partir d'une structure à l'échelle adaptée (il n'est peut-être pas souhaitable de planter une éolienne pour alimenter un microsystème) ;

- l'alimentation sur batterie n'est pas une option toujours disponible, notamment dans des conditions environnementales extrêmes (hautes températures par exemple);
- l'autonomie prévue du système : si elle est supérieure à la durée de fonctionnement possible sur batterie, l'ajout d'un récupérateur d'énergie peut être pertinent ;
- le confort d'usage : le récupérateur d'énergie peut être plus ergonomique qu'une solution de stockage seule (notamment aux très petites échelles, comme les récupérateurs de vibrations MEMS), et/ou plus pratique pour l'utilisateur par l'absence du souci de l'état de charge de la batterie (en ce cas la question du confort est liée à celle de la durée de vie) ;
- le coût économique et environnemental.

Ces critères sont tous très dépendants des caractéristiques de l'application, c'est pourquoi celles-ci doivent être définies avec précision avant toute démarche de conception d'un récupérateur d'énergie.

Le critère de coût « économique et environnemental » peut être étudié à deux échelles différentes. Au niveau de la structure tout d'abord, les ressources nécessaires à sa mise en place et sa fin de vie doivent être comparées aux alternatives de type batterie. A une échelle plus globale ensuite : l'essor rapide des technologies de l'information au cours des deux dernières décennies a fait de ce secteur un poste de consommation énergétique important. On estime qu'il compte aujourd'hui pour 10% dans la consommation électrique mondiale, soit 1500 TWh annuels [2]. Cette réalité s'explique en partie par l'avènement des technologies nomades (smartphones, tablettes, montres et lunettes connectées...) dédiées à des usages individuels, et plus généralement par l'intégration de fonctionnalités connectées dans les objets et infrastructures de l'environnement humain. D'après IHS Markit [3], il y aura plus de 30 milliards d'objets « connectés » dans le monde d'ici 2020, dans ce qui est désigné aujourd'hui comme l'internet de objets, ou Internet of Things (IoT). En parallèle de l'amélioration de la sobriété énergétique de ces systèmes, le développement de solutions de récupération d'énergie mises en œuvre localement peut permettre de limiter la charge correspondante sur les réseaux de productions et de transport de l'énergie. Au vu des débats actuels sur l'impact de ces derniers sur l'environnement, la récupération d'énergie peut se présenter comme une approche durable, sous réserve que les ressources employées dans les technologies (matériaux, processus de fabrication) ne soient elles-mêmes pas critiques en termes de disponibilité et d'impact environnemental sur l'ensemble de leur cycle de vie. Cette dernière question, qui émerge peu à peu dans la communauté scientifique, prendra sans aucun doute davantage d'importance à l'avenir et renforcera l'attractivité de la récupération d'énergie.

II Les vêtements connectés

1 Généralités

La fonctionnalisation « intelligente » des vêtements et accessoires portés par la personne, ou « wearable computing », est un concept imaginé dès les années 80. L'objectif de ses initiateurs était de proposer à l'utilisateur une expérience de réalité « augmentée » par l'accès en permanence à des capacités de calcul et d'analyse de l'information, associées à des organes de contrôle (type clavier), de mesure (capteurs), et de communication. Les premiers dispositifs étudiés ont été les lunettes « améliorées » [4], premiers pas vers le développement des « smart glasses » disponibles dans le commerce. Aujourd'hui, les accessoires connectés sont courants, avec l'exemple des smartphones devenus omniprésents, les bracelets et montres connectés... Le phénomène progresse à différentes vitesses suivant les objets. Pour les vêtements à proprement parler, on observe que le processus d'arrivée sur le marché est assez lent, car il fait face à un certain nombre de verrous. Pour être acceptés par l'utilisateur, les vêtements connectés doivent en effet s'adapter aux contraintes des vêtements ordinaires, coût, confort, lavabilité etc. En particulier, la question de l'autonomie électrique est problématique, et les solutions du commerce utilisent pour l'instant des unités de stockages amovibles à recharger régulièrement. Cette thèse se propose d'étudier quelques solutions alternatives de récupération d'énergie pour rendre ces vêtements intelligents autonomes en énergie.

De façon générale, un vêtement intelligent autonome intègre les fonctions décrites dans la FIGURE 1-2. Aux fonctions d'habillement confortable et esthétique des vêtements ordinaires s'ajoutent celles d'un système électronique communicant autonome.

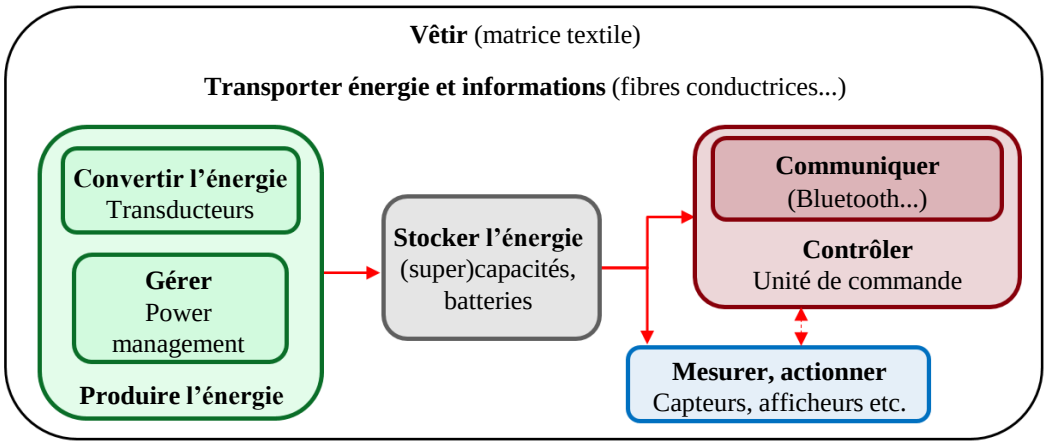


FIGURE 1-2 – Schéma fonctionnel d'un vêtement intelligent autonome

Bien que cette thèse se focalise sur la partie « production d'énergie électrique » du vêtement intelligent, il est utile de s'intéresser brièvement aux autres éléments du vêtement intelligent pour connaître l'environnement de l'étude.

2 Fibres conductrices

Le transport de l'énergie électrique et des signaux d'information nécessite la présence de fils conducteurs dans le tissu. Les systèmes interconnectés pouvant être assez éloignés les uns des autres, ces fils sont amenés à avoir une certaine longueur, et par conséquent leur comportement mécanique doit être suffisamment homogène avec les fibres textiles classiques pour que le confort d'utilisation du vêtement ne soit pas dégradé. A cela s'ajoute l'exigence de pouvoir supporter les cycles de lavage, et toutes les contraintes de durée de vie d'un tissu classique.

Une première solution, déjà industrialisée, consiste à employer des fibres métalliques associées de diverses façons aux fibres textiles (FIGURE 1-3). Plusieurs travaux utilisent des supports en fibres métalliques pour les récupérateurs d'énergie, par exemple en acier pour des fibres photovoltaïques [5], ou en argent pour des générateurs triboélectriques [6]. Du fait de leur faible épaisseur, ces fibres métalliques sont mécaniquement flexibles mais non « étirables » : le module d'Young de ces matériaux est souvent supérieur à 100 GPa, alors qu'il est inférieur à 10 GPa pour les fibres textiles usuelles. Suivant les manières d'intégrer ces fibres, cette différence d'élasticité peut être cause d'inconfort, mis-à-part pour des emplois très localisés. Le cas des matrices textiles recouvertes d'une couche métallique [7] ou de matériau conducteur très peu élastique comme les nanotubes de carbone ([8], [9]) est similaire, même s'il semble tout de même possible de préserver en partie l'élasticité, par exemple en utilisant des « encres conductrices ».

FIGURE 1-3 – Solutions de conduction textile, d'après Locher [10]. (a) Fil métallique enroulé autour de la fibre textile. (b) Fibres polymères textiles couvertes d'une couche mince métallique. (c) Multi-filament métallique

Afin de réconcilier élasticité mécanique et conductivité électrique, une option pertinente est celle des polymères « conducteurs », tels que le polypyrrole et le polyacétylène. Ces polymères sont constitués de matériaux semi-conducteurs dont la conductivité électrique est renforcée par dopage. Par exemple, dans le cas du polypyrrole, il est possible d'atteindre des conductivités de l'ordre de 10^4 S/m [11] (un excellent conducteur comme le cuivre a une conductivité électrique de l'ordre de 6×10^7 S/m), tout en conservant un module d'Young réduit (2 MPa). Ce type de polymère a toutefois ses inconvénients, notamment une processibilité difficile (non thermoplastique, difficilement soluble etc.). Mais il a cependant été montré dans [12] qu'il était possible de former des structures composites à partir de fibres textiles classiques (type nylon) couvertes de polymères conducteurs (polypyrrole dopé), en effectuant la polymérisation directement sur les fibres du tissu, avec pour résultat un matériau qui reste très étirable tout en étant relativement conducteur, avec une résistance de surface de 149 Ω/□ (ohm par carré[1]). Plusieurs solutions de polymères conducteurs sont déjà industrialisées, et la recherche sur ce domaine demeure dynamique, encouragée notamment par l'attribution du prix Nobel de Chimie 2000 sur ce sujet.

Quelle que soit la technologie utilisée, il est important que la résistance électrique des fibres de conduction dans le vêtement soit suffisamment réduite, afin de limiter les pertes de transport (pertes Joule) et préserver le rendement énergétique du vêtement.

3 Stockage

L'électronique intégrée du vêtement intelligent est pour l'heure encore dépendante d'un organe de stockage de l'énergie électrique pour bénéficier d'une alimentation stable dans le temps. Si l'énergie

[1] Cette unité Ω/□ (ohm par carré) est propre à la caractérisation de la résistance électrique de films minces (ici des tissus conducteurs) : la valeur exprimée dans cette unité peut être multipliée par la longueur de la bande de matériau et divisée par sa largeur pour obtenir la résistance équivalente.

produite dans le vêtement au niveau des récupérateurs est suffisamment importante, il est envisageable de se contenter d'un stockage temporaire réduit (comme un condensateur avec une capacité électrique de quelques 10 mF). Il peut être cependant nécessaire de disposer d'une capacité de stockage de l'énergie plus grande si la production d'énergie est inégale dans le temps, ou si plusieurs modes de récupération sont utilisés simultanément. L'intégration de structures répondant à ce besoin dans les textiles est une thématique de recherche à part entière. Deux axes principaux sont explorés [13][14] :

- l'adaptation de batteries électrochimiques (type lithium-ion), par exemple sous forme de fibre, avec deux électrodes imbriquées l'une dans l'autre dans une structure gaine/cœur (FIGURE 1-4a), avec une capacité de stockage de 1 mAh par centimètre de fibre, sous un potentiel de 3.3V [15]; ou encore sous forme de batterie mince et flexible, avec des électrodes étirables [16], ce qui est très cohérent pour des applications textiles ;

- les supercapacités, structures de stockage intermédiaires entre les condensateurs simples et les batteries, qui peuvent prendre la forme d'une simple fibre [17], ou être conçues directement à partir de matrices textiles usuelles [18]. Par exemple, la structure proposée dans [19] présente une capacité de quelques F/cm² (FIGURE 1-4b).

(a) (b)

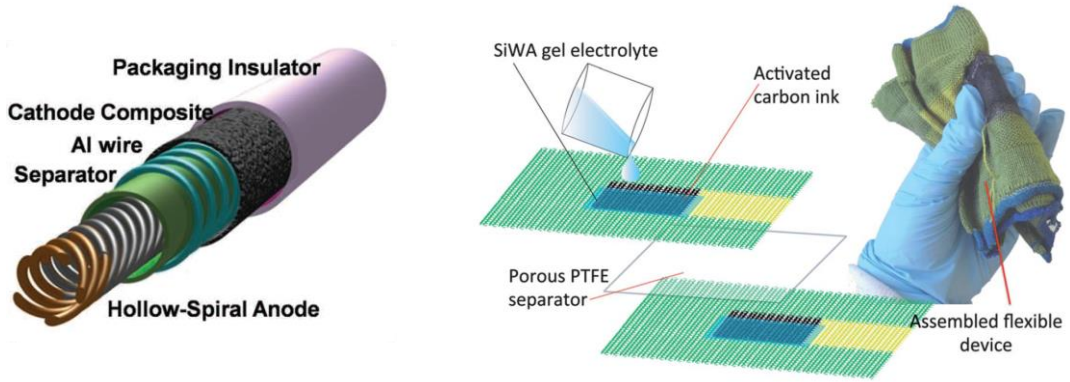


FIGURE 1-4 – (a) Batterie Li-ion de type « fibre » (Ø 3 mm) [15]. (b) Supercapacité réalisée à partir d'un substrat textile [19]

Ces structures comprennent parfois des espèces chimiques mobiles et/ou solubles dans l'eau pour leur fonctionnement, ce qui implique l'ajout d'un packaging hermétique. Les solutions développées n'atteignent que lentement le stade de l'industrialisation, du fait notamment du coût des matériaux utilisés et de la complexité des méthodes de fabrication. Cependant, les besoins de stockage des vêtements connectés ne sont pas nécessairement importants si leur consommation énergétique est gérée intelligemment (voir ci-après).

4 Fonctions électroniques intégrées

4.1 Besoins énergétiques

Les vêtements intelligents peuvent comporter des fonctions électroniques variées :

- des capteurs d'activité (accéléromètres, gyroscopes), permettant la mesure du mouvement de l'utilisateur ;
- des capteurs biologiques qui réalisent des relevés physiologiques, par exemple la température, pulsation cardiaque, niveau de stress, fréquence respiratoire ;

- des capteurs de position (GPS)
- un module de contrôle et de traitement de l'information ;
- des modules de transmission/réception de données sans fil ;
- des modules d'affichage et de contrôle direct pour l'utilisateur ;
- des systèmes « actionneurs », par exemple des modules chauffants.

Avant de démarrer l'étude des solutions possibles pour assurer l'autonomie des vêtements connectés, leur consommation électrique doit être évaluée. Cette thèse s'intéresse particulièrement aux applications sportives, par exemple aux maillots intelligents permettant la mesure des performances. La TABLE 1-1 indique la consommation électrique de quelques systèmes d'intérêt pour cette application.

TABLE 1-1 – Consommations électriques de quelques systèmes intégrables aux vêtements

Système	*Veille*	*Actif*	*Réf.*
Accéléromètre 3axes avec capteur température (ADXL363)	20nW	4-20µW	Datasheet
Capteur de mouvement 9axes (MPU-9250)	20µW	0.7 - 9mW	Datasheet
Capteur de température (STLM20)		10µW-20µW	Datasheet
Capteur de pouls optique (BH1790GLC)	3µW	600µW	Datasheet
Electrocardiogramme intégré		500µW	[20]
Electroencéphalogramme serre-tête		800µW	[21]
Microcontrôleur (STM32L432KB)	3µW	1mW (@ 5MHz)	Datasheet
Module Bluetooth Low Energy (BLE nRF51)	10µW	40mW	[22]
Module GPS (L70)	600µW	40mW	Datasheet

Les postes de communication sans fil (Bluetooth Low Energy - BLE) et de localisation (GPS) sont de loin les plus exigeants. En supposant un fonctionnement continu de tous les systèmes, ces deux organes représentent à eux deux plus de 80% de la consommation électrique totale du vêtement intelligent, qui est de l'ordre de **100mW**. Celle-ci peut être réduite par un mode de fonctionnement intermittent, associé à un rapport cyclique de fonctionnement α_T de chaque système, défini par sa durée d'activité sur une durée d'utilisation considérée :

$$\alpha_T = \frac{\Delta T_{actif}}{T_{cycle}} \tag{1-1}$$

Les différents modules peuvent avoir des rapports cycliques différents, qui dépendent de la dynamique des signaux physiques mesurés et des temps d'activité minimum nécessaires à la réalisation ponctuelle des fonctions. Par exemple, il est montré dans [20] qu'un système d'oxymétrie de pouls, avec unités de traitement du signal et de communication comprises, peut consommer en moyenne seulement 60 µW, pour une mesure toutes les 15s. Pour notre étude, nous considérerons un fonctionnement à $\alpha_T = 1/20$ des modules BLE et GPS, ce qui est par exemple suffisant pour un envoi/réception de données via BLE chaque 100ms, et une mesure de position GPS toutes les 6-7 minutes environ. Dans ces conditions, la consommation moyenne du vêtement est alors réduite à environ **10mW.** En prenant en compte les pertes intrinsèques aux organes de transport (pertes Joule dans les fibres conductrices), de stockage (décharge temporelle), et des circuits de gestion de l'énergie, on peut donc cibler une source d'énergie de l'ordre de **20mW** avec un rendement global de 50%. La gestion des alternances veille/activité par le microcontrôleur peut par ailleurs permettre d'adapter en temps réel le régime de fonctionnement du vêtement aux ressources électriques disponibles, et donc d'abaisser encore davantage la consommation.

4.2 Pertinence de la récupération d'énergie

A partir de cet objectif de puissance de la source électrique (20mW en moyenne lors de l'utilisation du vêtement), il est intéressant d'évaluer la durée d'autonomie du vêtement connecté en utilisant des piles/batteries usuelles. Un modèle simple de l'évolution temporelle de l'énergie E contenue dans une unité de stockage est décrit par l'équation (1-2). La puissance consommée P_{conso} est modélisée par un signal créneau et alterne entre la veille (0mW) et l'activité (20mW). Le taux d'autodécharge t_{ad} propre à l'unité de stockage est également pris en compte. La décharge est considérée comme complète lorsque l'énergie stockée atteint une valeur d'énergie résiduelle (énergie non exploitable à cause d'un courant ou d'une tension de sortie trop faible). Nous avons fixé celle-ci à 10% de l'énergie totale initiale.

$$\mathrm{E(t+dt) = E(t) - t_{ad} \cdot dt \cdot E(t) - P_{conso}(t) \cdot dt} \qquad (1\text{-}2)$$

Quelques types de batteries sont comparés dans la TABLE 1-2. Trois niveaux d'usage du vêtement sont distingués, l'usage modéré (2h par semaine), l'usage intensif (2h par jour) et l'usage continu.

TABLE 1-2 – Alimentation sur batterie

Système	Energie 100% charge	Taux d'auto-décharge (t_{ad})	Durée de vie @ 20mW conso. en utilisation, avec prise en compte de l'autodécharge des batteries		
			2h/semaine	2h/jour	Continu
Pile AA	15.4 kJ	3% / an	1 an et 9 mois	3 mois 3 jours	8 jours
Pile AAA	6.7 kJ	3% / an	9 mois 11 jours	1 mois 10 jours	3 jours 12 heurs
Pile bouton lithium (CR2012)	420 J	1% / an	2 semaines	2 jours 1 heure	5 heures
Pile bouton alcaline (LR41)	250 J	3% / an	1 semaine	1 jour 1 heure	3 heures
Batterie Li-ion (PGF534848)	20kJ	2% / mois	1 an 9 mois	3 mois 27 jours	10 jours 8 heures
Pile recharg. NiMH (2.4V, 80mAh)	690 J	1% / jour	3 semaines	4 jours	8 heures

On observe que dans le cas de l'usage modéré du vêtement, une simple pile AA suffit à son autonomie pour un peu moins de deux ans, ce qui est satisfaisant. En revanche, dans le cas d'un usage continu, par exemple dans des applications militaires, l'autonomie n'est plus que d'une semaine. Il faudrait donc relier ces estimations à la durée de vie du vêtement connecté pour mieux qualifier la pertinence de l'utilisation de batteries.

Le principal critère en faveur de l'utilisation d'une solution de récupération d'énergie pour cette application est sans doute le confort d'usage : l'utilisateur n'a pas à s'inquiéter de la recharge d'une batterie ou de son remplacement, quelle que soit la fréquence d'utilisation du vêtement connecté. Suivant la structure du récupérateur, celui-ci peut aussi être mieux adapté à des environnements de températures « extrêmes » (haute montagne, machine à laver) que les batteries, ou plus ergonomique (poids, souplesse mécanique etc.). La fin de vie du vêtement peut également être simplifiée, et les dispositifs de récupération d'énergie peuvent éventuellement être réutilisés, ce qui est un argument économique positif en comparaison au traitement particulier des batteries électrochimiques qui est plus contraignant pour l'utilisateur. L'option récupération d'énergie peut donc se justifier, sous réserve qu'il soit techniquement possible de réaliser une/des structures respectant les contraintes du vêtement connecté et capables de répondre au besoin énergétique de celui-ci.

III La récupération d'énergie autour de la personne

Les énergies ambiantes (ou « circonstancielles ») représentent une première catégorie de sources d'énergie pour l'alimentation des systèmes portés par la personne. On peut distinguer trois principales sources pour cette application : la lumière, la chaleur (ou le gradient thermique) et les ondes RF.

1 Modules photovoltaïques

La Terre est soumise en permanence à l'irradiation solaire, avec une puissance électromagnétique au niveau du sol qui varie de 0 à plus de 1000 W/m². A titre d'exemple, à la latitude de Lyon, la puissance maximale reçue au cours de la journée est comprise en moyenne entre 300 et 900 W/m² de décembre à juin (valeurs moyennes mesurées sur des intervalles de 10 jours en 1978, voir [23]). Cette énergie électromagnétique, très abondante, est directement convertible en énergie électrique par le biais de l'effet photovoltaïque.

1.1 Principe de la conversion photovoltaïque

Le phénomène photovoltaïque correspond à l'absorption de l'énergie électromagnétique lumineuse (dont la particule élémentaire est le photon) par un matériau semi-conducteur (par exemple le silicium). L'énergie des photons incidents est transmise aux électrons de la bande de valence (état lié des électrons) du semi-conducteur, qui sont excités vers la bande de conduction (état mobile), et induisant de ce fait des courants électriques dans le matériau. Ces électrons de conduction finissent cependant par se recombiner avec les « trous » (états laissés vacants) des bandes de valence, souvent par réémission d'un rayonnement électromagnétique. Aussi, pour exploiter l'énergie électrique de ces électrons de conduction, il est nécessaire de recourir à des architectures particulières, les cellules photovoltaïques. Dans leur forme la plus simple, celles-ci sont composées de deux couches semi-conductrices superposées :

- l'une dite « dopée de type n », par l'introduction dans le réseau cristallin du semi-conducteur d'atomes avec un électron de valence supplémentaire par rapport aux atomes du réseau (par exemple le phosphore dans le cas d'une cellule en silicium). Cet électron excessif ne pouvant servir aux liaisons covalentes du réseau, il est mobile et peut diffuser dans le matériau.
- l'autre « dopée de type p », pour laquelle les atomes (impuretés) ajoutés au réseau présentent un électron de valence en moins, et permettant d'obtenir des charges mobiles positives (trous) dans le matériau.

A l'interface de ces deux couches, la recombinaison des charges mobiles en excès de signes opposés entraîne l'apparition, du côté « n » de l'interface, d'une zone chargée positivement (du fait de la disparition des électrons mobiles), et réciproquement d'une zone électriquement négative du côté « p ». Cette configuration dipolaire, appelée jonction P-N, aboutit à l'apparition d'un champ électrique. Celui-ci permet de séparer les charges électriques mobiles produites au voisinage de la jonction par photo-absorption, empêchant les recombinaisons électrons-trous locales, et forçant les charges mobiles à passer par un circuit extérieur (FIGURE 1-5a). Le produit de ce courant électrique et de la tension dans la jonction correspond à la puissance électrique récupérée.

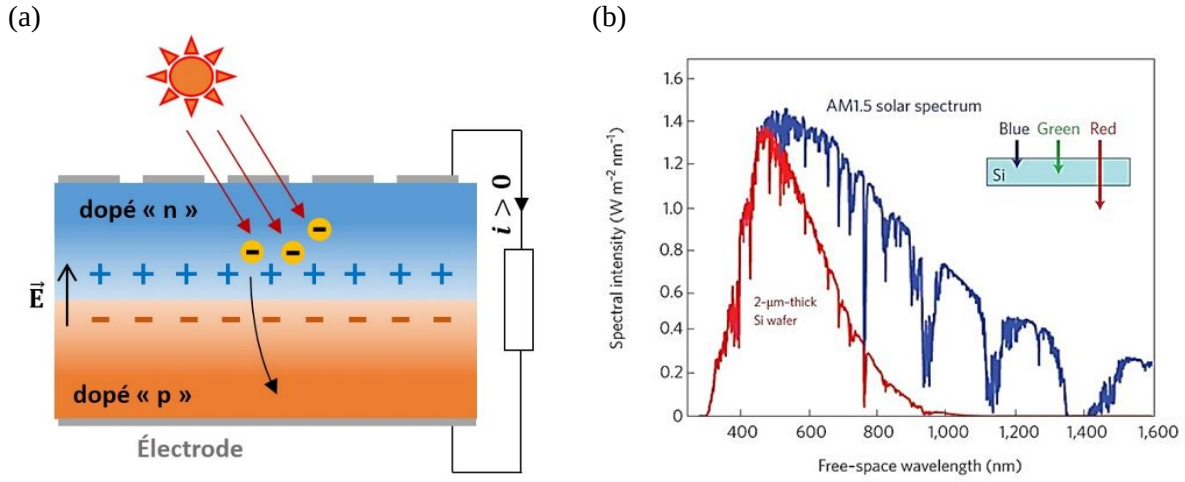


FIGURE 1-5 – (a) Principe d'une cellule photoélectrique (b) Spectre solaire, et spectre d'absorption d'une couche de Si [24]

On définit le rendement d'un système photovoltaïque comme le rapport de la puissance électrique récupérée et de la puissance lumineuse (électromagnétique) reçue :

$$\gamma = \frac{P_{élec}}{P_{lum}} \tag{1-3}$$

Par exemple, ce rendement est autour de 20% pour les cellules photovoltaïques en silicium cristallin (panneaux rigides industrialisés), et 10% pour les cellules en silicium amorphe flexible [25]. La conversion photoélectrique bénéficie d'une importante dynamique de recherche, du fait notamment du fort intérêt socio-économique des collectivités pour cette énergie verte, et beaucoup de mesures incitatives sont mises en place pour en favoriser le développement. On observe donc une amélioration régulière des performances de la conversion photovoltaïque, ainsi que la diversification de ses applications.

1.2 Implémentations dans les vêtements

L'implémentation industrielle de la conversion photovoltaïque la plus commune est celle des panneaux photovoltaïques. Ces modules sont rigides, avec une épaisseur structurelle importante, et ne correspondent pas a priori aux contraintes de confort textiles, même si des modules de taille suffisamment réduite peuvent être fixés à un vêtement sans constituer une entrave trop gênante [26].

Pour répondre davantage au contexte textile, de nouvelles solutions flexibles sont développées. Plusieurs projets collaboratifs ont vu le jour sur cette problématique depuis les années 2000. Citons par exemple SolarTex en Allemagne [27], qui a abouti à des modules flexibles intégrables dans des vestes, conditionnés de façon à permettre le lavage en machine (FIGURE 1-6a). Ces modules présentent des rendements de 10 à 20%, ce qui équivaut à une densité de puissance de l'ordre de 10 à 20 mW/cm² pour une irradiance (solaire) reçue de 1000 W/m².

Ce type de solution flexible est un premier pas vers l'intégration textile, cependant il ne répond pas à certaines contraintes de confort, comme la respirabilité du vêtement qui est un critère particulièrement important pour les applications portées près du corps (tenues sportives etc.). C'est pourquoi des recherches ont été menées sur des structures davantage orientées textile, en particulier des cellules solaires sous forme de fibres [28–33]. Celles-ci suivent le principe des cellules de Grätzel, par l'association de deux électrodes (métal ou carbone) entre lesquelles sont placées des

structures semi-conductrices (généralement des nanofils/nanoparticules de TiO_2) couvertes de pigments photoactifs. Par exemple, il est proposé dans [28,29] des structures photovoltaïques réalisées sur un substrat « textile » de titane, avec un rendement de conversion autour de 1-4 %, mais une stabilité mécanique à améliorer sur des sollicitations typiques du vêtement comme la flexion. (FIGURE 1-6b et c). Pour aller plus loin en matière d'intégration, des travaux à l'échelle de la fibre sont également menés à l'université de Beijin [30,31]. L'architecture gaine-cœur proposée est illustrée FIGURE 1-6d : les fibres ont un diamètre submillimétrique et peuvent être associées à des modules de concentration solaire photoluminescents pour améliorer les performances (rendement supérieur à 3%), tout en aboutissant à des structures assez esthétiques (FIGURE 1-6e).

Il est notable que les rendements de conversion photovoltaïque des structures « orientées textiles » sont très inférieurs à ceux des cellules plus classiques, y compris celles en Si amorphe flexible.

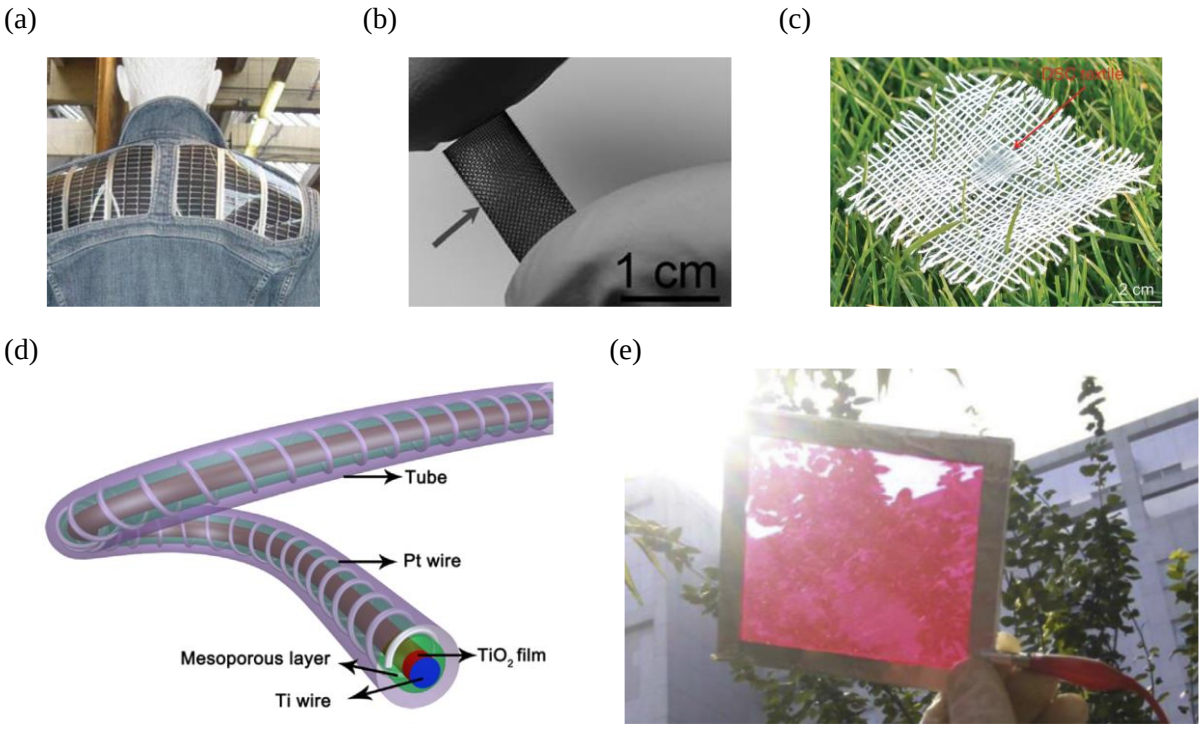


FIGURE 1-6 – (a) La veste produisant jusqu'à 2.5W à partir de cellules PV flexibles [27] (b et c) Structures PV sur substrat en fibres Ti tissées, avec un rendement 1% [28] [29] (d) Structure d'une fibre PV [30] (e) Modules de concentration solaire guide d'onde (en rouge) associé à une fibre PV (dans le cadre support), pour un rendement de 3% [31]

1.3 Conclusion sur l'approche photovoltaïque

La dépendance aux conditions d'éclairement lors de l'utilisation de ces systèmes est un inconvénient de l'option photovoltaïque. En dépit des progrès sur le rendement de conversion, les performances sont limitées par la météo, en utilisation extérieure ; quant à l'utilisation en intérieur, celle-ci est compromise d'une part par la faible intensité lumineuse pouvant être de 10 à 100 fois plus faible qu'à l'extérieur, et d'autre part, par la densité spectrale qui n'est pas toujours optimale relativement à la gamme d'absorption des semi-conducteurs utilisés. Toutefois, l'abondance de la source solaire et l'amélioration continue des rendements de conversion contribuent à l'attrait du photovoltaïque parmi les systèmes de récupération d'énergie ambiante. Pour ce qui est de l'implémentation « textile » en particulier, les verrous principaux sont les rendements de conversion encore limités (inférieurs à 7-8%), et les coûts des dispositifs. Ces aspects devront être améliorés

avant d'envisager l'industrialisation de ces concepts. Par ailleurs, il est utile de souligner que quelques dizaines de cm² de films photovoltaïques flexibles en Si amorphe peuvent suffire dans de bonnes conditions d'illumination pour produire les 20mW estimés nécessaires à l'alimentation du vêtement connecté.

2 Thermoélectricité

2.1 Ressources et principe d'exploitation

Le corps humain est une source naturelle et constante de chaleur : sa température est globalement régulée à $T_c = 37°C$. Lorsque l'air ambiant est plus froid, par exemple à $T_a = 20°C$, la différence de température induit un flux de chaleur, d'une puissance surfacique que l'on peut estimer par la formule :

$$P_s = h(T_c - T_a) \tag{1-4}$$

Avec un coefficient de transfert thermique h d'environ 8 W/m²/°C pour la peau [34], on peut déterminer la puissance thermique dissipée pour différentes températures ambiantes : 30 mW/cm² (à 0°C), 13.6 mW/cm² (à 20°C), 5.6 mW/cm² (à 30°C). L'abondance de cette source d'énergie est donc dépendante des circonstances thermiques, mais également de la zone du corps. En effet, la température de la peau n'est pas uniforme, et dépend elle-même des conditions extérieures [35] (FIGURE 1-7a).

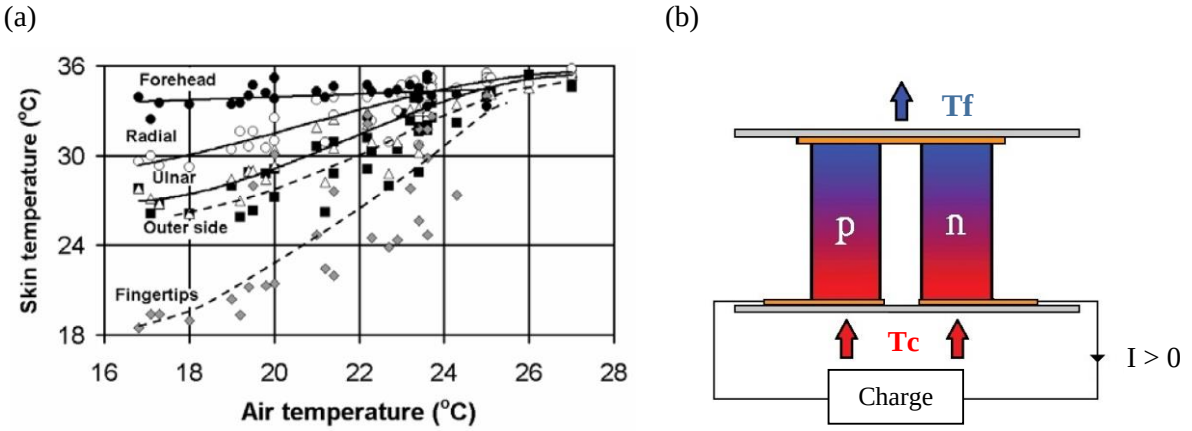


FIGURE 1-7 – (a) Dépendance de la température de la peau au niveau du front, du poignet et du bout des doigts à la température de l'air ambiant [35]. (b) Schéma d'un thermocouple [34].

La thermoélectricité est un phénomène par lequel un gradient de température peut être converti directement en énergie électrique. Plus précisément, l'effet Seebeck (du nom du physicien qui en fit le premier l'expérience en 1822) décrit l'apparition d'un champ électrique $\vec{E_s}$ (V/m) à la jonction d'un couple de matériaux soumis à un gradient de température $\vec{\nabla}T$, suivant la relation :

$$\vec{E_s} = s\,\vec{\nabla}T \tag{1-5}$$

avec s le coefficient de Seebeck. (Ce phénomène étant réversible, il existe son réciproque, nommé effet Peltier, selon lequel un flux thermique peut être induit par un courant électrique traversant le couple de matériaux).

La structure de base appliquant l'effet Seebeck pour la conversion de l'énergie thermique en énergie électrique est le thermocouple. Il est formé de l'association en série de deux semi-

conducteurs, de types p et n, compris entre deux jonctions, l'une en contact avec la source chaude et l'autre avec la source froide (FIGURE 1-7b). Suivant le dopage du semi-conducteur, celui-ci possède un coefficient de Seebeck positif (pour le type p) ou négatif (pour le type n). Les porteurs de charges (respectivement, trous et électrons) diffusent de la source chaude vers la source froide, entraînant l'apparition de la tension électrique aux bornes de la structure. La mise en série de plusieurs thermocouples dans un module thermoélectrique (ou thermopile) permet d'additionner les tensions produites.

La performance d'un matériau thermoélectrique est généralement évaluée dans la littérature par le biais d'une figure de mérite, le produit adimensionnel $Z\tilde{T}$ tel que :

$$Z = \frac{s^2}{\rho\lambda} \tag{1-6}$$

où ρ et λ sont respectivement la résistivité électrique et la conductivité thermique du matériau, et :

$$\tilde{T} = \frac{T_{chaud} + T_{froid}}{2} \tag{1-7}$$

Plus ce critère $Z\tilde{T}$ est élevé, meilleure est l'efficacité de la conversion thermoélectrique. Aux températures de l'environnement humain, les matériaux les plus performants aujourd'hui (tel le tellure de bismuth Bi_2Te_3) ont un $Z\tilde{T}$ proche de 1.

2.2 Convertisseurs thermoélectriques sur la personne

Une application « portée » emblématique est la montre Thermo développée par Seiko dès 1999. Composé de plus d'un millier de thermocouples, le générateur thermoélectrique intégré rend le fonctionnement de la montre complètement autonome, ce qui correspond à une puissance électrique de quelques µW [36].

L'IMEC (Belgique) a travaillé sur la génération thermoélectrique sur la personne depuis les années 2000, dans une optique d'alimentation de systèmes électroniques de santé, comme des capteurs biologiques communicants [21,35]. Les premières études ont concerné un système porté au poignet [37], formé de plusieurs modules thermoélectriques achetés dans le commerce et produisant environ 100µW (FIGURE 1-8a). Des versions améliorées ont été développées par la suite [38], diminuant l'épaisseur du système global pour aboutir à des dimensions proches d'une montre classique (FIGURE 1-8b), et générant (en intérieur) quelques 200 - 300µW. Des systèmes portés autour de la tête ont également été étudiés à l'IMEC, composés de plusieurs modules thermoélectriques. Un premier prototype [21] récupère le flux de chaleur au niveau du front, au moyen de 10 modules fixés à une bande élastique (FIGURE 1-8c). Le générateur est associé à une électronique de gestion et alimente un système d'électroencéphalogramme (EEG) avec module de transmission sans fil, d'une consommation moyenne d'environ 0.8mW. Pour une température ambiante de 23°C, une puissance électrique moyenne d'environ 2mW (soit 31µW/cm²) est générée, ce qui permet de couvrir les besoins de l'application. Lorsque la température ambiante est trop faible (dès 19°C), le flux thermique augmente (du fait du gradient de température plus grand entre la peau et l'air), et le dispositif provoque une sensation de froid au niveau du contact. Ce dispositif est conçu pour fonctionner à des températures ambiantes entre 21 et 26°C, plage sur laquelle le confort thermique de l'utilisateur est respecté.

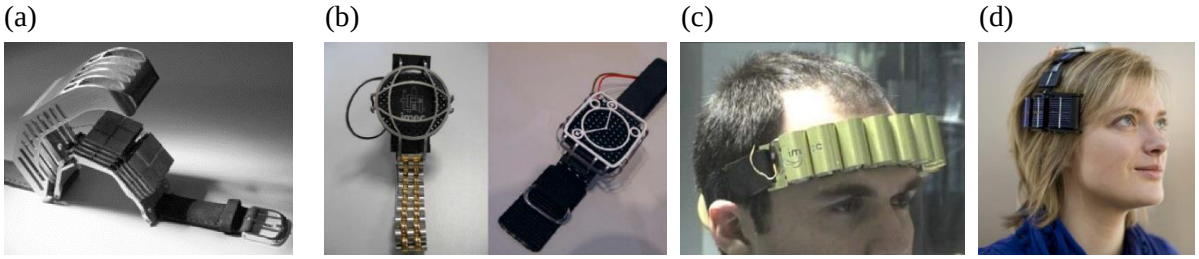


FIGURE 1-8 – Travaux réalisé à l'IMEC sur les générateurs thermoélectriques pour la personne. (a) & (b) Systèmes portés au poignet [37][38]. (c) & (d) Dispositifs portés sur le front, seuls ou superposés à des modules photovoltaïques, pour l'alimentation d'un système électroencéphalogramme [21].

En effet, l'exploitation du corps humain comme source de chaleur présente des contraintes en termes de santé et de confort. Dans l'exemple de la tête, qui est très régulée en température, le drain excessif de cette énergie thermique par un convertisseur thermoélectrique peut entraîner un refroidissement dangereux pour les zones du cerveau proches. Il y a donc une limite de sécurité biologique au niveau de la source, et de façon plus générale une limite de confort quant à la sensation de froid conséquente au prélèvement de cette énergie thermique.

Pour prendre en compte cette contrainte de confort, et pallier les limites qu'elle impose aux performances du générateur thermoélectrique en particulier à basses températures ambiantes, une solution possible est d'utiliser un système hybride associant des convertisseurs thermoélectriques, pertinents aux températures régulées d'intérieur, et photovoltaïques pour les conditions d'extérieur, avec des températures plus variables mais une illumination propice à cette transduction. Un prototype réalisé sur ce principe à l'IMEC (FIGURE 1-8d) produit 1 mW dans la plupart des circonstances, ce qui reste suffisant pour l'application d'EEG visée.

L'intégration dans un vêtement de cette association thermoélectrique/photovoltaïque a également été réalisée [26], mais les deux types de transducteurs sont ici séparés (FIGURE 1-9a). Les générateurs chargent une batterie secondaire, qui alimente un système d'électrocardiogramme (ECG) intégré dans une chemise, d'une consommation de 0.5 mW. 14 modules thermoélectriques (épaisseur 6.5 mm, surface 3 x 4 cm²) sont intégrés sur le devant de la chemise, et produisent (en intérieur, à 23°C) une puissance de 1mW quand la personne est au repos, et 3 mW lors de la marche (soit une densité surfacique de puissance variant de 6 à 18µW/cm²).

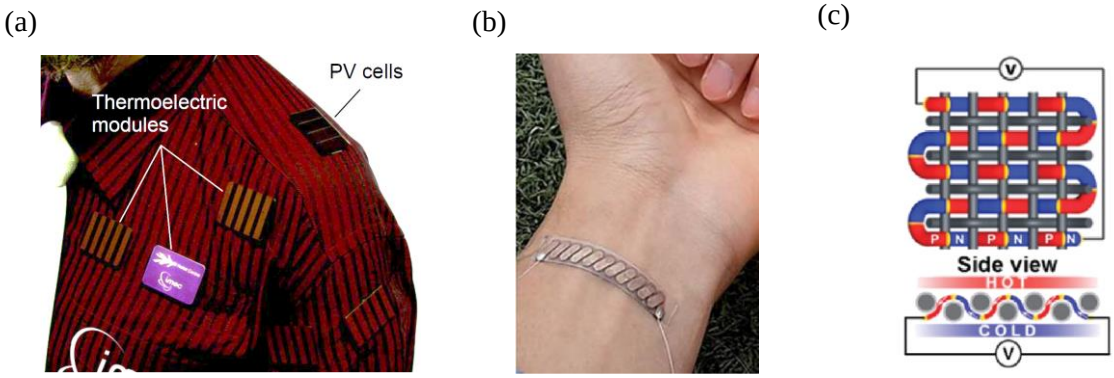


FIGURE 1-9 – (a) Modules thermoélectriques et photovoltaïques portés sur une chemise (IMEC) [26]. (b) Bande flexible avec 11 thermocouples [39]. (c) Principes de textile thermoélectrique [40]

La flexibilité des générateurs est un sujet de recherche important aujourd'hui. La difficulté consiste notamment à produire des structures suffisamment fines pour obtenir un comportement flexible. Néanmoins, la différence de température entre les deux faces des thermogénérateurs décroit avec la réduction de l'épaisseur du système, réduisant la puissance électrique produite. Il est

par conséquent difficile de concilier les deux objectifs. Retenons par exemple un prototype récent [39], comportant 11 thermocouples sur un substrat flexible d'environ 5cm². Au contact de la peau (FIGURE 1-9b), il produit à température ambiante de 19°C une puissance électrique de 3µW (soit 0.6 µW/cm²). Quelques efforts ont également porté sur l'adaptation au format textile [40], par l'utilisation de fibres tissées couvertes d'une couche de matériau thermoélectrique (FIGURE 1-9c), avec des performances encore insuffisantes pour notre application : seulement 62µW/cm² mesuré pour un ΔT=55°C. La puissance dépendant quadratiquement de la valeur du gradient de température, on peut envisager une densité de puissance d'environ 2µW/cm² pour un ΔT de l'ordre de 10°C.

2.3 Conclusion sur l'énergie thermoélectrique

A l'instar de l'option photovoltaïque, la récupération thermoélectrique pour des applications portées par un utilisateur est très dépendante des conditions environnementales, tant dans ses performances (faibles à « hautes » températures ambiantes, et au mieux de quelques dizaines de µW/cm² à 20°C) que dans son confort d'utilisation. Sur ce dernier point, les études menées jusqu'à présent semblent indiquer que cette option ne peut être viable qu'avec des contextes de températures modérées (donc notamment en intérieur), ce qui restreint son champ d'application. Le coût assez élevé des matériaux thermoélectriques ajouté aux éléments précédents amène à la conclusion que ce mode de transduction semble difficilement envisageable comme solution d'alimentation du vêtement connecté au vu des besoins et contraintes de celui-ci.

3 Exploitation des ondes radio

Les ondes RF générées par les réseaux de télécommunications sont omniprésentes, particulièrement en environnement urbain. Elles possèdent une énergie propre, qui est faible en comparaison du rayonnement lumineux : dans un cadre de vie ordinaire, la puissance reçue est de l'ordre de 10 à 100nW/cm² [41]. Cette énergie peut être exploitée et convertie par des récupérateurs RF utilisant des antennes [42,43], produisant jusqu'à quelques dizaines de microwatts. Au vu des besoins du vêtement connecté identifiés précédemment, on conclut facilement que l'approche RF est moins pertinente pour cette application. Elle peut être en revanche utilisée avec succès pour des systèmes ultra basse consommation (e.g. tags RFID) ou proches d'une source RF intense.

FIGURE 1-10 – Environnement RF

IV Objectif de la thèse : l'exploitation de l'énergie mécanique humaine

Notre étude cible l'exploitation de l'énergie mécanique produite par la personne comme source d'alimentation du « vêtement connecté ». Cette approche est particulièrement adaptée pour des cas d'usage ou le mouvement de l'utilisateur est important : applications sportives, militaires et autres professions « physiques » ou le monitoring de la personne peut être profitable (FIGURE 1-11). Le milieu du sport professionnel utilise déjà des maillots instrumentés, intégrant par exemple des GPS et autres capteurs afin de mesurer et améliorer les performances des sportifs. Contrairement aux énergies ambiantes, l'intensité de l'énergie convertible ne dépend que de l'activité physique de la personne, et non de paramètres ou conditions externes. Cette option est par ailleurs moins contraignante à l'usage : là où les convertisseurs photovoltaïques ou thermoélectriques ne doivent pas être recouverts par un sur-vêtement (pull, veste) et/ou être en contact direct avec la peau pour fonctionner efficacement, les récupérateurs d'énergie mécaniques offrent davantage de liberté en termes d'implantation dans le vêtement.

(a) (b) (c)

FIGURE 1-11 – Activités d'intérêt pour les vêtements intelligents avec une source d'énergie mécanique importante fournie par l'utilisateur (sources (a) commons.wikimedia.org, (b) pixabay.com, (c) www.defense.gouv.fr).

Cette thèse propose une exploration des opportunités relatives à l'exploitation de l'énergie mécanique de la personne pour assurer l'autonomie d'un vêtement connecté. Elle est organisée de la façon suivante :

- l'étude et la comparaison des différentes approches et solutions proposées jusqu'à présent dans l'état de l'art, pour déterminer les approches les plus pertinentes (chapitre 2) ;
- le développement d'un premier récupérateur électromagnétique inertiel résonant exploitant le choc des pas (chapitre 3)
- l'étude d'un second générateur électromagnétique « en boucle », particulièrement adapté pour la conversion des mouvements de balanciers des membres (chapitre 4)
- enfin, la proposition d'un concept de récupérateur d'énergie triboélectrique basé sur la déformation du vêtement lors du mouvement (chapitre 5).

Ces différents axes permettent d'évaluer le potentiel de la récupération d'énergie mécanique humaine pour l'alimentation des vêtements connectés, en tenant compte des contraintes d'ergonomie et des objectifs de puissance identifiés.

Chapitre 2 – La récupération de l'énergie mécanique sur la personne

L'idée d'exploiter l'énergie mécanique de la personne pour alimenter des objets connectés de son environnement a été proposée assez tôt dans le développement de l'internet des objets. Les premières publications sur le sujet datent des années 90. On peut donner l'exemple du premier concept de « chaussure dynamoélectrique », breveté en 1992 [44]. En 1996, une étude menée par Thad Starner, alors doctorant sur le sujet du « wearable computing » au MIT Media Lab, propose un premier calcul d'ordres de grandeur de la puissance mécanique développée par la personne lors de différents mouvements [45]. Une seconde étude par Niu et al. parue en 2004 [46] revoit à la baisse ces estimations. Ces deux études s'accordent cependant sur une puissance mécanique de l'ordre de 1-10W pour la majorité des mouvements (FIGURE 2-1). En comparaison des besoins des vêtements intelligents (20 à 100 mW suivant le régime de fonctionnement) déterminés dans le premier chapitre, cette source d'énergie semble très largement suffisante. Ce constat explique le grand nombre de travaux menés sur cette approche.

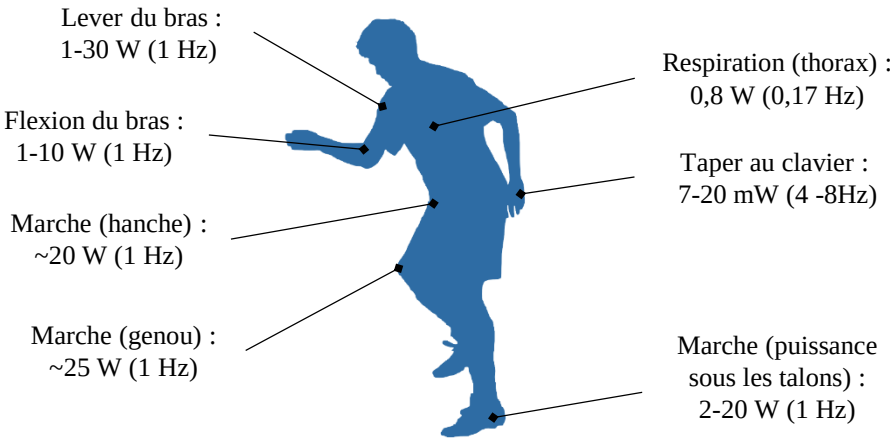


FIGURE 2-1 – Ordres de grandeur de la puissance mécanique déployée par la personne, pour quelques mouvements (d'après [45] et [46])

Dans notre étude, nous distinguerons deux familles de récupérateurs d'énergie sur la personne, caractérisées par la nature de l'énergie mécanique convertie :

- **Les systèmes inertiels (ou indirects)** sont formés d'un corps de générateur et d'une masse en déplacement libre sous l'effet des accélérations du corps de l'utilisateur. L'énergie convertie est l'énergie cinétique de la partie mobile, et est par conséquent proportionnelle à sa masse.
- **Les systèmes directs** exploitent les contraintes, les déformations ou les frottements. La source d'énergie mécanique est alors directement l'effort (musculaire) fourni par la personne pour produire ces effets.

Cette classification est partagée par d'autres études semblables [34,47]. Elle permet une première observation : pour les systèmes inertiels, les contraintes d'ergonomie textile imposent de réduire au maximum le volume et la masse du récupérateur d'énergie, ce qui limite de fait la quantité d'énergie

mécanique convertible. En revanche, pour les systèmes « directs », la limite est celle de la quantité d'énergie maximale qu'il sera possible de prélever sans entraver le mouvement. Cette seconde condition est moins contraignante, notamment pour des applications exigeantes en termes d'ergonomie et de confort (par exemple les maillots de sport portés près du corps), et correspond à une énergie mécanique convertible possiblement bien plus importante que pour les dispositifs inertiels.

Nous proposons dans ce chapitre un aperçu des différentes structures de récupérateurs d'énergie permettant d'exploiter les mouvements de la personne. Par commodité, nous les avons regroupées suivant leur physique de transduction électromécanique : induction électromagnétique, effet triboélectrique (électrostatique) et conversion piézoélectrique.

I Récupérateurs à induction électromagnétique

1 Principe physique

L'induction électromagnétique est sans doute la mieux connue des transductions électromécaniques : on la trouve à toutes les échelles de la production d'énergie électrique, de la simple dynamo pour lampe de poche à la centrale nucléaire. Son principe de fonctionnement fondamental est décrit par la loi de Faraday (ou Lenz-Faraday) :

$$e = \oint_C \vec{E} \cdot \vec{dl} = -\frac{\partial}{\partial t} \iint_S \vec{B} \cdot \vec{dS} \tag{2-1}$$

Cette loi décrit l'apparition d'une « force électromotrice », $e = \oint_C \vec{E} \cdot \vec{dl}$, homogène à une tension, le long d'un contour conducteur fermé fixe C lors de la variation temporelle du flux magnétique $\Phi = \iint_S \vec{B} \cdot \vec{dS}$ traversant la surface délimitée par ce contour. En d'autres termes :

$$e = -\frac{\partial \Phi}{\partial t} \tag{2-2}$$

Cette relation est également connue sous sa forme locale, établie par James Clerk Maxwell (1861), qui est l'une des quatre lois fondamentales de l'électromagnétisme (loi de Maxwell-Faraday) :

$$\overrightarrow{rot}(\vec{E}) = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \tag{2-3}$$

En pratique, dans un générateur électromagnétique, une tension est induite aux bornes d'une bobine traversée par un flux magnétique variable dans le temps. Celui-ci est par exemple conséquent au mouvement relatif entre un inducteur (comme un aimant permanent) et un induit (bobines), comme illustré FIGURE 2-2.

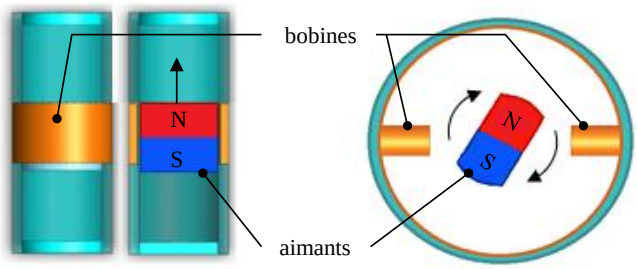


FIGURE 2-2 – Formats simples d'induction électromagnétique : aimant permanent en translation (à g.) ou en rotation (à d.) par rapport à l'induit (bobines).

Les récupérateurs d'énergie présentés au paragraphe suivant utilisent des aimants permanents pour générer le flux magnétique (l'alternative étant d'utiliser des structures actives, les électroaimants, qui nécessitent une alimentation électrique). Ces aimants sont constitués de matériaux « magnétiques durs », qui présentent la propriété particulière de pouvoir conserver une polarisation magnétique non nulle même en l'absence d'excitation extérieure. Le champ magnétique ainsi généré en permanence est appelé champ rémanent de l'aimant, et peut atteindre des valeurs élevées (par exemple jusqu'à 1.4 T pour des aimants néodyme-fer-bore NdFeB disponibles dans le commerce).

2 Les récupérateurs d'énergie existants

Il n'existe pas pour le moment de concept de récupérateur inductif « textile », à proprement parler. Par essence, les systèmes électromagnétiques sont composés de pièces rigides et volumiques, et ne sont pas facilement adaptables à des contraintes de flexibilité mécanique ou de planéité. Les solutions existantes prennent donc majoritairement la forme de modules portés par l'utilisateur pour exploiter l'énergie mécanique de son mouvement. C'est d'ailleurs une ambiguïté du mot anglais « wearable », très utilisé dans la littérature de la thématique, et qui s'applique tant aux systèmes réellement intégrés à des vêtements qu'à ceux de dimensions suffisamment réduites pour être simplement portés par la personne.

2.1 Récupérateurs électromagnétiques inertiels

Les générateurs inertiels sont sans doute le type de récupérateur d'énergie le plus répandu dans la littérature. Les solutions inductives sont largement étudiées pour convertir les vibrations mécaniques, à des échelles différentes, des structures MEMS adaptées aux vibrations supérieures à 50Hz [48,49] jusqu'à des systèmes macroscopiques permettant de cibler le spectre basse-fréquence 0 – 20Hz typique des stimulations humaines. Dans cette section, nous présentons surtout des systèmes conçus pour la personne. En effet, la littérature des systèmes basse-fréquence est par ailleurs très fournie mais pas nécessairement pertinente pour l'application humaine, comme cela sera évoqué au chapitre 3.

Parmi les dispositifs inertiels pour la personne, les plus étudiés sont les systèmes unidirectionnels résonants, composés d'une masse mobile se déplaçant dans un guide rectiligne (FIGURE 2-3), et d'un ou plusieurs organes de rappel : ressorts mécaniques [50,51], ou aimants répulsifs [52–59]. Un grand avantage de ces systèmes est la possibilité de les modéliser plus ou moins simplement, ce qui permet leur optimisation. Pour des volumes de générateur de quelques cm^3, ils produisent assez facilement des puissances électriques variant de 100µW à 10mW à partir d'excitations humaines. Le dimensionnement de ces solutions est déterminé par les contraintes d'ergonomie de l'utilisation ciblée : intégré dans un objet, par exemple un sac à dos (FIGURE 2-3a) fixé à un vêtement ou à une chaussure (FIGURE 2-3c). Lorsque cela est nécessaire, il est possible de limiter l'épaisseur des dispositifs, en utilisant des bobines planes et/ou flexibles [52,55].

Les structures résonantes présentent généralement une fréquence propre bien déterminée, ce qui peut être problématique avec une source mécanique comme la stimulation humaine, assez variable en fréquence. Il existe plusieurs approches pour étendre le domaine de réponse fréquentiel. Une première possibilité consiste à utiliser plusieurs « organes de résonance ». Ainsi, les travaux présentés dans [60] proposent un récupérateur résonant bistable, formé de deux aimants répulsifs aux extrémités, et d'un troisième « ressort » magnétique monté sur un ressort mécanique placé au milieu de la course du mobile. Ce dernier ressort permet d'ajouter deux fréquences propres au système (25 et 35Hz), plus élevées que sa fréquence fondamentale (19Hz), ce qui aboutit à une bonne réponse fréquentielle sur un intervalle important. Une autre option est mise en place par Halim et al. [51] : plutôt que d'adapter la fréquence propre du transducteur à celle de la stimulation, ils utilisent une masse libre venant impacter un système masse-ressort, qui vibre alors à sa fréquence naturelle (FIGURE 2-3b). La basse fréquence de la sollicitation d'entrée est ainsi convertie en une plus haute fréquence vibratoire dans le système.

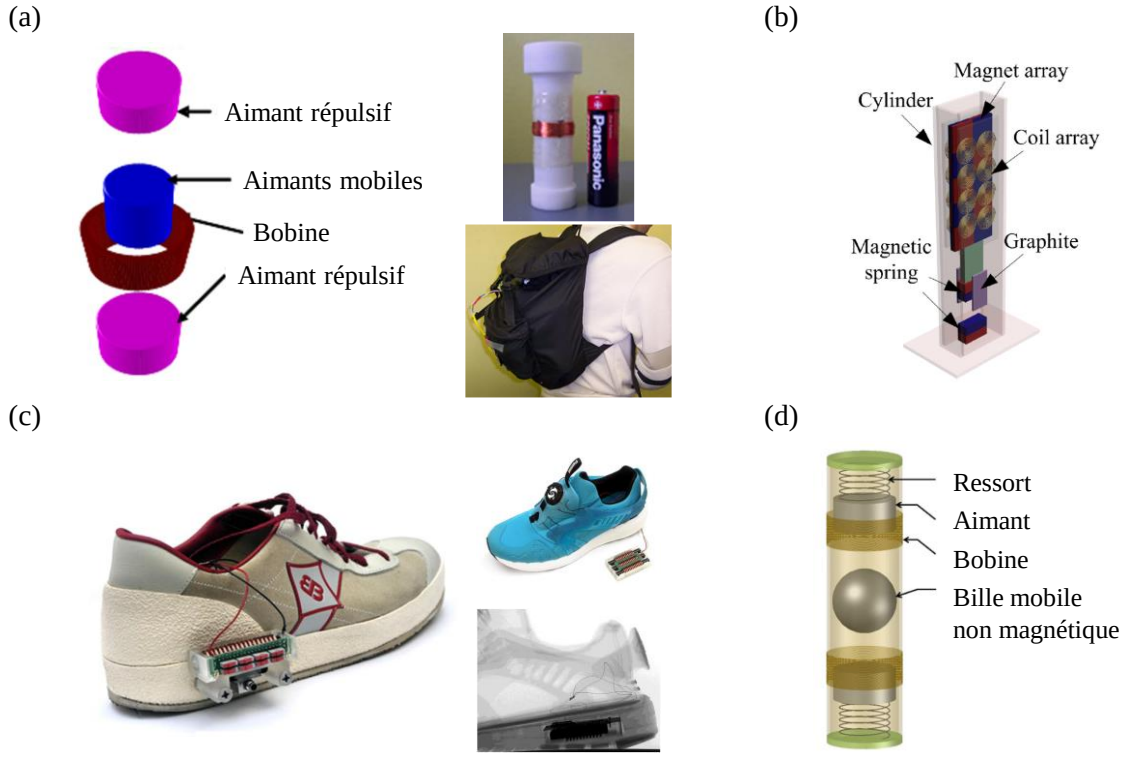


FIGURE 2-3 – Exemples de récupérateurs électromagnétiques inertiels résonants pour la personne. (a) Générateur à aimants répulsifs, porté dans un sac à dos. (b) Concepts de récupérateur à aimants et bobines « plans », limitant l'épaisseur du dispositif à 1cm [55]. (c) Récupérateurs inductifs inertiels pour la chaussure [57,61] (d) Système à conversion de fréquence de vibration (« up-frequency conversion ») [51].

Des structures inertielles en rotation ont également été proposées. Par exemple, Romero et al. [62] suggèrent un dispositif réduit sous la forme d'un disque magnétique multipolaire, superposé à plusieurs couches de bobines (FIGURE 2-4a). D'un volume global de 2 cm^3, cette structure produit jusqu'à environ 500µW lorsqu'elle est placée sur la cheville. Egalement testé sur d'autres positions sur le corps, il est montré que ce type de récupérateur est surtout adapté pour des excitations en rotation et non pour des chocs « verticaux ». Ce concept a d'ailleurs été utilisé dans l'industrie dès les années 1990, avec l'exemple de la gamme de montres autonomes « Kinetic » de Seiko.

Les dispositifs inertiels présentés jusque-là exploitent une direction privilégiée de stimulation, l'axe de la translation ou de rotation de la partie mobile, ce qui limite la quantité d'énergie mécanique convertible par rapport à la richesse du mouvement humain. Dans [63] une structure plus « isotrope » et tridimensionnelle est proposée, constituée simplement d'une bille magnétique mobile dans une cavité sphérique (FIGURE 2-4b). Placé dans la poche, le prototype (3 cm^3) produit une densité de puissance entre 100 et 500 µW/cm^3. La forme 3D de ce type de dispositif n'est toutefois peut-être pas très adaptée à une éventuelle intégration textile.

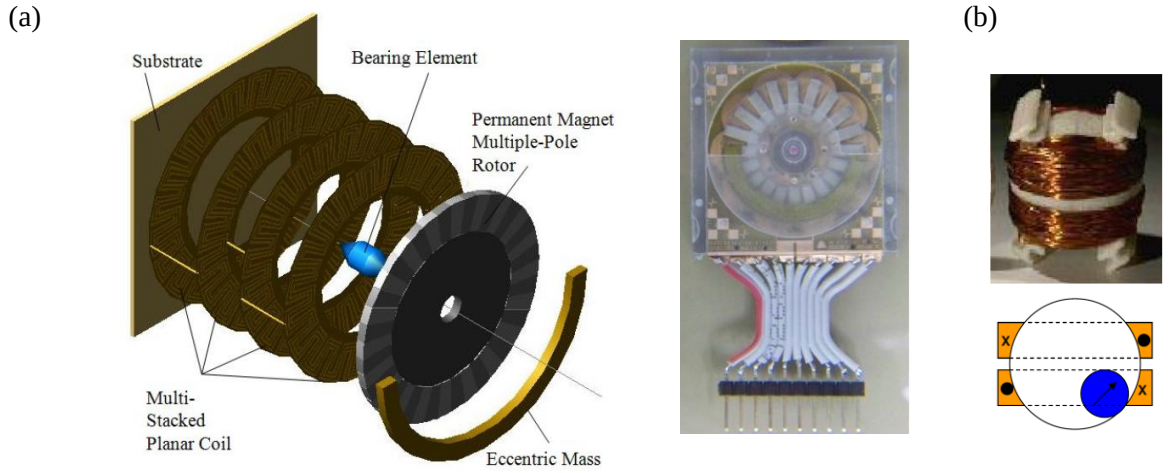


FIGURE 2-4 – Systèmes inertiels 2D/3D (a) Récupérateur rotatif plan [62]. Un disque magnétique multipolaire est entraîné en rotation par une masse excentrée, au-dessus de bobines planes empilées. (b) Récupérateur sphérique contenant une bille magnétique libre [63]

2.2 Récupérateurs électromagnétiques « directs »

L'exploitation de la contrainte sous les talons dans les chaussures a été étudiée par de nombreux auteurs. L'intérêt principal, par rapport à d'autres systèmes actionnés, est que la personne n'a pas à fournir d'énergie « supplémentaire ». Nous pouvons citer par exemple les travaux de [57,64], ou encore la technologie de la start-up SolePower [65] qui transforme la compression verticale en rotation (FIGURE 2-5a). Ces récupérateurs produisent des puissances comprises entre 1 mW et 100 mW. Cependant, le confort de ces solutions volumiques et rigides reste questionnable.

Concernant la récupération d'énergie dans les vêtements, il est possible d'exploiter la tension périodique des fibres consécutive aux mouvements de l'utilisateur. Par exemple, une équipe s'est intéressée à la possibilité d'exploiter la respiration de la personne [66,67]. Cette approche est très intéressante, puisque la stimulation est permanente, bien que de faible intensité : la puissance mécanique qu'il est possible de convertir est estimée dans ces études à 30mW. Le générateur proposé est composé d'une « ceinture » placée autour de la poitrine, liée à un système alternateur qui est actionné à chaque inspiration de la personne (FIGURE 2-5b), et produit jusqu'à 100µW lors de la marche rapide.

Une tension mécanique périodique peut aussi être exploitée au travers de structures vibrantes. Dans [68], Roundy et Takahashi présentent une structure résonante plane (3x3x0.3 cm^3), dont la partie mobile est déplacée latéralement hors de sa position d'équilibre par un léger effort extérieur (12N), puis relâchée soudainement, entraînant la vibration libre à 260Hz. L'énergie produite sur un tel cycle est de 1.1 mJ sur 40 ms. Bien que cette étude ne s'inscrive pas dans la problématique du « wearable », le principe du récupérateur « armé » par tension mécanique puis laissé libre de mouvement (vibration, rotation...), est une approche qui peut être pertinente dans le contexte textile pour exploiter des stimulations mécaniques lentes et amples. La difficulté résiderait dans la façon de « collecter » la tension mécanique dans le textile pour l'apporter au transducteur de façon confortable pour l'utilisateur.

Une catégorie marginale de récupérateurs d'énergie sur la personne est celle des systèmes de type « exosquelette ». Un exemple emblématique a été développé par Li et al. [69] : un système d'alternateur porté au niveau du genou permet de générer quelques watts lors de la marche (FIGURE 2-5c). Ce système est remarquable par la possibilité de n'activer la conversion électromécanique que lors des phases de « freinage », c'est-à-dire lorsque l'articulation n'est pas motrice dans le

mouvement. Cela permet de réduire sensiblement l'énergie mécanique supplémentaire demandée à l'utilisateur pour faire fonctionner le système.

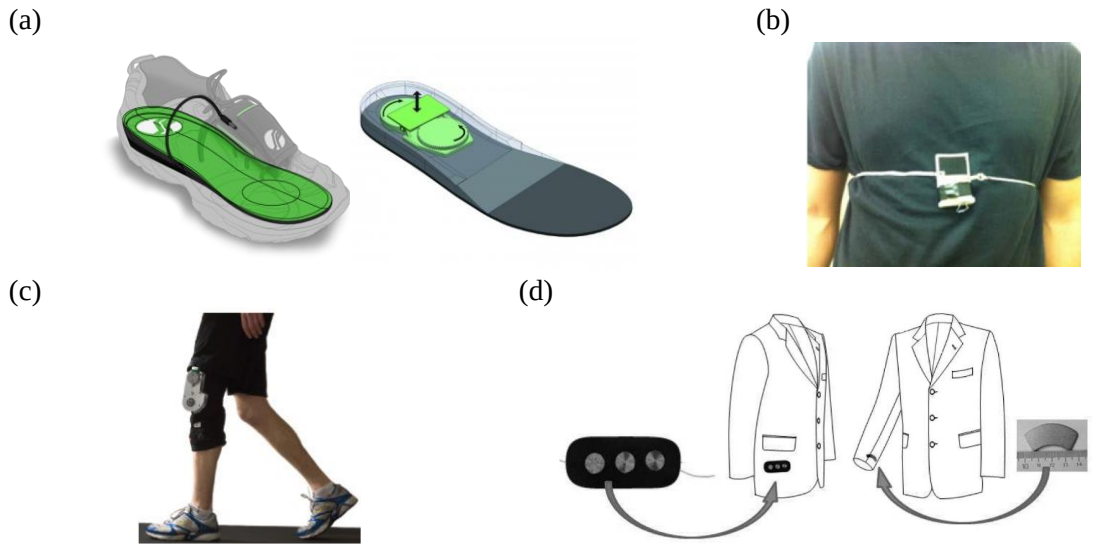


FIGURE 2-5 – Récupérateurs à induction électromagnétique « directs » (a) Technologie de récupérateur rotatif dans la semelle développée par l'entreprise SolePower [65] (b) Concept de ceinture et alternateur pour exploiter la respiration [67] (c) Générateur « exosquelette » monté sur le genou [69] (d) Induction électromagnétique sur le mouvement des bras le long du corps, lors de la marche. Implantation dans une veste, avec les trois bobines planes sur le flanc et l'aimant en bout de manche [70]

On peut enfin mentionner une étude menée à l'Université de Riga cherchant à exploiter le mouvement relatif des membres et du tronc lors de certaines activités [70,71]. Un aimant et des bobines planes sont simplement fixés en vis-à-vis sur une veste, au niveau du poignet et la hanche (FIGURE 2-5d). Comparé aux autres récupérateurs inductifs, ce concept a l'avantage d'avoir un aspect relativement surfacique et met l'accent sur l'intégration au vêtement. Toutefois, la production d'énergie est extrêmement dépendante de la morphologie de la personne et du type de mouvement. La meilleure performance obtenue est de 0.5 mW dans le cas très favorable de la marche avec les bras le long du corps. L'impossibilité d'isoler magnétiquement l'aimant est également problématique, car alors celui-ci peut interagir avec l'environnement de la personne, avec des effets désagréables faciles à imaginer.

3 Récapitulatif des performances des récupérateurs inductifs

Les performances des générateurs à induction électromagnétique sont comparées dans la TABLE 2-1. Les dispositifs inertiels proposent des puissances comprises entre 10µW et 15mW suivant leur volume, tandis que les résultats des systèmes « directs » s'étalent de 10µW à 5W, avec des formes et des encombrements variés. Les densités de puissance sont assez importantes, typiquement de l'ordre de quelques centaines de $\mu W.cm^{-3}$. Sur cet aspect, l'approche électromagnétique est pertinente pour l'alimentation du vêtement connecté. Ses avantages et inconvénients dépendent du type de structure étudiée :

- Les dispositifs inertiels peuvent avoir une architecture « close », ce qui est par exemple avantageux au regard d'un critère de lavabilité. Ils permettent d'exploiter les accélérations

(mouvements, chocs) des membres de l'utilisateur, et celui-ci n'a pas à fournir une énergie supplémentaire très importante pour leur utilisation. En revanche, leurs performances dépendent beaucoup de l'activité, car il est difficile pour un unique système de fonctionner de façon efficace suivant plusieurs directions d'accélérations.

- Les systèmes « directs » peuvent être plus indépendants du type d'activité, car il est possible d'obtenir une tension mécanique du textile relativement identique pour des mouvements des membres différents. La performance peut être davantage contrôlée, en choisissant, pendant la phase de conception, le niveau d'énergie mécanique demandée à l'utilisateur pour le fonctionnement des générateurs. La difficulté concerne principalement l'ergonomie de leur intégration.

TABLE 2-1 – Récupérateurs d'énergie à induction électromagnétique

Type	Réf.	Situation	Dimensions	Puis. moy. (mW)	Densité ($\mu W.cm^{-3}$)
Inertiel	Büren [50]	Fixé sur la jambe	0.5 cm^3	0.035 (marche)	70
	Saha [53]	Porté dans un sac à dos	Tube ø 17 mm x long. 55 mm	2.46 (course)	200
	Bowers [63]	Porté dans la poche	Sphère Ø1.9 cm	1.44*	500* (course)
	Romero [62]	Porté sur la cheville	Disque ø 2.5 cm, ep. 4 mm	0.54 (course)	230
	Berdy [54]	Porté sur une veste	7.7 cm^3	0.36 (course)	47
	Ylli [57]	Chaussure	Boitier 23 cm^3	0.84	40
	Liu [56]	Agité à la main	6.3 cm3	0.65	104
	Zhang [55]	Porté dans un sac à dos	2.6 x 1 x 10 cm^3	14.8	570
	Halim [51]	Agité à la main	6.5 cm^3	2.15	330
	Wang [59]	Fixé à la jambe	98 cm^3	10.66	109
	Salauddin [58]	Agité à la main	30 cm^3	2.92	96
Direct	Shahhaidar [67]	Respiration	/	0.071	/
	Roundy [68]	Système armé-relâché (12N)	3 x 3 x 0.3 cm^3	1 mJ/cycle	/
	Li [69]	Exosquelette/genou	1.65 kg	2400	/
	Ylli [57]	Choc sous le talon	48 cm^3	4.13	86
	Terlecka [70]	Mouv. relatif poignet/côté (marche à 6km/h)	4.6 cm^3 (aimant) + 3 bobines planes	max. 0.5	100

*valeurs estimées

De façon générale, les technologies de l'induction électromagnétique sont volumineuses et massiques par essence, puisque la quantité d'énergie convertie dépend d'un volume magnétique employé. C'est pourquoi leur implémentation dans un vêtement prend la forme de « modules », dont les dimensions et point d'attache doivent être choisis pour offrir un compromis satisfaisant entre la puissance produite et le confort.

Enfin, la possible interaction magnétique de ces récupérateurs avec leur environnement (systèmes électroniques intégrés, objets métalliques tels les tambours de machine à laver...) est également à considérer, même si la portée du champ magnétique émis par les aimants utilisés est a priori faible (quelques cm au plus) du fait de leurs petites dimensions.

II Structures électrostatiques et triboélectriques

L'induction électrostatique est une autre option de transduction possible pour convertir l'énergie mécanique humaine. Elle s'appuie sur l'association d'une structure capacitive variable et d'une source de tension.

Parmi les études réalisées sur les récupérateurs électrostatiques destinés à convertir l'énergie mécanique humaine, un axe de recherche important concerne les polymères électroactifs, et en particulier les élastomères diélectriques qui se comportent comme des capacités variables lorsqu'ils sont déformés. Des structures adaptées à la flexion du genou [72] et à la chaussure [73,74] ont été produites. Cette approche propose des densités d'énergies élevées (d'après [73], possiblement jusqu'à 1.5 J/gramme de matériau !), mais présente également certains inconvénients : la nécessité de pièces rigides pour pré-contraindre le diélectrique, le fonctionnement à très haute tension de polarisation (jusqu'à plusieurs kV) qui limite la durée de vie [75] et rend délicate la gestion électronique de l'énergie, et surtout la nécessité d'une source de tension extérieure pour cette polarisation.

Cette dernière contrainte est l'un des verrous principaux des récupérateurs d'énergie électrostatiques. En effet, il n'y a généralement pas de générateur de tension dans l'environnement des applications ayant recours à la récupération d'énergie. Pour produire des niveaux de tension suffisants, deux solutions principales existent :

- les électrets, qui sont des matériaux diélectriques chargés électriquement, pouvant garder leur polarisation sur une durée pouvant aller jusqu'à quelques années dans des conditions optimales [76,77], mais également délicats à utiliser dans un cycle textile ordinaire dont les contraintes (endommagement mécanique, poussières, humidité) peuvent accélérer sa décharge ;
- la triboélectricité, ou « électricité statique », phénomène de charge de surface spontané.

L'option triboélectrique a véritablement amplifié l'intérêt de l'approche électrostatique pour la récupération d'énergie depuis le début des années 2010, en particulier pour l'application humaine. Nous nous sommes donc essentiellement concentrés sur cette approche et les travaux associés, présentés ci-après.

1 Sur la triboélectricité

1.1 Phénomène

Mentionnée pour la première fois par Thalès de Milet, l'un des Sages de la Grèce Antique qui l'observa entre l'ambre et la lodestone (pierre magnétique), la triboélectricité est un phénomène par lequel certains matériaux acquièrent une charge électrique statique de surface au contact de matériaux de natures différentes.

De nombreux facteurs peuvent jouer un rôle dans cet effet. Mécaniquement, il est généralement amplifié par la friction des surfaces (dans le cas où l'une au moins est isolante électrique), les contacts locaux se multipliant. Les conditions ambiantes ont aussi une influence. Par exemple, il a été constaté qu'une exposition aux rayons ultraviolets pouvait avoir un effet non négligeable [78]. La présence d'eau entre les deux matériaux peut diminuer l'importance des charges de surface induites, car elle permet la conduction électrique entre les deux surfaces et donc leur décharge, mais aussi les recombinaisons électroniques au sein d'une même surface isolante : des électrons piégés dans des zones (états) de hautes énergies peuvent alors se déplacer vers des états de plus basses énergies disponibles ailleurs sur la surface [79]. D'un autre côté, l'humidité relative peut également entraîner l'apparition d'ions participant à l'échange triboélectrique [80].

La nature des charges échangées lors du contact est une question complexe, et dépend des matériaux en présence. Par exemple, Diaz et Felix-Navarro [81] ont étudié la corrélation entre les

charges de surface induites d'une part, et les potentiels de ionisations ou les équilibres acido-basiques. Leurs résultats suggèrent que :

- dans le cas du contact entre deux métaux, les charges transitant sont en majorité les électrons, du fait de la différence de travail de sortie de ces métaux ;
- dans le cas de deux polymères, il s'agirait plutôt d'un échange ionique.

Pour des schémas de contact hybrides (par exemple métal/polymère), les charges sont donc probablement partagées entre ces deux types de porteurs, d'autant que les conditions ambiantes (humidité, pH…) peuvent favoriser l'un ou l'autre. Il a de plus été montré [82] que la charge induite entre un métal et un polymère est souvent quasi-linéaire par rapport au niveau de Fermi du métal utilisé, ce qui indiquerait la possibilité d'associer aux polymères (hormis quelques exceptions) un « travail de sortie effectif », grandeur locale dépendant des impuretés, de l'état de surface et des défauts dans la structure cristalline du polymère, afin d'expliquer le transfert d'électrons lors du contact entre les deux matériaux.

L'effet triboélectrique découle donc d'une multitude de paramètres liés à la nature des matériaux utilisés, à l'état des surfaces ou aux conditions d'environnement, ce qui le rend difficile à modéliser et à contrôler. Il est cependant présent dans de nombreuses situations ordinaires. Généralement considéré comme un phénomène parasite et néfaste dans plusieurs industries (aéronautique, électronique, chimie), il peut aussi représenter une source de polarisation exploitable par des structures électrostatiques adaptées.

1.2 Matériaux et séries triboélectriques

Il n'existe pas de liste exhaustive des matériaux triboélectriques. Traditionnellement, un certain nombre sont répertoriés dans des échelles empiriques appelées « séries triboélectriques » (FIGURE 2-6), qui classifient les matériaux suivant leur propension à se charger plus ou moins positivement ou négativement [81,83]. Cette approche semi-quantitative est commode pour pouvoir choisir les matières à employer, même si son caractère macroscopique ne suffit pas à caractériser proprement le phénomène triboélectrique (il a par exemple été observé des charges induites entre deux surfaces planes de même nature, ce qui devrait être impossible du point de vue des séries triboélectriques mais s'explique par la non-uniformité microscopique des surfaces [84]). Précisons également que ces échelles sont relatives, et généralement constituées vis-à-vis d'un matériau de référence. Ainsi, un matériau plutôt « positif » (par exemple la laine) peut se charger négativement au contact d'un matériau au caractère « tribopositif » plus important (la peau).

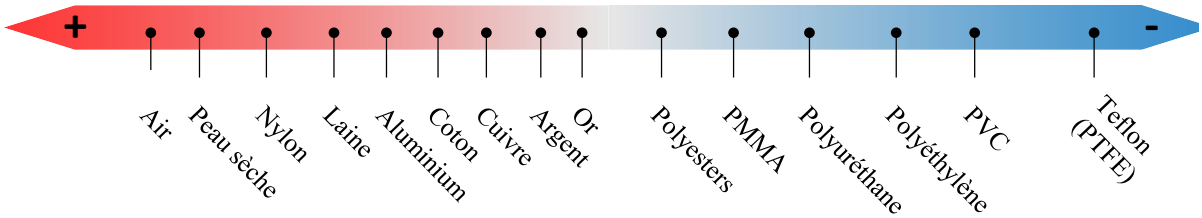


FIGURE 2-6 – Exemple de série triboélectrique (construite d'après [81])

On voit qu'un certain nombre de matières à caractère triboélectrique sont d'ores et déjà utilisées dans l'industrie textile (nylon, coton, ou encore le téflon qui est un constituant principal des tissus Gore-Tex®). L'expérience peut en être faite par ailleurs dans la vie de tous les jours, lorsqu'une personne ressent une décharge (« châtaigne ») en touchant d'une poignée de porte par exemple : la peau fait office d'électrode en contact avec un vêtement qui avait été chargé par frottement avec un élément de l'environnement ; ou bien la peau avait été elle-même chargée lors d'une interaction.

2 L'exploitation de l'effet triboélectrique

Bien que l'effet triboélectrique soit connu depuis longtemps, du moins par son expérience, l'idée de l'employer à des fins de génération de charges électriques n'est survenue que tardivement. Les générateurs triboélectriques « traditionnels », représentés par les travaux emblématiques de Wimshurst (1880) et Van de Graaf (1929), exploitent le phénomène pour accumuler des charges créées par tribo-électrification sur une partie tournante (roue ou courroie) et induire une tension entre les deux électrodes (jusqu'au point critique ou intervient la décharge). Ces tensions pouvant être très élevées suivant les dimensions des générateurs (plusieurs millions de volts), ceux-ci ont été exploités pendant quelques temps à partir du milieu du XXe siècle pour l'accélération de particules.

Les premiers travaux proposant le concept de « nanogénérateurs triboélectriques » ont eu lieu dans les années 2010, et s'inscrivent comme une alternative à la piézoélectricité pour l'exploitation des sources d'énergie mécanique [85]. L'appellation « nano » est relative aux dimensions des structures des surfaces de friction des dispositifs, par exemple composées de nanofils de quelques dizaines de nanomètres de diamètre. Il a en effet été observé [86] que ce type de structures pouvait augmenter la quantité de charges triboélectriques induites par le contact, du fait de l'agrandissement de la surface spécifique des matériaux (c'est-à-dire la surface développée, tridimensionnelle, et non sa projection planaire telle que perçue à l'échelle macroscopique). L'atout fondamental des nanogénérateurs est leur très faible épaisseur (souvent inférieure au millimètre), ce qui les rend avantageux du point de vue de l'intégrabilité, en particulier pour les applications textiles ciblées dans notre étude.

Ces nanogénérateurs s'appuient sur des architectures électrostatiques à capacité variable assez classiques, avec deux principaux modes de fonctionnement :

- Le mode « vertical », suivant lequel deux surfaces triboélectriques se chargent réciproquement lors du contact, puis sont séparées verticalement, entraînant l'apparition d'une différence de potentiel entre elles (FIGURE 2-7a).
- Dans le mode « horizontal », la séparation des charges est réalisée dans un même plan, par glissement relatif des deux surfaces (FIGURE 2-7b). Par rapport au mode précédent, le contact permanent peut permettre de générer et d'entretenir une charge de surface plus grande.

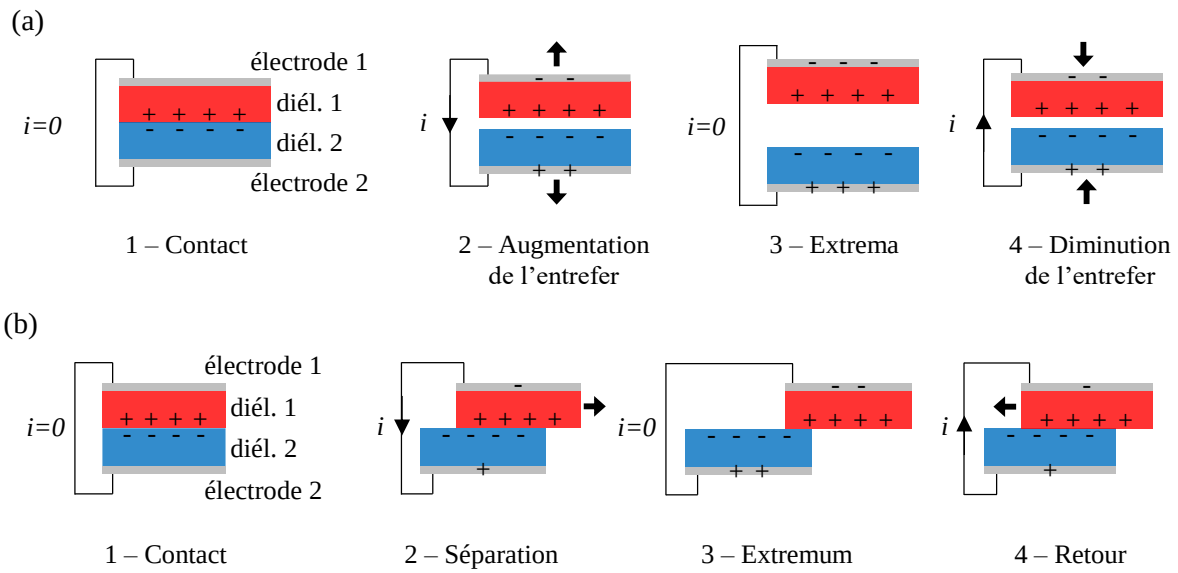


FIGURE 2-7 – Illustrations du cycle triboélectrique (ici à deux diélectriques) pour chacun des deux modes, (a) « vertical » et (b) « horizontal »

Un avantage du mode « horizontal » est qu'il est possible de « segmenter » le système (« grating », en anglais), comme illustré FIGURE 2-8. Par ce procédé, chaque déplacement égal à une subdivision entraîne une inversion de l'équilibre électrostatique du système. En d'autres termes, pour un déplacement relatif donné entre les plans glissants, un système segmenté plus « finement » produira un nombre plus important de cycles électrostatiques. Ceci permet de convertir une fréquence de stimulation mécanique basse (~1 Hz) en une haute fréquence électrique, à laquelle est proportionnelle la puissance moyenne en sortie. De plus petits déplacements relatifs peuvent aussi être exploités. Toutefois, la limite de la segmentation est qu'elle augmente les capacités parasites, et l'amplitude de la variation capacitive est amoindrie, ainsi que l'énergie par cycle.

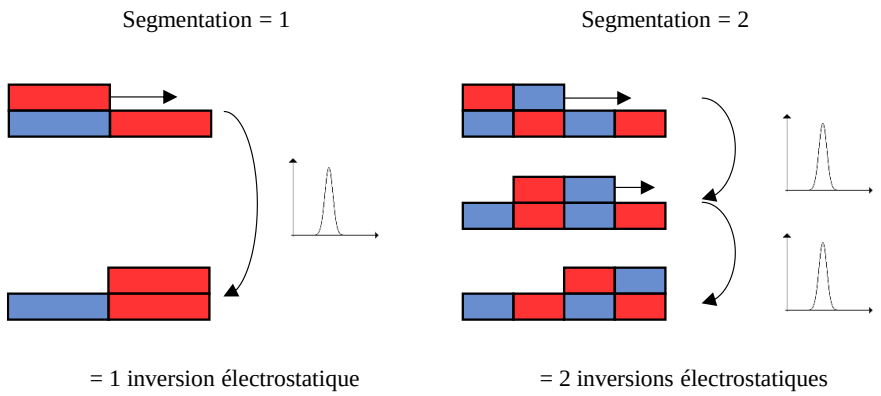


FIGURE 2-8 – Récupération triboélectrique par surfaces glissantes – Intérêt de la segmentation.

3 Etat de l'art : récupérateurs d'énergie triboélectriques sur la personne

Les récupérateurs d'énergie triboélectriques de l'état de l'art sont en grande majorité des « systèmes directs » (comme défini au début de ce chapitre), qui s'appuie sur une déformation de structure sous l'action de la personne, ou bien exploitent un mouvement relatif. Quelques études proposent des dispositifs inertiels résonants basse-fréquence [87–89], mais ces systèmes sont cependant assez marginaux, et aboutissent à des performances nettement moins importantes que celles de leurs homologues à induction électromagnétique (section I).

3.1 Dispositifs exploitant le mode « vertical »

3.1.1 Structures

Etant donné le caractère récent de cette thématique de recherche, une partie des travaux réalisés jusqu'à aujourd'hui se situe à un niveau de recherche assez « amont ». Ils se focalisent particulièrement sur les façons d'améliorer les densités de charges triboélectriques générées, par le choix des couples de matériaux utilisés et la micro-structuration des surfaces pour augmenter leur valeur spécifique (FIGURE 2-9). Ces travaux ouvrent cependant généralement sur une application de l'environnement humain, clavier d'ordinateur, smartphone ou semelles de chaussure par exemple.

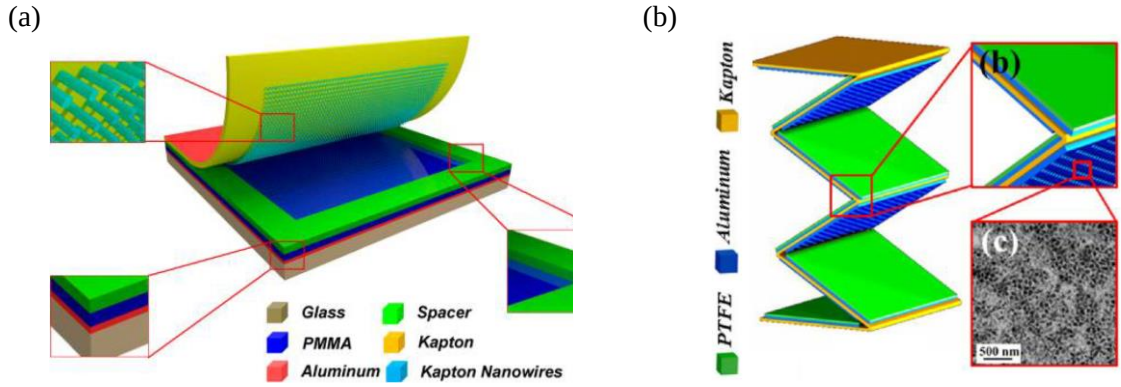


FIGURE 2-9 – Exemples de micro-structuration des surfaces. (a) Nanofils de Kapton chargés négativement au contact d'une couche de PMMA [90]. (b) Structure en accordéon, mettant en vis-à-vis une couche de PTFE et une couche d'aluminium nano-poreuse [91]. Ce dispositif est conçu pour être utilisé dans une semelle, par exemple.

Assez rapidement, le concept a été transposé à des supports textiles pour développer des dispositifs facilement intégrables aux vêtements [6,92–98]. Différentes approches ont été explorées. La plus simple consiste à coller des couches triboélectriques sur les surfaces de deux pièces de vêtements en vis-à-vis [92], lesquelles sont régulièrement en contact lors du mouvement de l'utilisateur (FIGURE 2-10a). Une autre option consiste à traiter des tissus en surface, par des procédés de métallisation et de dépôt de couche diélectrique [93,95,97]. Par exemple, certains auteurs emploient comme électrodes des substrats textiles recouverts d'une mince couche d'argent (matériau conducteur et relativement tribopositif), disponibles dans le commerce et répondant aux contraintes de flexibilité et lavabilité [96,97]. Les dispositifs proposés dans ces études associent deux de ces « électrodes textiles », l'une étant de plus couverte par une couche de PDMS, matériau tribonégatif au contact de l'argent (FIGURE 2-10 b et c).

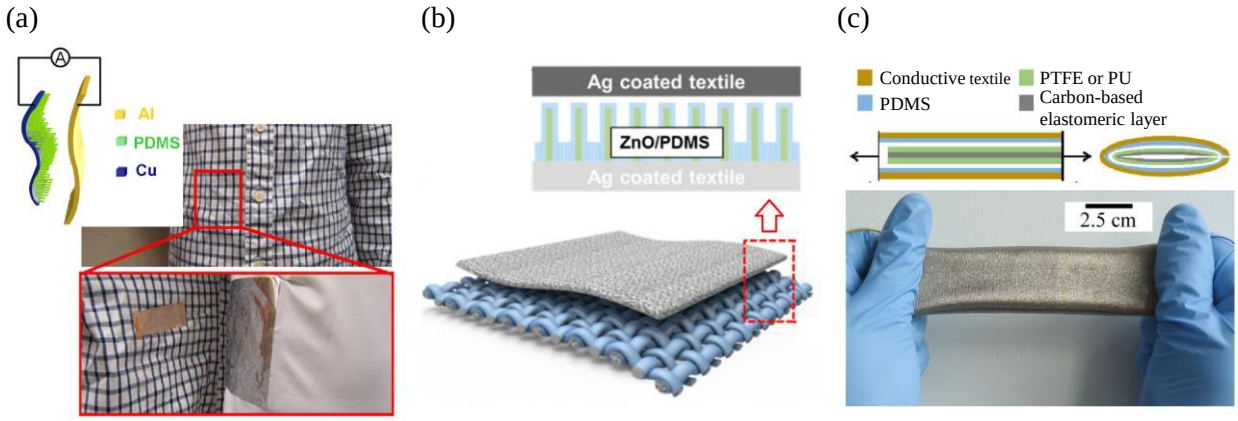


FIGURE 2-10 – Récupérateurs triboélectriques et substrats textiles. (a) Film de PDMS sur électrode de cuivre, et film d'aluminium, collés sur des surfaces de vêtements en vis-à-vis [92]. (b) Electrodes textiles argentées, et nanofils de ZnO couverts de PDMS comme diélectrique tribonégatif [96]. (c) Dispositif avec une électrode textile étirable recouverte d'un diélectrique PDMS, encapsulant une lame flexible conductrice couverte de PTFE ou de polyuréthane [97].

On peut noter par ailleurs quelques propositions de structures exploitant le caractère triboélectrique de la peau ([99–103]), suivant le principe illustré FIGURE 2-11a. Le système est

constitué d'une première électrode recouverte d'une couche de friction tribonégative, chargée au contact de la peau de l'utilisateur (par exemple dans une situation de smartphone tenu à la main, au dos duquel serait fixée cette électrode) ; et d'une contre-électrode au contact de la peau de l'utilisateur en un autre emplacement du corps. Si le concept est intéressant et pertinent pour une intégration textile (FIGURE 2-11b), il est peu fiable au sens où les propriétés chimiques de la peau varient suivant les personnes et les circonstances (par exemple la transpiration). L'absence d'effets dermatologiques indésirables reste également à étudier.

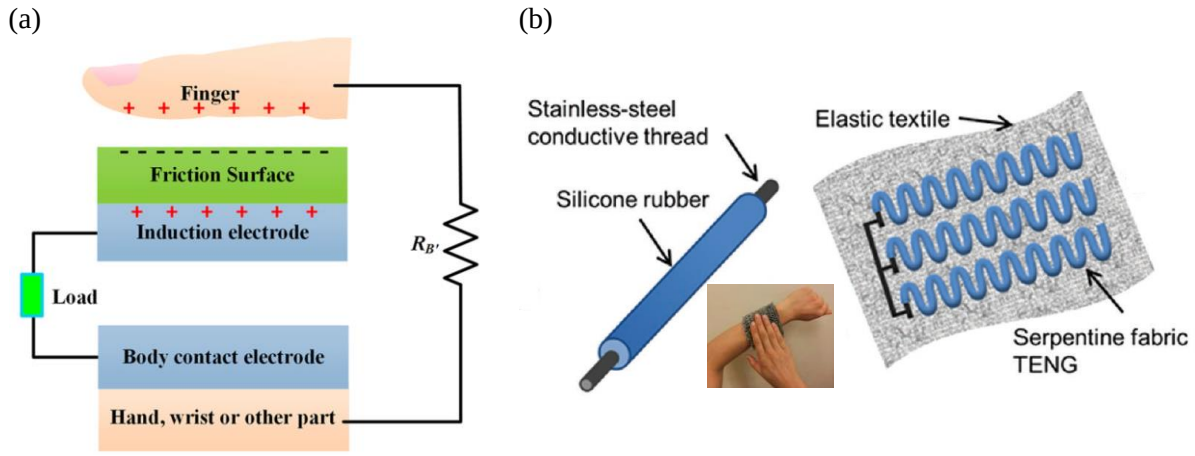


FIGURE 2-11 – Récupération avec la peau comme matériau triboélectrique. (a) Schéma de principe (d'après [101]) (b) Exemple d'implémentation textile, utilisant des fibres d'acier recouvertes de caoutchouc de silicone, cousues dans un tissu élastique [102]

Enfin, certains travaux étudient des structures à l'échelles des fibres textiles [8,104], ce qui est sans doute l'approche la plus élégante en termes d'intégration. L'étude [8] suggère par exemple l'utilisation de nanotubes de carbone (CNT) en traitement de surface d'un fil de coton (240 µm de diamètre), pour en assurer la conduction électrique, ainsi qu'un revêtement supplémentaire en téflon sur un second fil pour obtenir une « contre-électrode » tribonégative. Il est à noter que celle-ci a été préchargée négativement par traitement plasma pour les tests, la génération des charges n'est donc pas complètement d'origine triboélectrique, bien que le mode d'exploitation soit valable : les deux fils étant enroulés l'un avec l'autre en hélice, étirer l'ensemble par les deux extrémités permet de rapprocher les deux brins et ainsi d'obtenir la variation de capacité nécessaire (FIGURE 2-12).

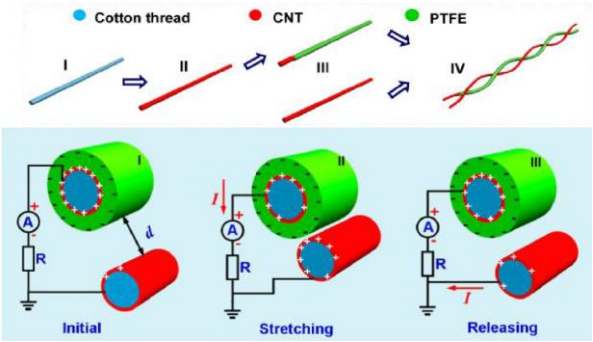


FIGURE 2-12 – Structure à deux fibres triboélectriques en double-hélice, fonctionnant en étirement-détente [8]

3.1.2 Performances électriques

Sont rassemblées dans la TABLE 2-2 les caractéristiques et performances d'un nombre représentatif de dispositifs exploitant le mode « vertical » de la transduction électrostatique-triboélectrique, et testés sur stimulation mécanique humaine.

TABLE 2-2 – Générateurs triboélectriques sur le mode "vertical" testés avec une stimulation humaine.

Réf.	Type de stimulation	Couple tribo. (+/-)	P «pic » (mW/cm²)	E. par cycle (nJ/cm²)
Zhang [92]	Compression plane (textile)	Al/PDMS	$3.4\ 10^{-4}$	0.3*
Hou [105]	Compression plane (semelle)	PET/PDMS	$1.5\ 10^{-2}$	15*
Bai [91]	Compression (semelle)	Al/PTFE	0.29	290*
Lai [101]	Compression	Peau/PDMS	/	3
Yang [99]	Compression plane (peau)	Peau/PDMS	0.05	50*
Zhong [8]	Etirement fibres enroulées	Nanotubes de carbone/PTFE	$1.2\ 10^{-5}$	$3\ 10^{-3}$
Ko [93]	Compression (semelle)	Nickel/PDMS (multicouche)	/	250
Lee [94]	Flexion coude (textile)	Nanoparticules d'Al/PDMS	33	$33\ 10^{3*}$
Seung [96]	Compression (textile)	Ag/PDMS sur nanofils de ZnO (4 couches)	0.12	400 (charge capa.)
Pu [95]	Compression (textile)	Nickel/Parylène	0.04	44 (charge batterie)
Lai [102]	Compression (textile)	Peau/Caoutchouc de silicone	0.1	70 (charge capa.)
Kang [106]	Compression (semelle)	Al/PTFE	0.062	62*
Haque [98]	Compression (semelle)	PDMS/ Polyuréthane	/	180 (charge capa.)
Haque [97]	Etirement (textile)	PDMS/ Polyuréthane	/	110

*Valeurs estimées ici à partir de l'approximation selon laquelle un « pic » de puissance correspond à un créneau de 1 ms.

Il faut en premier lieu souligner que les valeurs d'énergie produite par cycle ne sont pas faciles à analyser (quand elles sont fournies, ou estimables). La puissance de sortie caractéristique des générateurs triboélectriques est régulièrement exprimée dans la littérature en termes de « puissance pic » ou « puissance instantanée », c'est à dire la valeur maximale atteinte de la puissance électrique (V×I) dans une charge externe. Cette grandeur ne correspond pas à une puissance moyenne sur toute la durée de l'expérience, mais seulement à ce « pic » traversant ponctuellement la charge externe. Ceci est parfois source de confusion, notamment pour la presse non scientifique relayant les travaux sur les générateurs triboélectriques. C'est pourquoi nous avons préféré ici mettre en valeur la quantité d'énergie produite par cycle électrostatique, quantité qui est plus transparente pour l'application, en particulier dans le cas des stimulations mécaniques basse

fréquence comme le mouvement humain. Nous avons précisé également les études qui ont utilisé leur dispositif pour recharger une unité de stockage, ce qui est pertinent pour évaluer la portée pratique des solutions.

On voit que les niveaux d'énergies obtenus sont extrêmement variables, et sont pour la plupart inférieurs au μJ/cm²/cycle ; faible au regard des besoins de l'électronique intégrée aux vêtements, d'autant que la surface de textile exploitable de manière effective sur ce mode « vertical » est restreinte. En effet, pour assurer une fréquence de cycle suffisante, les zones d'intégration les plus favorables sont vraisemblablement au niveau des articulations. Sur un vêtement de type maillot, cela correspond à une surface exploitable comprise entre 30 et 100cm², et jusqu'à 130cm² dans une semelle [98]. Par conséquent, en considérant une énergie par cycle de 1μJ/cm²/cycle, une fréquence de cycle de 1 Hz et une surface de 100cm², la puissance électrique correspondante est de seulement 100μW. Cependant, des systèmes « multicouches » peuvent permettre de multiplier ces résultats, dans la mesure où l'épaisseur de dispositif reste acceptable pour le confort de la personne.

3.2 Dispositifs sur le mode « horizontal »

3.2.1 Structures

Ce mode de fonctionnement est peut-être moins facile à adapter aux applications que le mode « vertical », du fait de la contrainte de contact/frottement permanent. Par conséquent, le nombre d'études associées est moins important que dans le cas précédent.

Le mode de fonctionnement a d'abord été validé dans des structures simples. Le cas non « segmenté » a par exemple été examiné dans [107], étude dans laquelle le mouvement de glissement relatif entre deux plaques couvertes respectivement de nylon et de téflon génère une énergie par cycle de l'ordre de 0.1μJ/cm² (avec un déplacement relatif de 7 cm et une vitesse de 1.2 m/s). L'intérêt de la segmentation des générateurs triboélectriques fonctionnant sur le mode « horizontal » a ensuite été étudié dans plusieurs travaux [108,109]. Les meilleures performances ont été atteintes par le dispositif proposé par [110]. Les auteurs utilisent deux structures glissantes identiques, chacune constituée d'un film de téflon sur les deux faces duquel sont imprimés des « peignes » métalliques de cuivre, caractérisés par un « pas » égal à 2mm (FIGURE 2-13a). Ces deux peignes sont décalés l'un par rapport à l'autre d'un demi pas. Deux films ainsi métallisés sont amenés à glisser l'un sur l'autre, ce qui se traduit à l'interface par une alternance entre un contact métal-métal et un contact triboélectrique métal-PTFE, suivant le principe décrit précédemment (FIGURE 2-8). Pour une vitesse relative de 2 m/s, une puissance électrique moyenne de 0.76W (12.6 mW/cm²) est obtenue dans une charge résistive optimale. Ceci est très supérieur à la majorité des transducteurs triboélectriques, ce qui s'explique par la charge triboélectrique importante générée ici (de l'ordre de 0.3mC/m²), et la segmentation importante qui, sur un déplacement donné, augmente énormément la fréquence électrique du générateur (1 kHz à 2 m/s !).

Si cette structure est très performante, elle n'est en revanche pas très appropriée pour des applications textiles dans cette configuration. Les conditions optimales de planéités dans lesquelles ont été obtenus ces résultats sont peu envisageables. Par ailleurs, pour un niveau de segmentation aussi fin, le bon alignement des deux ensembles glissants est capital, ce qui est aussi difficilement réalisable dans un vêtement. Il est cependant possible d'adapter la géométrie, en utilisant par exemple des structures coulissantes imbriquées, tels que des cylindres coaxiaux [111] (FIGURE 2-13b). Dans cette dernière étude, une puissance moyenne de 130μW/cm² est générée à partir d'un glissement relatif modéré (1m/s), avec un système d'un diamètre de 4 cm.

(a) (b)

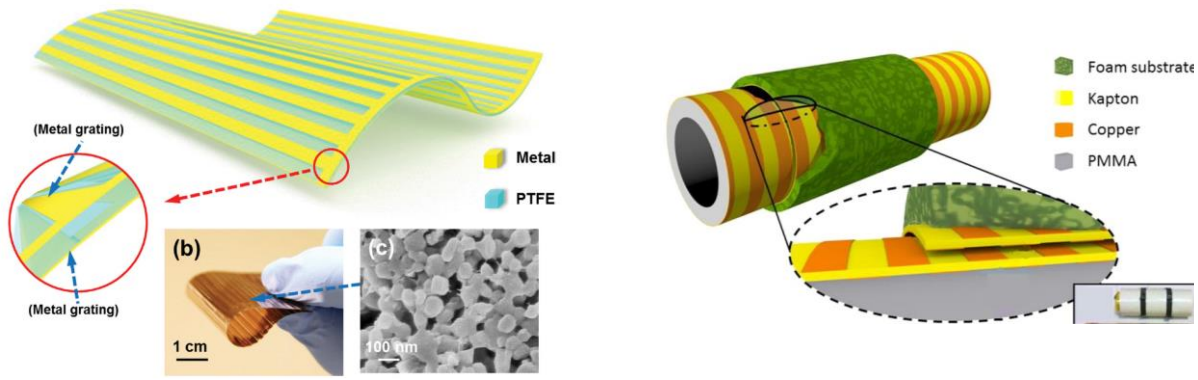


FIGURE 2-13 – Deux formes de générateurs triboélectriques du mode « horizontal » segmenté (a) Générateur flexible plan [110]. (b) Générateur par cylindres imbriqués coulissants [111].

Quelques travaux ont tenté d'adapter ce principe de segmentation au mouvement humain en utilisant des supports textiles [112,113]. Les dispositifs exploitent le frottement entre le bras et le côté de la poitrine (FIGURE 2-14). Les pas de segmentation respectifs sont 1cm et 2cm, et les densités de puissances 0.18 µW/cm² (à 0.5m/s) et 0.04 µW/cm² (1.7 m/s). Ces résultats très inférieurs à ceux des systèmes réalisés en laboratoire précédemment montrent les difficultés d'utilisation de ce type de structure dans notre application.

(a) (b)

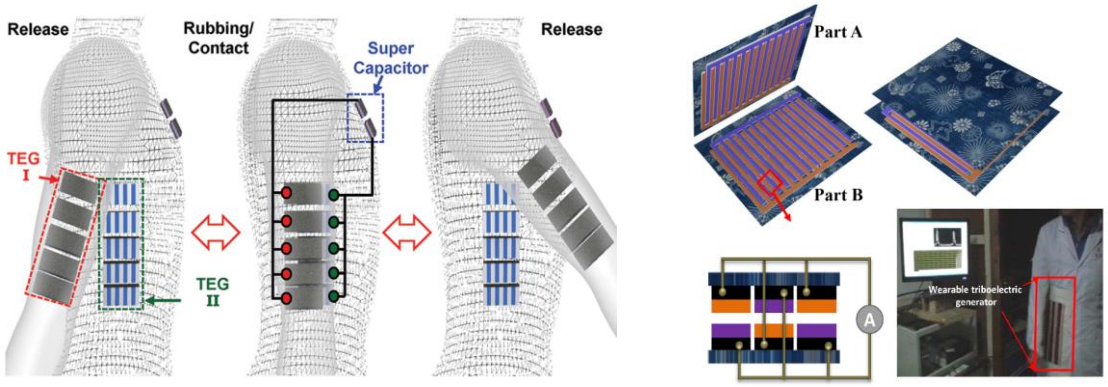


FIGURE 2-14 – Structures triboélectriques segmentées pour l'exploitation du frottement du bras avec le corps. (a) Illustration du concept, avec stockage de l'énergie dans une super capacité intégrée [112]. (b) Exemple de réalisation [113].

Enfin, il est proposé dans [114] un système rotatif actionné par la personne, avec une segmentation angulaire pour augmenter la fréquence électrique (FIGURE 2-15a). Deux modules ont été développés. Le premier est porté au niveau du bras et exploite sa flexion (FIGURE 2-15b), le second convertit la compression sous le talon (FIGURE 2-15c). Ce dernier concept produit une puissance moyenne d'environ 15mW (140µW/cm³) lors de la marche. Le confort d'utilisation n'est peut-être pas « optimal », cependant, du fait de la rigidité des supports.

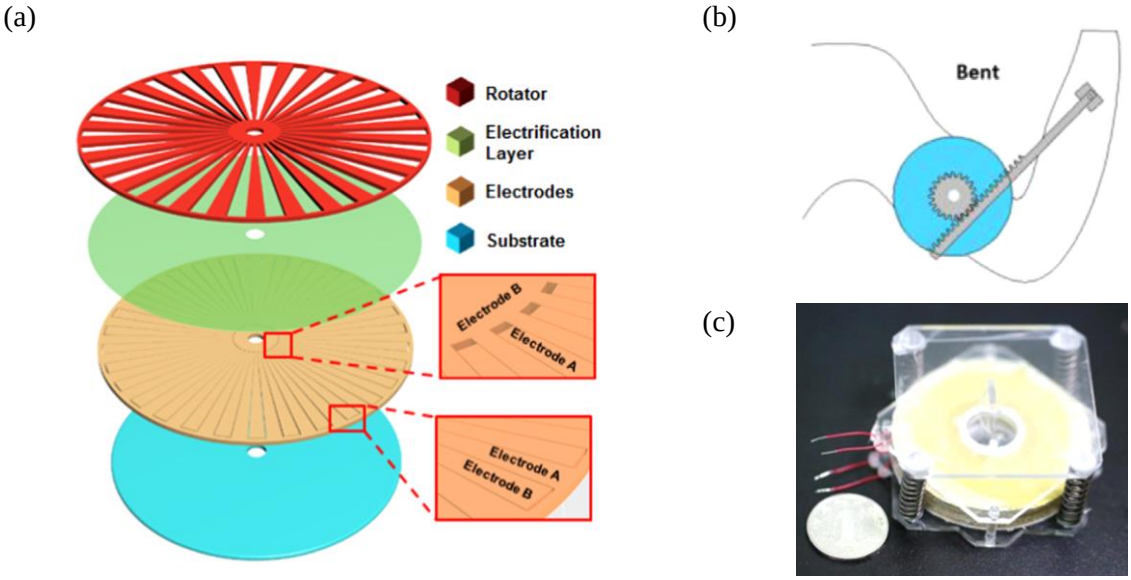


FIGURE 2-15 – Récupérateur triboélectrique rotatif actionné [114] (a) Structure (b) Adaptation à la flexion du bras (c) Structure convertissant la compression en rotation, conçue pour la pression sous le talon (dimensions 6cm x 6cm x 3cm).

3.2.2 Performances électriques

La TABLE 2-3 expose les performances de quelques structures triboélectriques de la littérature exploitant le mode « horizontal ». Pour leur comparaison, nous proposons ici comme figure de mérite une « densité d'énergie du mouvement » (DEM), homogène à une densité volumique d'énergie, et définie suivant l'expression (2-4).

$$\mathrm{DEM} = \frac{\mathrm{E}}{\mathrm{S} \cdot \mathrm{v} \cdot \Delta \mathrm{t}} = \frac{\mathrm{P_{moy}}}{\mathrm{S} \cdot \mathrm{v}} \tag{2-4}$$

E est l'énergie récupérée sur un déplacement de vitesse moyenne v et une durée Δt, ramenée à la surface du dispositif S. Cette grandeur permet de prendre en compte les différences de dynamique de caractérisation des dispositifs d'une publication à l'autre, ce qui est pertinent car la densité de courant dans le circuit (et donc la puissance électrique) est proportionnelle à la vélocité du glissement relatif [107].

A l'instar du mode « vertical », on observe une grande disparité des résultats. Les études [110,111] semblent démontrer par leurs performances l'intérêt du mode horizontal par la segmentation, mais l'implémentation de ce concept dans un vêtement reste difficile.

TABLE 2-3 – Quelques générateurs triboélectriques exploitant le mode "horizontal"

Réf.	Couple tribo. (+/-)	Vitesse relative (m/s)	Charge tribo. (µC/m²)	Segmentation (nb. pas x pas)	Puis. «pic » ($mW.cm^{-2}$)	DEM ($\mu W.cm^{-2}.(m/s)^{-1}$)
Zhou [6]	Nylon/ Polyester (textile)	30	2.4	8 x 12mm	/	/
Wang [107]	Nylon/ nanofils PTFE	0.6	105	1 x 142 mm	0.53	1.2
Zhu [108]	Al/PTFE	0.6	257	10 x 1.6mm	0.01	16.7
Xie [109]	Al/FEP	Acc. 10 m/s²	26	8 x 8mm	0.07	/
Zhu [110]	Cu/PTFE	2	330	75 x 2mm	25	6300
Jing [111]	Cu/Kapton	1	/	18 x 4mm	/	135
Jung [112]	Poyuréthane/ PDMS	0.5 (estim.)	/	9 x 10mm	/	0.36
Cui [113]	Nylon/Dacron (textile)	1.7	/	5 x 20mm	0.002	0.024
Wang [115]	Al/FEP	NC	65	1 x 100mm	0.67	/
Kuang [114]	Cu/PTFE	/	/	90 x 4°	/	140µW/cm³ (semelle, 1Hz)

4 Conclusion sur la transduction triboélectrique, et sa pertinence pour les applications textiles

L'exploitation du phénomène triboélectrique pour la conception de mini-générateurs intégrés est une thématique de recherche jeune, et une grande partie des travaux existants se focalise naturellement davantage sur l'étude des matériaux et les possibilités d'améliorations des propriétés physiques, comme la charge triboélectrique surfacique, que sur des problématiques appliquées. Les performances des dispositifs de laboratoire dépendent de leur mode de fonctionnement, et sont :

- assez limitées pour les dispositifs « verticaux » (gap variable), avec une densité puissance électrique moyenne variant de 100 nW/cm² à 1µW/cm²,
- potentiellement supérieures pour les systèmes « horizontaux » (surfaces glissantes), grâce à la multiplication des cycles électriques par mouvement, en utilisant la « segmentation » des solutions. L'application de ce principe reste cependant compliquée en pratique.

Les zones d'implantations privilégiées de ce type de transducteur sont les articulations, lieux sollicités en compression de façon répétée donc adaptées au mode vertical, et les zones d'étirement planes du textile (par exemple le dos, le torse, les flancs...) pour exploiter utilement le mode horizontal (FIGURE 2-16).

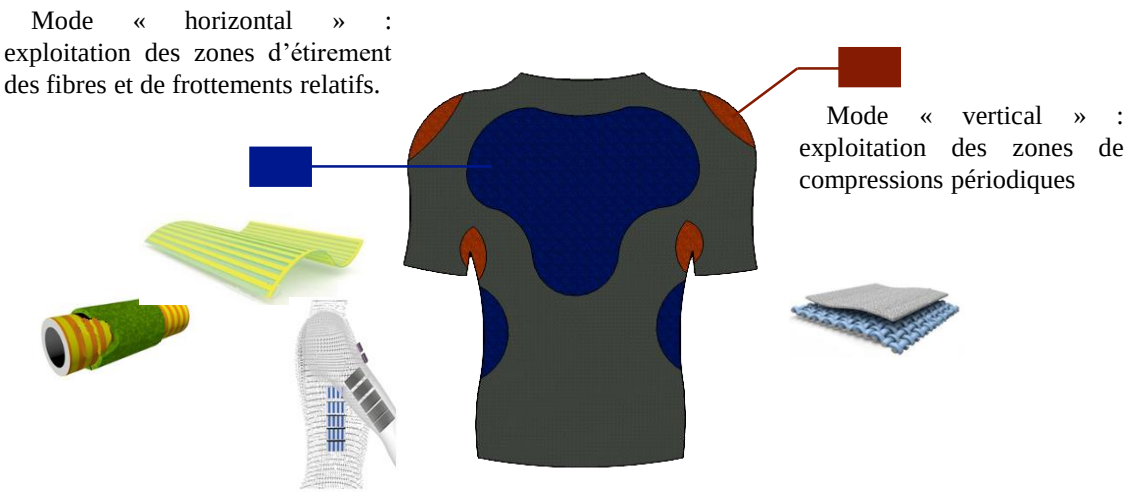


FIGURE 2-16 – Possible intégration des transducteurs triboélectriques dans un maillot de sport, suivant le mode de fonctionnement.

Au vu de cette étude de l'existant, il est assez difficile d'évaluer le potentiel de ce mode de transduction comme solution de récupération d'énergie biomécanique. Certes, l'importante surface exploitable dans un vêtement et le caractère surfacique du phénomène sont des avantages, mais la sensibilité de la triboélectricité aux conditions environnantes est un inconvénient assez fort. Et une protection des systèmes contre l'humidité est de toute façon nécessaire pour tout fonctionnement électrostatique.

Une autre problématique inhérente à la transduction triboélectrique est la durabilité des solutions : en effet, le frottement, qui est la source du phénomène, est aussi la cause de la détérioration mécanique des matériaux employés, en particulier de leur état de surface qui est un paramètre influant sur les performances des générateurs. Quelques-unes des publications présentées évoquent la question, et affirment une assez bonne stabilité de leurs dispositifs en résistance mécanique ou en lavabilité ([96,116,117]). Des solutions ont aussi été avancées pour limiter le frottement mécanique, par exemple le recours à des nanoparticules dispersées sur les surfaces en frottement [110] ; mais le sujet de la durée de vie reste à étudier dans des usages pratiques.

III Convertisseurs piézoélectriques

1 Piézoélectricité : phénomène et matériaux

La piézoélectricité est la propriété de certains matériaux de se polariser électriquement sous l'effet d'une contrainte mécanique (effet piézoélectrique direct), et réciproquement, à se déformer sous l'action d'un champ électrique (effet piézoélectrique inverse). Ces matériaux peuvent donc être exploités comme capteurs ou générateurs, l'effet direct permettant de traduire une déformation mécanique en tension électrique, ou bien comme actionneurs (moteurs piézoélectrique, systèmes vibrants...), par l'effet inverse.

Suivant la direction de stimulation, on distingue deux modes principaux d'un composant piézoélectrique : le mode 31, pour lequel la direction de polarisation est perpendiculaire à la direction de la déformation mécanique ; et le mode 33, lorsque ces directions sont parallèles (FIGURE 2-17).

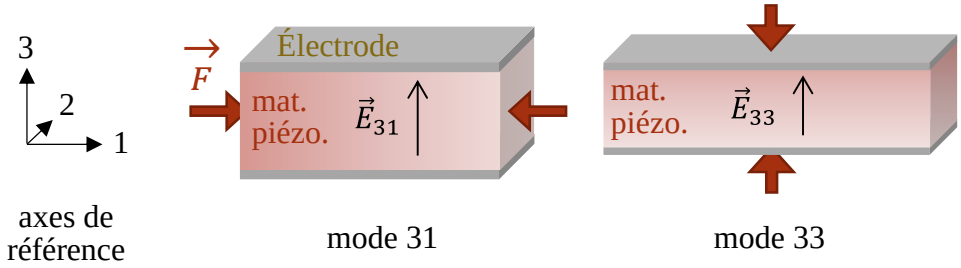


FIGURE 2-17 – Modes de fonctionnements de la conversion piézoélectrique.

À l'échelle microscopique, l'effet piézoélectrique direct correspond à la séparation du barycentre des charges positives de celui des charges négatives lors de la déformation du réseau sous l'effet de la contrainte mécanique, induisant la polarisation du matériau. Réciproquement, la présence d'un champ électrique externe permet de séparer les barycentres de charges opposées, provoquant la déformation du matériau. Les matériaux piézoélectriques sont de natures diverses :

- des oxydes ferroélectriques, tels que le titanate de baryum ($BaTiO_3$) ou le titano-zirconate de Plomb (PZT)
- des oxydes non ferroélectriques, avec l'exemple emblématique du quartz (minéral cristallin composé essentiellement de dioxyde de silicium SiO_2)
- des semi-conducteurs, tel l'oxyde de zinc (ZnO) ou le nitrure d'aluminium (AlN)
- des polymères, tel le polyfluorure de vinylidène (PVDF)

Les matériaux piézoélectriques sont souvent utilisés sous forme de céramiques, c'est-à-dire des assemblages de grains cristallins, chacun correspondant à un domaine de polarisation. L'orientation électrique de ces différents domaines est initialement aléatoire, et il est nécessaire de polariser globalement le matériau, en lui appliquant un fort champ électrique à haute température.

Il existe également des composites piézoélectriques, déclinés sous différentes formes et appellations : les « active fiber composites » (AFC), développés au MIT dans les années 1990, les « macro fiber composites » (MFC), conçus par la NASA au début des années 2000... Ces technologies utilisent des fibres piézoélectriques alignées dans une matrice polymère, pour obtenir des structures assez flexibles à partir de matériaux piézoélectriques d'ordinaire rigides et fragiles (comme le PZT), tout en tirant avantage de leur performance.

Du point de vue de la récupération d'énergie, une caractéristique utile des matériaux piézoélectriques est leur coefficient de conversion électromécanique k, qui relie l'énergie mécanique et l'énergie électrique :

$$k_{ij}^2 = \frac{E_{elec,i}}{E_{meca,j}} \tag{2-5}$$

$E_{elec,i}$ est l'énergie électrique emmagasinée suivant l'axe i, et $E_{meca,j}$ l'énergie mécanique fournie suivant l'axe j. Ce coefficient dépend donc du mode de conversion piézoélectrique (31 ou 33). Les coefficients associés, k_{31} et k_{33}, sont déterminés expérimentalement sur des cycles mécaniques parcourus en régime quasi-statique. Nous reportons TABLE 2-4 les caractéristiques de quelques-uns des matériaux piézoélectriques les plus répandus dans la littérature des récupérateurs d'énergie portés par la personne [118]. Le coefficient de couplage k est généralement plus important pour le mode 33 que pour le mode 31. Cependant, la plupart des récupérateurs d'énergie piézoélectriques fonctionnent sur ce dernier mode, qui permet de plus grandes amplitudes de déformation (par exemple sur des fonctionnements en flexion) et, dans le cas des systèmes inertiels, une fréquence de résonance plus basse [119]. C'est pourquoi le cas du PVDF est intéressant : son coefficient k_{31} est équivalent au coefficient k_{33}. Il est assez largement privilégié dans les systèmes de récupération d'énergie textile, d'autant qu'il est bien plus flexible mécaniquement et moins coûteux que certains de ses concurrents tels que le PZT, et produit sous des formes facilement exploitables (films minces, fils...). En revanche, ses coefficients de couplage sont assez faibles relativement à d'autres matériaux piézoélectriques, et le rendement et la puissance des récupérateurs associés sont par conséquent limités.

TABLE 2-4 – Propriétés de quelques matériaux piézoélectriques, d'après [118]

Matériau	ε	d33 (10^{-12} m/V)	d31 (10^{-12} m/V)	k33	k31	Module d'Young (GPa)
Soft PZT	4100	620	-260	0.73	0.36	~60
Hard PZT	1350	300	-109	0.68	0.33	~75
ZnO	11	12.3	5.1	0.46	0.18	~100
PVDF	13	9	1	0.18	0.2	~15

2 Générateurs piézoélectriques sur la personne

2.1 Récupérateurs inertiels

Les récupérateurs piézoélectriques sont très largement utilisés pour exploiter des vibrations mécaniques. Bien que ces strucutres soient majoritairement utilisées pour l'exploitation d'excitations de faibles amplitudes et des fréquences importantes (50 Hz - 1kHz) [120,121], en particulier sous la forme de MEMS, plusieurs dispositifs inertiels ont été étudiés pour l'application humaine.

Une solution proposée par [122] associe deux cantilevers piézoélectriques, en vibration libre sous l'effet de chocs avec une masse mobile en translation (FIGURE 2-18a). Ce principe de conversion de fréquence a déjà été évoqué pour les récupérateurs inductifs (cf. FIGURE 2-3d). Comme les chocs répétés peuvent endommager les composants à terme, une alternative sans contact a été suggérée par l'ajout d'aimants sur les cantilevers et l'utilisation d'une masse ferromagnétique [123]. Un dispositif tridimensionnel approchant a aussi été étudié dans [124], avec une bille d'acier (80g) heurtant des diaphragmes piézoélectriques jouant le rôle de « trampolines » (FIGURE 2-18b). Ces concepts produisent des puissances électriques assez réduites, quelques 10µW, sur des stimulations humaines.

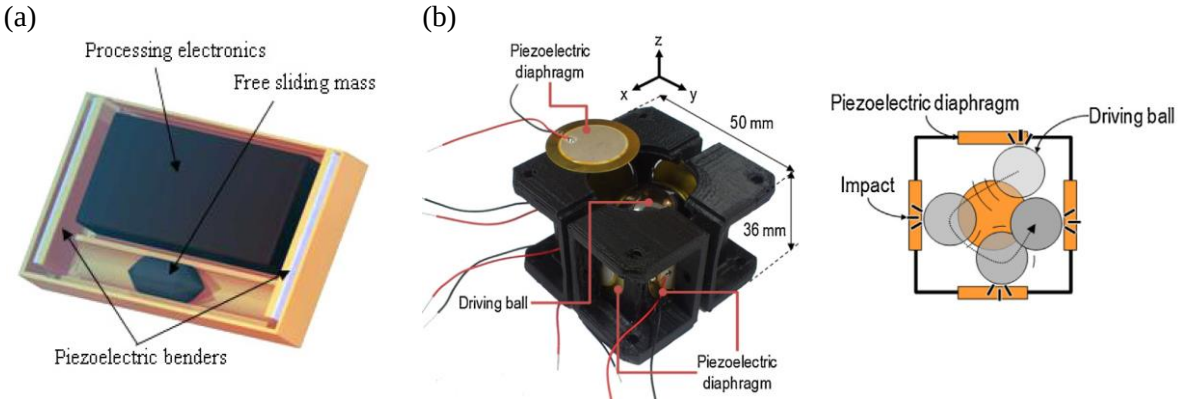


FIGURE 2-18 – Exemples de récupérateurs piézoélectriques inertiels (a) Structure à deux cantilevers, fléchis par une masse mobile libre en translation. [122] (b) Dispositif tridimensionnel, avec une bille mobile (80g) impactant des diaphragmes piézoélectriques sur les parois [124].

On peut également placer dans cette catégorie des dispositifs inertiels le concept de sangles de sac à dos avec des inserts en PVDF [125,126]. Lors de la marche, la tension mécanique de ces sangles varie. La dernière étude prédit la possibilité de produire une puissance moyenne d'environ 0.4 mW par sangle, avec un sac de 22 kg lors de la marche (2.75Hz), ce qui est tout de même une stimulation assez extrême (pour application militaire par exemple).

2.2 Récupérateurs « directs »

2.2.1 La chaussure, l'application de choix

Lors des activités physiques « debout » (courses à pied et autres), une part importante de la puissance mécanique se retrouve sous les pieds, en particulier les talons, car alors la totalité du poids de l'utilisateur est supportée, auquel s'ajoute la dynamique (choc) dépendant de l'intensité du mouvement (marche, sprint...). Ces efforts importants sont concentrés sur une faible épaisseur, correspondant à des densités de contraintes élevées. Une part de cette énergie est heureusement restituée élastiquement. Par exemple, les semelles des chaussures de course ordinaires ont un rendement élastique compris entre 40 et 60% [45], qu'il est important de préserver pour le confort de l'utilisateur. Cependant, il demeure toujours une certaine puissance dissipée par les frottements, vibrations ou dans les parties inélastiques de la chaussure. La récupération de cette énergie est historiquement l'une des premières approches à avoir été étudiée, surtout par le moyen de « semelles piézoélectriques ».

Les travaux les plus relayés sur le concept sont ceux du MIT Media Lab à la fin des années 1990 [64,127,128]. Ils distinguent deux zones de la semelle (FIGURE 2-19a) : la première exploite la contrainte sous le talon, par le moyen d'une structure dimorphe formée de deux transducteurs en PZT, générant 8.4 mW à une fréquence de marche de 0.9 Hz ; la seconde est constituée d'un PVDF laminé placé sous l'avant du pied, et stimulé en flexion (1.3 mW). Le confort de l'utilisateur n'a pas été testé dans des situations spécifiques, bien qu'il ait été pris en compte dans la conception.

Dans une étude plus récente [129], Xie et al. proposent un mécanisme pour traduire la force verticale sous le talon en effort horizontal contraignant une série de bimorphes PZT sur le mode 31. Le générateur complet produit 18.6 mW de puissance moyenne pour une fréquence de pas de 1Hz. La masse et le volume du système (ainsi que son coût ?) sont peut-être peu adaptés à l'application, toutefois.

Pour exploiter seulement du PVDF, moins coûteux et plus robuste, il est suggéré dans [130] de convertir la pression en vertical en flexion multiple du matériau piézoélectrique, et ainsi de

concentrer la contrainte. Cela est réalisé par le moyen de deux substrats en plastique rigide, qui compriment entre elles un PVDF laminé (8 x 3µm) et le déforment grâce à une géométrie de surface « ondulée » (FIGURE 2-19b). Placé sous le talon, ce récupérateur génère 1 mW en moyenne durant la marche. Cette structure a l'avantage de bien répartir la contrainte sous le pied et d'être assez mince (5 mm), ce qui est appréciable pour le confort de l'utilisateur, mais aboutit à une densité de puissance assez faible, environ 40 µW/cm^3. Cette étude illustre assez bien les limites relatives à l'option PVDF : malgré une architecture optimisée maximisant la contrainte, avec une stimulation mécanique importante (le poids de l'utilisateur), la densité de puissance électrique reste inférieure à 100 µW/cm^3 du fait du couplage électromécanique faible en comparaison du PZT.

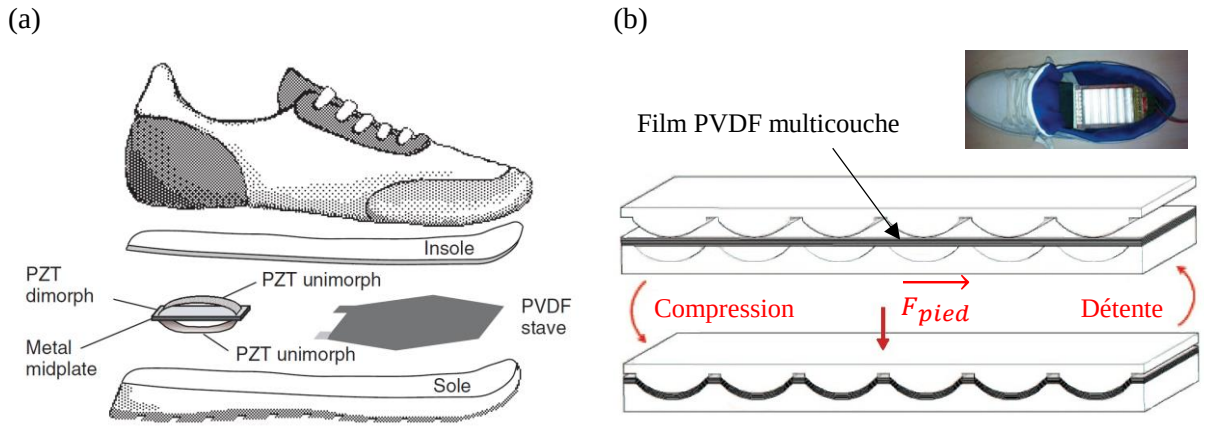


FIGURE 2-19 – Récupérateurs d'énergie piézoélectriques dans les chaussures. (a) Dispositifs exploitant la compression sous le talon et la flexion de la pointe du pied [128]. (b) Structure permettant d'augmenter la contrainte dans un PVDF multi-couche [130].

2.2.2 Récupérateurs piézoélectriques « orientés textile »

Au contraire des chaussures, les contraintes mécaniques sont plutôt faibles dans les vêtements. En effet, le confort de l'utilisateur impose que celles-ci soient évitées autant que possible, grâce à l'élasticité de la matière par exemple. C'est pourquoi l'utilisation de récupérateurs piézoélectriques dans ce contexte est à première vue délicate : la forme d'énergie mécanique convertible, la contrainte, n'est pas toujours disponible à l'échelle macroscopique. Différentes solutions sont cependant étudiées.

La première consiste à utiliser des structures pour concentrer localement la contrainte dans le matériau piézoélectrique, au niveau des zones les plus sollicitées du textile, notamment aux articulations. Une manière de retenir la contrainte [131] consiste à utiliser une structure précontrainte (PET courbé) couverte d'un film piézoélectrique (PVDF). La flexion de l'ensemble permet des déformations rapides du PVDF et améliore le rendement de conversion. Les dimensions du système de base sont suffisamment réduites (30 x 6 x 0.127 mm) pour pouvoir intégrer plusieurs de ces structures dans une pièce de tissu portée autour du coude, ou d'un doigt par exemple (FIGURE 2-20). Lors de la flexion (3.3 Hz) de l'articulation, la coudière comportant 10 de ces transducteurs produit en moyenne 0.21 mW. La durabilité de la solution reste à améliorer, des problèmes de délamination ont été observés après 50 cycles.

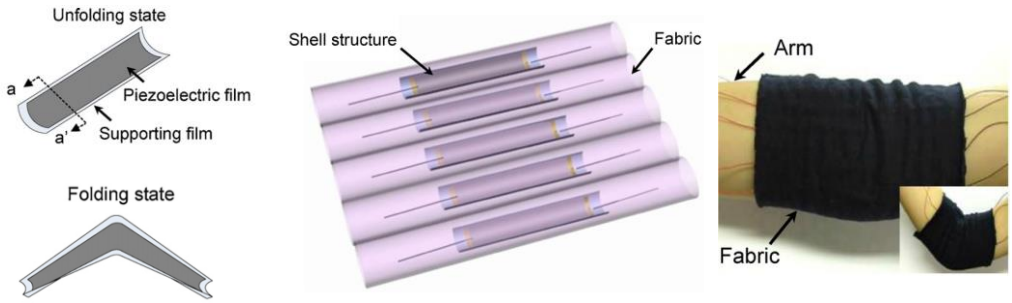


FIGURE 2-20 – Mini-récupérateurs à PVDF précontraint, intégrés à un brassard et exploitant la flexion des articulations [131]

Une autre approche, davantage orientée textile, consiste à exploiter les contraintes locales dans un maillage textile lors de l'étirement de la matrice, ce qui permet de conserver une certaine élasticité des dispositifs. Par exemple, l'université Sogang de Séoul a proposé plusieurs structures [132–134] consistant à entrelacer des bandes piézoélectriques (PVDF) et des tubes de silicone (5mm de diamètre) à la façon d'un tissage (FIGURE 2-21a et b). Ces systèmes sont exploités en étirement, qui est une stimulation adaptée aux vêtements, mais les performances sont réduites malgré des conditions de tests intensives (quelques 10µW.cm^{-2} de puissance « pic » à 6-8Hz, et pour des déformations jusqu'à 20%). Un générateur un peu différent a également été suggéré dans [135], formé de l'enroulement d'une bande piézoélectrique en hélice autour d'une fibre élastique (FIGURE 2-21c). L'ensemble est très étirable, et une déformation de 60% à 4 Hz génère une puissance maximale de 0.6 mW. Ces dispositifs ne sont en l'état pas encore complètement adaptés à la problématique vestimentaire, à la fois dans leurs dimensions (fibre/tubes assez épais) et dans l'effort mécanique nécessaire pour produire les puissances indiquées - ces dispositifs ont été testés avec un moteur linéaire.

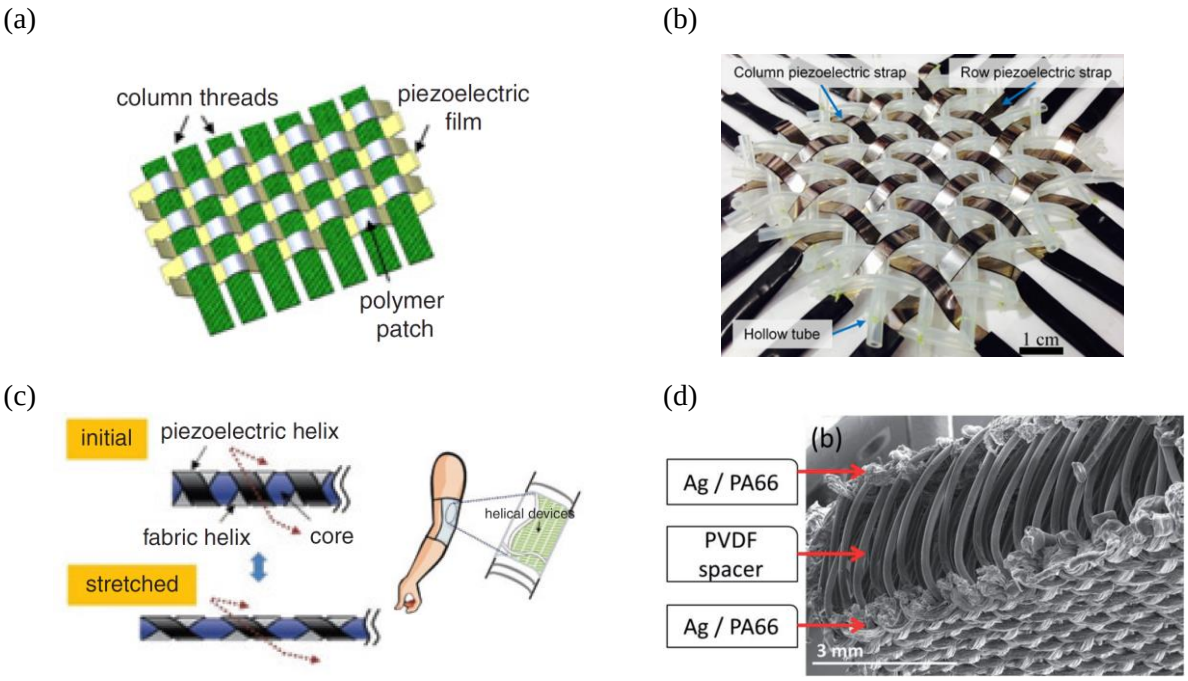


FIGURE 2-21 – Générateurs piézoélectriques format « textile ». (a) et (b) Films de PVDF et tubes de silicones entrelacés [132]&[134]. (c) Film piézoélectrique enroulé en hélice autour d'un fil (âme) élastique [135]. (d) Dispositif avec fibre PVDF tissée entre deux électrodes, fonctionnant en compression [7].

Une étude, particulièrement attentive à l'intégrabilité textile et ses contraintes associées (imperceptibilité par l'utilisateur, ne pas constituer une charge, durée de vie, coût), propose un dispositif produit par des techniques industrielles [7]. Le dispositif est formé d'un mono-filament de PVDF « tricoté » entre deux électrodes en nylon métallisé (FIGURE 2-21d). Malgré ses qualités d'adéquation textile, cette architecture ne produit qu'une puissance pic de quelques 5 μW/cm² (donc bien moins en puissance moyenne), sous une compression (importante) de 0.1 MPa.

Enfin, dans le domaine de la recherche plus « amont », sont étudiées des solutions à l'échelle de la fibre textile elle-même, une approche très « intégrée » de la récupération piézoélectrique. Une méthode, proposée dans [136], consiste à faire croître des nanofils de ZnO piézoélectriques perpendiculairement à un fil textile ordinaire (FIGURE 2-22a). Le frottement de deux fibres ainsi traitées entraîne une déformation des nanofils, induisant un potentiel piézoélectrique. Les deux électrodes permettant d'exploiter celui-ci sont, d'une part, une couche mince d'or couvrant une première fibre, et d'autre part, une couche de ZnO (« seed layer ») sur la seconde fibre. Le concept est testé en enroulant les deux fibres l'une autour de l'autre (FIGURE 2-22b). La sortie électrique est extrêmement faible, et les nanofils de ZnO sont par ailleurs rapidement endommagés. Pour améliorer la tenue mécanique, des nanofils de ZnO encapsulés dans une couche de PVDF ont été étudiés par la suite par la même équipe [137] ; avec soit un substrat plan, stimulé en compression, soit une fibre textile, contrainte en flexion. Les densités de puissances associées sont inférieures à 1μW/cm³ pour le moment.

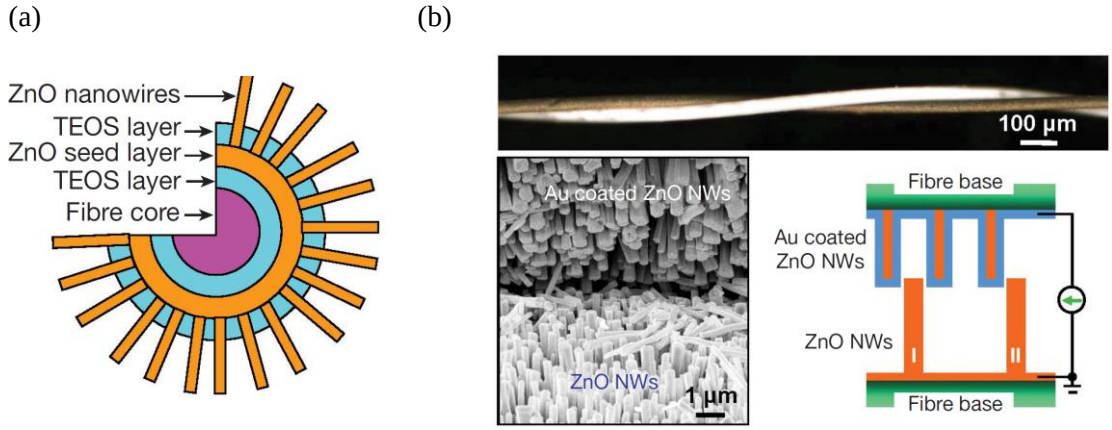


FIGURE 2-22 – Fibre textile rendue piézoélectrique par la croissance de nanofils de ZnO sur sa surface [136] (a) Schéma d'un fibre vue en coupe. (b) Principe de génération électrique par l'enroulement de deux fibres.

2.2.3 Autres concepts

La littérature présente également quelques dispositifs tournés vers des applications très spécifiques. On note par exemple un dispositif de récupération de l'énergie des mouvements des mâchoires, par exemple dans un casque, à l'aide d'un transducteur MFC [138]. La puissance produite est de l'ordre de 10 μW.

Par ailleurs, Pozzi et al. [139,140] ont conçu un dispositif permettant d'exploiter des faibles vitesses de rotation, par exemple avec la flexion du genou (FIGURE 2-23a). Leur système utilise plusieurs lames bimorphes de PZT, fixées par une extrémité à un rotor et vibrant librement lors de la rotation grâce à l'action de « cliquets » placés sur le stator. Ces derniers sont soit mécaniques et fléchissent les bimorphes par le contact (FIGURE 2-23b), soit magnétiques (sans contact) à base de structures ferromagnétiques au stator et d'aimants fixés sur la pointe des lames bimorphes de PZT (FIGURE 2-23c). Ces deux systèmes ont été testés avec un moteur reproduisant la rotation du genou lors de la marche, et génèrent respectivement 2.2 mJ (avec 4 bimorphes) et 53 mJ (avec 16 bimorphes) à chaque pas.

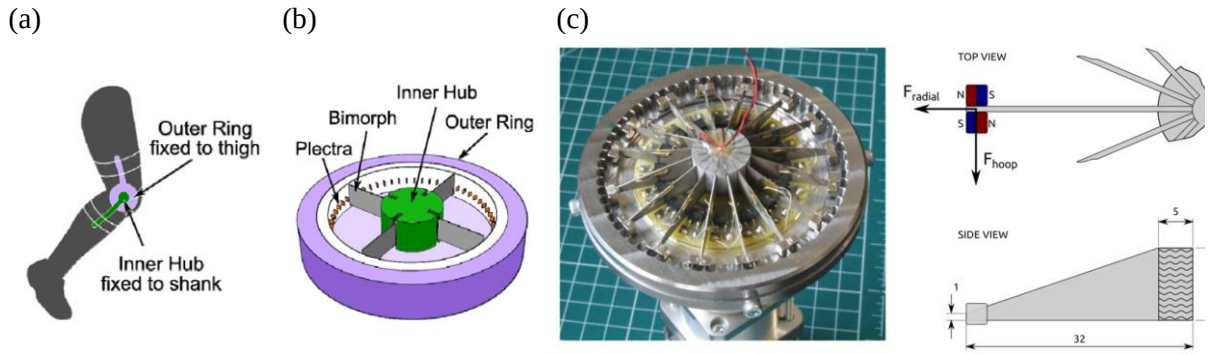


FIGURE 2-23 – Module piézoélectrique pour la flexion du genou. (a) Implémentation. Formats avec cliquets (b) mécaniques [139] et (c) magnétiques [140].

3 Conclusion sur l'option piézoélectrique dans les textiles

Les performances de quelques récupérateurs d'énergie piézoélectriques conçus pour la personne sont présentées dans la TABLE 2-5. Ces systèmes appartiennent majoritairement à la catégorie des récupérateurs « directs », logiquement puisque la forme d'énergie exploitée est la contrainte mécanique.

TABLE 2-5 – Récupérateurs d'énergie piézoélectriques

Type	Réf.	Situation	Mat.	Dimensions	Puis. moy. (mW)	Densité (µW.cm^{-3})
Inertiel	Renaud [122]	Agité (1Hz, 0.4g)	PZT	1 cm^3 *	0.04	50
	Alghisi [124]	Attaché à la cheville (course 7km/h)	PZT	5 x 5 x 3.6 cm^3	0.07	0.8
	Feenstra [126]	Sangle de sac-à-dos (marche)	PVDF	/	0.4	/
Direct	Shenck [128]	Compression sous le talon (marche)	PZT	35 cm^3 *	8.4	230
	Kymissis [64]	Flexion de la pointe du pied (marche)	PVDF	16 cm^3 *	1.1	70*
	Xie [129]	Compression sous le talon (marche)	PZT	45 cm^3 *	18.6	410
	Zhao [130]	Compression sous le talon (marche)	PVDF	0.5 x 10 x 5 cm^3	1	40*
	Yang [131]	Flexion du coude (3.3Hz)	PVDF	Brassard	0.21	50 (µW/cm²)
	Yun [132]	Etirement fibre (20% à 8Hz)	PVDF	5 x 35 mm² (une fibre)	0.7 (« pic »)	/
	Ahn [134]	Etirement textile (5% à 6Hz)	PVDF	9 x 9 cm²	0.85 (« pic »)	/
	Soin [7]	Compression textile (0.1 MPa)	PVDF	/	/	5 (µW/cm²)
	Pozzi [139]	Flexion du genou (marche, 1Hz)	PZT	226 cm^3	2.21	10*
	Pozzi [140]	Flexion du genou (marche, 1Hz)	PZT	200 cm^3*	53	265*

*valeurs estimées

Il n'est pas surprenant que les dispositifs placés dans les chaussures soient les plus performants, la semelle concentrant le poids de la personne. Pour les dispositifs réellement « textiles », la source mécanique est plus rare et difficile à exploiter sans provoquer l'inconfort. Les récupérateurs développés sous le format textile proposent des puissances de sortie faibles en comparaison des besoins du vêtement connecté (autour de 1 $\mu W/cm^3$). Les performances sont également réduites par le fait que le matériau aujourd'hui le plus adapté à la problématique textile, le PVDF, possède un rendement de conversion assez faible, de l'ordre de quelques %. Par conséquent, les systèmes piézoélectriques textiles sont davantage étudiés pour un usage capteur, en particulier pour mesurer le mouvement ; dans des gants par exemple [141].

Ainsi, la viabilité de l'option piézoélectrique dépendra du développement de structures propres à maximiser la déformation de la matière piézoélectrique de façon imperceptible pour l'utilisateur. Cette question est peut-être aujourd'hui liée à une approche nanotechnologique des fibres textiles, avec un travail de recherche à long terme à réaliser sur le développement de fibres récupératrices d'énergie.

Conclusion de l'état de l'art

Les études sur le thème de la récupération de l'énergie mécanique de la personne sont très nombreuses, avec un intérêt croissant sur les dix dernières années. La FIGURE 2-24 donne un aperçu des densités de puissance d'une quarantaine de dispositifs qui ont été réalisés pour cette application, regroupés suivant la transduction et la forme de conversion électromécanique (inertielle ou direct). (Pour les systèmes triboélectriques/électrostatiques, la densité de puissance est surfacique, calculée à partir de l'énergie par cycle en considérant une fréquence de cycle de 1Hz).

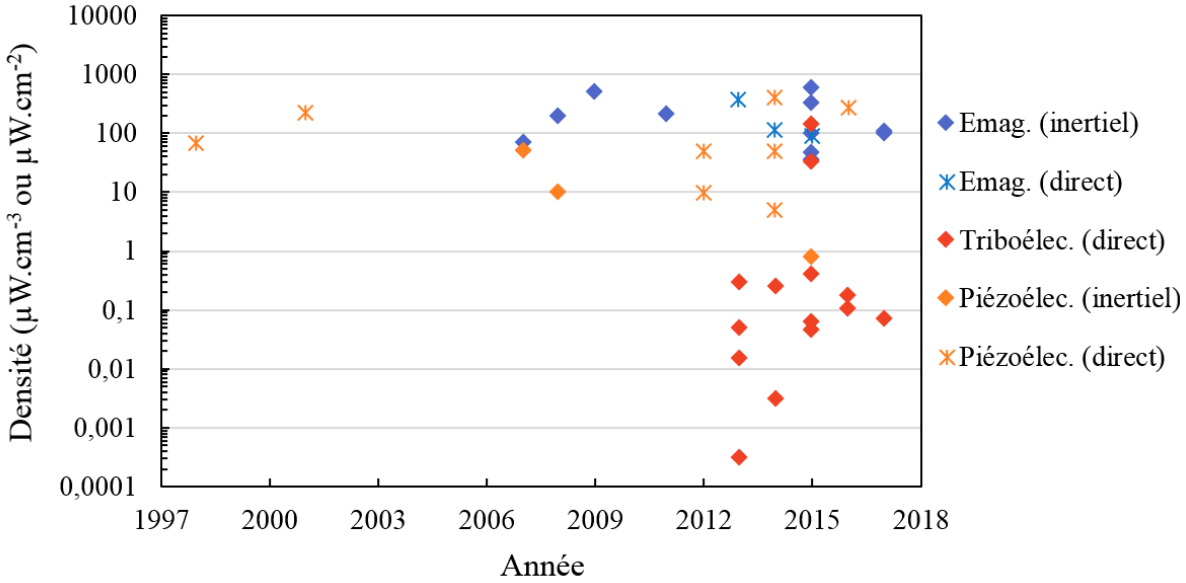


FIGURE 2-24 – Comparaison des densités de puissance de récupérateurs d'énergie mécanique pour la personne, regroupés par mode de transduction. Les densités de puissance relatives aux dispositifs triboélectriques sont exprimées en µW.cm^{-2}, celles des systèmes électromagnétiques et piézoélectriques (inertiels ou directs) en µW.cm^{-3}.

Au vu de la puissance nécessaire à l'alimentation du vêtement connecté (i.e. 20mW) et des contraintes d'ergonomie associée, l'option électromagnétique inertielle semble offrir le meilleur compromis : les densités de puissance atteignent facilement plusieurs 100µW/cm^3, et la possibilité d'un packaging hermétique est attrayante. Les récupérateurs piézoélectriques performants sont trop spécifiques à la zone de la chaussure, qui n'est pas notre application principale, tandis que l'approche triboélectrique offre d'intéressantes possibilités sur l'intégration textile, mais les puissances produites sont insuffisantes pour notre application.

En conséquence, les premiers dispositifs étudiés au cours de cette thèse (présentés aux chapitres 3 et 4) sont des générateurs inertiels à induction électromagnétique. Une approche électrostatique est présentée chapitre 5 ; le phénomène triboélectrique y est exploité de façon assez différente de celle des études que nous avons présentées ici, avec pour objectif de rapprocher les performances de ce type de générateur des besoins des vêtements connectés.

Chapitre 3 – Etude d'un récupérateur d'énergie résonant au format pile AA

Ce chapitre présente le développement d'un récupérateur d'énergie électromagnétique inertiel, résonant et non-linéaire. Le dispositif réalisé in fine est très proche (en taille et en poids) d'une pile AA (FIGURE 3-1). D'après l'étude de l'état de l'art présentée au chapitre précédent, ce format de récupérateur est l'un des plus intéressants au vu des objectifs de puissance électrique pour l'autonomie des vêtements intelligents. Les performances des récupérateurs d'énergie sur la personne étant dépendantes de l'activité, le système a été conçu vis-à-vis d'une stimulation de type « course à pied », qui est assez générique pour les applications sportives ciblées par cette thèse.

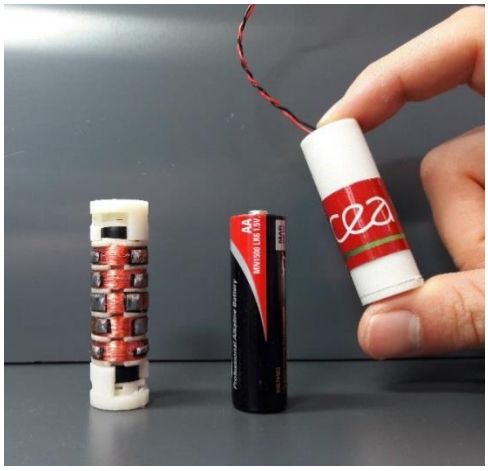


FIGURE 3-1 –Prototypes du récupérateur non-linéaire résonant, avec et sans packaging, et pile AA standard

Le chapitre est organisé en quatre sections. En premier lieu, la pertinence des récupérateurs résonants pour l'activité visée est vérifiée dans un cas général, en utilisant le modèle linéaire. Les challenges relatifs aux contraintes de dimensions sont également soulignés, et un facteur de mérite correspondant est proposé. La structure du générateur non-linéaire est ensuite détaillée, et un modèle complet est construit pour permettre l'optimisation de ses différents paramètres. La réalisation et la caractérisation d'un prototype sont exposées dans la troisième section, et ses performances sont comparées à l'existant. Enfin, les opportunités de réductions des dimensions du système sont explorées par une approche numérique.

Publications associées aux travaux de ce chapitre :

Geisler et al. "Human-motion energy harvester for autonomous body area sensors", Smart Materials and Structures, 2017 [142]
Geisler et al. "Scaling effects in a non-linear electromagnetic energy harvester for wearable sensors", Journal of Physics: Conference Series, 2016 [143]

I Etude préliminaire : le modèle du résonateur linéaire, une référence utile

Le modèle linéaire est très largement utilisé dans les études de systèmes résonants. Il permet d'obtenir simplement des ordres de grandeurs des puissances électriques qui peuvent être produites par ce type de système, en fonction de ses caractéristiques et de celles d'une stimulation mécanique d'entrée. Ce modèle servira donc de référence pour évaluer les performances du récupérateur non-linéaire modélisé et testé par la suite.

1 Système linéaire - Limitation du mouvement de la masse mobile

1.1 Modèle

Le modèle générique du système linéaire (FIGURE 3-2) a été proposé par William and Yates [144].

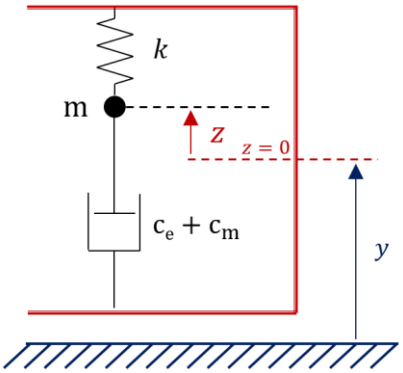


FIGURE 3-2 - Modèle du générateur linéaire inertiel résonant

Considérant une masse mobile m, un ressort de raideur k et des coefficients d'amortissement électrique c_e et mécanique c_m constants, le mouvement relatif de la masse par rapport au corps du générateur est décrit par l'équation (3-1) :

$$\ddot{z} + \frac{c_e + c_m}{m}\,\dot{z} + \frac{k}{m}\,z = -\ddot{y} \tag{3-1}$$

La coordonnée z traduit la position de la masse mobile relativement au corps du générateur. Arbitrairement, la position $z = 0$ correspond à une force de rappel du ressort nulle (la position de repos dépend d'une éventuelle gravité sur laquelle on ne fait pas d'hypothèse ici). $\ddot{y}$ est l'accélération du générateur dans le référentiel du laboratoire. On peut définir la fréquence naturelle du système :

$$f_0 = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{k}{m}} \tag{3-2}$$

La puissance électrique extraite instantanément du système mécanique vaut alors :

$$p_e = c_e \dot{z}^2 \tag{3-3}$$

A partir d'une excitation mécanique harmonique $Y = Y_0 e^{j\omega}$, la solution pour la position est d'une forme semblable $Z = Z_0 e^{j\omega}$. L'expression de l'amplitude du mouvement Z_0 est déduite de l'équation (3-1) :

$$Z_0 = \frac{\omega Y_0}{\sqrt{\omega^2 \left(1 - \frac{\omega_0^2}{\omega^2}\right)^2 + \left(\frac{c_e + c_m}{m}\right)^2}} \tag{3-4}$$

De même, la puissance électrique moyenne P_e produite à partir de cette entrée harmonique peut être exprimée analytiquement (3-5). Elle atteint son maximum (3-6) lorsque les amortissements mécaniques et électriques sont égaux ($c_e = c_m$).

$$P_e = \frac{c_e \omega^4 Y_0^2}{2(\omega^2 \left(1 - \frac{\omega_0^2}{\omega^2}\right)^2 + \left(\frac{c_e + c_m}{m}\right)^2)} \tag{3-5}$$

$$P_{e,max} = \frac{m^2 \omega^4 \, Y_0^2}{8 \, c_m} \tag{3-6}$$

L'expression (3-6) est parfois employée comme maximum théorique de la puissance électrique, en particulier pour les systèmes résonants dédiés à des sources d'excitations avec une fréquence dominante (comme cela peut être le cas pour des vibrations en milieu industriel, par exemple).

Dans le cas des générateurs portés par la personne, l'exigence de confort d'utilisation peut nécessiter de limiter leurs dimensions, et en particulier l'amplitude du mouvement de la masse mobile. Les effets de cette contrainte peuvent aussi être examinés dans le modèle linéaire. Elle se traduit par une condition $Z_0 \leq Z_{lim}$ dans l'expression (3-4), qui peut être en particulier assurée si l'amortissement du système ($c_e + c_m$) est suffisamment important. Contrôler l'amplitude du mouvement de la masse mobile par l'amortissement permet de rester dans le cas linéaire : la masse n'arrive pas en butée. En considérant que la composante électrique c_e de l'amortissement est le paramètre de contrôle, on peut lui définir une valeur minimale $c_{e,min}$ nécessaire pour maintenir le mouvement de la masse mobile sous la limite Z_{lim} choisie :

$$\begin{cases} c_{e,min} = \max\left(m\omega\sqrt{\left(\frac{Y_0^2}{Z_{lim}^2} - \left(1 - \frac{\omega_0^2}{\omega^2}\right)^2\right)} - c_m \, , 0\right) & \text{si} \quad \frac{Y_0^2}{Z_{lim}^2} \geq \left(1 - \frac{\omega_0^2}{\omega^2}\right)^2 \\ c_{e,min} = 0 & \text{sinon.} \end{cases} \tag{3-7}$$

Par ailleurs, dériver l'expression de la puissance électrique (3-5) par rapport à c_e permet d'obtenir une expression de sa valeur optimale en fonction des autres paramètres du système, dans le cas général :

$$c_{e,opt} = \sqrt{c_m^2 + \left(m\omega\left(1 - \frac{\omega_0^2}{\omega^2}\right)\right)^2} \tag{3-8}$$

Si l'excitation mécanique d'entrée présente une amplitude Y_0 importante, ce qui est typiquement le cas pour certains mouvements humains, limiter le déplacement en deçà d'une valeur Z_{lim} peut impliquer que l'amortissement électrique soit supérieur à sa valeur optimale du cas général, i.e.

$c_{e,min} > c_{e,opt}$. Plus précisément, en couplant les expressions (3-7) et (3-8), on peut déterminer la valeur de c_e qui maximise la puissance électrique tout en respectant la contrainte dimensionnelle Z_{lim} :

$$c_{e,opt,Z_{lim}} = \max\left(c_{e,opt}, c_{e,min}\right) \tag{3-9}$$

Par conséquent, à partir d'une certaine limite de déplacement imposée, la puissance électrique maximale compatible avec cette contrainte sera inférieure à la puissance maximale du cas « libre » (3-5). Il peut être utile de garder cette considération à l'esprit lorsqu'on cherche à évaluer les performances d'un récupérateur d'énergie inertiel, afin de pouvoir distinguer l'impact des choix structuraux sur la puissance produite (par exemple la forme de couplage électromécanique, ou l'utilisation de ressorts linéaires/non-linéaires), et cette conséquence de la réduction des dimensions.

1.2 Facteur de mérite pour l'évaluation des générateurs inertiels résonants

A partir du constat précédent, il est possible de définir un facteur de mérite (FdM) basé sur le modèle linaire. Il consiste à calculer le rapport entre la puissance électrique expérimentale *récupérée* (dans une charge choisie) à partir d'un dispositif testé, $P_{c,exp.}$, et la puissance électrique (totale) simulée $P_{e,lineaire}$ d'un système linéaire « équivalent » auquel est imposée une limite de déplacement crête-à-crête ΔZ_{max} :

$$\mathrm{FdM}(\Delta Z_{max}) = \frac{P_{c,exp.}}{P_{e,lineaire}(\Delta Z_{max})} \tag{3-10}$$

Le système linéaire « équivalent » est défini par une masse mobile m et un amortissement mécanique c_m identiques au générateur testé, mais ses autres paramètres (raideur k, coefficient d'amortissement électrique c_e) sont optimisés pour délivrer le maximum de puissance électrique à partir d'une excitation mécanique d'entrée mesurée expérimentalement lors de la caractérisation du générateur réel. Dans notre étude, les simulations du système linéaire ont été réalisées sous Simulink (FIGURE 3-3).

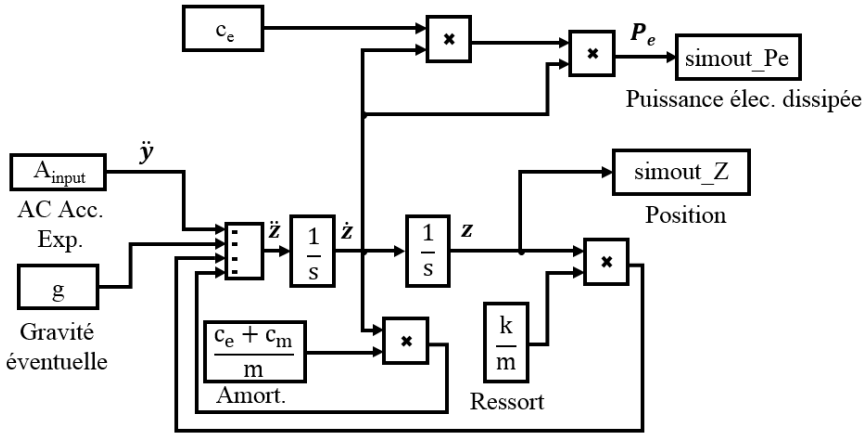


FIGURE 3-3 - Schéma Simulink du résonateur linéaire.

Cette méthode d'évaluation est un peu contraignante, car elle implique de mesurer systématiquement les accélérations lors des tests de caractérisation pour pouvoir calculer la valeur de la référence linéaire. Mais elle est cependant plus objective que la comparaison directe avec les dispositifs de l'état de l'art, notamment parce que les stimulations mécaniques d'entrée peuvent être très variables en intensité d'une étude à l'autre, en particulier dans le cas des tests sur la personne.

De plus, ce facteur de mérite donne davantage d'informations quant à la pertinence des choix structuraux, grâce à la prise en compte de l'effet de la limitation du déplacement de la masse mobile.

2 Application à une stimulation humaine : la course à pied

2.1 Analyse de l'accélération humaine

Le design d'un récupérateur d'énergie s'appuie souvent sur l'étude de la signature fréquentielle de l'excitation mécanique visée. Dans le cas de notre étude, nous examinons les propriétés de la course à pied. L'accélération $\ddot{y}$ le long des membres a été mesurée sur un sujet courant lentement (6.4 km/h) sur un tapis roulant, au moyen d'un accéléromètre analogique (ADXL326) placé successivement en différents points du corps : sur le bras, le côté de la poitrine, la hanche et le tibia. Les signaux temporels enregistrés (FIGURE 3-4a) montrent des pics d'accélérations dont l'amplitude est comprise entre 2*g* et 8*g*, et qui correspondent aux impacts des pas (1*g* = 9.81 m.s^{-2}).

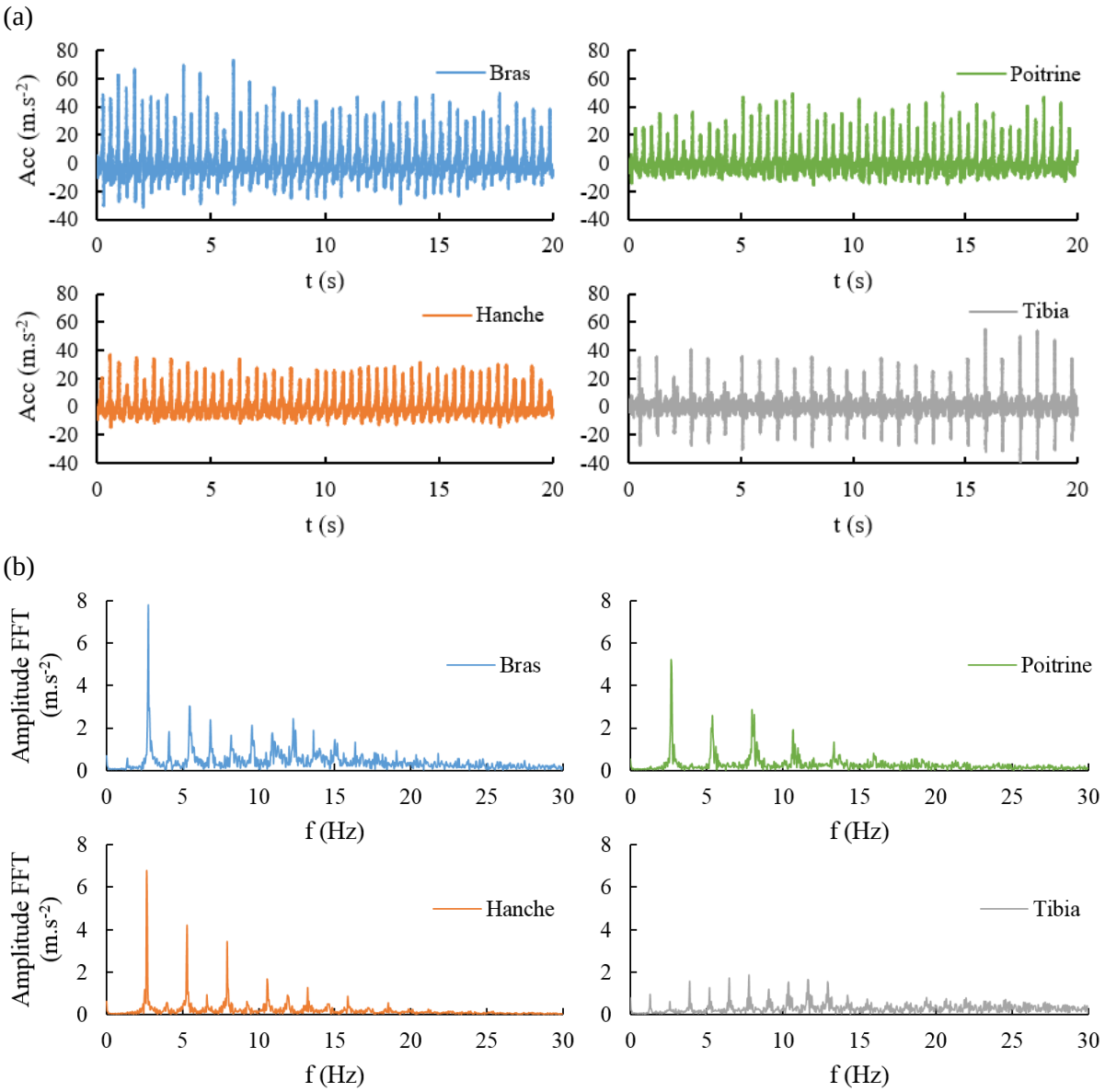


FIGURE 3-4 - Etude de l'accélération le long des membres, lors de la course à pied (6.4 km/h). (a) Mesures temporelles en différents points du corps. (b) FFT correspondantes

La fréquence de ces impacts est d'environ 2.7 Hz, comme montré par la FFT des signaux (FIGURE 3-4b). Pour les positions de la partie supérieure du corps, les fréquences dominantes correspondent aux harmoniques de cette fréquence fondamentale, avec un spectre « utile » contenu dans l'intervalle 2-15 Hz. Le cas du tibia est particulier : la fréquence des impacts relevés le long de ce membre est deux fois moindre que pour les autres emplacements. Le choc vertical n'est en effet ressenti que lorsque la jambe portant le capteur est la jambe d'appui. Cette position sera donc sans doute moins avantageuse pour un récupérateur inertiel, car l'intensité mécanique d'entrée y est plus faible en moyenne.

Les chocs des pas constituent donc une source d'énergie mécanique importante pour un récupérateur d'énergie inertiel dédié à la course à pied. Ils se répercutent dans l'ensemble du corps et peuvent être exploités par un générateur unidirectionnel comme celui étudié dans ce chapitre, à la condition que le dispositif soit suffisamment aligné avec la direction des impacts provenant des deux pieds. Certains positionnements ne seront donc pas souhaitables pour ce type de récupérateur, comme les avant-bras ou les tibias.

2.2 Potentiel de l'activité pour la génération inertielle d'électricité

Une fois le type d'excitation mécanique ciblée, il est intéressant d'estimer quels niveaux de puissance électrique il est possible d'obtenir avec un récupérateur résonant. Pour cette étude, la masse mobile est fixée à $m = 5\ \mathrm{g}$, et l'amortissement mécanique c_m à 0.01 N.s/m. Cette dernière valeur est de l'ordre de grandeur de l'amortissement mécanique estimée pour le prototype de générateur non-linéaire ci-après (0.018 N.s/m, voir section III-2). L'excitation mécanique utilisée comme entrée est un enregistrement d'accélération relevé au niveau du bras lors d'une course lente (4.8 km/h) sur tapis roulant. Le signal temporel et la signature fréquentielle de l'excitation sont donnés respectivement FIGURE 3-5a et FIGURE 3-5b. La réponse temporelle du système linéaire (section 1) est simulée, pour différentes fréquences propres f_0 dans l'intervalle 1-30 Hz. Pour chaque fréquence propre, le coefficient d'amortissement électrique c_e est optimisé pour maximiser la valeur de la puissance électrique moyenne P_e extraite du système.

Dans le cas du système « libre » (sans limite de déplacement de la masse mobile, FIGURE 3-5c), le maximum de puissance (43.8 mW) est atteint lorsque f_0 correspond à la fréquence des pas (2.7Hz). Le mouvement de la masse mobile correspondant est également important (33 cm). Imposer une contrainte de déplacement maximal $\Delta Z_{\max} = 5\ \mathrm{cm}$ par l'amortissement électrique (donc en restant en régime de fonctionnement linéaire) limite ce maximum à seulement 15.3 mW (FIGURE 3-5d). En effet, l'amortissement électrique c_e optimal assurant la contrainte de déplacement (FIGURE 3-5f) est supérieur à sa valeur optimale dans le cas « libre » (FIGURE 3-5e).

En plus de réduire la puissance électrique maximale récupérable, limiter le mouvement de la masse mobile à 5 cm a une autre conséquence : les puissances produites avec des fréquences propres f_0 comprises entre 2 et 12 Hz sont à un niveau équivalent, entre 12 et 15 mW (FIGURE 3-5b). Cette observation est intéressante dans la mesure où il est difficile de réaliser des faibles valeurs de fréquences propres lorsque la masse mobile est réduite : en effet, pour obtenir $f_0 = 3\mathrm{Hz}$ avec une masse $m = 5\ \mathrm{g}$, il faudrait employer un ressort de raideur k=1.7 N/m, ce qui est extrêmement faible, et difficile à réaliser [145]. Pour comparaison, une bande de caoutchouc de longueur 5 cm, avec une section de 1x2 mm² et un module d'Young de 1 MPa présente une raideur de 40 N/m. Dans le cas de la limitation du mouvement, il est donc rassurant de pouvoir cibler des fréquences propres plus élevées sans pour autant abaisser davantage la limite théorique de la puissance électrique maximale avec ce type de stimulation humaine.

Cet ordre de grandeur de puissance électrique (~10 mW) est cohérent avec les besoins des vêtements connectés. Pour le développement du récupérateur résonant réel (ci-après), les valeurs de masse et de déplacement maximal seront donc choisies proches de celles utilisées dans cette étude préliminaire.

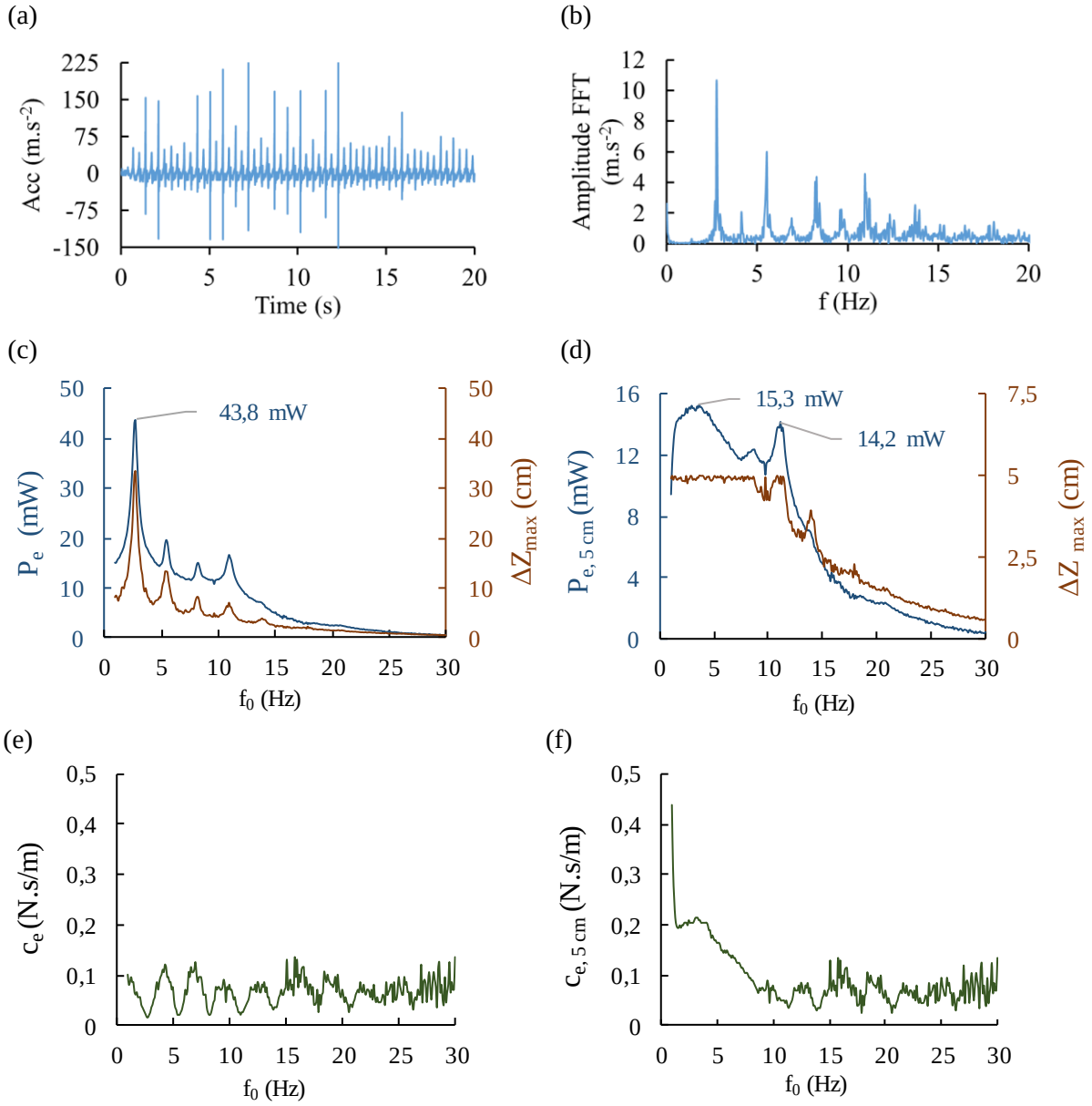


FIGURE 3-5 - Exemple de simulation du générateur linéaire (masse mobile : 5g) – Données d'entrée expérimentales : course lente (4.8km/h), le long du bras. (a) Signal temporel et (b) FFT de l'excitation d'entrée. Puissance électrique moyenne P_e optimale et déplacement crête-à-crête maximal ΔZ_{max} correspondant, tracés en fonction de la fréquence propre f_0, (c) sans restriction de mouvement, et (d) avec une limite fixée à 5cm. Valeur optimale du coefficient d'amortissement électrique c_e (e) dans le cas libre et (f) dans le cas restreint (5cm).

II Développement du récupérateur non-linéaire

1 Structure du système

La structure du générateur non-linéaire étudiée dans ce chapitre est illustrée FIGURE 3-6. Elle comporte :

- Un corps de générateur en matériau amagnétique. Il est composé d'un tube dont les parois internes assurent le guidage de la masse mobile, de supports pour les bobinages et d'embouts maintenant les aimants répulsifs aux deux extrémités du tube.
- Une masse mobile constituée de trois aimants cylindriques de dimensions identiques, polarisés axialement et disposés de façon à ce que les polarités de deux aimants consécutifs soient opposées (i.e. se repoussant mutuellement). Les aimants sont séparés par des disques ferromagnétiques (fer doux) dont la fonction est de canaliser le flux magnétique radialement entre les aimants, et faciliter l'assemblage de la masse mobile.
- Plusieurs bobines, toutes identiques (y compris dans leur sens d'enroulement), disposées régulièrement (avec une périodicité spatiale particulière, voir ci-après) le long du corps du générateur, et électriquement indépendantes (ni séries, ni parallèles). Ce dernier point permet de limiter les portions de bobinages « inutiles », celles qui sont trop loin du mobile magnétique pour être concernées pas l'induction. Par exemple, si toutes les bobines étaient en série, un certain nombre de spires ne constituerait alors qu'une résistance « parasite » (pertes Joule), en fonction de la position du mobile.
- Deux aimants répulsifs cylindriques, placés aux extrémités de la course du mobile, et remplissant une fonction de ressort non-linéaire sans contact.

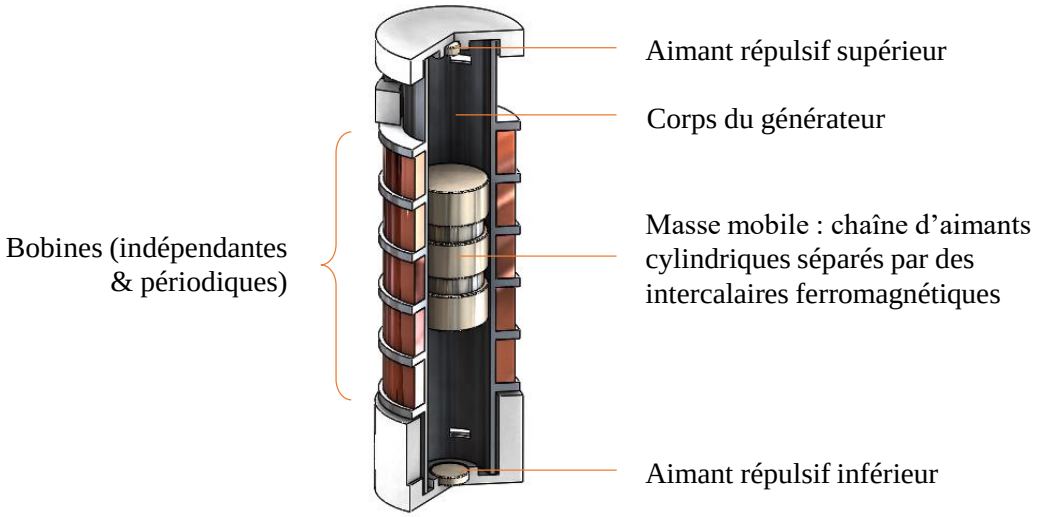


FIGURE 3-6 - Structure du générateur inertiel non-linéaire

Cette forme de générateur a été étudiée de nombreuses fois dans la littérature, et son intérêt pour la conversion des stimulations basses-fréquences (inférieures à 50 Hz) a été démontré [53,54,60,146]. L'objectif de notre étude est de proposer une méthode pour optimiser efficacement le dispositif relativement à une activité humaine ciblée, ici la course à pied.

L'équation du mouvement (3-11) décrit l'évolution temporelle de la position relative z_m de la masse mobile magnétique, en fonction de la stimulation d'entrée $\ddot{y}$ (qui est l'accélération du corps du générateur dans le référentiel du laboratoire), d'une force de gravité, et de la force de répulsion

magnétique non-linéaire F_{rep} entre la masse mobile et les aimants répulsifs placés aux extrémités. Le couplage électromécanique se traduit par une force F_{em} qui dépend de la vitesse et de la position de la masse mobile. Par soucis de simplification, les pertes mécaniques liées aux frottements sont représentées par un coefficient d'amortissement dynamique c_m, à l'instar du modèle linéaire précédent.

$$\mathrm{m}\ddot{\mathrm{z}}_{\mathrm{m}} = -\mathrm{m}\ddot{\mathrm{y}} + F_{gravité} + \mathrm{F}_{\mathrm{rep}}(\mathrm{z}_{\mathrm{m}}) + \mathrm{F}_{\mathrm{em}}(\mathrm{z}_{\mathrm{m}}, \dot{\mathrm{z}}_{\mathrm{m}}) - \mathrm{c}_{\mathrm{m}}\,\dot{\mathrm{z}}_{\mathrm{m}} \tag{3-11}$$

Les sections suivantes portent sur la modélisation des forces de répulsion exercées par les aimants répulsifs et la force de couplage électromécanique, avec pour objectif d'optimiser le système dans le cadre de la récupération de l'énergie du mouvement humain.

2 « Ressorts magnétiques »

L'utilisation d'aimants répulsifs à la place d'un ressort mécanique permet de limiter l'espace occupé par le système masse-ressort résonant et de fonctionner sans contact, ce qui est un atout pour la durabilité du système. La force de répulsion magnétique est cependant délicate à modéliser, et son caractère non-linéaire rend la réponse fréquentielle du système plus sensible aux caractéristiques de la stimulation d'entrée.

2.1 Modèle de répulsion magnétique

Nous avons choisi d'utiliser une approche semi-analytique pour calculer la répulsion magnétique entre deux aimants permanents cylindriques coaxiaux. Elle est basée sur le modèle par « courant de surface équivalent » (ESCM, « equivalent surface current model ») [147], et s'appuie sur la dérivée de l'énergie d'interaction, qui conduit à l'expression de la force (3-12) (les notations sont explicitées TABLE 3-1).

$$\begin{aligned}\mathrm{F}_{\mathrm{rep}}(\mathrm{gap}) = \mu_0 \pi \mathrm{R}_1 \mathrm{R}_2 \mathrm{M}_{\mathrm{s},1} \mathrm{M}_{\mathrm{s},2} \int_0^{\infty} J_1(\varepsilon \mathrm{R}_1) J_1(\varepsilon \mathrm{R}_2) \big[\mathrm{e}^{-\varepsilon\cdot(\mathrm{gap}+\mathrm{H}_1)} + \mathrm{e}^{-\varepsilon\cdot(\mathrm{gap}+\mathrm{H}_2)} \\ - \mathrm{e}^{-\varepsilon\cdot\mathrm{gap}} - \mathrm{e}^{-\varepsilon\cdot(\mathrm{gap}+\mathrm{H}_1+\mathrm{H}_2)} \big] \varepsilon^{-1} \mathrm{d}\varepsilon\end{aligned} \tag{3-12}$$

Symbole	Description
R_1 (resp. R_2)	Rayon de l'aimant 1 (resp 2)
H_1 (resp. H_2)	Hauteur de l'aimant 1 (resp 2)
$M_{s,1}$ (resp $M_{s,2}$)	Aimantation à saturation de l'aimant 1 (resp 2)
J_1	Fonction de Bessel du premier ordre : $J_1(x) = \sum_{k=0}^{\infty} \frac{(-1)^k}{k!\,(1+k)!} \left(\frac{x}{2}\right)^{2k+1}$

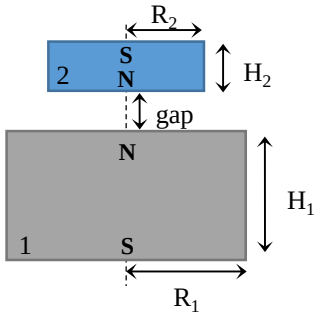


TABLE 3-1 – Notations - Répulsion magnétique entre deux aimants cylindriques coaxiaux

L'implémentation de l'expression (3-12) numériquement permet de calculer les courbes de répulsion magnétique plus rapidement que par une méthode aux éléments finis, ce qui est avantageux pour l'optimisation le système. Le calcul de la force appliquée à une chaîne d'aimants alternés complète peut être obtenu par superposition, d'autant plus facilement si ces aimants sont tous identiques. Cependant, du fait des dimensions généralement réduites des aimants répulsifs

dans notre application, et de l'usage de disques ferromagnétiques intercalés dans la chaîne d'aimants mobiles, la force appliquée à celle-ci correspond seulement à l'interaction entre l'aimant répulsif et l'aimant en extrémité de chaîne.

Un exemple de courbe de force de répulsion entre une chaîne d'aimants alternés et un aimant répulsif est proposé FIGURE 3-7. L'approche analytique - avec superposition des interactions de l'aimant répulsif avec tous les aimants de la chaine, ou en considérant seulement l'aimant extrémal de celle-ci - est comparée à la modélisation par éléments finis (réalisée sous COMSOL). Pour cette dernière, le caractère ferromagnétique des disques-intercalaires a été pris en compte (contrairement à l'approche analytique précédente) par une perméabilité magnétique relative du matériau fixée à $\mu_r = 1000$.

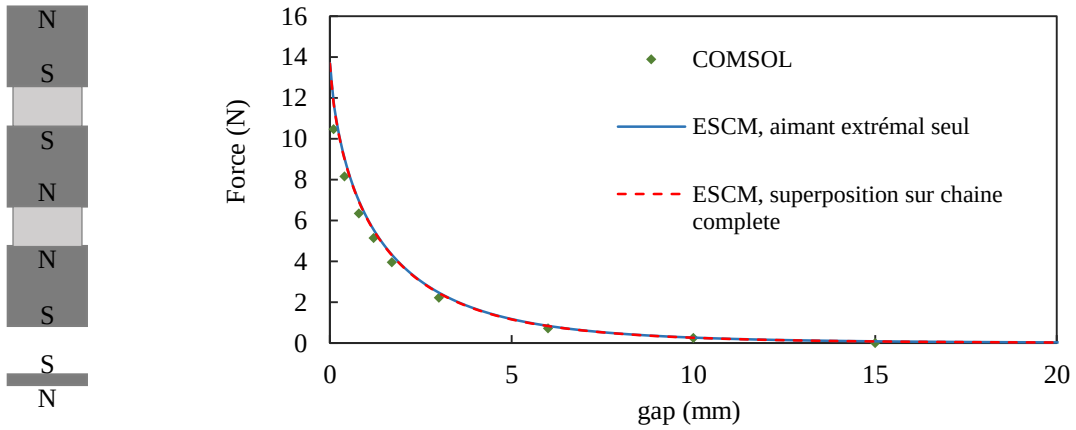


FIGURE 3-7 – Répulsion magnétique : exemple de calcul de la force entre une chaîne d'aimants cylindriques alternés et un aimant répulsif en fonction du gap d'air les séparant. La chaîne étudiée est composée de 3 aimants de magnétisation N45 ($B_r = 1.35T$) et de dimensions Ø8mm x h8mm, et de 2 espaceurs ferromagnétiques de 4mm d'épaisseur ($\mu_r = 1000$) ; l'aimant répulsif est un disque de dimensions Ø8mm x 1mm. Les deux ensembles sont supposés coaxiaux. Les résultats des méthodes analytique (modèle par courant de surface équivalent, ESCM) et numérique (COMSOL) sont comparés.

Lors de la simulation temporelle de l'équation du système (3-11) sur Simulink, les courbes numériques des forces répulsives associées aux deux aimants répulsifs (inférieur et supérieur) sont implémentées via des blocs de type « look-up table » (cf. annexe 3A). Il est possible de définir par ailleurs les notions de raideur et fréquence propre « effectives » (ou moyennes) du générateur sur un échantillon temporel de durée T :

$$k_{eff} = -\frac{1}{T}\int_0^T \left(\frac{dF_{rep,inf}}{dz_m} + \frac{dF_{rep,sup}}{dz_m}\right) dt$$
$$f_{0,eff} = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{k_{eff}}{m}} \qquad (3\text{-}13)$$

A la fin d'une simulation temporelle du générateur, le calcul de ces grandeurs moyennes peut servir d'indicateur pour interpréter les performances du générateur relativement à la stimulation mécanique d'entrée considérée.

2.2 Effets non-linéaires

L'utilisation d'une force de rappel non-linéaire, comme celle fournie par des aimants répulsifs, a des conséquences sur le comportement fréquentiel du système. Pour illustrer certains de ces effets, nous considérons ici l'exemple d'un système horizontal (sans force de gravité) soumis à une excitation sinusoïdale (3-14).

$$\ddot{y}(t) = A\sin(2\pi ft) \tag{3-14}$$

Le dispositif simulé a une longueur de 5cm, deux aimants répulsifs (Ø8mm x h1mm) et une masse mobile de deux aimants (Ø8mm x h8mm) alternés. Pour cette étude, on suppose arbitrairement que la force de couplage électromécanique correspond à un amortissement dynamique de coefficient c_e constant : $F_{em} = -c_e\dot{z}_m$. La réponse du système est calculée en fonction de la fréquence d'excitation f.

D'abord, seule l'amplitude A de l'entrée mécanique est modifiée (de 0.5*g* à 2*g*). Les courbes de la puissance électrique moyenne P_e extraite du système (FIGURE 3-8a) atteignent leur maximum pour différentes fréquences de résonance (entre 12 et 16 Hz) et présentent une asymétrie de plus en plus prononcée avec l'augmentation de A, par un effet de « durcissement » de l'action des aimants répulsifs [146].

Dans un second temps, l'influence de la valeur du coefficient d'amortissement électrique c_e est analysée, tandis que l'amplitude de l'excitation A est maintenue égale à 1*g* (FIGURE 3-8b). Pour cet exemple, on observe l'existence d'une situation optimale $c_e = c_m$ maximisant la puissance électrique, à l'instar du cas linéaire. Par ailleurs, la position de la résonance varie avec le niveau de c_e, mais sa forme est également altérée : en plus d'abaisser la fréquence de résonance, un amortissement plus important « adoucit » l'asymétrie du pic. Le fait que ces deux facteurs (A et c_e) aient une influence similaire sur la fréquence de résonance n'est pas si surprenant, puisque tous deux modifient l'énergie cinétique conférée à la masse mobile qui lui permet d'atteindre des zones plus ou moins « raides » de la caractéristique de la répulsion magnétique.

L'évolution de la fréquence propre effective $f_{0,eff}$ du système (FIGURE 3-8c) permet d'observer cette non-linéarité différemment. En effet, cette fréquence n'est jamais égale à la fréquence de sollicitation f. D'abord supérieure à celle-ci, elle croît jusqu'à la « résonance » (où la puissance maximale est atteinte), immédiatement après laquelle se produit un brusque décrochage. En conséquence, ce type de système non-linéaire ne peut fonctionner à la résonance au sens habituel du terme, car celle-ci est un point d'instabilité.

Une dernière conséquence de la forme non-linéaire de l'équation du mouvement (3-11) est que celle-ci peut admettre plusieurs solutions suivant le choix des conditions initiales. Par exemple, en fonction du sens de variation de la fréquence d'excitation, la position de la résonance en puissance électrique peut changer. Dans l'exemple de la simulation illustrée FIGURE 3-8d, la fréquence de résonance observée dans le sens décroissant est inférieure à celle du sens croissant. Cet effet est cependant réduit pour des valeurs d'amortissement élevées. On peut noter que ces phénomènes non-linéaires sont semblables à ceux observés dans les systèmes de type oscillateur de Duffing [148], dont la force de rappel/ressort prend la forme $F(z) = -k_1 z - k_3 z^3$. Ce n'est pas surprenant, car la force de répulsion magnétique peut être parfois modélisée par ce type d'expression, plus ou moins précisément suivant la géométrie des aimants.

Les propriétés non-linéaires de la répulsion magnétique ont plusieurs implications pour l'optimisation de ce format de récupérateur d'énergie. La fréquence de « résonance » du système dépend de l'énergie mécanique conférée à la masse mobile, et varie avec l'intensité de l'excitation d'entrée, la valeur des amortissements mécanique et électrique et les conditions initiales. Contrairement au système linéaire, il n'est donc pas possible d'optimiser la structure simplement à partir de la signature fréquentielle du signal d'entrée : l'ensemble des paramètres du système - sa longueur, les dimensions des aimants, l'amortissement - ont aussi une influence sur sa résonance.

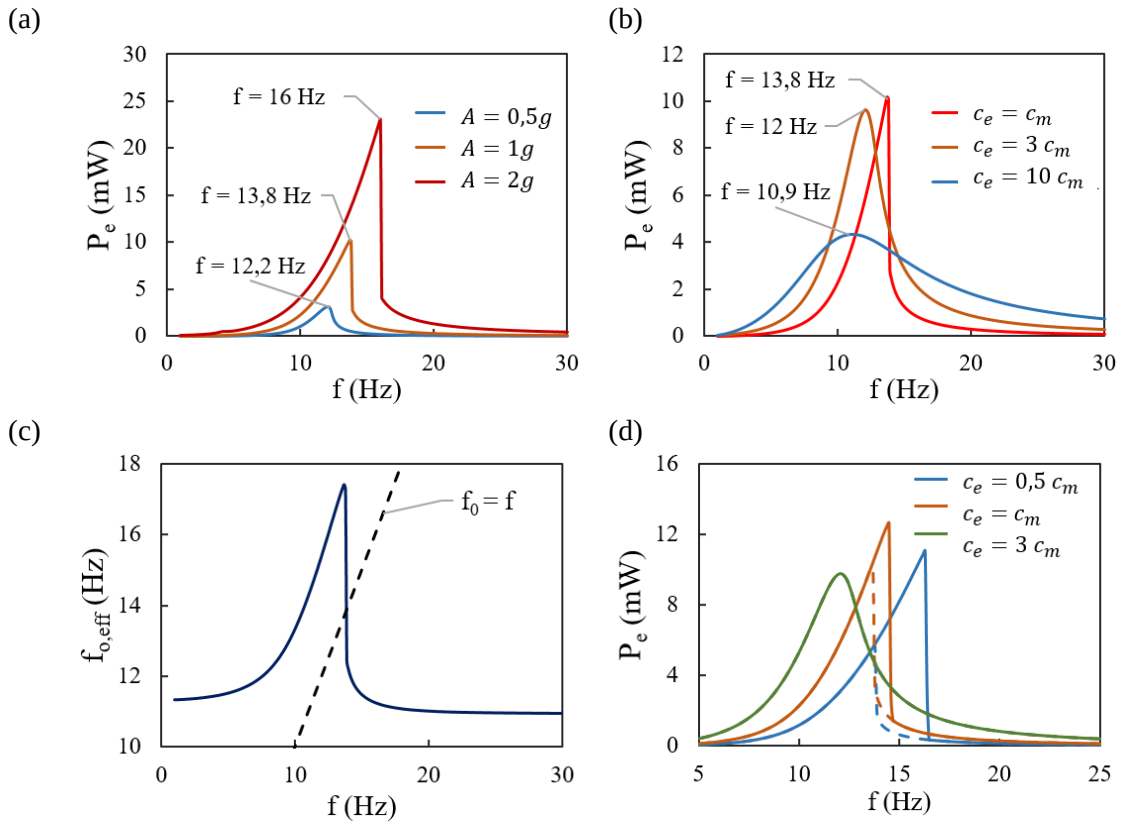


FIGURE 3-8 – Effets non-linéaires liés aux aimants répulsifs. Simulation d'un système à deux aimants répulsifs, soumis à une accélération sinusoïdale. Résonance en puissance du système en fonction de (a) l'amplitude A de l'accélération d'entrée (à $c_e = c_m = 0.05\ \mathrm{N.s/m}$ constant), ou (b) l'amortissement électrique c_e ($A = 1g$ constant). (c) Evolution de la fréquence effective propre du système ($A = 1g$, $c_e = c_m$). (d) Influence du sens de variation de la fréquence f de l'input harmonique, pour différentes valeurs d'amortissement électrique c_e (sens croissant en trait plein, décroissant en pointillés).

3 Couplage électromécanique

3.1 Préambule : intérêt de la segmentation du volume magnétique mobile en plusieurs aimants alternés

Le point de départ dans l'étude du couplage électromécanique est l'expression de la loi de Faraday (3-15). La force électromotrice (f.é.m.) e_s induite dans une spire conductrice par le mouvement rectiligne de la masse mobile magnétique (repérée par sa position z_m) est déterminée par la variation du flux magnétique Φ dans cette spire.

$$e_s = -\frac{d\Phi}{dt} = -\frac{\partial\Phi}{\partial z_m}\frac{dz_m}{dt} = -\frac{\partial\Phi}{\partial z_m}\dot{z}_m \qquad (3\text{-}15)$$

Supposons que cette spire est en court-circuit, et présente une résistance propre R_s (on néglige l'inductance). Le phénomène d'induction se traduit alors par une génération de puissance électrique. La loi de conservation de l'énergie permet de relier cette puissance extraite à un amortissement électrique (coefficient c_e) appliqué au mouvement de la masse mobile (3-16).

$$c_e\,\dot{z}_m^2 = \frac{e_s^2}{R_s} = \frac{1}{R_s}\left(\frac{\partial\Phi}{\partial z_m}\right)^2 \dot{z}_m^2 \Leftrightarrow c_e = \frac{1}{Rs}\left(\frac{\partial\Phi}{\partial z_m}\right)^2 \tag{3-16}$$

Cette expression fait apparaître qu'un moyen d'augmenter l'amortissement électrique (qui matérialise ici le couplage électromécanique) est de maximiser le gradient du flux délivré par la masse magnétique. Une solution régulièrement proposée dans la littérature consiste à « segmenter » le volume magnétique mobile en une chaîne d'aimants aux polarités successives alternées [57,68,149,150] ou en empilement de Halbach, dans lequel les polarités de deux aimants successifs sont tournées de 90° [146,151]. Intuitivement, ce type de configurations semble en effet pertinent pour augmenter le gradient du flux magnétique, mais la réalité n'est pas si évidente.

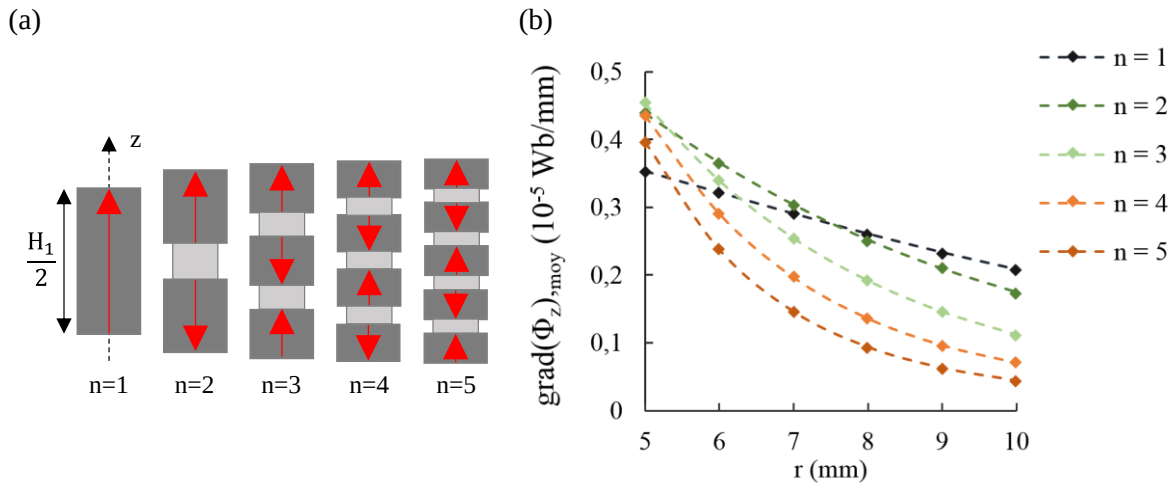


FIGURE 3-9 - Segmentation d'un même volume magnétique en n aimants alternés (a) Ordres de subdivision étudiés. (b) Valeur absolue du gradient de flux magnétique, moyenné sur la longueur de la masse magnétique, en fonction du rayon des spires capturant ce flux (le diamètre des chaînes d'aimants de la simulation est 8mm).

Nous avons étudié plusieurs niveaux de subdivision d'un même volume magnétique cylindrique, de hauteur 15mm et de diamètre 8mm, en n aimants alternés (FIGURE 3-9a). Pour $n \geq 2$, des disques intercalaires ferromagnétiques d'une épaisseur égale à la moitié de celle des aimants formant la chaîne ont été ajoutés (pour rester dans le domaine du réalisable en pratique). Par simulation aux éléments finis sous COMSOL, le flux magnétique axial Φ_z généré par ces différentes configurations a été déterminé. Cela a permis d'évaluer son gradient moyen (en valeur absolue) qui serait embrassé par des spires circulaires coaxiales avec la chaîne d'aimants cylindriques en fonction du rayon r de ses spires, suivant l'expression (3-17) :

$$\mathrm{grad}(\Phi_z)_{,moy}(r) = \frac{1}{L_n}\int_{-\frac{L_n}{2}}^{+\frac{L_n}{2}} \left|\frac{d\Phi_z}{dz}(r)\right| dz \tag{3-17}$$

L_n est une longueur magnétique « utile », fixée au double de la longueur de la chaîne magnétique. Le tracé de ce gradient moyen pour les différents ordres de subdivision (FIGURE 3-9b) fait apparaître que celle-ci ne présente un intérêt que jusqu'à $n = 3$, et seulement dans le cas de bobines de faibles épaisseurs (1-2mm). L'aimant unique ($n = 1$) a en effet une portée radiale plus importante. Aux plus faibles épaisseurs de bobines ($r = 5\text{mm}$), la segmentation ne permet d'augmenter le gradient qu'au mieux de 30% (pour $n = 2$), valeur qui décroit ensuite très rapidement.

Au vu de ces résultats, il semble que l'avantage d'une chaîne d'aimants alternés par rapport à un unique aimant soit donc en réalité assez limité du point de vue du couplage électromagnétique.

Malgré cela, nous avons choisi d'utiliser une chaîne de 3 aimants alternés dans notre système, pour deux raisons :

- Une telle chaîne permet de réduire la force de répulsion magnétique pour un aimant répulsif donné, ce qui est souhaitable étant donné les dimensions réduites de notre système et des basses fréquences visées.
- Par ailleurs, cette configuration particulière donne des facilités de modélisation du couplage électromagnétique et donc de son optimisation, comme montré ci-après.

3.2 Modèle de couplage électromécanique périodique

La question de la modélisation du couplage électromécanique est importante pour pouvoir contrôler la réponse de ce type de système, et particulièrement en raison de son caractère non-linéaire (cf. paragraphe 2.2). Les notations employées dans ce paragraphe sont explicitées par la FIGURE 3-10 et la TABLE 3-2.

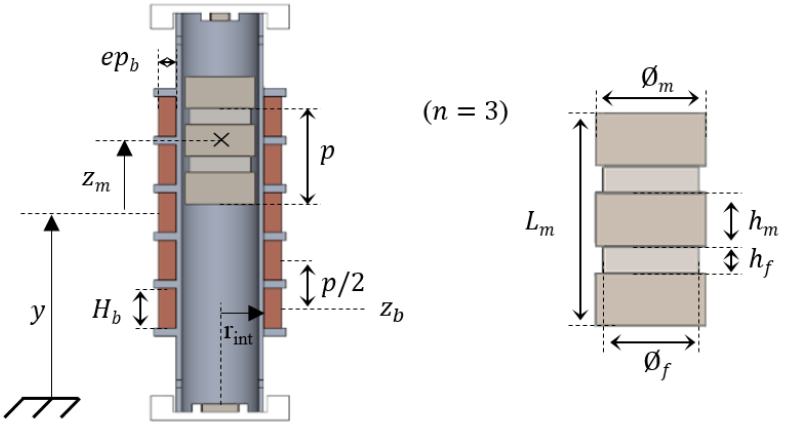


FIGURE 3-10 – Paramètres de la structure

TABLE 3-2 – Paramètres du modèle du générateur inertiel non-linéaire.

Symbole	Description	Symbole	Description
z_m	Position relative de la masse mobile	α	$\pi/2$ pour n impair, 0 pour n pair
z_b	Position relative du centre d'une bobine	N_b	Nb. de tours dans chaque bobine
h_m	Hauteur des aimants du mobile	H_b	Hauteur des bobines
$Ø_m$	Diamètre des aimants du mobile	ep_b	Epaisseur des bobines
h_f	Hauteur des disques ferromag.	r_{int}	Rayon intérieur des bobines
$Ø_f$	Diamètre des disques ferromag.	S_{Cu}	Section du fil de cuivre des bobines
n=3	Nb. d'aimants dans le mobile	k_{Cu}	Facteur de remplissage des bobines
L_m	Longueur de la masse mobile	R_b	Résistance des bobines
p	Période magnétique	R_c	Résistance de charge

3.2.1 Flux magnétique et force électromotrice

Le modèle proposé dans ce chapitre est basé sur l'observation que le flux magnétique axial Φ généré par une chaîne régulière d'aimants alternés (FIGURE 3-11) peut être décrit localement avec

une bonne approximation par une fonction périodique (3-18) [152], en négligeant certains effets d'extrémités.

$$\Phi(z,r) = \Phi_{max}(r)\sin\left(\frac{2\pi}{p}(z - z_m) + \alpha\right) \tag{3-18}$$

α est une phase de parité, valant 0 ou $\pi/2$ pour un nombre n pair ou impair d'aimants alternés dans la chaîne mobile, respectivement. Dans le cas d'une bobine à plusieurs spires réparties uniformément sur une épaisseur ep_b, l'amplitude Φ_{max} peut être remplacée par sa valeur moyenne $\widetilde{\Phi_{max}}(ep_b)$ sur cette épaisseur, qui dépend des paramètres de la bobine (rayon intérieur r_{int}, épaisseur ep_b) :

$$\widetilde{\Phi_{max}}(ep_b) = \frac{1}{ep_b}\int_{r_{int}}^{r_{int}+ep_b} \Phi_{max}(r)dr \tag{3-19}$$

Avec ces approximations, il suffit de calculer l'amplitude $\Phi_{max}(r)$ (sur un intervalle de rayons de spires r) pour décrire le flux magnétique. Deux approches sont possibles : en utilisant une formule analytique du champ magnétique produit par un aimant permanent cylindrique (en superposant les champs de tous les aimants de la chaîne, voir [153]), soit par des outils de simulation aux éléments finis, type COMSOL.

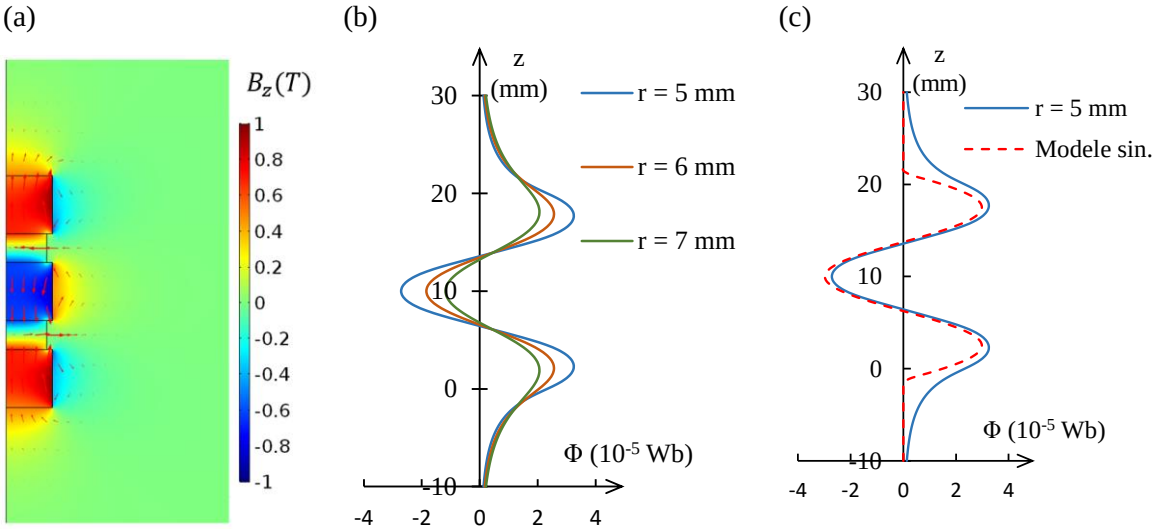


FIGURE 3-11 – Exemple de chaîne de 3 aimants alternés (aimant unité de dimensions Ø 8mm x h 5mm et magnétisation N45. Les disques intercalaires ferromagnétiques (Ø7mm x h2.5mm) ont une perméabilité magnétique relative μ_r=1000. (a) Simulation FEM COMSOL – Composante axiale B_z du champ magnétique. (b) Flux magnétique capturé par une spire circulaire coaxiale avec la chaîne d'aimants, en fonction de sa position z et de son rayon r. (c) Modèle sinusoïdal du flux magnétique utilisé pour les optimisations des démonstrateurs.

Considérant une bobine de N_b spires uniformément réparties sur sa longueur H_b et son épaisseur ep_b, z_b étant la coordonnée de son centre, la loi d'induction de Faraday permet d'exprimer la force électromotrice e à ses bornes :

$$e(z_m, \dot{z}_m) = -\frac{\partial}{\partial t}\left(\int_{z_b-\frac{H_b}{2}}^{z_b+\frac{H_b}{2}} \int_{r_{int}}^{r_{int}+ep_b} \Phi(z,r)\frac{N_b}{H_b\, ep_b} dr dz\right) \tag{3-20}$$

A partir des expressions (3-18) et (3-19), cette force électromotrice peut être formulée de la façon suivante :

$$e(z_m, \dot{z}_m) = -\frac{\partial}{\partial t}\left(\int_{z_b-\frac{H_b}{2}}^{z_b+\frac{H_b}{2}} \widetilde{\Phi_{max}}(ep_b)\sin\left(\frac{2\pi}{p}(z-z_m)+\alpha\right)\frac{N_b}{H_b} dz\right) \tag{3-21}$$

Ce qui donne :

$$e(z_m, \dot{z}_m) = 2\frac{N_b}{H_b}\widetilde{\Phi_{max}}(ep_b)\sin\left(\frac{\pi H_b}{p}\right)\cos\left(\frac{2\pi}{p}(z_b-z_m)+\alpha\right)\dot{z}_m \tag{3-22}$$

Cette expression fait apparaître un « gradient de flux magnétique » embrassé par la bobine complète (c'est-à-dire par ses spires mises en série) :

$$\mathrm{grad}_z\Phi(z_m) = -2\frac{N_b}{H_b}\widetilde{\Phi_{max}}(ep_b)\sin\left(\frac{\pi H_b}{p}\right)\cos\left(\frac{2\pi}{p}(z_b-z_m)+\alpha\right) \tag{3-23}$$

Tel que :

$$e(z_m, \dot{z}_m) = -\mathrm{grad}_z\Phi(z_m)\cdot\dot{z}_m \tag{3-24}$$

On considère à présent un induit composé d'un ensemble de bobines identiques, disposées de telle façon que la distance entre les centres de deux bobines successives soit égale à la moitié de la période magnétique : $|z_{b,i} - z_{b,i+1}| = p/2$ (cf. FIGURE 3-10). Cet arrangement périodique particulier implique que les forces électromotrices dans les bobines (induites par le mouvement de la masse mobile magnétique) varient conjointement. Ceci est illustré FIGURE 3-12, en considérant une masse mobile magnétique composée de 3 aimants alternés (donc $\alpha = \pi/2$ dans le modèle précédent). Le gradient du flux magnétique embrassé par les bobines (expression (3-23)) oscille entre deux extrema suivant la position z_m de la masse mobile. Si on appelle $z_{b,i}$ le centre d'une des bobines, dont le choix n'a pas d'influence du fait de la répartition périodique des bobines, alors :

- si $z_{b,i} - z_m = p/4\ [p/2]$, alors le gradient du flux est maximal (en valeur absolue), ainsi que la f.é.m. dans les bobines pour une vitesse de masse mobile donnée (FIGURE 3-12a). Plus précisément dans le cas d'une masse mobile à 3 aimants alternés, les deux bobines « intérieures », c'est-à-dire les plus proches du centre le masse mobile (bobines 2 et 3 sur la FIGURE 3-12a) capturent le gradient maximum, lequel vaut, d'après l'expression (3-23) :

$$\mathrm{grad}_z\Phi, \max = -2\frac{N_b}{H_b}\widetilde{\Phi_{max}}(ep_b)\sin\left(\frac{\pi H_b}{p}\right) \tag{3-25}$$

  Ces deux bobines subissent la même f.é.m. (au signe près), $\pm e_{max}$. Par ailleurs, les deux bobines situées aux extrémités (1 et 4 sur la FIGURE 3-12a), capturent un même gradient de flux, mais plus faible – divisée par 2 si l'on s'en tient au modèle de flux sinusoïdal. La f.é.m. associée correspondrait donc à environ $\pm e_{max}/2$ (le modèle sinusoïdal étant toutefois moins valable aux extrémités, la réalité pratique est exposée ci-après).

- si $z_{b,i} - z_m = 0\ [p/2]$, le gradient de flux magnétique embrassé par chacune des bobines ainsi que les f.é.m. sont nuls (FIGURE 3-12b).

Soulignons que, du fait de l'hypothèse d'un sens d'enroulement des spires identiques pour toutes les bobines, les f.é.m. de deux bobines successives sont de signes opposés, d'après le modèle de flux magnétique périodique. Cette remarque est importante pour la suite de la modélisation (section 3.2.2 suivante).

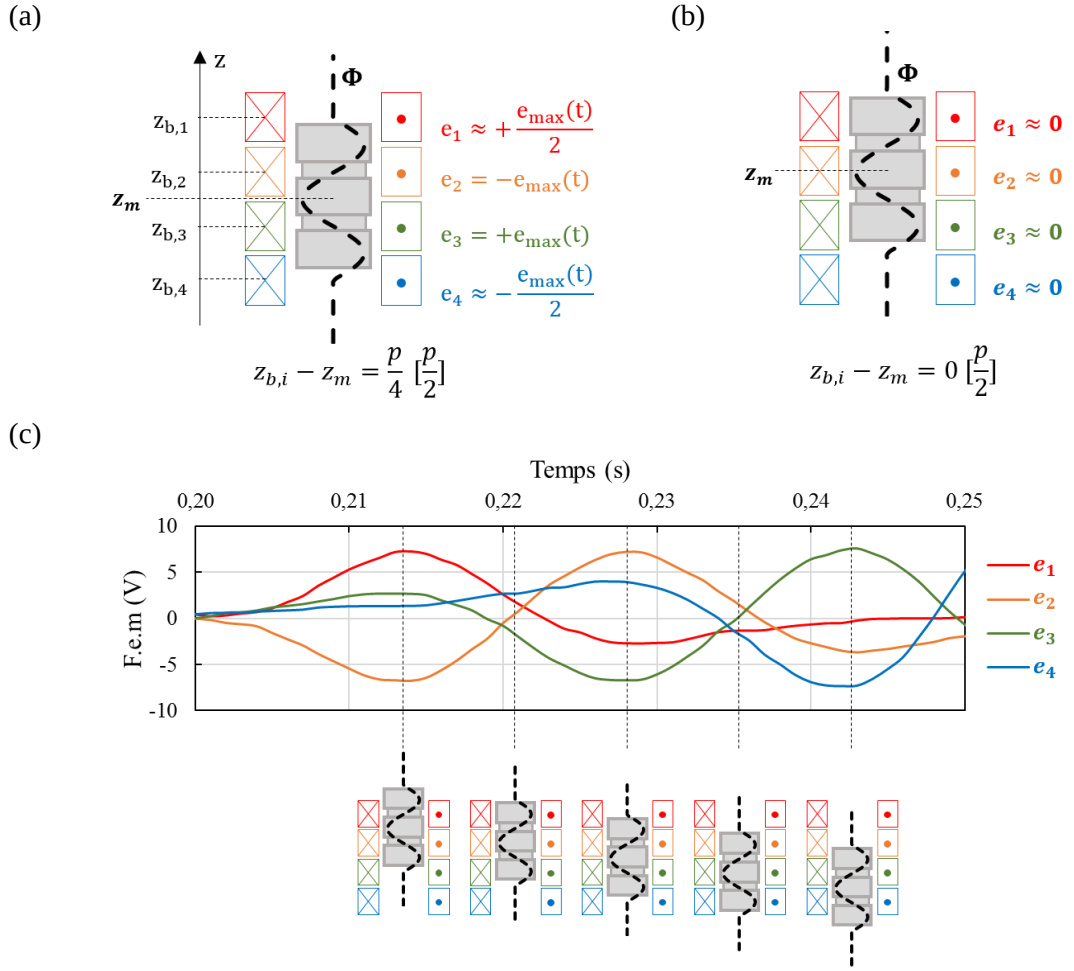


FIGURE 3-12 – (a) et (b) Forces électromotrices e dans les bobines identiques indépendantes, d'après le modèle de flux magnétique sinusoïdal, pour un mobile magnétique à 3 aimants alternés. (a) Position maximisant le gradient du flux magnétique $d\Phi/dz$ embrassé par les bobines, et donc la f.e.m. dans les bobines autour de la masse mobile magnétique. (b) Position annulant le gradient du flux magnétique et la f.é.m. dans les bobines. (c) F.é.m. (tension en circuit ouvert) respectives de quatre bobines successives relevées expérimentalement sur le prototype (cf. section III), celui-ci étant agité à la main.

Les forces électromotrices ont été mesurées expérimentalement à partir du prototype de générateur présenté dans la section III (ci-après). Le dispositif a été agité à la main, et les tensions en circuit ouvert (correspondant à la f.é.m.) de quatre bobines successives ont été relevées. Un détail temporel de ces tensions est tracé FIGURE 3-12c, durant lequel la masse mobile magnétique se déplace dans un seul sens. L'alternance des deux positions d'extremum de gradient de flux décrites précédemment est mise en évidence, avec quelques nuances cependant :

- Les f.é.m. s'annulent avec un léger décalage (quelques millisecondes) les unes par rapport aux autres ;

- Les f.é.m. des bobines des extrémités, comme celles des bobines « intérieures » ne sont pas parfaitement symétriques entre elles (leurs valeurs absolues ne sont pas égales deux à deux). Par exemple, lors du deuxième maximum de tension (autour de t=0.228s), les f.é.m. des bobines 1 et 4 atteignent respectivement -2.7V et 3.9V (théoriquement $\pm e_{max}/2$ d'après le modèle précédent), tandis que celles des bobines 2 et 3 atteignent 7.2V et -6.7V ($\pm e_{max}$). Et par ailleurs, le rapport entre ces deux niveaux de f.é.m ne vaut pas tout à fait $1/2$ au contraire de ce qui était anticipé par le modèle.

Ces écarts au modèle peuvent s'expliquer par le fait que la répartition des spires n'est pas parfaitement identique d'une bobine à l'autre, et par la forme du flux magnétique aux extrémités de la masse mobile magnétique qui n'est pas représentée précisément par le modèle de flux magnétique sinusoïdal. Toutefois, les formes sinusoïdales de ces courbes et les alternances observées correspondent à la modélisation périodique présentée jusqu'ici.

3.2.2 Circuit « redresseurs-doubleurs » sur deux charges résistives communes

Le couplage électromécanique dépend du circuit en aval du générateur, qui détermine la façon dont la puissance électrique est extraite du système. Bien que les bobines soient électriquement indépendantes dans notre structure, il peut être souhaitable d'un point de vue applicatif de faire converger la puissance générée par chacune vers une charge commune alimentée par une tension redressée. Nous avons choisi d'étudier le circuit illustré FIGURE 3-13a. Il est composé de redresseurs double-alternance rectifiant les signaux de chaque bobine à l'aide de deux diodes. Les sorties de ces redresseurs sont placées en parallèle sur deux charges identiques, par exemple deux résistances de valeur R_c. Le « point milieu » entre celles-ci (position de la masse FIGURE 3-13a) correspond à une borne commune de toute les bobines (choisie de telle sorte à respecter la condition de sens d'enroulement des spires identiques évoquée plus tôt). Les tensions dans ces deux charges communes par rapport à ce point milieu (V_1 et V_2) sont toujours de signes opposés.

Classiquement, ce type de circuit est utilisé avec deux condensateurs à la place des résistances, et la tension de sortie correspond au double de la tension d'entrée e en régime permanent. Par abus de langage (a priori) dans le cas de deux charges résistives, nous désignerons le circuit de la FIGURE 3-13a par « redresseurs-doubleurs parallèles ».

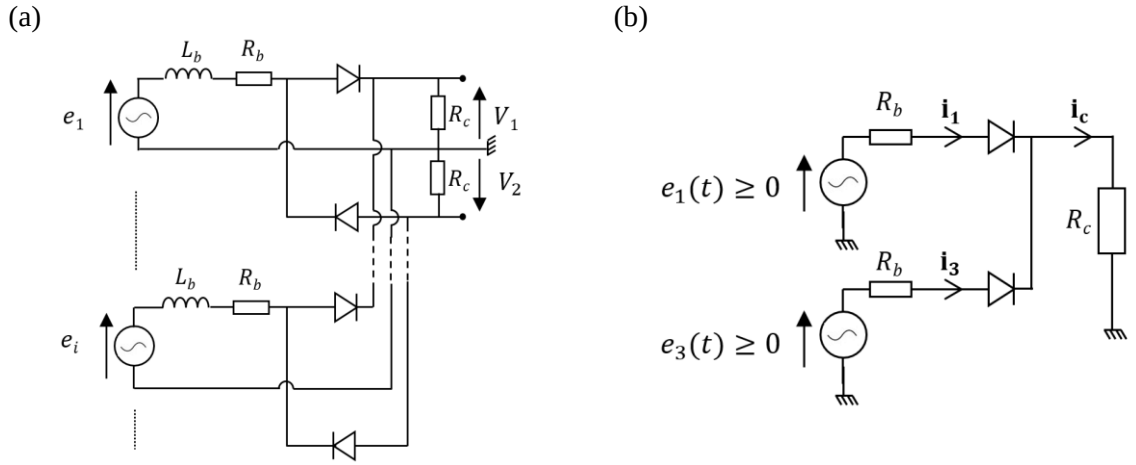


FIGURE 3-13 – (a) Schéma du circuit de redressement des signaux des bobines (montage « redresseurs doubleurs parallèles »), avec deux charges résistives R_c identiques communes. (b) Détail du redressement d'une phase à un instant t avec deux signaux d'entrée.

Ce montage présente l'avantage d'être passif, en limitant le nombre de composants (seulement deux diodes par bobine). De plus, chaque phase électrique ne franchit qu'une seule diode, ce qui réduit l'influence des tensions de seuil. Mais surtout, cette méthode de redressement aboutit à un comportement particulier du fait de la variation périodique uniforme des forces électromotrices décrite précédemment, dans le cas de deux charges résistives linéaires.

Pour décrire la particularité de ce circuit par rapport à la configuration électromagnétique périodique du générateur, on considère les hypothèses principales suivantes :

- On considère une masse mobile magnétique à 3 aimants alternés (ainsi qu'énoncé dans la présentation de la structure du générateur).
- Deux charges résistives de même valeur R_c à la sortie commune des circuits « redresseurs-doubleurs parallèles ».
- L'inductance L_b des bobines est négligée ; cela est justifié par l'observation que la valeur de l'impédance associée ($L_b\omega$) sera a priori faible par rapport à la résistance des bobines R_b, du fait de la fréquence de signal électrique réduite (<50Hz) dans notre application humaine (par exemple, les signaux tracés FIGURE 3-12c ont une fréquence d'environ 30Hz).
- Les diodes sont considérées parfaites : leur tension de seuil, leur courant de fuite et leur résistance à l'état passant sont négligés.

D'après l'étude précédente des forces électromotrices, on peut raisonnablement considérer que le phénomène d'induction concerne au plus 4 bobines, suffisamment proches de la masse mobile magnétique. On raisonne sur les deux situations d'extremum du gradient de flux magnétique :

i. Dans le cas du gradient de flux maximal (cf. FIGURE 3-12a), à un instant donné, deux bobines (une bobine « intérieure, une bobine à l'extrémité) produisent des f.é.m. positives, les deux autres des f.é.m. négatives symétriques aux premières. Avec le montage « redresseurs-doubleurs parallèles », ces deux couples alimentent symétriquement les deux résistances de charge ($V_1 = -V_2$ sur la FIGURE 3-13a). Cette symétrie permet de se limiter à l'étude d'une seule charge, par exemple celle associée aux deux bobines de f.é.m. positive (FIGURE 3-13b). On appelle e_1 et e_3 (en accord avec les notations de la FIGURE 3-12) les f.é.m. des deux bobines considérées, i_1 et i_3 les courants dans leurs branches respectives, et i_c le courant circulant dans la charge R_c. Si les courants i_1 et i_3 sont strictement positifs (diodes passantes), on peut écrire les lois de Kirchhoff suivantes :

$$\begin{cases} \mathrm{i_c} = \mathrm{i_1} + \mathrm{i_3} \\ \mathrm{e_1} = \mathrm{R_b i_1} + \mathrm{R_c i_c} \\ \mathrm{e_3} = \mathrm{R_b i_3} + \mathrm{R_c i_c} \end{cases} \tag{3-26}$$

La résolution de ce système donne :

$$\begin{cases} \mathrm{i_c} = \mathrm{i_1} + \mathrm{i_3} \\ \mathrm{i_1} = \dfrac{\left(1 + \frac{\mathrm{R_c}}{\mathrm{R_b}}\right)\mathrm{e_1} - \left(\frac{\mathrm{R_c}}{\mathrm{R_b}}\right)\mathrm{e_3}}{\mathrm{R_b} + 2\mathrm{R_c}} \\ \mathrm{i_3} = \dfrac{\left(1 + \frac{\mathrm{R_c}}{\mathrm{R_b}}\right)\mathrm{e_3} - \left(\frac{\mathrm{R_c}}{\mathrm{R_b}}\right)\mathrm{e_1}}{\mathrm{R_b} + 2\mathrm{R_c}} \end{cases} \tag{3-27}$$

Sans perte de généralité, supposons que $e_3 > e_1 > 0$. Le système précédent permet d'écrire la condition pour que la branche 1 soit effectivement parcourue par un courant :

$$i_1 > 0 \Leftrightarrow \frac{e_1}{e_3} > \frac{R_c}{R_c + R_b} \tag{3-28}$$

Cette condition fait apparaître que si le rapport e_1/e_3 entre les deux forces électromotrices est trop faible relativement au rapport entre la résistance des bobines (R_b) et de la charge (R_c), la branche 1 ne conduit pas de courant ($i_1 = 0$, la diode associée est à l'état bloqué). Or, comme observé dans la section précédente, $e_1/e_3 \approx 0.5$ dans les zones de gradient de flux magnétique important. Si on suppose $R_b \leq R_c$, condition souhaitable pour récupérer le plus de puissance électrique possible à la charge, ce rapport de f.é.m. d'environ 0.5 implique que seule la branche avec la f.é.m. la plus grande (qui correspond à la bobine « intérieure », ici la branche 3) alimentera la charge R_c. Le système (3-26) devient simplement :

$$\begin{cases} i_1 = 0 \\ i_c = i_3 \\ e_3 = (R_b + R_c)i_3 \end{cases} \tag{3-29}$$

ii. Autour des positions de gradient de flux magnétique faibles ou nulles, le modèle sinusoïdal théorique suggère que ce rapport e_1/e_3 peut augmenter jusqu'à la limite 1 dans la position de gradient nul (position pour laquelle $e_1 = e_3 = 0$). Mais, en approximation, il est toutefois possible de modéliser l'extraction de l'énergie vers la charge en supposant que celle-ci n'est toujours alimentée que par une seule bobine. Cette approximation est justifiée (toujours dans le cas $R_b \leq R_c$) par le constat que les f.é.m. ne sont jamais égales en pratique et s'annulent avec un léger décalage temporel. Par ailleurs, l'erreur en termes de puissance électrique qui découle de cette approximation est réduite par le fait que le gradient de flux magnétique est faible.

A partir des considérations précédentes, on fait par la suite l'approximation que les deux résistances de charge en sortie des redresseurs-doubleurs parallèles sont alimentées chacune par une bobine « intérieure » seulement, de façon symétrique à tout instant : les deux bobines subissent une force électromotrice identique (en valeur absolue) $\pm e$, dont la valeur est donnée par l'expression (3-22). Cette symétrie a pour conséquence que le courant i_m circulant entre le « point milieu » des deux résistances de charges R_c et la borne commune des bobines est nul : on aboutit alors à une situation électrique équivalente, dans laquelle une bobine de f.é.m. $+2e$ et de résistance propre $2R_b$ alimente une charge résistive de valeur $2R_c$ (FIGURE 3-14).

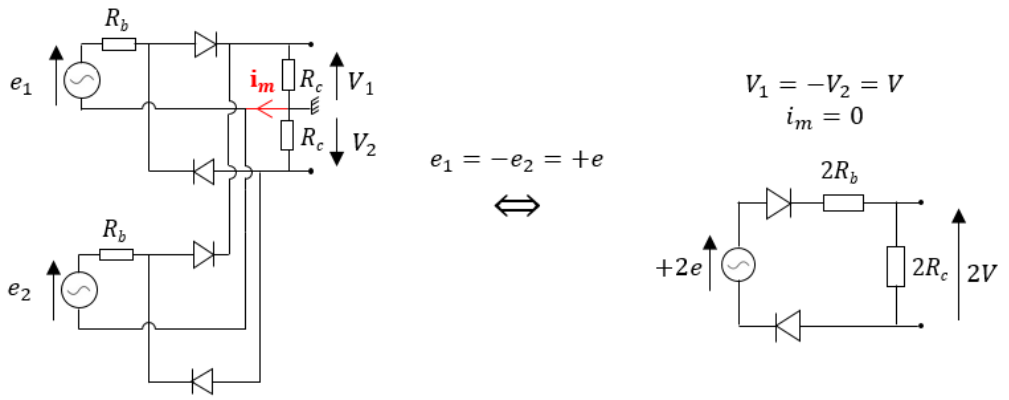


FIGURE 3-14 – Equivalence électrique découlant de la symétrie des forces électromotrices des deux bobines alimentant les charges, à tout instant.

Cette équivalence justifie en partie l'appellation « redresseur-doubleur » employée ici pour désigner ce montage, y compris dans le cas de deux charges résistives. La validité de ce modèle symétrique est examinée lors de la caractérisation du prototype (section III).

3.2.3 Expression de la force de couplage électromécanique comme un amortissement dynamique

Le circuit « redresseurs-doubleurs parallèles » alimentant deux charges résistives décrit dans la section précédente et son modèle de fonctionnement permettent d'exprimer la puissance électrique instantanément produite du générateur p_e, qui est consommée par les charges et en partie dissipée par les bobines. D'après le modèle électrique équivalent précédent (FIGURE 3-14) :

$$\mathrm{p_e} = \frac{(2\mathrm{e})^2}{(2\mathrm{R_b} + 2\mathrm{R_c})} = 2\frac{\mathrm{e}^2}{\mathrm{R_b} + \mathrm{R_c}} \tag{3-30}$$

La part de cette puissance qui est récupérée dans les deux charges R_c vaut :

$$\frac{\mathrm{p_c}}{\mathrm{p_e}} = \frac{2\mathrm{R_c}}{2\mathrm{R_b} + 2\mathrm{R_c}} = \frac{\mathrm{R_c}/\mathrm{R_b}}{1 + \mathrm{R_c}/\mathrm{R_b}} \tag{3-31}$$

La loi de conservation de l'énergie permet de lier la puissante électrique extraite p_e à la force de couplage électromécanique F_{em} et la vitesse $\dot{\mathrm{z}}_\mathrm{m}$ de la masse mobile magnétique :

$$-\mathrm{F_{em}} \cdot \dot{\mathrm{z}}_\mathrm{m} = \mathrm{p_e} \tag{3-32}$$

En couplant les relations (3-30) et (3-32), et en introduisant l'expression (3-24) de la force électromotrice e, on obtient :

$$\mathrm{F_{em}}(\mathrm{z_m}, \dot{\mathrm{z}}_\mathrm{m}) = -\frac{2}{\mathrm{R_b} + \mathrm{R_c}} \cdot \left(\mathrm{grad_z}\Phi(\mathrm{z_m})\right)^2 \cdot \dot{\mathrm{z}}_\mathrm{m} \tag{3-33}$$

On remarque que cette force se formule sous la forme d'un amortissement dynamique :

$$\mathrm{F_{em}}(\mathrm{z_m}, \dot{\mathrm{z}}_\mathrm{m}) = -\mathrm{c_e}(\mathrm{z_m}) \cdot \dot{\mathrm{z}}_\mathrm{m} \tag{3-34}$$

D'après l'expression du gradient de flux magnétique $\mathrm{grad_z}\Phi(\mathrm{z_m})$ embrassé par une bobine (expression (3-23)), le coefficient d'amortissement c_e peut s'écrire :

$$\mathrm{c_e}(\mathrm{z_m}) = \mathrm{A_{Ce}} \cos^2\left(\frac{2\pi}{\mathrm{p}}(\mathrm{z_b} - \mathrm{z_m}) + \alpha\right) \tag{3-35}$$

dont l'amplitude crête-à-crête A_{Ce} est :

$$\mathrm{A_{Ce}} = \frac{2}{\mathrm{R_b} + \mathrm{R_c}}\left(2\frac{\mathrm{N_b}}{\mathrm{H_b}}\widetilde{\Phi_{\mathrm{max}}}(\mathrm{ep_b})\ \sin\left(\frac{\pi \mathrm{H_b}}{\mathrm{p}}\right)\right)^2 \tag{3-36}$$

On rappelle qu'une des hypothèses ayant conduit à ce modèle est que le nombre d'aimants alternés composant la masse mobile magnétique est fixé à 3. La phase de parité α vaut donc $\pi/2$.

Pour deux charges résistives identiques, le couplage électromécanique prend donc la forme d'un amortissement dynamique dont le coefficient dépend de la position du mobile magnétique relativement aux bobines de façon périodique, et de grandeurs statiques telles que les paramètres des bobines, l'intensité du flux magnétique embrassé par celles-ci, et la valeur des deux résistances de charge. Du fait du positionnement périodique des bobines, la coordonnée z_b dans l'expression (3-35) peut correspondre au centre de n'importe laquelle de celles-ci. L'épaisseur des bobines ep_b, valeur nécessaire au calcul de l'amplitude moyenne du flux magnétique $\widetilde{\Phi_{max}}(ep_b)$, peut être

évaluée a priori en fonction de leurs paramètres (nombre de tours N_b, hauteur H_b, section du fil conducteur S_{Cu}) et d'un facteur de remplissage de cuivre, k_{Cu}, dont la valeur est connue par l'expérience (une plage de valeurs typique est 0.4-0.5 [154]) :

$$ep_b = \frac{N_b \cdot S_{Cu}}{H_b \cdot k_{Cu}} \tag{3-37}$$

De même, la résistance des bobines R_b peut être estimée à l'aide des paramètres de la bobine et de la résistivité du cuivre ϱ_{Cu} (17 10^{-9} Ω.m) :

$$R_b = N_b \frac{\pi \cdot \varrho_{Cu}}{S_{Cu}} (ep_b + 2 \cdot r_{int}) \tag{3-38}$$

Avec ce modèle, il est possible de calculer rapidement les valeurs de l'amplitude A_{Ce} réalisables par le système, en fonction des caractéristiques de la masse mobile magnétique, et du choix de certains paramètres du bobinage – par exemple le diamètre du fil et une épaisseur maximale des bobines.

3.2.4 Exemple d'application numérique

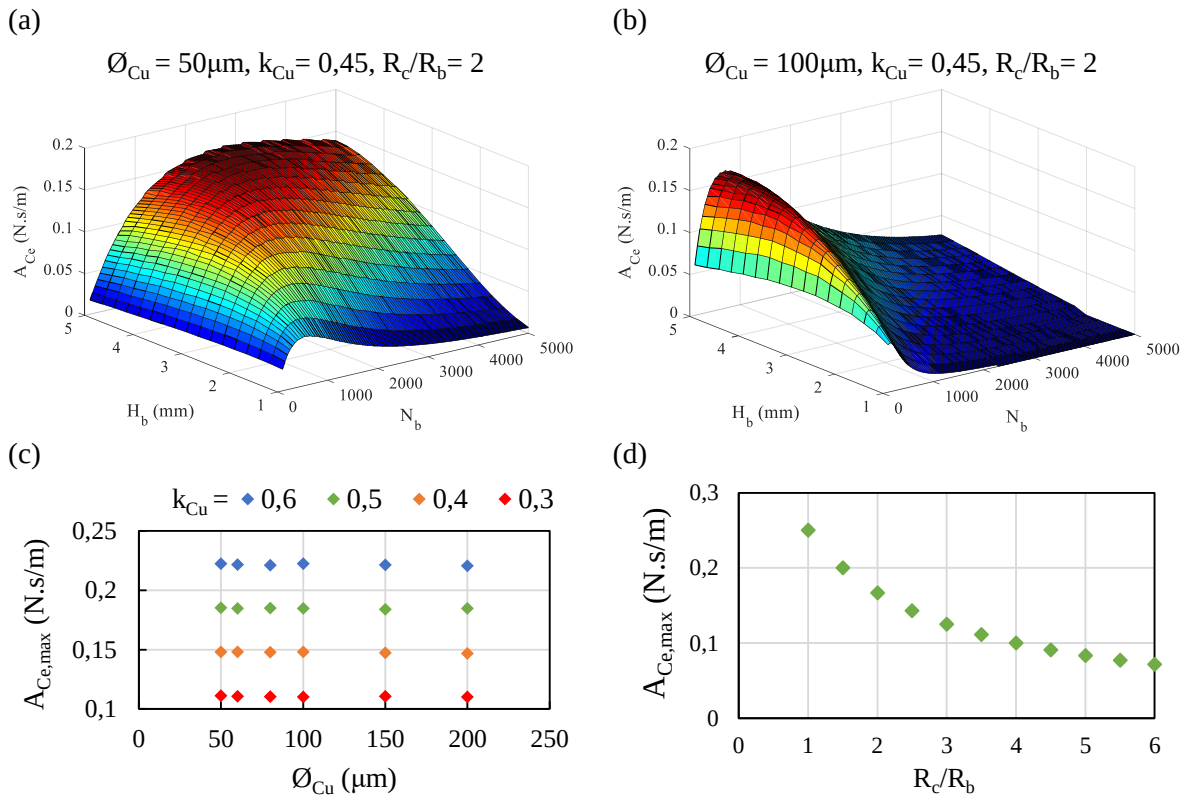


FIGURE 3-15 - Exemple de calcul de l'amplitude d'amortissement électromagnétique A_{Ce} en fonction des paramètres de bobinage, pour un mobile magnétique composé de 3 aimants ($Ø_m$=8mm x h_m=4mm) alternés et deux espaceurs ferromagnétiques de 2mm d'épaisseur. (a) et (b) Tracé de A_{Ce} en fonction du nombre de spires (N_b) et de la hauteur des bobines (H_b), pour deux diamètres de fil de cuivre ($Ø_{Cu}$) différents (respectivement 50 et 100µm), et un rapport de résistance $R_c/R_b = 2$. (c) Influence de $Ø_{Cu}$ et k_{Cu} sur la valeur maximale possible de l'amplitude d'amortissement $A_{Ce,max}$, calculée avec $R_c/R_b = 2$. (d) Influence du rapport R_c/R_b sur la valeur d'$A_{Ce,max}$, avec $Ø_{Cu}$=50µm et k_{Cu}=0.45 constants.

Afin d'illustrer le modèle précédent, les niveaux de l'amplitude d'amortissement électrique A_{Ce} relatifs à une chaîne de 3 aimants alternés donnée (correspondant à celle du prototype) ont été calculés en fonction des paramètres de bobinage (FIGURE 3-15).

A facteur de remplissage k_{Cu} constant, la forme de l'amplitude A_{Ce} tracée en fonction du nombre de tours N_b et de la hauteur H_b des bobines est différente suivant le diamètre du fil de cuivre utilisé (FIGURE 3-15a et b). En particulier, la position du maximum $A_{Ce,max}$ se rapproche d'autant plus des zones à faibles nombres de tours que le diamètre du fil est important. Cependant, la valeur de ce maximum ne dépend que du facteur de remplissage (k_{Cu}), comme montré par la FIGURE 3-15c. Il est utile de préciser que le facteur de remplissage lui-même dépend des propriétés du fil utilisé, comme l'épaisseur de la gaine, et de la technique de bobinage.

Il est par ailleurs intéressant de remarquer que, à un fil de cuivre et un niveau d'amortissement électrique donnés correspondent généralement plusieurs configurations de bobinage (hauteur, nombre de spires). Il est donc possible de choisir dans une certaine mesure le niveau de tension de sortie des bobines (cf. expression (3-22)), sans affecter la puissance électrique récupérée dans la charge.

Cette puissance récupérée dépend aussi du rapport entre la résistance des charges et celle des bobines, R_c/R_b($\geq$1 d'après les hypothèses du modèle). A fil de cuivre et facteur de remplissage donnés, l'amortissement maximal réalisable $A_{Ce,max}$ décroit lorsque le rapport R_c/R_b augmente (FIGURE 3-15d). Cette observation suggère un inévitable compromis entre la valeur de l'amortissement électrique, dont dépend la puissance électrique produite par le générateur pour une excitation mécanique donnée, et la part de cette puissance récupérée par les deux charges R_c (cf. expression (3-31)), l'objectif étant de maximiser la valeur de cette puissance récupérée.

4 Optimisation du générateur

Comme relevé lors de l'étude de la répulsion magnétique (section II-2.2), une conséquence du caractère non-linéaire du générateur est que la valeur de l'amortissement électrique a une influence sur son comportement fréquentiel, au même titre que les paramètres de la répulsion magnétique. Par conséquent, il est souhaitable d'optimiser ces deux aspects conjointement durant la conception du générateur, en employant les modèles présentés précédemment. Les différentes phases de la procédure d'optimisation sont résumées FIGURE 3-16.

A/ Dans un premier temps, certains paramètres sont choisis par l'utilisateur. La géométrie du tube (longueur, diamètre et épaisseur des parois) est déterminée en accord avec les contraintes de l'application visée (ergonomie) et les moyens de réalisation pratique du dispositif. Les caractéristiques du fil utilisé pour les bobinages sont fixées (diamètre cuivre $\emptyset_{Cu}$, facteur de remplissage k_{Cu}). Les paramètres de la masse mobile magnétique sont également choisis dans cette première étape (dimensions des aimants et des disques intercalaires ferromagnétiques), en vérifiant la validité de la représentation sinusoïdale du flux magnétique. Rappelons que le nombre d'aimants alternés $n = 3$ est aussi imposé par le modèle du couplage électromécanique précédent.

B/ Le domaine des aimants répulsifs qu'on souhaite investiguer (dimensions, magnétisation) est ensuite choisi, et les différentes courbes de répulsion magnétique correspondantes sont calculées.

C/ A partir des caractéristiques de la masse mobile magnétique choisie, on détermine l'amplitude maximale de l'amortissement électrique $A_{Ce,max}$ associée à un domaine choisi de configurations de bobinages (nombres de tours N_b, hauteur H_b, résistance propre associée R_b), afin de borner l'intervalle de travail relatif à ce paramètre : $A_{Ce} \in \left]0, A_{Ce,max}\right]$. Cette amplitude dépend aussi de la résistance R_c des deux charges (cf. expression (3-36)). Pour faciliter l'optimisation à l'étape suivante, nous avons choisi de fixer la part p_c/p_e de la puissance électrique reçue par les charges sur la

puissance électrique totale : cette part ne dépendant que du rapport de résistance R_c/R_b (cf. expression (3-31)), on fixe ici la valeur de ce dernier.

D/ La phase d'optimisation en elle-même s'appuie sur l'exploitation d'une mesure d'accélération relevée en situation typique, et consiste à explorer les différentes configurations du domaine d'étude délimité par les étapes précédentes. A chaque pas, une combinaison d'aimants répulsifs est retenue, et la réponse du système à l'échantillon d'accélération expérimental est simulée. Dans notre étude, cette simulation temporelle du système (équation (3-11)) a été réalisée sous Matlab Simulink (le schéma employé est rapporté dans l'Annexe 3A). La valeur optimale de l'amplitude d'amortissement A_{Ce} est détectée par un algorithme du gradient (dans la limite de la valeur maximale déterminée à l'étape précédente) pour maximiser la puissance électrique moyenne produite P_e, et donc la puissance moyenne récupérée par les charges (à rapport R_c/R_b fixé). Afin d'améliorer la durabilité du dispositif, l'algorithme mis en place élimine automatiquement les configurations impliquant des chocs entre la masse mobile et les aimants répulsifs. A l'issue de cette étape, le rapport de résistance R_c/R_b est modifié et la procédure est reprise à l'étape précédente.

E/ Une fois que la configuration (couple d'aimants répulsifs, A_{Ce}, R_c/R_b) maximisant la puissance électrique récupérée est déterminée, les paramètres des bobines correspondants à la valeur optimale de l'amplitude d'amortissement électrique A_{Ce} sont identifiés. Si plusieurs jeux de paramètres sont possibles (voir section II-3.2.4), le choix est laissé à l'utilisateur, qui peut baser sa décision sur des considérations de niveau de tension de sortie souhaité ou de facilité de montage du dispositif.

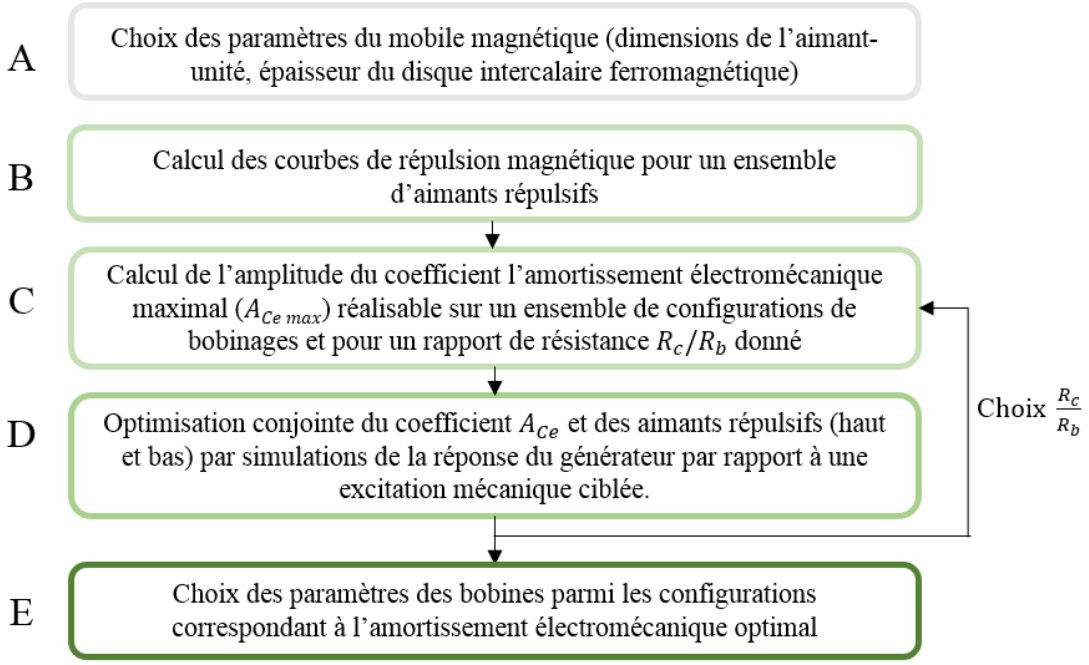


FIGURE 3-16 - Démarche d'optimisation du récupérateur non-linéaire

Il est utile de préciser que si la valeur de charge R_c est imposée par l'application, cette méthode d'optimisation peut être modifiée en retirant l'étape C, et en réalisant l'étape D en parcourant à la fois le domaine des aimants répulsifs et celui des paramètres des bobinages. Le temps de calcul sera alors vraisemblablement allongé à moins de fixer arbitrairement un paramètre, par exemple la hauteur des bobines (H_b). Dans notre étude cependant, le paramètre R_c a été laissé libre pour en étudier l'influence.

III Etude d'un prototype

1 Réalisation

Afin de valider les modèles précédents et estimer les performances de ce type de récupérateur d'énergie inertiel sur l'activité humaine, nous avons réalisé un prototype de la taille d'une pile AA standard et d'une masse totale équivalente (20 g). Ses paramètres ont été déterminés par la méthode d'optimisation présentée ci-avant, à partir d'un échantillon d'accélération relevé le long du bras lors d'une course à pied à vitesse réduite (4.8 km/h). Des valeurs entières de 1 à 5 ont été examinées pour le rapport de résistance R_c/R_b.

Les caractéristiques du dispositif sont rapportées dans la TABLE 3-3. Le facteur de remplissage cuivre k_{Cu} a été estimé à 0.45 à partir des caractéristiques du fil de cuivre utilisé ($Ø_{Cu}$=50µm), et de la mesure de l'épaisseur et de la résistance des bobines (cf. expressions (3-37) et (3-38)). Il est utile de rapporter que, pour toutes les valeurs du rapport R_c/R_b étudiées, la valeur optimale de l'amplitude A_{Ce} a correspondu à chaque fois à sa valeur maximum accessible ($A_{Ce,max}$). Cette observation suggère que les niveaux d'amortissement électrique accessibles relativement aux caractéristiques de la masse mobile magnétique constituent une limite à la performance du prototype (ceci est discuté plus en détail dans la section IV de ce chapitre). Un rapport R_c/R_b=3 a été déterminé comme étant le plus adéquat pour maximiser la puissance récupérée dans les charges, pour la stimulation mécanique « course à pied » utilisée durant l'optimisation. Ce rapport implique que la part de la puissance électrique récupérée par les deux charges résistives vaut $p_c/p_e = 75\%$ (cf. expression (3-31)). La fréquence propre effective associée aux paramètres du prototype et l'excitation d'entrée « course à pied » a été estimée à $f_{o,eff} = 12{,}6$ Hz par la simulation temporelle de cette configuration.

TABLE 3-3 – Propriétés du prototype optimisé pour la course à pied

Longueur de tube [i]	50 mm	Nombre de bobines [i]	5
Diamètre intérieur du tube [i]	8.60 mm	Hauteur des bobines (H_b) [o]	5 mm
Aimant-unité de la masse mobile [i]	Ø8 mm x 4 mm	Diam. fil de cuivre ($Ø_{Cu}$) [i]	50 µm
Nombre d'aimants alternés [i]	3	Nombre de tours (N_b) [o]	2800
Disques ferromag. [i]	Ø7 mm x 2 mm	Résistance propre (R_b) [o]	930Ω
Période magnétique (p) [i]	12 mm	Rayon intérieur des bobines (r_{int}) [i]	4.9 mm
Long. masse mobile (L_m) [i]	16 mm	Epaisseur des bobines [o]	2.5 mm
Masse mobile (m) [i]	5.7 10^{-3}kg	Amp. flux mag. ($\widetilde{\Phi_{\max}}$) [o]	1.5 10^{-5} Wb
Aimant rep. supérieur [o]	Ø3 mm x 1 mm	Remplissage cuivre (k_{Cu}) [i]	0.45
Aimant rep. inférieur [o]	Ø8 mm x 1 mm	Rapport R_c/R_b optimal (course à pied) [o]	3
Déplacement max. de la masse mobile [o]	32 mm	A_{Ce} ($\frac{R_c}{R_b} = 3$) [o]	0.125 N.s/m
Masse totale du générateur [o]	20g	Fréquence propre effective $f_{o,eff}$ (course à pied) [o]	12.6Hz
Volume du générateur [i]	9cm^3		

Paramètres fixés initialement ([i]) ou consécutifs à l'optimisation ([o]).

La masse mobile magnétique est constituée de trois aimants cylindriques en néodyme NdFeB, grade N45 ($B_r \approx$ 1.35T) de dimensions 8mmØx4mm, et deux intercalaires en fer doux de dimensions 7mmØx2mm (FIGURE 3-17a). Cet ensemble magnétique a été assemblé par collage. Les aimants répulsifs NdFeB inférieur et supérieur sont de grades respectifs N45 ($B_r \approx$ 1.35T) et

N48 ($B_r \approx 1.40$T). Le corps du générateur a été produit en polyamide fritté (matériau amagnétique) par Materialise [155]. Les bobines ont été réalisées à l'aide d'une bobineuse (FIGURE 3-17b). Lors de l'optimisation, une configuration avec un grand nombre de tours (2800) a été choisie (parmi les configurations optimales) pour obtenir des tensions importantes, afin de limiter l'influence de la tension de seuil des diodes du circuit « redresseurs-doubleurs parallèles », en accord avec les hypothèses du modèle du générateur développé dans la section précédente. Les diodes employées dans la partie expérimentale ci-après sont des BAT54, qui présentent une tension de seuil de l'ordre de 250mV.

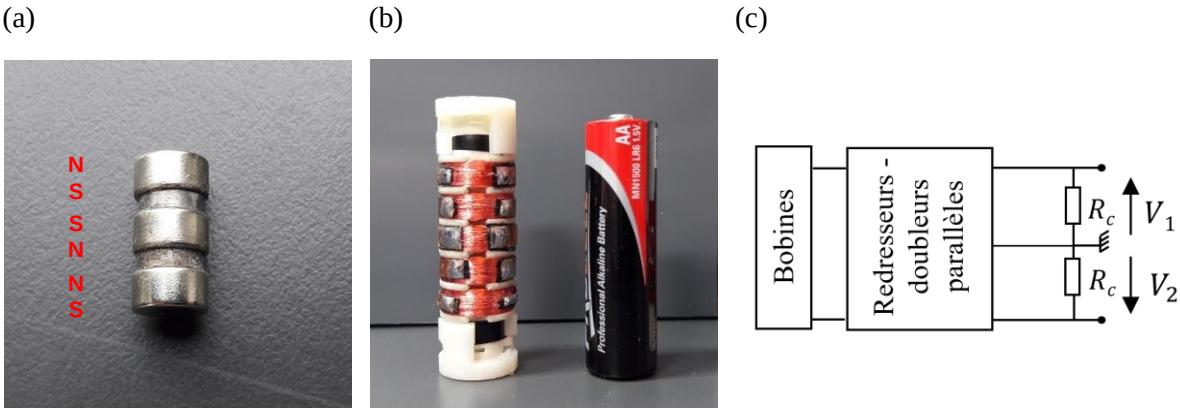


FIGURE 3-17 – (a) Masse mobile à 3 aimants alternés, après collage. (b) Prototype assemblé, et pile AA du commerce. (c) Représentation compacte du circuit « redresseurs-doubleurs parallèles », avec deux charges résistives R_c communes, et tensions de sortie associées.

Pour tous les tests suivants réalisés avec deux charges résistives R_c en sortie des circuits de redressements (FIGURE 3-17c), la puissance moyenne P_c récupérée par les charges au cours de chaque expérience est donnée par :

$$P_c = \frac{V_{1,RMS}^2 + V_{2,RMS}^2}{R_c} \tag{3-39}$$

2 Caractérisation harmonique

Le prototype a été caractérisé à partir d'une excitation mécanique harmonique, sur pot vibrant. La puissance électrique moyenne P_c récupérée par les charges a été mesurée pour des fréquences d'excitation dans l'intervalle 5-16Hz (FIGURE 3-18).

2.1 Influence de la charge

Tout d'abord, l'impact de la valeur de la résistance de charge R_c a été étudié (FIGURE 3-18a), pour une amplitude d'accélération de l'excitation fixée à 1*g*. Comme souligné lors de l'étude des effets non-linéaires liés à l'utilisation d'aimants répulsifs (II-2.2), le comportement fréquentiel du récupérateur varie avec le niveau de l'amortissement électrique. Celui-ci dépend ici de la valeur de R_c : plus celle-ci est grande, plus l'amplitude d'amortissement A_{Ce} est réduite (cf. expression (3-36)). Suivant un effet non-linéaire déjà évoqué (II-2.2), on observe que la position de la fréquence de résonance se déplace légèrement en fonction de la charge, et passe de 8.5Hz (pour $R_c = R_b$) à 10Hz ($R_c = 8R_b$). La puissance moyenne maximale (à la résonance) varie également beaucoup avec la charge. Pour le prototype, elle atteint son maximum (9.2 mW) pour $R_c = 8R_b$. L'amplitude d'amortissement associée est alors $A_{Ce} = 0.055$ N.s/m. On retrouve le constat (cf. II-2.2) de

l'existence d'un optimum sur la valeur de l'amortissement, qui est très favorable ici pour la récupération d'énergie puisqu'à ce rapport $R_c/R_b = 8$ correspond une part p_c/p_e de la puissance électrique reçue par les charges de 89% environ (cf. expression (3-31)). A partir de $R_c \geq 4R_b$, les courbes de la puissance électrique présentent de plus en plus une asymétrie par rapport à la fréquence de résonnance, avec une zone de « décrochage » (brusque variation de la puissance moyenne) de plus en plus marquée. Celle-ci traduit l'existence de plusieurs réponses possibles pour une même stimulation mécanique, en fonction des conditions initiales (par exemple le sens de variation de la fréquence d'excitation). Ceci a par exemple été observé expérimentalement pour $R_c = 8R_b$ (FIGURE 3-18b).

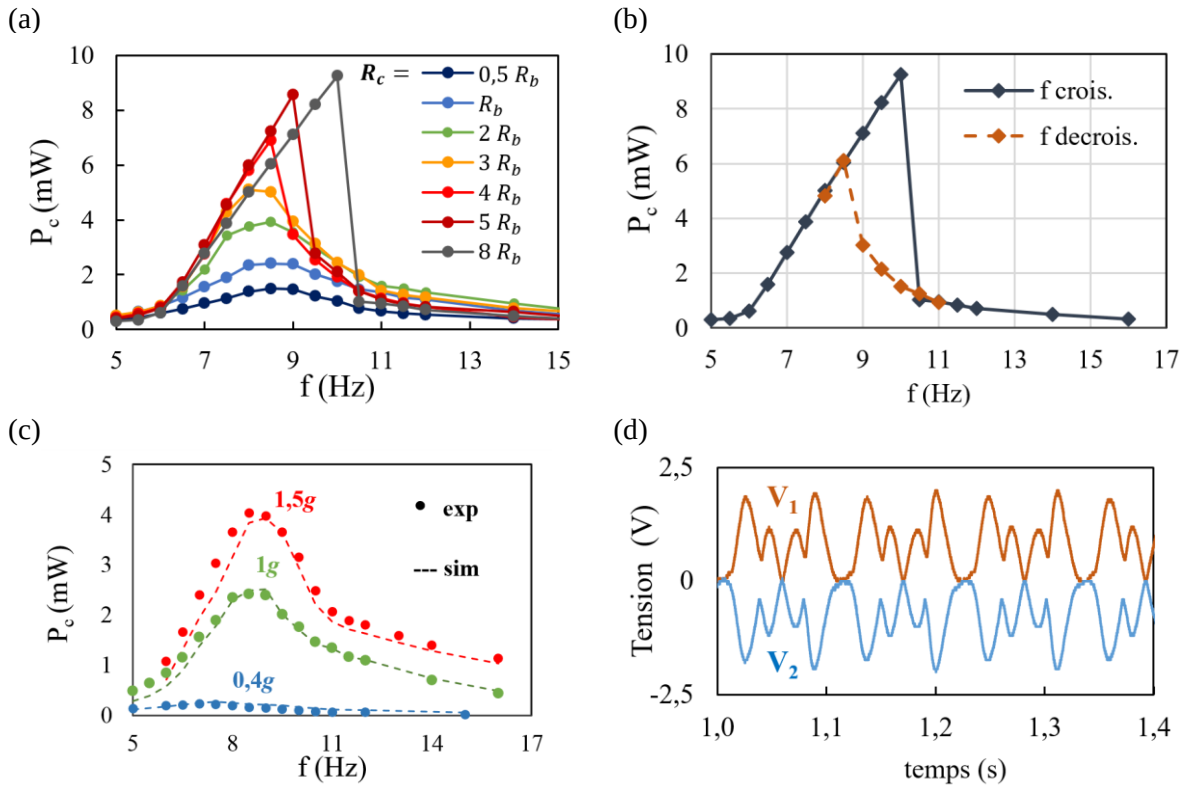


FIGURE 3-18 – Caractérisation du prototype sur pot vibrant. (a) Puissance moyenne P_c reçue par la charge (composée de deux résistances) sous une excitation sinusoïdale d'amplitude à $1g$, pour plusieurs rapports de résistances R_c/R_b. (b) Comportement fréquentiel non linéaire à haut rapport R_c/R_b (ici pour $R_c = 7.5\ \text{k}\Omega = 8R_b$). (c) Comparaison avec la simulation par le modèle théorique, avec $R_c = 910\ \Omega \approx R_b$ en fonction de l'amplitude de l'excitation ($0.4g$, $1g$ et $1.5g$). L'amplitude d'amortissement électrique dans le modèle est $A_{Ce} = 0.25\ \text{N.s/m}$ (correspondant au rapport R_c/R_b=1 pour le prototype), et le coefficient d'amortissement mécanique $c_m = 0.018\ \text{N.s/m}$. (d) Forme des tensions dans les deux résistances $R_c = 910\Omega$, pour f=9Hz, et une amplitude d'accélération de $1g$.

2.2 Validation du modèle du générateur

La validité du modèle de la structure développé dans la section II a été également étudiée. En parallèle de la mesure de la puissance moyenne P_c récupérée à partir de cette stimulation harmonique, l'excitation mécanique temporelle a été enregistrée par un accéléromètre analogique placé sur la plateforme mobile du pot vibrant avec le prototype. Ces échantillons ont été ensuite utilisés comme signal d'entrée pour la simulation du modèle du système. Les puissances moyennes simulées ont été comparées avec les valeurs expérimentales (FIGURE 3-18c). Pour cette étude, on a utilisé deux résistances $R_c = 910\ \Omega \approx R_b$, cas limite du modèle (qui suppose $R_c \geq R_b$). L'amplitude

d'amortissement électrique associée à cette valeur de charge est $A_{Ce} = 0.25\ \mathrm{N.s/m}$, d'après le modèle théorique. Le seul paramètre d'ajustement du modèle est le coefficient d'amortissement mécanique constant c_m. Par « fitting » des courbes de puissance, la valeur de ce dernier a été estimée à environ 0.018 N.s/m. La bonne adéquation entre les courbes simulée et expérimentale, pour plusieurs amplitudes d'accélération (0.4*g*, 1*g* et 1.5*g*), et obtenue avec ce seul coefficient c_m comme paramètre d'ajustement, semble valider les modèles et les approximations utilisés. Par ailleurs, comme prévu par le modèle (II-3.2.2), on constate que les tensions V_1 et V_2 aux bornes des deux résistances de charge sont bien symétriques (FIGURE 3-18d). Il a été ainsi vérifié que remplacer les deux résistances par une seule de valeur $2R_c$ n'avait pas d'incidence sur la réponse du système.

Il est important de préciser que l'expression des pertes mécaniques sous la forme d'un amortissement visqueux constant ne peut refléter la complexité des interactions induisant ces pertes : par exemple le guidage de la masse mobile par les parois internes du générateur donne nécessairement lieu à un frottement statique. Nous avons considéré l'utilisation d'un modèle de frottement de Karnopp [156] qui prend en compte plusieurs effets de frottements statiques et dynamiques. Ce type de modèle n'a cependant apporté aucune amélioration sensible à la prédiction du comportement observé sur pot vibrant par rapport à l'emploi d'un unique coefficient de frottement visqueux c_m, c'est pourquoi cette dernière approche a finalement été retenue.

3 Performances sur une stimulation de type « course à pied »

3.1 Sur charges résistives

3.1.1 Tests

Le prototype est ensuite caractérisé sur la personne en situation de course à pied, sur tapis roulant. Pour ces tests, le dispositif est placé dans une pochette à smartphone, avec un accéléromètre (FIGURE 3-19a). Le circuit de redressement et les charges résistives sont les mêmes que pour les expériences sur pot vibrant précédentes. La puissance électrique moyenne P_c reçue par les deux résistances de charge R_c a été calculée à partir d'échantillons de mesure de 20 secondes en régime « permanent » (déclenchement de la mesure en course), pour différentes vitesses.

Dans un premier temps, la résistance des charges a été fixée à $R_c = 2.7\ \mathrm{k\Omega} \approx 3R_b$, en accord avec la sortie du processus d'optimisation du prototype. Plusieurs positionnements du dispositif sur le corps ont été testés (FIGURE 3-19b). L'emplacement le plus favorable est le bras, pour lequel la puissance moyenne récupérée varie de **4.34 mW** (à 4 km/h) et **7.35 mW** (à 8 km/h). Rapportées au volume du générateur (9cm^3), ces valeurs correspondent à une densité de puissance variant entre **482 et 817 µW.cm^{-3}**. Les valeurs obtenues pour les autres emplacements sont moindres. Une explication possible est que l'optimisation du prototype a été réalisée à partir d'un échantillon d'accélération mesuré au niveau du bras. Le cas du générateur positionné au niveau du tibia aboutit aux performances les plus faibles, ce qui n'est pas surprenant compte tenu du fait qu'un seul impact de pas sur deux est ressenti le long de la jambe, lorsque celle-ci est la jambe d'appui (cf. I-2.1).

Comme pour l'expérience sur pot vibrant précédente, l'influence de la valeur R_c des charges a également été examinée vis-à-vis de cette stimulation « course à pied ». Pour chaque valeur testée, le dispositif était attaché au bras, avec une vitesse de course de 5 km/h. Les résultats (FIGURE 3-19c) confirment la pertinence du rapport $R_c/R_b = 3$ préconisé par le procédé d'optimisation du générateur, le rapport optimum se situant vraisemblablement entre 2 et 3 pour cette stimulation.

Les signaux temporels des tensions V_1 et V_2 aux bornes des charges (FIGURE 3-19c) présentent toujours une symétrie excellente, en accord avec le modèle de la structure. Ils présentent une forme impulsionnelle, liée à l'origine de la stimulation mécanique, les chocs des pas (qui se succèdent à environ 2.7Hz) lors de la course.

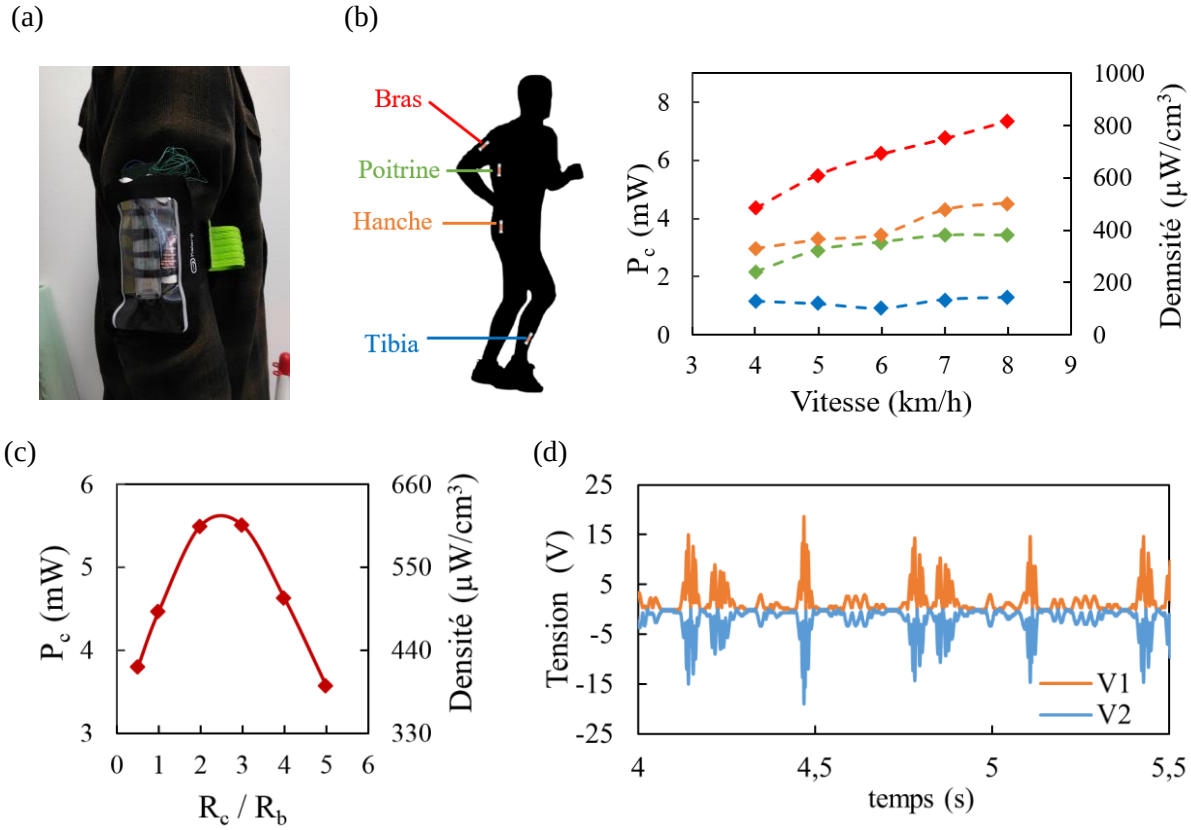


FIGURE 3-19 – Caractérisation du prototype sur charge résistive (2 x R_c), en situation de course à pied. (a) Photo du prototype porté au niveau du bras dans une pochette à smartphone, avec une électronique de mesure. (b) Puissance moyenne P_c reçue par la double charge résistive, avec $R_c = 2700\Omega \approx 3R_b$, en fonction de la vitesse de course, et pour différents emplacements du générateur sur le corps. (c) Puissance moyenne P_c reçue par la double charge résistive en fonction de la valeur R_c (normalisée par la valeur de résistance R_b des bobines), avec le prototype au niveau du bras à 5km/h. (d) Exemple de forme d'onde des tensions V_1 et V_2 aux bornes des deux charges $R_c = 2.7\text{k}\Omega$, avec le prototype porté au niveau du bras à 8km/h.

3.1.2 Facteur de mérite

Grâce aux relevés d'accélération réalisés en parallèle des mesures électriques, les performances précédentes du prototype ont été évaluées au travers du facteur de mérite défini au début de ce chapitre (section I-1.2). Pour rappel, celui-ci établit le rapport entre la puissance électrique moyenne récupérée dans la charge et la puissance électrique moyenne d'un générateur linéaire aux caractéristiques équivalentes à celle du prototype et soumis à la même excitation mécanique, en fonction d'une limite de déplacement ΔZ_{max} imposée à la masse mobile dans le système linéaire simulé :

$$\mathrm{FdM}(\Delta Z_{\max}) = \frac{P_{c,\exp}}{P_{e,\mathrm{lineaire}}(\Delta Z_{\max})}$$

Ici, ce générateur linéaire de référence a en particulier les mêmes valeurs de masse mobile (5.7 g) et de coefficient d'amortissement mécanique $c_m = 0.018\ \mathrm{N.s/m}$ que celles mesurées pour le prototype. Deux limites de déplacement de la masse mobile (ΔZ_{max}) ont été considérées pour le calcul de la puissance théorique du cas linéaire :

- $\Delta Z_{max} = 5$ cm correspond à un cas « idéal », dans lequel une hypothétique masse mobile ponctuelle pourrait se mouvoir sur une longueur égale à la longueur totale du prototype, 5 cm ;

- $\Delta Z_{max} = 3.2$ cm correspond à l'espace effectivement disponible pour le mouvement de la masse mobile dans notre prototype de taille AA, du fait des choix structuraux (en particulier la longueur de la chaîne d'aimants mobile et les épaisseurs des aimants répulsifs.).

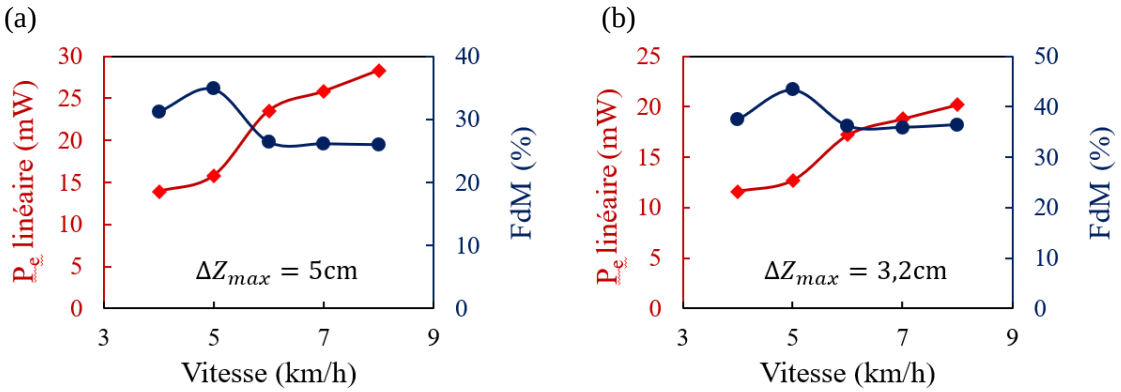


FIGURE 3-20 – Calcul des valeurs du facteur de de mérite (FdM) "linéaire" du prototype, relative à deux limites de déplacement de la masse mobile, (a) ΔZ_{max} = 5cm et (b) ΔZ_{max} = 3.2cm, calculées par rapport aux résultats du prototype porté au niveau du bras. La puissance électrique moyenne $P_{e,lineaire}$ du générateur de référence linéaire est également tracée.

Le facteur de mérite du prototype varie entre 25% et 36% pour $\Delta Z_{max} = 5$cm (FIGURE 3-20a), et entre 35% et 45% pour $\Delta Z_{max} = 3.2$cm (FIGURE 3-20b). Ces résultats sont plutôt bons mais pourraient sans doute être améliorés :

- Tout d'abord, sur toute la puissance électrique produite par le dispositif, la part récupérée à la charge n'est que de 75% pour un rapport $R_c/R_b = 3$. Le reste est dissipé par effet Joule dans les bobines. Augmenter le rapport R_c/R_b peut améliorer cet aspect ; cependant cette opération abaisse le niveau d'amortissement électrique qui est lui aussi problématique pour maximiser la puissance électrique produite (voir ci-après).
- La fréquence effective du système optimisé ($f_{0,eff} \approx$ 12.6Hz, cf. TABLE 3-3) est encore trop grande pour permettre la conversion efficace des composantes les plus basses-fréquences – et partant, les plus énergétiques – de l'excitation. Il serait donc intéressant de modifier le/les « organe(s) » de résonance (par exemple des formes plus complexes de « ressorts magnétiques », peut-être avec des pièces ferromagnétiques placées judicieusement).
- En outre, comme mentionné lors de la présentation du prototype (III-1), son amplitude d'amortissement électrique optimisée (A_{Ce}) correspond à la valeur maximum réalisable à partir de la masse mobile magnétique utilisée : cela suggère que l'amortissement électrique constitue ici une limite physique des performances électriques. Pour repousser cette limite, un paramètre important est l'intensité du flux magnétique embrassé par les bobines. Une solution est d'ajouter des pièces ferromagnétiques entre - et à l'extérieur - des bobines pour fermer les lignes de flux et limiter les fuites magnétiques. Les quelques essais que nous avons réalisés en ce sens n'ont cependant pas été concluants, car ces pièces ferromagnétiques augmentent le frottement entre la masse mobile magnétique et les parois intérieures du tube. Plus généralement, modifier la forme du couplage électromécanique (structurellement ou par l'une extraction de l'énergie électrique différente, active ou passive) peut apporter une solution.

Ainsi, bien que le dispositif réalisé soit performant relativement à l'état de l'art (voir section III-4 ci-après), le facteur de mérite par le modèle linéaire suggère une marge d'amélioration encore significative pour les récupérateurs inertiels résonants dédiés à ce type d'excitation humaine.

3.2 Alimentation d'une batterie rechargeable

Bien que le système ait été modélisé et optimisé dans l'hypothèse d'une charge linéaire, nous avons testé la capacité de notre système à pouvoir alimenter une pile rechargeable NiMH 3.6V (Varta V80H, 70mAh) placée à la sortie des circuits redresseurs. Deux configurations ont été étudiées (FIGURE 3-21a) :

- Un montage dans lequel la pile est placée directement (sans filtrage) à la sortie commune des « redresseurs-doubleurs », dans la configuration « charge unique » permise par la symétrie de ce montage redresseur pour ce générateur.
- Un montage avec deux capacités de filtrage de 1mF (valeur arbitraire) placées à la sortie commune des redresseurs-doubleurs parallèles (c'est-à-dire à la place des résistances R_c dans les tests précédents), en amont de la pile.

Pour déterminer la puissance reçue par la pile, le courant i dans sa branche a été relevé en mesurant la tension aux bornes d'une résistance R_{mes}=50Ω placée en série (FIGURE 3-21a). La puissance de charge moyenne de la pile P_{pile} est alors le produit de sa tension avec la moyenne du courant l'ayant traversée :

$$P_{pile} = 3.6V \cdot i_{moy} \tag{3-40}$$

Cette puissance récupérée (avec ou sans filtrage) a été mesurée dans la situation de course à pied, avec le dispositif attaché au bras (FIGURE 3-21b).

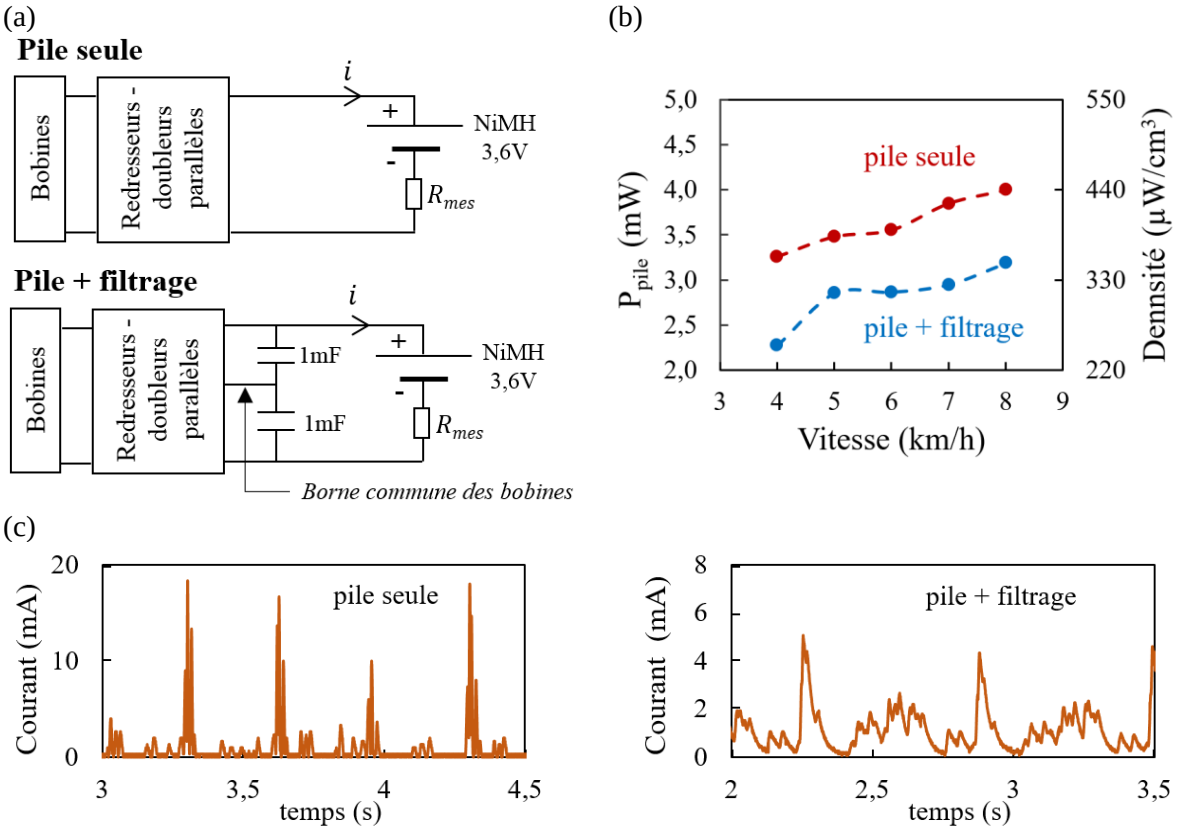


FIGURE 3-21 – Recharge d'une pile NiMH 3.6V, avec le générateur porté au niveau du bras. (a) Schémas des deux configurations électroniques testées. Le courant i dans la pile est mesuré via une mesure de tension aux bornes de la résistance R_{mes} (50Ω) placée en série. (b) Puissance moyenne reçue par la pile en fonction de la vitesse de course. (c) Détails temporels du courant i reçu par la pile pour les deux configurations testées.

Suivant la vitesse de course, la configuration sans filtrage (pile seule) permet d'obtenir une puissance de charge moyenne entre 3.2mW et 4mW, tandis que la configuration filtrée aboutit à des puissances plus faibles (2.2mW à 3.2mW). Cette différence peut s'expliquer par le choix arbitraire de la valeur des capacités de filtrage qui n'est pas optimale du point de vue du transfert de puissance. Les formes des courants pour ces deux situations sont illustrées FIGURE 3-21c. On observe une forme très impulsionnelle dans le cas de la pile seule, les chocs des pas étant directement traduits en pics de courant (jusqu'à 18mA). Le filtrage permet de réguler quelque peu les niveaux de courants fournis à la pile. (La puissance moyenne consommée par la résistance de mesure (R_{mes}) vaut environ 6% de la puissance reçue par la pile dans la configuration « pile seule », et 2% de cette puissance dans la configuration avec filtrage).

Ces puissances récupérées sont plus faibles que pour les charges résistives utilisées dans les tests précédents, ce qui pouvait être attendu puisque l'optimisation du système a été effectuée sur l'hypothèse de charges résistives. Deux pistes sont envisageables pour améliorer les performances du générateur vis-à-vis d'une charge de type capacité ou pile, dont la tension est fixée (ou non) :

- Employer un modèle de couplage électromécanique qui prenne en compte ce type de sortie, et non une résistance comme dans notre démarche. L'expression de la force de freinage électrique subie par la masse mobile magnétique ne prendra (a priori) plus la forme d'un amortissement visqueux.
- Introduire, entre la sortie des redresseurs et l'unité de stockage, un convertisseur DC/DC se comportant électriquement de façon suffisamment linéaire du point de vue du générateur [157], pour pouvoir exploiter le modèle et l'optimisation réalisée ici.

Comparées aux besoins d'un capteur communicant, cependant, ces performances obtenues ici restent intéressantes. Prenant l'exemple du capteur d'accélération et température communicant utilisé dans la section suivante, sa consommation est de 15µW en mode veille, et varie de 270µW à 1.2mW pour des fréquences de cycle (mesure et transmission) entre 1Hz et 25Hz, respectivement. Ainsi, il est d'ores et déjà possible avec le prototype d'alimenter ce type d'application tout en rechargeant une unité de stockage, ce qui est utile lorsqu'on sait la variabilité du mouvement humain en intensité : le surplus d'énergie stocké pendant une activité soutenue peut être mis à profit lors de phases de marche ou de repos.

3.3 Alimentation d'un capteur autonome communicant

Un dernier test a été réalisé pour démontrer la capacité du prototype à alimenter un capteur d'accélération et de température communicant (FIGURE 3-22a), avec prise de mesure et envoi de données via Bluetooth Low Energy à une cadence de 25Hz, pendant la course du sujet portant le générateur et le capteur au niveau du bras ; le tout sans pile. Le circuit de power management est composé des montages redresseurs-doubleurs associés à deux capacités de filtrage (2 x 1mF), à la sortie desquelles sont placés une diode zener et un low drop-out regulator (LDO) permettant de stabiliser la tension d'alimentation du capteur à 3V (FIGURE 3-22b). Les données ont été récupérées et affichées en temps réel sur un smartphone (FIGURE 3-22c).

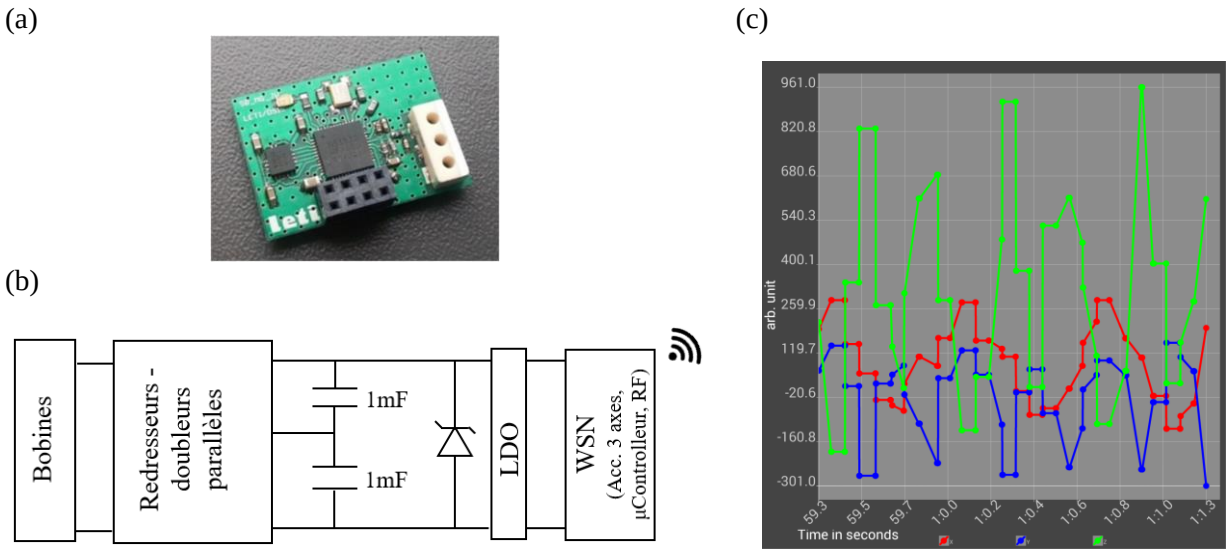


FIGURE 3-22 – Alimentation d'un capteur communicant. (a) Photo du capteur. (b) Schéma du circuit de power management (c) Capture d'écran du smartphone recevant les données en temps réel, montrant les relevés temporels de l'accélération selon 3 axes, à 25Hz.

4 Position dans l'état de l'art

4.1 En excitation harmonique

Dans un premier temps, nous considérons la performance de notre système obtenue lors de la caractérisation harmonique (pot vibrant, voir III-2). Dans la littérature des récupérateurs inertiels basse-fréquence, ce type de caractérisation est le plus courant, car il s'appuie sur une excitation mécanique standardisée qui permet une comparaison relativement objective des résultats. Une sélection de dispositifs électromagnétiques inertiels de l'état de l'art associés à leurs caractéristiques est proposée TABLE 3-4.

En plus de reporter les résultats en termes de puissance reçue par la charge et de densité de puissance, intéressants du point de vue applicatif, nous avons calculé pour chaque système un facteur de mérite, la densité de puissance normalisée (NPD). Celle-ci a été introduite par Beeby et al. [158], et correspond au rapport entre la densité de puissance et le carré de l'amplitude de l'excitation A :

$$\mathrm{NPD} = \frac{\mathrm{P_c/volume}}{\mathrm{A^2}} \tag{3-41}$$

Cette grandeur permet de prendre en compte l'intensité de l'excitation d'entrée. En effet, d'après le modèle du résonateur linéaire soumis à une excitation harmonique, la puissance dissipée est proportionnelle au carré de cette amplitude d'accélération (cf. expression (3-5) au début de ce chapitre).

TABLE 3-4 – Récupérateurs d'énergie électromagnétiques inertiels basse-fréquence de l'état de l'art, testés sur pot vibrant

Ref.	Vol. (cm^3)	Masse mobile (10^{-3} kg)	Freq. (Hz)	Acc. (g)	P_c (mW)	Densité ($\mu W.cm^{-3}$)	NPD ($\mu W.cm^{-3}.g^{-2}$)
Nico [146]	29.34	-	15.5	0.57	1.74	273	837
Cheng [159]	37	25*	9.25	0.5	0.55	14.8	59
Saha [53]	12.5	27	8	0.38	0.014	1.12	7.75
Zhu [160]	12.1	4	44.9	0.3	0.124	10.2	113
Lee [161]	35.3	27.5	16	0.2	1.52	43.1	1076
Berdy [162]	7.7	7.7	6.7	0.075	0.3	39.5	7000
Zhu, 2 [60]	70	1.5*	25	0.8	0.73	10.4	16.3
Cepnik [163]	9.5*	-	50	1	20.6	2170*	2170*
Munaz [150]	9	11.5	6	0.5	4.84	538	2150
Générateur « pile AA » (R_c=7.5 kΩ)	**9**	**5.7**	**10**	**1**	**9.2**	**1022**	**1022**

*valeur estimée.

La comparaison des structures précédentes au regard de la NPD est illustrée Figure 3-23. Elle révèle que notre prototype peut être assez performant pour cette forme de stimulation mécanique, pourvu que la valeur de la charge en sortie soit bien choisie. Pour $R_c = 7.5k\Omega$, et une excitation d'amplitude 1g, le prototype a permis de récupérer jusqu'à 9.2 mW (à 10Hz), ce qui correspond à une NPD de 1022 $\mu W/cm^3/g^2$. Il est utile de rappeler que cette valeur a été obtenue par la plus favorable des deux réponses possibles de système dans une configuration fortement non linéaire. Le réponse la plus modérée permettait de récupérer au mieux environ 6mW (à 8.5Hz), ce qui aboutit à une NPD de 666 $\mu W/cm^3/g^2$, inférieure à la valeur précédente.

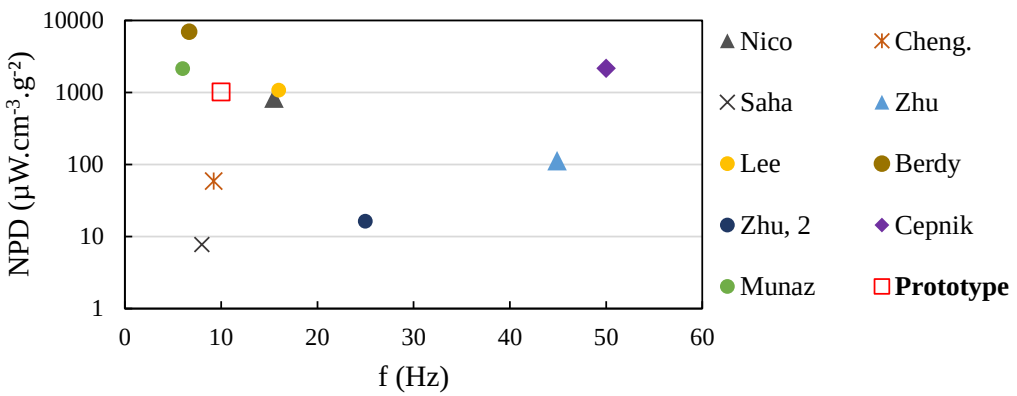


FIGURE 3-23 – Comparaison de la densité de puissance normalisée (NPD) du prototype sur pot vibrant avec quelques récupérateurs d'énergie résonants de l'état de l'art.

4.2 Sur stimulation humaine

La position de notre système dans l'état de l'art des récupérateurs d'énergie inertiels dédiés aux excitations humaines est certainement la comparaison la plus pertinente, car c'est autour de ce type d'activité que s'est construite notre méthode de conception. La TABLE 3-5 reprend quelques dispositifs électromagnétiques de la littérature qui ont été caractérisés expérimentalement sur le mouvement humain. Les densités de puissance sont également tracées FIGURE 3-24, en fonction du volume des systèmes.

TABLE 3-5 – Comparaison du prototype non linéaire avec les récupérateurs d'énergie électromagnétiques inertiels testés sur l'activité humaine

Ref.	Vol. (cm^3)	Dir.	Masse mobile (10^{-3} kg)	Position	Excitation	P_c (mW)	Densité de puissance ($\mu W.cm^{-3}$)
Büren [50]	0.5	1D	1.37	Jambe	Marche	0.035	70
Saha [53]	9.6	1D	27	Sac à dos	Course (pas 2.7 Hz)	1.86	193
Bowers [63]	3*	3D	2*	Poche	Course (14,5 km/h)	1.44	500
Romero [62]	2	2D	5.7*	Cheville	Course (8 km/h)	0.54	270
Berdy [54]	7.7	1D	7.7	Veste	Course (11.3 km/h)	0.363	47
Ylli [57]	15.7	1D	12*	Chaussure	Course (6 km/h)	0.84	53
Liu [56]	6.3	1D	1.23	Main	Agité main (6.7 Hz, 1.8g)	0.65	104
Zhang [55]	26	1D	45	Sac à dos	Course (10 km/h)	14.8	570
Halim [51]	6.5	1D	4.36	Main	Agité main (2g)	2.15	330
Wang [59]	98	1D	56*	Jambe	Course (8 km/h)	10.66	109
Salauddin [58]	30.4	1D	10.2	Main	Agité main (6 Hz, 0.5g)	2.92	96.1
Générateur « pile AA » (R_c=2.7 kΩ)	**9**	**1D**	**5.7**	**Bras**	**Course (8 km/h), charge résistive**	**7.35**	**817**
					Course (8 km/h), charge pile NiMH 3.6V	**4.0**	**444**

*valeurs estimées.

Par rapport à cet état de l'art, le prototype présente une excellente densité de puissance électrique sur charge résistive, plus de 800 $\mu W/cm^3$, obtenue à partir d'une course à 8 km/h. Il faut souligner que l'intensité mécanique des stimulations à l'origine des performances est difficile à comparer, et dépend de beaucoup de paramètres expérimentaux qui peuvent être très variables d'une étude à l'autre. Un autre critère de performance plus difficile à quantifier est le confort d'utilisation, qui varie suivant l'emplacement du récupérateur : placé dans un sac, une chaussure, sur un vêtement ou dans un objet tenu à la main. Les contraintes de masse et de volume ne sont pas les mêmes dans ces différents cas. La comparaison n'est donc pas aussi révélatrice que dans le cas des tests sur pot vibrant. Cette observation justifie l'utilisation du facteur de mérite par le modèle linéaire (défini section I-1.2 et appliqué section III-3.1.2), qui est sur cet aspect plus informatif, puisqu'il s'appuie sur l'excitation réelle et les contraintes masse-déplacement imposées.

Il est intéressant de relever le cas du dispositif développé par Berdy et al. [54,162], qui sur stimulation harmonique affichait la meilleure performance de l'état de l'art (cf. TABLE 3-4), avec

une NPD égale à 7000 µW.cm^{-3}.g^{-2} à 6.7 Hz (fréquence médiane dans le spectre de la course à pied). Ce même dispositif est ici un des moins performants sur une stimulation humaine réelle, avec une densité de puissance inférieure à 50µW.cm^{-3}. Cette observation souligne l'intérêt de la méthode d'optimisation basée sur un échantillon d'excitation réelle que nous avons utilisée pour notre prototype, et montre que l'approche harmonique seule n'est pas toujours suffisante pour évaluer la pertinence applicative d'un dispositif, en particulier dans le cas de systèmes non-linéaires.

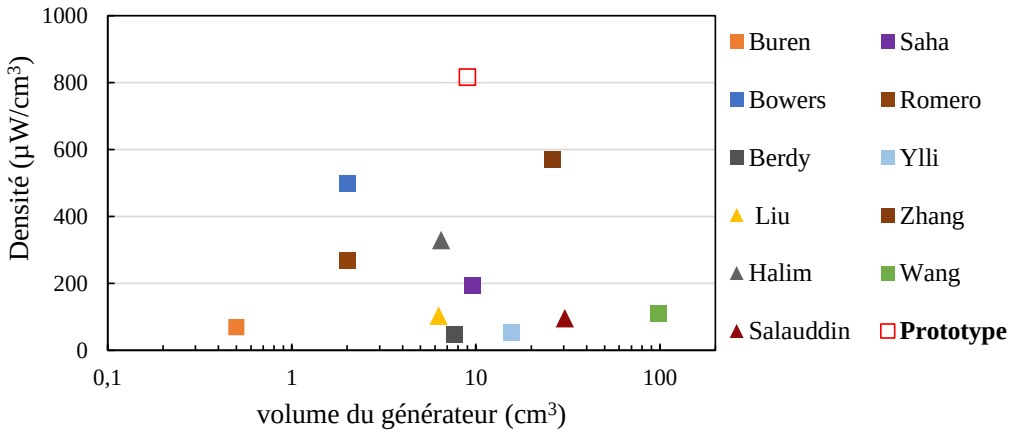


FIGURE 3-24 – Comparaison des densités de puissance des récupérateurs d'énergie inertiels testés sur l'activité humaine. Les deux types d'excitation mécanique – générateur porté durant la course à pied ou agité manuellement – sont respectivement représentés par des carrés et des triangles.

IV Effets d'échelle

Dans le cadre de l'intégration de ce type de générateur à un vêtement, il est intéressant d'étudier les possibilités de réduction des dimensions. Dans cette section, nous présentons une étude par simulations de l'évolution des performances du système en fonction d'un facteur d'échelle k appliqué à la géométrie du système. Le cas $k = 1$ correspond aux dimensions du prototype présenté dans la section III précédente. Pour toutes les échelles considérées, les hypothèses sont les suivantes :

- Toutes les dimensions de la masse mobile magnétique à 3 aimants alternés (épaisseurs et diamètres de l'aimant unité et de l'intercalaire ferromagnétique) sont multipliées par k. Sa masse m est donc proportionnelle à k^3 : $m_k = k^3 \cdot m_1$;
- Le rapport de forme entre la longueur du tube L et son diamètre intérieur D est maintenu constant tel que $L_k/D_k = 6.25$, $L_k = k \cdot L_1$ et $D_k = k \cdot D_1$.
- Tous les aimants (aimants répulsifs et aimants de la masse mobile) ont une aimantation N45 ($B_r = 1.35\text{T}$).
- Le coefficient d'amortissement mécanique est arbitrairement fixé à $\mathrm{c_m} = 0.01\ \mathrm{N.s/m}$ (valeur légèrement plus faible que celle estimée pour le prototype) pour toutes les échelles.
- Les sorties des bobines sont redressées via la méthode des « redresseurs-doubleurs parallèles », avec deux résistances communes R_c en charge. Les tensions de seuils de diodes de redressement sont négligées (cette hypothèse est discutée ci-après).
- Une épaisseur structurelle constante de 1mm est imposée entre le rayon extérieur de la masse mobile et le rayon interne des bobines, pour toutes les échelles.

Les échelles étudiées sont illustrées FIGURE 3-25a. Le processus d'optimisation (II-4) a été appliqué à chacune, à partir du même échantillon d'accélération expérimental que celui employé pour la conception du prototype (course à 4.8km/h, dispositif porté au niveau du bras). Pour les calculs de l'amortissement électrique, le même fil de cuivre que pour le prototype a été considéré (rayon $r_{Cu} = 25\mu\text{m}$, taux de remplissage cuivre $k_{Cu} = 0.45$), afin de favoriser les configurations optimales à haut nombres de tours et donc à hautes tensions (ce qui est en particulier pertinent pour les petites échelles de générateur). Par ailleurs, des rapports de résistance (R_c/R_b) entiers de 1 à 5 ont été parcourus par l'algorithme d'optimisation.

Les caractéristiques principales des systèmes optimisés sont résumées TABLE 3-6.

TABLE 3-6 – Caractéristiques des systèmes optimisés en fonction du facteur d'échelle k

k	m_k (10^{-3} kg)	L_k (mm)	D_k (mm)	Aimants répulsifs Inférieur (Ø mm x h mm)	Aimants répulsifs Supérieur (Ø mm x h mm)	Rapport de résistance (R_c/R_b)	Amplitude amort. élec. A_{Ce} (N.s/m)
0.38	0.31	19	3	3 x 0.1	1 x 0.1	2	0.003
0.5	0.71	25	4	2 x 0.5	2 x 0.1	2	0.007
0.63	1.43	31,15	5	5 x 0.4	3 x 0.1	2	0.03
0.75	2.41	37.5	6	6 x 0.5	5 x 0.1	2	0.05
1	5.71	50	8	8 x 1	5 x 0.5	3	0.124
1.25	11.15	62.25	10	10 x 2	10 x 0.5	5	0.177

1 Puissance électrique

La puissance électrique moyenne P_c consommée par la charge formée des deux résistances R_c est tracée FIGURE 3-25b. Elle varie entre 14 µW (pour k = 0.375) et 19.6 mW (k = 1.25). Une courbe de tendance de type αk^β a été ajustée aux résultats, avec α = 6.2 et β = 6.1. Cette évolution

exponentielle met en évidence les possibilités assez limitées du système pour la réduction de ses dimensions.

Trois principaux facteurs peuvent être identifiés pour expliquer cette observation. La réduction de la masse mobile diminue bien sûr en proportion l'énergie mécanique apportée en entrée. Par ailleurs, comme montré à partir du cas linéaire (section I), contraindre l'amplitude du mouvement de la masse mobile peut également limiter la puissance électrique, en particulier avec une excitation mécanique humaine, de grande amplitude et basse fréquence. Enfin, la diminution du volume magnétique (inducteur) se traduit naturellement par un affaiblissement de l'amortissement électrique [154]. Cet effet est observable ici (FIGURE 3-25c) pour toutes les échelles $k \leq 1$, pour lesquelles la valeur optimale de l'amplitude d'amortissement électrique (A_{Ce}) correspond à la valeur maximale réalisable. Cette "saturation" amoindrit encore la puissance électrique qu'il est possible de produire aux échelles concernées.

2 Tensions

Des niveaux de tensions produits par bobines dépendent les commodités de redressement des signaux, et en particulier la possibilité ou non d'utiliser seulement des composants passifs (diodes). Sur cet aspect, la grandeur utile à considérer est la force électromotrice e des bobines. D'après le modèle théorique du couplage électromécanique (section II-3.2), la valeur efficace (RMS) de cette f.é.m. peut être estimée à partir de la puissance électrique extraite moyenne, P_e, et des caractéristiques des bobines déterminées par le processus d'optimisation (en particulier de la résistance propre des bobines R_b et le rapport de résistance charge/bobine R_c/R_b) :

$$e_{\mathrm{RMS}} = \sqrt{\frac{\mathrm{P_e}}{2} \cdot \mathrm{R_b}(1 + \frac{\mathrm{R_c}}{\mathrm{R_b}})} \tag{3-42}$$

Son évolution en fonction du facteur d'échelle est illustrée FIGURE 3-25d. Comme indiqué auparavant (section II-3.2.4), il est possible que plusieurs configurations de bobinage correspondent au couplage optimal, et donc différents niveaux de tension peuvent être atteints pour une même puissance récupérée dans la charge (les valeurs extrémales sont tracées FIGURE 3-25d).

Aux échelles les plus réduites ($k < 0.63$), la force électromotrice e_{RMS} est trop basse pour que les signaux soient redressés par des diodes : $e_{RMS} < 200$ mV, ce qui correspond à la chute de tension en polarisation directe d'une diode BAT54 ; à plus forte raison, le modèle du couplage électromécanique (qui négligeait cette chute de tension) n'est plus valable. La solution de redressement passif présentée dans ce chapitre n'étant plus viable à ces petites échelles, une alternative possible est de remplacer les diodes par des interrupteurs commandés (par exemple des transistors MOS) pour éviter le seuil de tension [34]; des circuits élévateurs de tension peuvent être aussi nécessaires [164]. Cependant, comme les bobines doivent être indépendantes pour produire des niveaux de couplage électrique suffisants dans la structure de récupérateur étudiée ici, la complexité accrue de ces solutions de redressement et les pertes associées (en particulier la consommation des composants actifs) sont difficiles à justifier pour notre application, d'autant que les niveaux de puissance électrique sont de plus en plus réduits.

3 Densité de puissance

La densité de puissance (tracée FIGURE 3-25e) est une mesure particulièrement pertinente sur les effets de la réduction des dimensions. Rappelons qu'elle est définie comme étant le rapport de la puissance moyenne reçue par la charge et le volume du générateur. Pour la valeur du volume, nous avons considéré à la fois la longueur du système L_k et le diamètre extérieur

$D_{ext} = D_k + 2ep_b + 2mm$, où ep_b est l'épaisseur des bobines, et 2mm est l'épaisseur structurelle (parois du tube, jeu entre la masse mobile et les parois) identique pour toutes les échelles k. Les cas extrêmes de bobinage en termes de tension sont à nouveau comparés FIGURE 3-25e. Les configurations maximisant la tension correspondent à des bobines plus épaisses, ce qui diminue de fait la valeur de la densité. En particulier aux « grandes » échelles ($k \geq 1$), un compromis entre tension et densité de puissance peut s'avérer nécessaire.

La valeur de la densité décroît exponentiellement avec le facteur d'échelle, de 1.68 mW/cm^3 (k = 1.25) à 19 µW/cm^3 (k = 0.38). Cette évolution montre que la puissance électrique décroît bien plus rapidement que le volume du système, ce qui souligne les limites de ce design de récupérateur d'énergie en matière de réduction des dimensions.

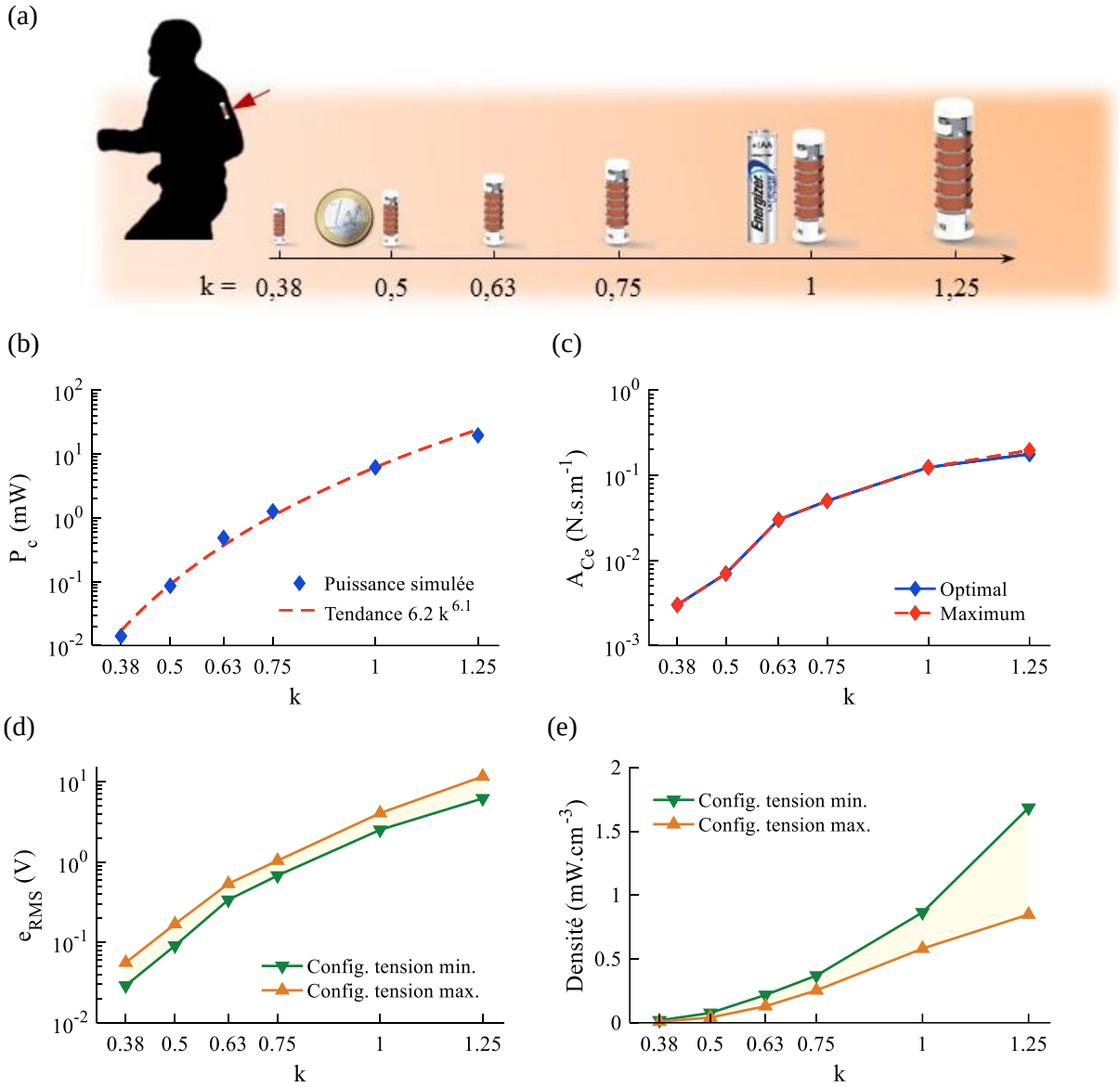


FIGURE 3-25 – Simulation (entrée de type « course à 4.8 km/h ») – Etude d'échelle. (a) Facteurs d'échelle k considérés. (b) Puissance électrique optimale dans la charge résistive ($2 \times R_c$) (c) Amplitude de l'amortissement électrique A_{Ce} (maximum and optimum). (d) Force électromotrice e (RMS) des bobines et (e) densité de puissance, pour les configurations de bobinages possibles correspondant aux extrema de tension et associés à la puissance optimale.

4 Conclusion

Dans le cadre de l'application aux vêtements connectés, cette étude montre que l'échelle de dimensions à laquelle a été développé le système initialement ($k = 1$, proche des dimensions d'une pile AA) offre un bon compromis entre confort et performances électriques. Le niveau de tension produit décroit rapidement et constitue le facteur limitant au regard de la solution de redressement passif des signaux utilisée dans ce chapitre. De plus, la grande sensibilité de la puissance électrique à la variation des dimensions indique en particulier qu'il n'est pas avantageux de remplacer le dispositif de l'échelle 1 par plusieurs dispositifs d'échelles plus réduites.

Conclusion du chapitre 3 : Attraits et limites du récupérateur résonant non-linéaire

Le récupérateur d'énergie inertiel non-linéaire au format « pile » a été capable de produire jusqu'à 7.3mW (817µW/cm^3) de puissance utile à partir de la course à pied, avec le dispositif fixé au niveau du bras. Bien que cette valeur soit inférieure à l'objectif de 20mW pour un vêtement connecté, elle reste toutefois intéressante pour cette application, comme montré dans cette étude par l'alimentation d'un capteur multimodal (accélération et température) communicant à 25Hz en Bluetooth Low Energy. Le circuit « redresseurs-doubleurs parallèles » mis en place pour ce générateur joue un rôle important dans les performances obtenues sur charges résistives. Il sera intéressant à l'avenir d'étudier son association avec un convertisseur DC-DC pour améliorer les performances dans le cas de la recharge d'une unité de stockage.

FIGURE 3-26 – Exemples d'implantation du générateur résonant dans un vêtement de type « maillot de sport »

En plus de ces considérations énergétiques, la question du confort est importante. L'intégration ergonomique de cette structure équivalente à une pile AA sera plus ou moins facile suivant le type de vêtement. Le cas du maillot porté au contact de la peau est sans doute un des plus délicats, car le module rigide est davantage ressenti, et la zone d'intégration doit être choisie avec soin (FIGURE 3-26). Par ailleurs, la masse localisée du générateur (20g) n'est pas négligeable, rapportée à celle de ce type de vêtement qui est de l'ordre de 100 – 150 g. Cependant, le système peut être bien adapté pour des textiles moins contraignants, par exemple dans un pull ou une veste, et dans d'autres opportunités d'objets portés ou manipulés par la personne (sac à dos, télécommande etc.).

Concernant la durée de vie de ce format de générateur, les dispositifs inertiels présentent l'avantage de pouvoir être packagés de façon hermétique, et donc de bien supporter les environnements périodiquement difficiles (frottement, lavage, pluie). La magnétisation des aimants en néodyme a une bonne stabilité dans le temps à des température inférieures à 80°C [165], ce qui est toujours le cas dans les applications humaines.

Le récupérateur d'énergie étudié dans ce chapitre présente donc plusieurs avantages, et les possibilités d'améliorations des performances suggérées par la figure de mérite (définie dans la section I) ouvre des perspectives intéressantes. Cependant, deux limites restent problématiques : (i) la limitation de déplacement de la masse inertielle, imposée par la contrainte d'ergonomie, et (ii) l'unidirectionalité du système, qui ne permet pas d'exploiter efficacement certains mouvements, en particulier la rotation des articulations. Le récupérateur d'énergie présenté au chapitre suivant prend en compte ces deux aspects.

Chapitre 4 – Le générateur inertiel toroïdal

Ce chapitre présente l'étude d'un second modèle de récupérateur d'énergie inertiel à induction, le générateur toroïdal. Celui-ci comprend une bille magnétique mobile, dont le mouvement sur une trajectoire fermée est déclenché à la fois par les accélérations latérales du générateur et par sa rotation. Par ce principe, il est équivalent à un générateur rotationnel avec masse excentrée. L'objectif est de proposer un système complémentaire au récupérateur résonant du chapitre 3, en évitant certaines limites inhérentes à ce dernier, comme la limite de déplacement de la masse mobile et surtout son caractère unidirectionnel qui réduit la partie utile de l'excitation mécanique humaine. En particulier, le format toroïdal cherche à exploiter les mouvements de balancier des membres de la personne.

FIGURE 4-1 – Générateur inertiel toroïdal

La démarche proposée pour l'étude de ce format de générateur est essentiellement empirique : contrairement au chapitre précédent, il n'est pas ici question d'établir un modèle analytique détaillé de la structure, ni de proposer une méthode pour son optimisation. Après avoir présenté l'architecture du générateur toroïdal, la section I propose une rapide évaluation du potentiel électrique des générateurs rotationnels en général pour l'activité humaine, et l'étude d'un challenge spécifique lié à l'utilisation d'une bille magnétique comme inducteur mobile. La deuxième section expose les résultats obtenus avec un prototype en situation de course à pied. Enfin, la troisième partie est consacrée à l'étude d'une piste d'amélioration du format toroïdal par son adaptation en une configuration résonante, avec la volonté d'exploiter la majeure partie de la masse du générateur et non plus seulement celle de l'aimant mobile.

Publications associées aux travaux de ce chapitre :

Geisler et al. "Looped energy harvester for human motion", Smart Materials and Structures, 2017

I Le générateur inertiel toroïdal à bille magnétique

1 Structure

La structure du générateur toroïdal est illustrée FIGURE 4-2. Elle est composée d'une bille magnétique circulant librement dans un tube refermé sur lui-même (tore) suivant une trajectoire circulaire, ainsi que de plusieurs bobines indépendantes réparties sur le parcours et permettant la conversion du mouvement de la bille en énergie électrique par induction électromagnétique.

L'emploi d'une bille comme forme d'aimant mobile est inspiré du dispositif présenté par Bowers et al. [63], dans lequel une bille magnétique se déplace dans une cavité sphérique. Cette forme d'aimant permet de limiter les frottements mécaniques avec les parois grâce à une surface de contact réduite, mais donne au dispositif un caractère quelque peu chaotique car l'axe magnétique de la bille peut être orienté de façon assez aléatoire lors du mouvement. Cet aspect n'est pas nécessairement problématique pour le couplage électromécanique : ce dernier oscille a priori autour d'un niveau moyen lié aux caractéristiques de l'aimant et des bobines. Les premiers tests du concept que nous avons réalisés avec une bille magnétique de diamètre 10mm (tests non présentés ici) semblaient valider ce comportement. Dans une démarche de réduction des dimensions, nous avons ensuite étudié un dispositif avec une bille magnétique plus petite, de diamètre 8mm. Nous avons alors observé que le couplage électromécanique - et la puissance électrique récupérée - étaient bien plus faibles que prévu par la description « aléatoire » précédente. Ce phénomène d'échelle est une conséquence de l'induction, et est lié aux degrés de libertés de rotation de la bille sur elle-même. Il est examiné en détail un peu plus loin dans le chapitre (section I-3), ainsi qu'une solution consistant ajouter un « rail ferromagnétique » (bande de fer doux) au dispositif, par exemple le long du diamètre extérieur du tore (ainsi que représenté sur la FIGURE 4-2).

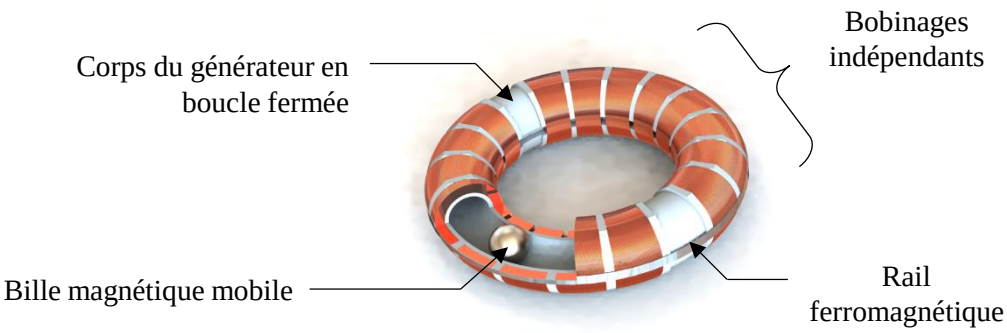


FIGURE 4-2 – Structure du récupérateur d'énergie inertiel toroïdal

2 Evaluation théorique du potentiel d'un générateur rotationnel pour la stimulation humaine

Avant d'examiner plus en détail cette problématique du couplage électromécanique avec une bille magnétique mobile réduite, on propose d'étudier de façon générale le potentiel du format de générateur à masse inertielle excentrée vis-à-vis d'une excitation humaine (course à pied), à partir d'un modèle simple. Cette démarche est similaire à celle suivie lors de l'étude du résonateur linéaire au début du chapitre 3 précédent (section I).

2.1 Modèle de générateur à masse excentrée

Par simplicité, on considère ici que le mouvement du générateur est contenu dans son plan, ce qui est par exemple le cas lorsqu'il est attaché sur le côté du bras de l'utilisateur pendant la marche ou la course. Une masse ponctuelle excentrée m se déplace le long d'une trajectoire circulaire de rayon r_m. Ce modèle bidimensionnel est présenté FIGURE 4-3.

Dans le référentiel du générateur (et son système de coordonnées relatif $< 0, \overrightarrow{e_x}, \overrightarrow{e_y} >$), la masse mobile est entièrement repérée par sa position angulaire θ, qui suit l'équation du mouvement (4-1) suivante :

$$\ddot{\theta} = -\left(\frac{c_e + c_m}{m}\right)\dot{\theta} + \frac{1}{r_m}\left(a_x \sin(\theta) - a_y \cos(\theta) + \frac{g}{r_m}\sin(\theta + \varphi)\right) - \ddot{\varphi} \qquad (4\text{-}1)$$

φ est l'angle de rotation entre la direction $\overrightarrow{e_x}$ et la verticale gravitationnelle $\overrightarrow{e_g}$, a_x et a_y sont les composantes de l'accélération absolue d'un point fixe du générateur, mesurées par commodité dans le repère relatif $< 0, \overrightarrow{e_x}, \overrightarrow{e_y} >$. c_e et c_m sont les coefficients d'amortissements électrique et mécanique.

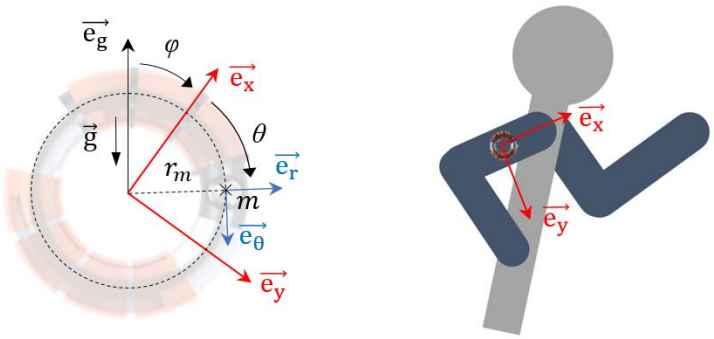


FIGURE 4-3 - Paramètres du modèle de générateur rotationnel à masse (ponctuelle) excentrée

La puissance électrique instantanée p_e extraite par les bobines suit l'expression (4-2). Dans le cas d'une structure à induction électromagnétique, cette puissance est en partie récupérable dans une charge utile, et en partie perdue par effet Joule dans les bobines.

$$p_e = c_e \left(r_m \dot{\theta}\right)^2 \qquad (4\text{-}2)$$

Ce modèle permet une première estimation des performances de ce type de générateur vis-à-vis de la stimulation humaine.

2.2 Simulations

Ce modèle de générateur rotationnel (4-1) à masse excentrée a été implémenté sous Matlab Simulink (c.f. annexe 4A), avec une excitation mécanique d'entrée expérimentale. Deux axes d'accélération et un degré de rotation sont ici pris en compte. La forme de ces trois composantes d'entraînement est présentée FIGURE 4-4a et b, relevée par un accéléromètre placé au niveau du bras de la personne lors de la course à pied. Il est intéressant de constater que le mouvement de balancier (rotation) du bras est quelque peu asymétrique, ce qui suggère que le balancement "vers l'avant" (correspondant aux pics négatifs de la vitesse de rotation) joue un rôle moteur dans la démarche de course. Pour les simulations suivantes, la masse mobile $m = 2\text{g}$ et l'amortissement mécanique c_m =0.01 N.s/m sont gardés constants (ces valeurs correspondent au prototype de générateur toroïdal étudié dans la section II ci-après).

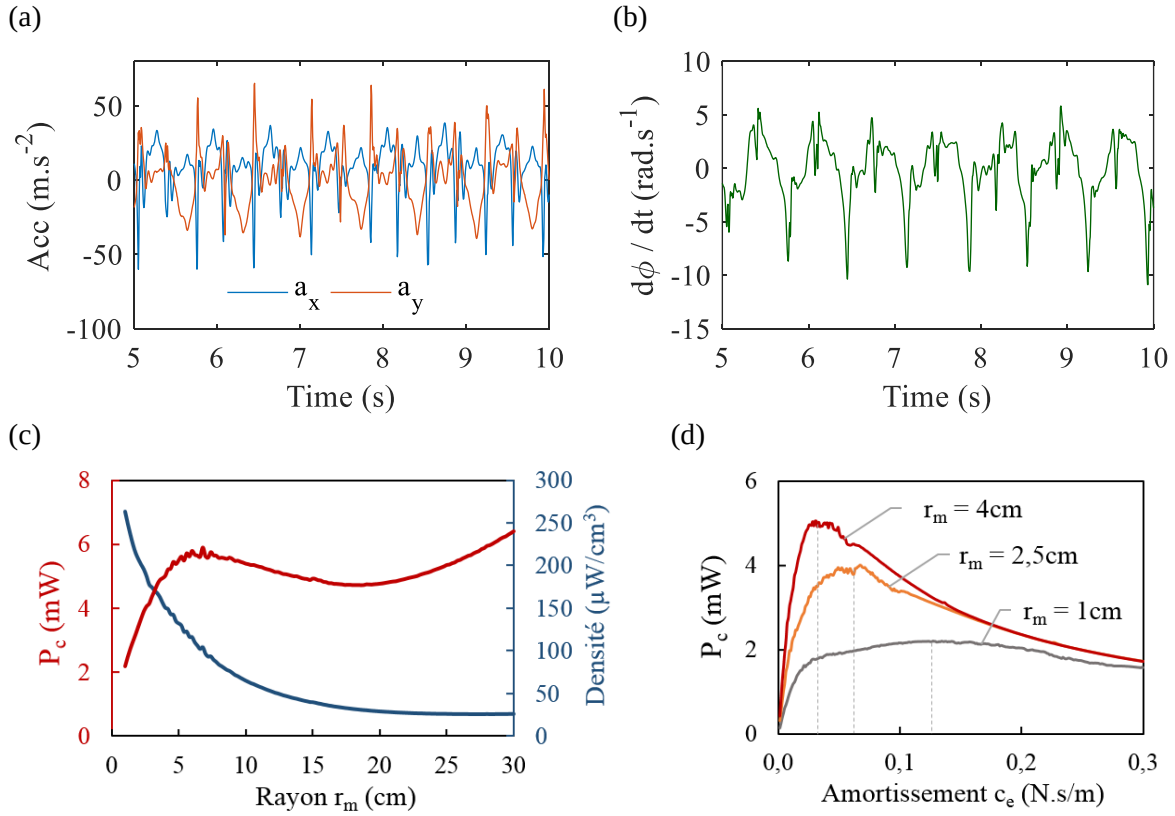


FIGURE 4-4 – Simulation du modèle de générateur rotationnel. L'excitation mécanique d'entrée a été enregistrée lors d'une expérience de course à pied (8 km/h), avec un accéléromètre 9 axes placé sur le bras. La valeur de la masse mobile m=2g et du coefficient d'amortissement mécanique c_m=0.01 N.s/m sont gardés constants. Détails (a) de l'accélération (sur les deux axes utiles x et y), et (b) de la vitesse angulaire du bras, de l'excitation d'entrée. (c) Puissance électrique moyenne reçue par la charge P_c et densité de puissance correspondante, en fonction du rayon du système r_m. (d) Puissance électrique moyenne reçue par la charge en fonction de la valeur du coefficient d'amortissement électrique c_e, pour différents rayons r_m (1, 2.5 et 4cm).

Tout d'abord, l'influence du rayon r_m de la masse excentrée est étudiée (FIGURE 4-4c). Pour chaque point, la valeur du coefficient d'amortissement électrique c_e est optimisée pour maximiser la puissance électrique moyenne P_c obtenue dans une charge utile, en considérant arbitrairement que celle-ci reçoit la moitié de la puissance électrique totale extraite du système ($P_c = P_e/2$). Les résultats indiquent que le générateur est capable de produire quelques milliwatts à partir de l'excitation de type "course à pied", pour un rayon supérieur à 1cm. La courbe de puissance peut être décrite suivant deux régions. La première, $r_m \in [1-20]$cm, présente un maximum local (environ 6mW pour $r_m \approx 7$cm) : celui-ci correspond vraisemblablement au rayon préférentiel pour l'exploitation de la composante « translationnelle » (a_x, a_y) de l'excitation mécanique. A partir de $r_m = 20$cm, la puissance augmente quadratiquement avec le rayon. En effet, à partir d'un rayon suffisamment grand, l'équation (4-1) devient équivalente à :

$$\ddot{\theta} + \left(\frac{c_e + c_m}{m}\right)\dot{\theta} = -\ddot{\varphi} \tag{4-3}$$

La composante rotative $\ddot{\varphi}$ de l'excitation devient prédominante pour le mouvement de la masse mobile, tandis que la puissance électrique (4-2) reste quant à elle proportionnelle au carré du rayon. La densité de puissance associée décroît sur la plage de rayon étudiée à partir de 260µW.cm^{-3} (r_m = 1cm). Le volume $V = 2\pi r_m S$ du générateur pris en compte pour le calcul de cette densité de puissance correspond à celui d'un générateur toroïdal « équivalent », avec un tube de section

$S = 1.34\ \mathrm{cm}^2$ (section égale à celle du prototype étudié section II).) Le résultat important à souligner est la possibilité de récupérer des puissances supérieures au milliwatt avec une masse inertielle très réduite (m=2g).

L'influence de l'amortissement électrique a également été évaluée (FIGURE 4-4d). La simulation révèle l'existence d'une valeur optimale de coefficient d'amortissement c_e. Cette dernière est plus faible pour les dispositifs de grand rayon r_m, observation intéressante compte tenu de la masse réduite de l'inducteur magnétique ($m = 2\mathrm{g}$) pour laquelle le niveau de couplage électromécanique réalisable sera a priori limité. D'un autre côté, la puissance de sortie devient moins dépendante de c_e avec la réduction du rayon, ce qui peut être un avantage lorsque ce paramètre est difficile à maîtriser : c'est le cas du système toroïdal du fait de la liberté de rotation de la bille mobile sur elle-même.

3 Bille magnétique et couplage électromécanique

Ainsi qu'évoqué lors de la description de la structure toroïdale (cf. I-1), lors de premiers essais réalisés avec ce format, sans rail ferromagnétique et avec une bille magnétique de 8mm de diamètre, nous avions constaté que la puissance électrique générée était très inférieure à ce qui était pouvait être attendu en supposant une orientation aléatoire de l'axe magnétique. Nous proposons de montrer ici que ce phénomène est lié aux degrés de liberté de rotation de la bille magnétique sur elle-même, et que l'ajout du « rail ferromagnétique » apporte une solution possible à cet effet.

L'étude présentée ici s'appuie sur un modèle éléments finis réalisé sous COMSOL (module AC/DC – Champs magnétiques / Etude stationnaire). Celui-ci prend en compte une situation simplifiée locale, statique et à une seule bobine, en négligeant la courbure du système (FIGURE 4-5a). Les notations utilisées sont indiquées dans la FIGURE 4-5b. Le diamètre de la bille magnétique est 8mm, et sa magnétisation N38 correspond à un champ rémanent (B_r) de 1.24T ; la bobine est formée de 1000 spires réparties sur une hauteur de 7.5mm ; le rail ferromagnétique (épaisseur de 200µm et une largeur 1.5mm) a une longueur très grande par rapport aux autres composants et est placé à x=8mm de la trajectoire de la bille. (Note : ces paramètres sont aussi ceux du prototype présenté dans la section II).

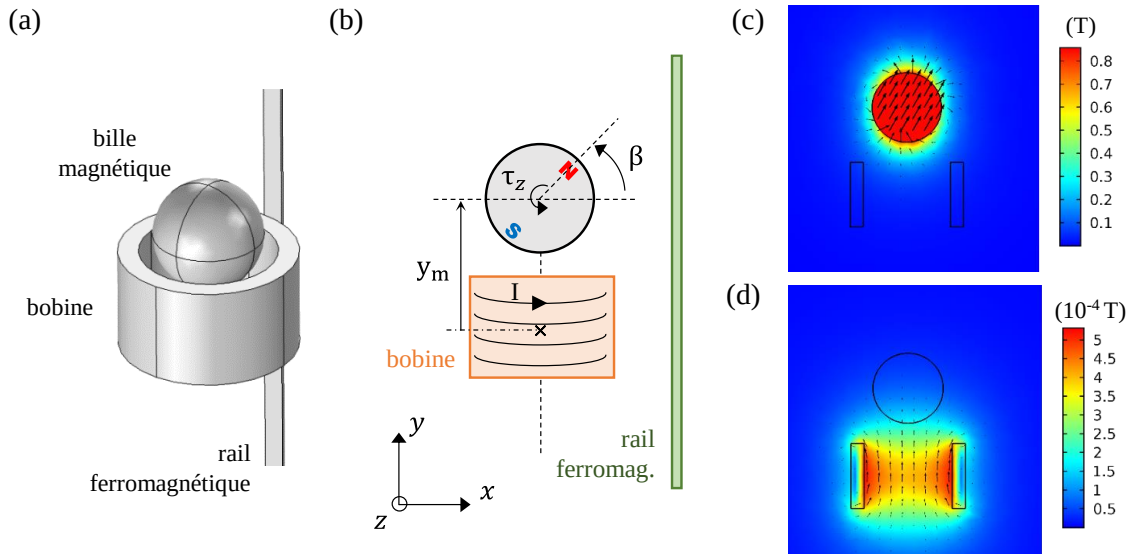


FIGURE 4-5 – Modélisation magnétostatique sous COMSOL. (a) Géométrie et (b) paramètres du modèle. Le centre de la bille magnétique est sur l'axe y qui correspond à l'axe de révolution de la bobine, et à une distance y_m de celle-ci. L'axe magnétique de la bille est supposé contenu dans le plan xy et est défini par l'angle β. (c) et (d) Valeurs du champ magnétique généré individuellement par (c) la bille magnétique (β=60°), et (d) la bobine (parcourue par un courant imposé I=5mA).

Des exemples de la norme du champ magnétique B produit par la bille magnétique ou par la bobine (parcourue par un courant de 5 mA) sont illustrés respectivement FIGURE 4-5c et 4-5d. On peut remarquer que le champ magnétique émis par la bobine est de l'ordre de quelques 10^{-4}T, ce qui est dix fois supérieur au champ terrestre. Or, il est observable expérimentalement que ce dernier oriente sans difficulté la bille magnétique de 2g lorsque celle-ci est posée sur une surface, à l'instar d'une boussole. On peut donc s'attendre à ce que le courant induit dans la bobine par le mouvement de la bille ait une influence sur l'orientation magnétique de celle-ci.

3.1 Bille magnétique et induction

3.1.1 Flux magnétique et couplage électromécanique

Comme énoncé par la loi de Faraday, la variation temporelle du flux magnétique dans la bobine entraîne l'apparition d'une tension (force électromotrice) à ses bornes. Cette variation est ici liée à la fois au déplacement et à la rotation de la bille magnétique :

$$\frac{\mathrm{d}\Phi}{\mathrm{dt}} = \frac{\partial\Phi}{\partial y_m}\frac{\mathrm{d}y_m}{\mathrm{dt}} + \frac{\partial\Phi}{\partial\beta}\frac{\mathrm{d}\beta}{\mathrm{dt}} = grad_{y_m,\beta}(\Phi)\cdot(\dot{y}_m,\dot{\beta}) \tag{4-4}$$

Il faut souligner que dès que le roulement de la bille est pris en compte, le couplage électromécanique se décompose en deux termes, l'un pour la translation et l'autre pour le roulement. Avec ces deux inconnues, l'approche énergétique utilisée au chapitre précédent pour déterminer une expression analytique du couplage électromécanique n'est plus applicable (à moins que rotation et translation ne soient liées par une condition mécanique, ce qui n'est pas le cas général). Par ailleurs, si l'expression (4-4) montre que le gradient de flux magnétique $grad_{y_m,\beta}(\Phi)$ reste un facteur important de la traduction du mouvement de la bille en puissance électrique, l'amplitude de l'induction à un instant donné dépendra aussi des sens de variation respectifs de y_m et β, contributions qui peuvent s'additionner ou se compenser. Par exemple, le cas de la bille roulant sans glisser en s'éloignant de la bobine donnera lieu à un flux magnétique oscillant et d'amplitude décroissante dans la bobine. Par abus de langage, on parlera par la suite de « couplage électromécanique » important pour désigner la capacité du système à convertir efficacement l'énergie cinétique de la bille mobile en énergie électrique.

La valeur du flux magnétique moyen dans la bobine en fonction de la position et de l'orientation de la bille magnétique est tracée FIGURE 4-6. Précisons que la présence du rail ferromagnétique a une influence négligeable sur le flux magnétique du fait de ses dimensions réduites (ép. 200µm, largeur 1.5mm). Son rôle ici n'est donc pas de canaliser le champ magnétique dans la bobine, bien que ce soit l'usage « ordinaire » de ce type de composant dans les générateurs à induction [166].

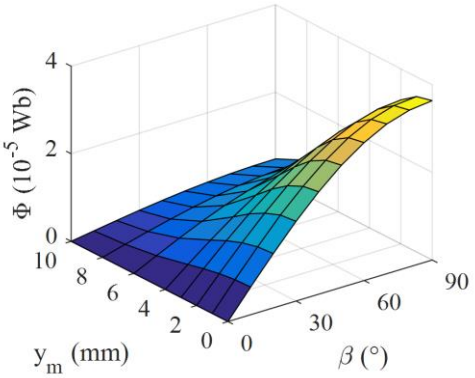


FIGURE 4-6 – Flux magnétique moyen dans la bobine, en fonction de la position y_m et de l'orientation β de la bille magnétique

3.1.2 Couple d'induction

Durant le mouvement de la bille magnétique, le courant induit dans la bobine génère un champ magnétique. Son premier effet, classique, est de ralentir la bille (décroissance de $|\dot{y}_m|$) : son énergie cinétique est convertie en énergie électrique. En revanche, ce champ magnétique induit aura également pour conséquence l'application d'un couple sur la bille, τ_{ind}. Ce dernier oriente la bille (variation de β) de façon à limiter la variation du flux magnétique dans la bobine, en accord avec la

loi de Lenz. Avec COMSOL, nous avons calculé l'amplitude de ce couple en fonction de l'orientation magnétique β et du courant électrique I circulant dans la bobine (FIGURE 4-7). On observe logiquement que la valeur de ce couple est proportionnelle au courant, et varie de 10^{-5} N.m à quelques 10^{-4} N.m pour I compris entre 1 mA et 20 mA.

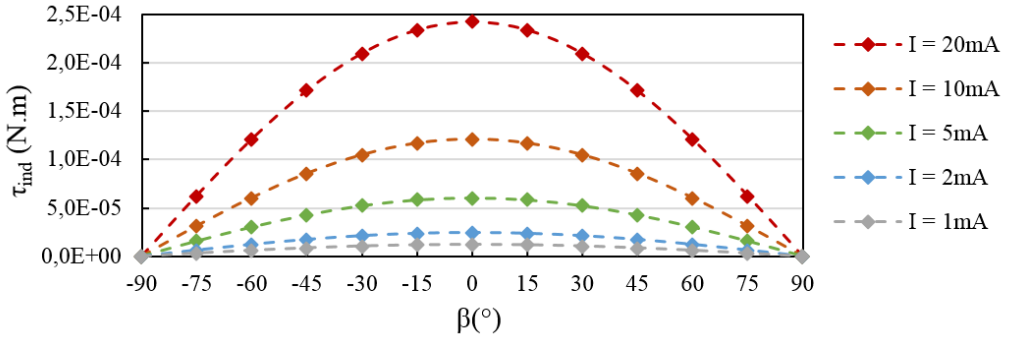


FIGURE 4-7 – Couple d'induction subi par la bille en fonction de son orientation magnétique β et du courant I circulant dans la bobine (valeurs calculées pour y_m=5mm). Seul le cas I>0 est tracé, par symétrie : $\tau_{ind}(-I,\beta) = -\tau_{ind}(I,\beta)$.

Considérons la situation dans laquelle la rotation de la bille est « suffisamment » libre (par exemple si le frottement mécanique avec les parois du guide est faible). Deux cas de figure peuvent être distingués :

- lorsque la bille se rapproche de la bobine, le champ magnétique émis par cette dernière sous l'effet de l'induction est répulsif et le couple τ_{ind} associé cherchera à *retourner* la bille continûment. La seule orientation β « stable » est celle qui annule l'induction par rapport au déplacement (par exemple la bille se déplace avec $\beta = 0$ en permanence) ;
- si la bille s'éloigne, le champ magnétique est au contraire attractif, et le couple tend à *aligner* l'axe polaire de la bille avec celui de la bobine, avec une orientation stable $\beta = \pm 90°$ suivant le signe du courant.

Dans ces deux situations, on voit que l'induction s'« autolimite » en provoquant la rotation de la bille, phénomène perçu de l'extérieur comme un faible couplage électromécanique. Par ailleurs cette rotation « induite » augmente vraisemblablement la friction avec les parois puisqu'elle ne correspond pas au roulement « naturel » de la bille découlant de son déplacement.

En résumé, la possibilité de la bille magnétique de tourner sur elle-même peut non seulement se traduire en limite du courant induit dans la bobine, mais aussi augmenter les pertes mécaniques. Pour résoudre ce problème, il est donc nécessaire que la rotation de la bille ne puisse pas être dictée par l'induction. C'est la fonction que remplit le « rail » ferromagnétique.

3.2 Rôle mécanique du rail ferromagnétique

Le frottement de la bille avec les parois correspond à une force tangentielle T au niveau du point de contact. Celle-ci applique un couple à la bille qui provoque son roulement, c'est-à-dire que l'énergie cinétique de translation est en partie convertie en énergie rotationnelle. Dans le cas idéal du « roulement sans glissement », cette conversion est sans perte, aucune énergie n'est dissipée (perdue) dans le contact entre la bille et la paroi. Dans notre système, on souhaiterait que ce couple « de roulement » ($\tau_{roulement}$) soit supérieur au couple issu de l'induction τ_{ind} afin de contrer son effet limitant sur le couplage électromécanique, soit :

$$|\tau_{roulement}| > |\tau_{ind}| \qquad (4\text{-}5)$$

L'ordre de grandeur du couple de roulement peut être estimé en utilisant le modèle du frottement de Coulomb. Considérant la force normale $\vec{N}$ appliquée par la paroi interne du système à la bille mobile, l'amplitude de la force tangentielle est proportionnelle à celle de la force normale, i.e. :

$$|T|=\mu\cdot|N| \tag{4-6}$$

μ est le coefficient de frottement dynamique associé aux matériaux en contact. A partir de mesures d'angles de glissement d'un agglomérat de 3 billes NdFeB sur une surface plastique inclinée, nous avons estimé $\mu\approx0.2$. Avec ce modèle, l'expression du couple de roulement devient :

$$|\tau_{roulement}| = r_{bille} \times |T| = r_{bille} \cdot \mu \cdot |N| \tag{4-7}$$

Il est possible d'évaluer un ordre de grandeur de la force normale N à partir du modèle de générateur rotationnel proposé au paragraphe I-2.1, en projetant l'équation du mouvement sur la direction radiale. En l'absence du rail ferromagnétique, on obtient l'expression suivante :

$$N = \vec{N}\cdot\vec{e_r} = -mr(\dot{\theta}+\dot{\varphi})^2 + m\left(a_{e,x}\cos(\theta) + a_{e,y}\sin(\theta) + g\cos(\theta+\varphi)\right) \tag{4-8}$$

En simulant le système sur Simulink à partir du même échantillon d'entrée "course à pied" que celui de la section I-2.2, on obtient une valeur de $|N|$ qui varie entre 0 et 0.05 N. Cela correspond à un couple de roulement compris entre 0 et 4.10^{-5} N.m, valeurs inférieures ou égales à celles calculées précédemment pour le couple d'induction. Ceci explique pourquoi les tests préliminaires du générateur toroïdal (sans le rail ferromagnétique) n'avaient pas été concluants (faibles couplage électromécanique et puissance électrique) : l'effet du couple d'induction était peu contrarié.

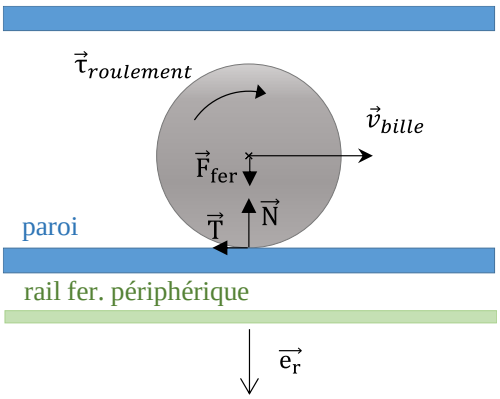


FIGURE 4-8 – Modèle de frottement de Coulomb, et couple de roulement associé.

L'ajout d'une bande ferromagnétique périphérique au système se traduit par l'apparition d'une force d'attraction radiale appliquée à la bille magnétique, $F_{fer}\,\vec{e_r}$ (FIGURE 4-9a). Celle-ci est compensée par la réaction de la paroi interne, dont l'expression devient :

$$N = \vec{N}\cdot\vec{e_r} = -mr(\dot{\theta}+\dot{\varphi})^2 + m\left(a_{e,x}\cos(\theta) + a_{e,y}\sin(\theta) + g\cos(\theta+\varphi)\right) - \boldsymbol{F_{fer}} \tag{4-9}$$

La norme de cette force atteint alors 0.4 N, et le couple de roulement associé 3 10^{-4} N.m : le roulement naturel de la bille est ainsi « assisté » par le rail ferromagnétique, et permet de compenser ou surpasser le couple d'induction et donc d'améliorer le couplage électromécanique si cela est nécessaire.

Cette solution proposée par ce rail ferromagnétique n'est pas idéale : en effet, ce composant n'est pas neutre quant à l'orientation β de la bille magnétique. Il présente une direction préférentielle telle que l'axe polaire de la bille soit perpendiculaire à la bande ferromagnétique, soit β =0 ou 180°. Cela correspond à un couple « statique » τ_{fer} dépendant de β (FIGURE 4-9b). Celui-ci peut atteindre une amplitude importante (quelques 10^{-4} N.m avec nos paramètres de simulation).

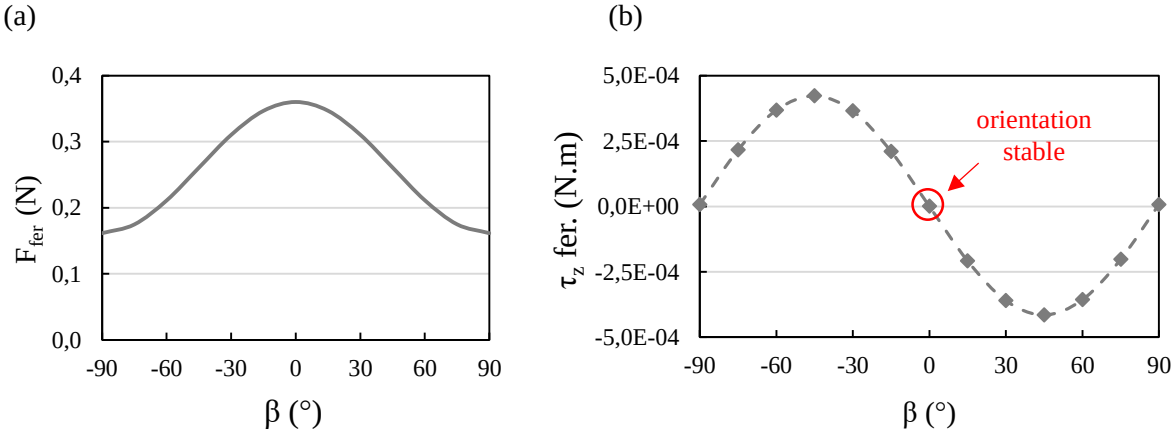


FIGURE 4-9 – Action du rail ferromagnétique (ép. 200µm, larg. 1.5mm) sur la bille magnétique. (a) Valeur de la force attractive stimulant le roulement de la bille, en fonction de l'orientation magnétique β de celle-ci. (b) Couple magnétique "statique" subi par la bille par le rail ferromagnétique. L'orientation stable (ou préférentielle) est définie par $\tau_{fer} = 0$ et $\partial\tau_{fer}/\partial\beta < 0$.

La rotation propre de la bille est donc finalement affectée par le frottement avec la paroi, l'induction électromagnétique et le couple statique généré par le rail ferromagnétique. Avec $I_z = \frac{2}{5} m\, r_{bille}^2$ le moment d'inertie de la bille magnétique, on peut écrire :

$$I_z\, \ddot{\beta} = \tau_{roulement} + \tau_{ind} + \tau_{fer.} \qquad (4\text{-}10)$$

Au vu des niveaux des trois contributions, il est assuré que l'effet du couple d'induction τ_{ind} sera nettement atténué, ce qui était l'objectif. La bille alternera vraisemblablement entre des phases de glissement et de roulement. Le rail ferromagnétique amplifie nécessairement le frottement statique de la bille avec les parois, c'est pourquoi son dimensionnement est un aspect important pour ne pas immobiliser la bille par rapport à l'intensité de la stimulation mécanique du système. Cette expression (4-10) montre que la dimension de la bille magnétique joue un rôle important : si son moment d'inertie I_z est suffisamment important, la dynamique de rotation propre induite par le couple τ_{ind} peut être suffisamment lente par rapport au déplacement de la bille pour que le phénomène ait un impact négligeable sur le couplage électromécanique. Ceci explique pourquoi ce phénomène était devenu surtout visible et problématique en réduisant la bille mobile.

3.3 Conclusion

L'utilisation d'une bille magnétique mobile et ses conséquences sur la capacité de conversion électromécanique du système est un problème assez atypique parmi les études de générateurs inertiels à induction électromagnétique. La solution du « rail ferromagnétique » que nous avons choisie n'est pas parfaite, en particulier à cause du couple statique qu'elle implique. D'autres solutions sont envisageables, par exemple l'utilisation de matériaux de revêtement particuliers sur la bille et/ou la paroi interne du tore pour favoriser le roulement.

II Caractérisation d'un prototype

1 Réalisation du dispositif

Un prototype de générateur toroïdal de rayon $r_m = 2.5$cm a été réalisé (FIGURE 4-10). La bille magnétique (NdFeB N35) a un diamètre de 8mm. Le corps du générateur a été produit en plastique par stéréolithographie chez Materialise [155]. Les caractéristiques du système sont indiquées TABLE 4-1. Plusieurs dimensions de rail magnétique ont été testées pour obtenir un couplage électromécanique satisfaisant sans immobiliser la bille.

TABLE 4-1 – Paramètres du prototype

Rayon r_b	2.5cm	Nombre de bobines	16
Diam. interne	8.6mm	Diam. fil de cuivre	62µm
Diam. externe	13mm	Nombre de tours / bobine	1000
Diam. bille mobile	8mm	Résistance / bobine	200Ω
Masse de la bille mobile	2g	Largeur du rail ferromag.	1.5mm
Volume global	21cm^3	Epaisseur du rail ferromag.	200µm
Masse globale du générateur	40g		

FIGURE 4-10 – Montage du prototype

Les paramètres des bobinages (tous identiques et indépendants électriquement) ont été choisis d'après l'expérience pour produire des niveaux de tension suffisants. L'indépendance électrique des bobines est essentielle pour éviter les pertes Joule dans les résistances propres des tronçons « inutiles » de l'induit (trop loin de la bille magnétique pour être impliqués dans la génération de puissance). De même, la « longueur curviligne » des bobines a été choisie proche du diamètre de la bille pour limiter le nombre de spires « parasites » (non concernées par l'induction) qui apparaissent dès que la bobine est trop grande par rapport à l'aimant, sans être trop courte pour ne pas démultiplier encore davantage le nombre de signaux de sortie à redresser.

Le signal produit par chaque bobine est redressé séparément via un montage « redresseurs-doubleurs parallèles » semblable à celui utilisé au chapitre 3 précédent (son schéma est rappelé FIGURE 4-11a). Ici cependant, les tensions V_1 et V_2 ne sont à priori pas symétriques (généralement, $V_1 \neq -V_2$) et dépendent de la position et de la rotation de la bille magnétique. Ce montage a été implémenté ici surtout pour limiter le nombre de diodes nécessaires au redressement des signaux de toutes les bobines. Les diodes utilisées sont des BAS70-04, d'une tension de seuil avoisinant 400mV à 1mA.

2 Mesures des performances en situation de course à pied

2.1 Puissance électrique

Dans un premier temps, la sortie commune des « redresseurs-doubleurs parallèles » est chargée par deux résistances de valeur $R_c = 200\Omega$; cette valeur de résistance arbitraire correspond à celle des bobines. La part de la puissance électrique récupérée par les deux charges P_c sur la puissance électrique produite totale P_e vaut ainsi environ 50%. Les performances électriques du dispositif sont mesurées sur des échantillons de 50 secondes.

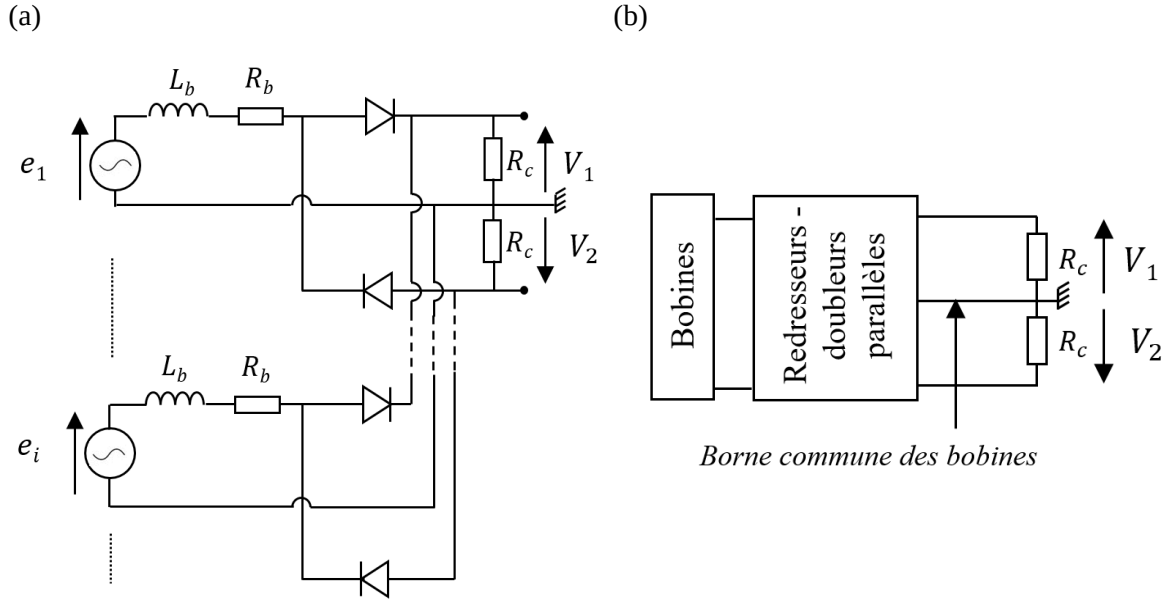


FIGURE 4-11 – Schéma du circuit « redresseurs-doubleurs parallèles », avec deux charges résistives R_c à la sortie commune. Les bobines sont représentées suivant le modèle source de tension (f.é.m. e) variable en série avec une inductance propre et une résistance propre L_b et R_b. (b) Représentation « compacte » de ce circuit.

2.1.1 Impact du rail ferromagnétique

En premier lieu, l'impact du rail ferromagnétique a été étudié. Tout d'abord, le générateur a été agité manuellement de façon à entraîner la bille à vitesse v_{bille} constante, et la puissance électrique totale extraite en moyenne P_e (pertes Joule + charge) a été évaluée. Par analogie avec le modèle général du générateur rotationnel (section I-2.1), il est possible de définir un coefficient d'amortissement électrique « effectif » $c_{e,eff}$:

$$c_{e,eff} = \frac{P_e}{v_{bille}^2} \tag{4-11}$$

Ce coefficient a été estimé à environ 0.007 N.s/m pour le dispositif sans le rail ferromagnétique, et à 0.04 N.s/m après ajout du rail : ce dernier permet une amélioration significative du couplage électromécanique, comme attendu.

Dans un second temps, le générateur a été fixé au bras d'une personne courant sur un tapis roulant à des vitesses fixes modérées (entre 4km/h et 8 km/h), et la puissance moyenne P_c reçue par les deux résistances a été relevée (FIGURE 4-12a). Dans le cas du générateur sans rail ferromagnétique, celle-ci varie de **0.5mW à 0.8mW**. En revanche, l'ajout du composant ferromagnétique permet de démultiplier la puissance électrique, qui est alors comprise **entre 1.8mW (à 4km/h) et 4.8 mW (à 8 km/h)**. Cette dernière valeur est cohérente avec l'ordre de

grandeur de 4mW déterminé lors de la simulation du modèle général de générateur rotationnel de dimensions semblables à celles du prototype (voir FIGURE 4-4c). L'écart entre les résultats des deux configurations illustre l'importance du phénomène de « couple d'induction » discuté précédemment, et la pertinence du rail ferromagnétique comme solution. La forme du courant électrique circulant dans les résistances dans le cas du générateur avec rail ferromagnétique est illustrée FIGURE 4-12b. Elle est composée de « paquets » discontinus atteignant 20mA, répétés à environ 2.5Hz : cette fréquence correspond aux chocs des pas et aux mouvements de balancier des bras, stimulations qui permettent de surmonter le frottement statique accentué par la présence du rail.

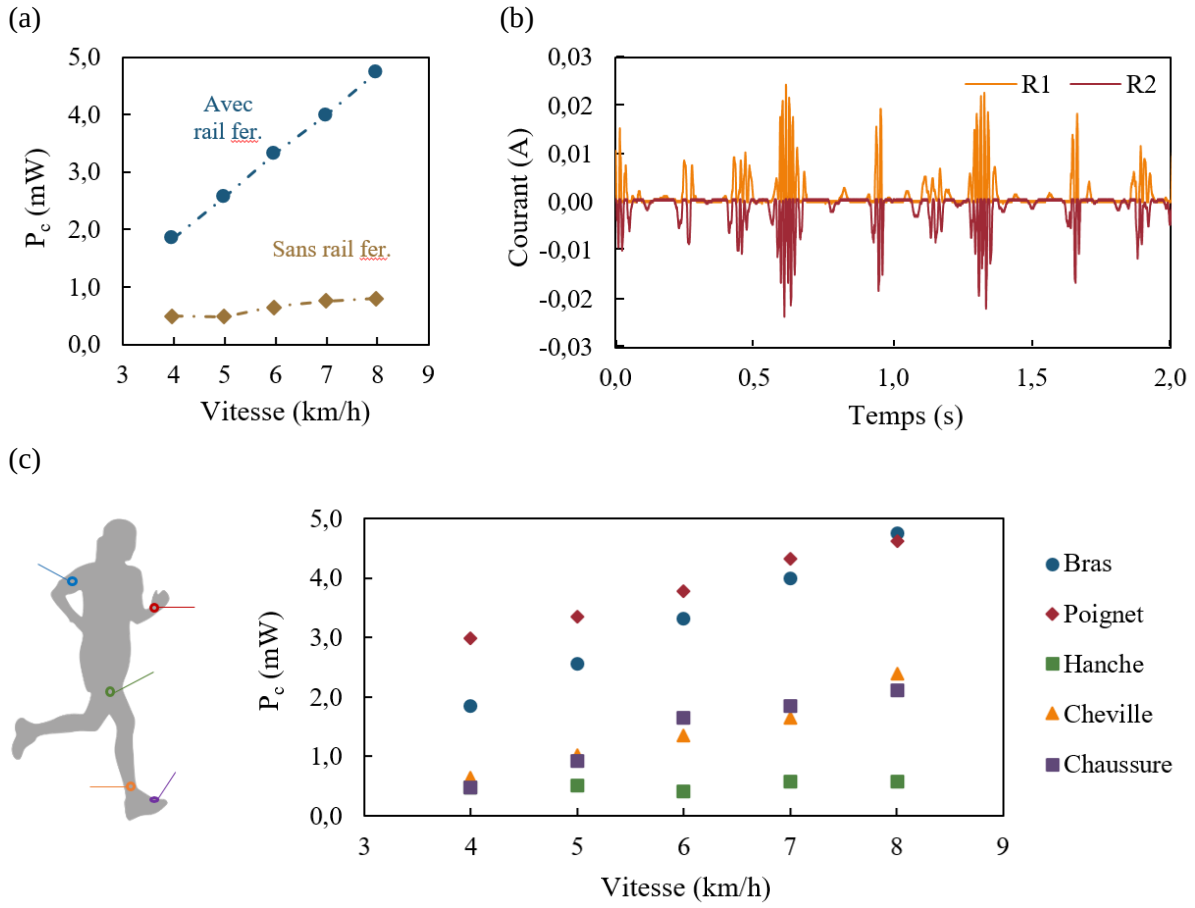


FIGURE 4-12 – Mesure de la puissance électrique moyenne P_c reçue dans la charge résistive (formée des deux résistances R_c=200Ω). (a) Comparaison des performances du système avec et sans rail ferromagnétique. (b) Détail du courant électrique traversant les deux charges R_c (course à 8km/h, système avec rail ferromagnétique attaché au bras). (c) Puissances moyennes reçues par les charges, en fonction de la position du générateur sur le corps de la personne et de la vitesse de course.

2.1.2 Emplacements d'intérêts du générateur sur la personne

Plusieurs points d'attache du dispositif sur la personne ont été comparés (FIGURE 4-12c). Les emplacements les plus favorables sont le bras et le poignet, pour lesquels la puissance électrique moyenne reçue par les charges varie de 2mW (respectivement 3mW) à environ 5mW. On remarque que l'évolution de la puissance en fonction de la vitesse de course est un peu différente pour ces deux positions. La région du pied présente aussi un intérêt, avec le constat que le générateur placé « verticalement » à la cheville ou « horizontalement » sur la chaussure produit une puissance équivalente (de 0.5mW à plus de 2mW), alors que dans le second cas le système est perpendiculaire au choc du pied et ne peut donc pas en bénéficier : le « swing » de la jambe est donc la source

d'énergie mécanique principale au niveau du pied. Enfin, le générateur placé au niveau de la hanche (par exemple dans une poche) génère moins de puissance, autour de 0.5mW, indépendamment de la vitesse de course. Cette position reçoit bien les chocs des pas, comme montré au chapitre 3, mais ne procure aucune excitation rotationnelle.

Ces résultats suggèrent donc que le format du générateur toroïdal est surtout sensible au mouvement de balancier des membres. Ce type de stimulation est typique de la course à pied, et ce format de récupérateur offre donc une meilleure polyvalence d'implantation que le générateur 1D résonant du chapitre 3. En particulier, la zone de la chaussure peut être mieux exploitée.

2.2 Position dans l'état de l'art

La puissance d'environ 5 mW produite par le générateur est intéressante, compte tenu de la masse mobile réduite employée ($m = 2$ g), et de la valeur arbitraire R_c choisie arbitrairement pour les deux charges. Les récupérateurs inertiels pour la personne de l'état de l'art avec une masse mobile comparable [50,56,62] produisent pour la plupart des puissances inférieures au milliwatt (TABLE 4-2).

Cette performance du système est relativisée du point de vue de sa densité de puissance qui est plutôt moyenne, de l'ordre de 200 µW.cm^{-3}, pour un volume global de 21cm^3. En comparaison, les meilleures performances (dont la structure résonante étudiée au chapitre 3) dépassent 500µW.cm^{-3} [55,142]. Même en supposant un gain possible de 50% sur la puissance récupérée en optimisant la valeur des résistances R_c (étude non réalisée ici), cet aspect de densité de puissance doit être amélioré pour renforcer la pertinence de la structure pour son intégration dans le vêtement.

TABLE 4-2 – Position du générateur toroïdal parmi les récupérateurs d'énergie électromagnétiques inertiels testés sur l'activité humaine.

Ref.	Vol. (cm^3)	Dir.	Masse mobile (10^{-3} kg)	Position	Excitation	P_{moy} charge (mW)	Densité de puissance (µW.cm^{-3})
Von Büren [50]	0.5	1D	1.37	Jambe	Marche	0.035	70
Bowers [63]	3*	3D	2 (bille)	Poche	Course (14,5 km/h)	1.44*	500*
Romero [62]	2	2D	5.7*	Cheville	Course (8 km/h)	0.54	270
Ylli [57]	15.7	1D	12*	Chaussure	Course (6 km/h)	0.84	53
Liu [56]	6.3	1D	1.23	Main	Agité main (6.7 Hz, 1.8g)	0.65	104
Zhang [55]	26	1D	45	Sac à dos	Course (10 km/h)	14.8	570
Wang [59]	98	1D	56*	Jambe	Course (8 km/h)	10.66	109
Générateur « pile AA » (chap. 3)	9	1D	5.7	Bras	Course (8 km/h)	7.35	817
Générateur toroïdal	**21**	**2D**	**2**	**Poignet**	**Course (8 km/h)**	**4.6**	**221**
				Bras		**4.7**	**226**
				Cheville		**2.4**	**114**
				Chaussure		**2.1**	**100**

* valeurs estimées

3 Variantes structurelles

3.1 Variante 1 – Système partiel (non « bouclé »)

Une première possibilité d'amélioration de la densité de puissance est de considérer un système « partiel », c'est-à-dire un tore ouvert. En effet, suivant l'amplitude de l'excitation, la bille magnétique libre ne parcourt pas nécessairement la totalité de la trajectoire circulaire.

Une moitié du dispositif complet testé auparavant a ainsi été étudiée. Les extrémités du tube ont été fermées par des embouts en mousse, de façon à obtenir un blocage légèrement élastique (FIGURE 4-13a). Porté au niveau du bras, ce « demi » système génère 2 mW à la vitesse de course la plus lente (4 km/h), niveau identique à celui du système bouclé complet (FIGURE 4-13b). Avec l'augmentation de la vitesse de course et de l'intensité de l'excitation mécanique, la limite d'amplitude du mouvement imposée à la bille aboutit à une réduction de la performance, et le dispositif produit moins de 3 mW à 8 km/h (contre presque 5mW pour le tore complet). Cette solution permet donc de doubler la densité de puissance pour de faibles stimulations mécaniques, mais cet avantage diminue rapidement avec la vitesse de course. La densité de puissance du demi-générateur est finalement de 280 µW.cm^{-3} à 8 km/h, valeur comparable à celle du système toroïdal entier (226 µW.cm^{-3}). Cette vitesse de course étant moyenne pour la course à pied, la pertinence de cette approche du système partiel semble assez limitée.

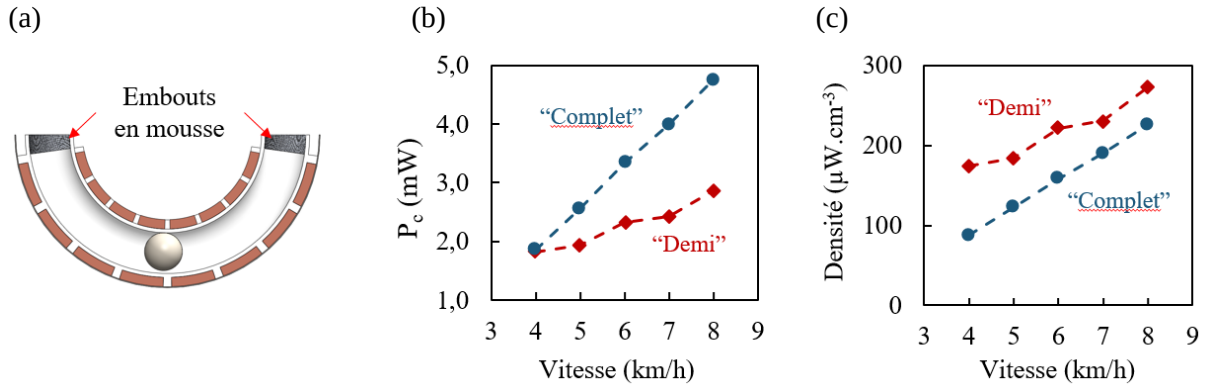


FIGURE 4-13 – (a) Schéma du "demi" générateur. (b) Puissance moyenne P_c et (c) densité de puissance correspondante obtenue avec le système porté au niveau du bras, comparées avec les valeurs obtenues pour le système complet.

3.2 Variante 2 – Autres formes de mobiles magnétiques

Une autre option classique pour améliorer la densité de puissance dans les générateurs inertiels est simplement d'augmenter la valeur de la masse m en mouvement. En utilisant le corps du prototype précédent, des concepts à un « train » ou deux « trains » magnétiques ont été testés (FIGURE 4-14 a et b). Un train correspond à deux billes magnétiques séparées par un intercalaire de courbure. L'attraction entre les deux billes aligne de façon permanente leurs axes polaires avec la courbure : les billes ne sont pas capables de rouler lors du mouvement. Dans la configuration avec deux trains mobiles, ceux-ci sont placés en répulsion mutuelle : cette configuration est donc pseudo-résonante. Enfin, le rail ferromagnétique est retiré puisque l'orientation magnétique des trains ne peut être affectée par l'induction. Les performances du système avec ces deux formats de masse mobile ont été étudiées (FIGURE 4-14c) dans une situation de course à pied avec le générateur porté au niveau du bras.

Le système avec un unique train de deux billes magnétique produit environ 0.9 mW pour toutes les vitesses de course, ce qui est nettement inférieur à la puissance du générateur à une bille

mobile. La raison principale de ce résultat est que les pertes mécaniques sont bien plus importantes. Pour les estimer, le coefficient d'amortissement mécanique c_m du dispositif (comme utilisé dans le modèle du générateur rotationnel) a été mesuré expérimentalement par une expérience de chute libre de la masse mobile dans le système. Ce coefficient a été estimé à c_m =0.005-0.01 N.s/m dans le cas de la bille mobile seule, et c_m =0.05-0.1 N.s/m. dans le cas du train de deux billes, soit dix fois plus en dépit de l'intercalaire de courbure utilisé, et malgré l'utilisation de lubrifiants liquide ou solide.

Le système à deux trains mobiles montre des performances encore inférieures (entre 0.4mW et 0.8mW), malgré une masse mobile totale doublée. Deux facteurs principaux expliquent ce résultat. Tout d'abord, la répulsion mutuelle des deux trains limite l'amplitude de leur mouvement, avec la conséquence négative sur la puissance de sortie observée avec la variante du tore partiel (variante 1). Mais surtout, la répulsion magnétique mutuelle s'accompagne d'un couple de retournement mutuel, lequel augmente drastiquement les pertes mécaniques par frottement des trains avec les parois internes du tube.

Au vu de ces résultats, l'utilisation d'une bille mobile simple semble de loin la forme de masse mobile la plus adéquate.

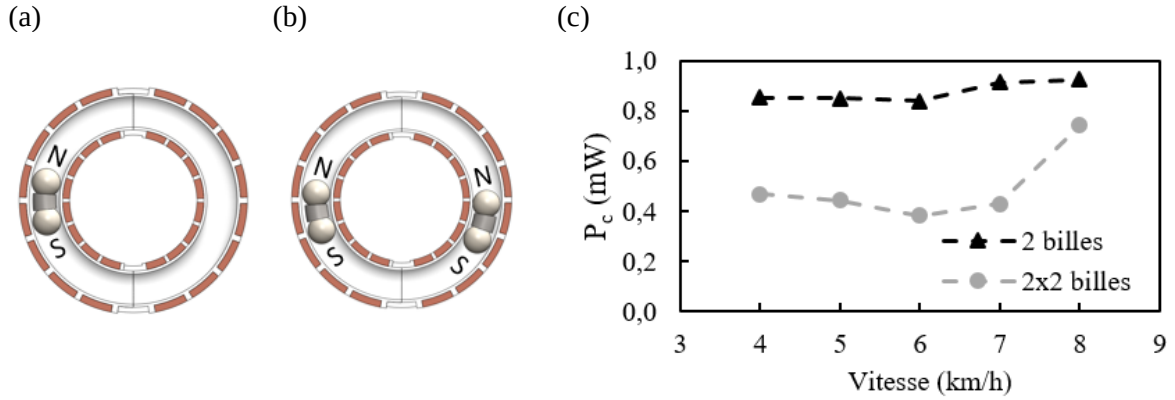


FIGURE 4-14 – Caractérisation du générateur avec (a) un ou (b) deux « trains » de billes magnétiques. (c) Puissance électrique moyenne reçue par les deux charges R_c, avec le système porté au bras pour différentes vitesses de course.

4 Applications

A l'instar de l'étude du récupérateur résonant menée dans le chapitre 3, la compatibilité du générateur toroïdal avec l'alimentation de capteurs autonomes a été vérifiée.

4.1 Recharge d'une batterie NiMH

Deux condensateurs de filtrage 1mF ont été placés en sortie du circuit de redressement à la place des deux résistances R_c, avec une pile NiMH 2.4V (RS Pro, 80mAh) placée en parallèle (FIGURE 4-15a). La méthode de mesure de la puissance reçue par la pile (via une résistance de mesure en série) est identique à celle employée au chapitre précédent. Le récupérateur toroïdal est attaché au bras et permet de charger la pile avec une puissance variant de 1.5mW à 2.7mW pendant la course à pied (FIGURE 4-15b).

4.2 Alimentation d'un capteur communicant

Le générateur est également capable d'alimenter le capteur d'accélération et de température communicant (WSN). Le circuit de gestion d'énergie est quelque peu différent de celui utilisé pour

le récupérateur résonant (chapitre 3) : pour ce dernier, l'énergie stockée dans les deux capacités de 1mF était transférée au capteur communicant via un LDO avec diode Zener « de sécurité » à son entrée. L'alimentation du capteur était ainsi stabilisée à 3V, mais en contrepartie une part de l'énergie produite était perdue (correspondant à la part du signal aux bornes des capacités de tension V_{out} supérieure à la tension d'avalanche de la diode Zener). Ici, la régulation de la tension d'alimentation du capteur est assurée par un trigger de de Schmitt. Ce composant de commande par hystérésis ne ferme le circuit d'alimentation que lorsque la tension V_{out} aux bornes des capacités est devient supérieure à 3.3 V, et ouvre le circuit lorsque cette tension repasse sous 2.5V (FIGURE 4-15c). Le rendement est meilleur que pour le LDO (car le signal n'est jamais écrêté par dissipation), mais cette option implique que le capteur consomme suffisamment, surtout si la tension V_{out} est susceptible de monter au-delà de sa tension d'alimentation maximale, et/ou puisse fonctionner avec une alimentation intermittente. Ces conditions étant réunies, le capteur a été ainsi alimenté avec succès avec mesure de température et d'accélération, puis transmission via Bluetooth Low Energy à 20 Hz (FIGURE 4-15d).

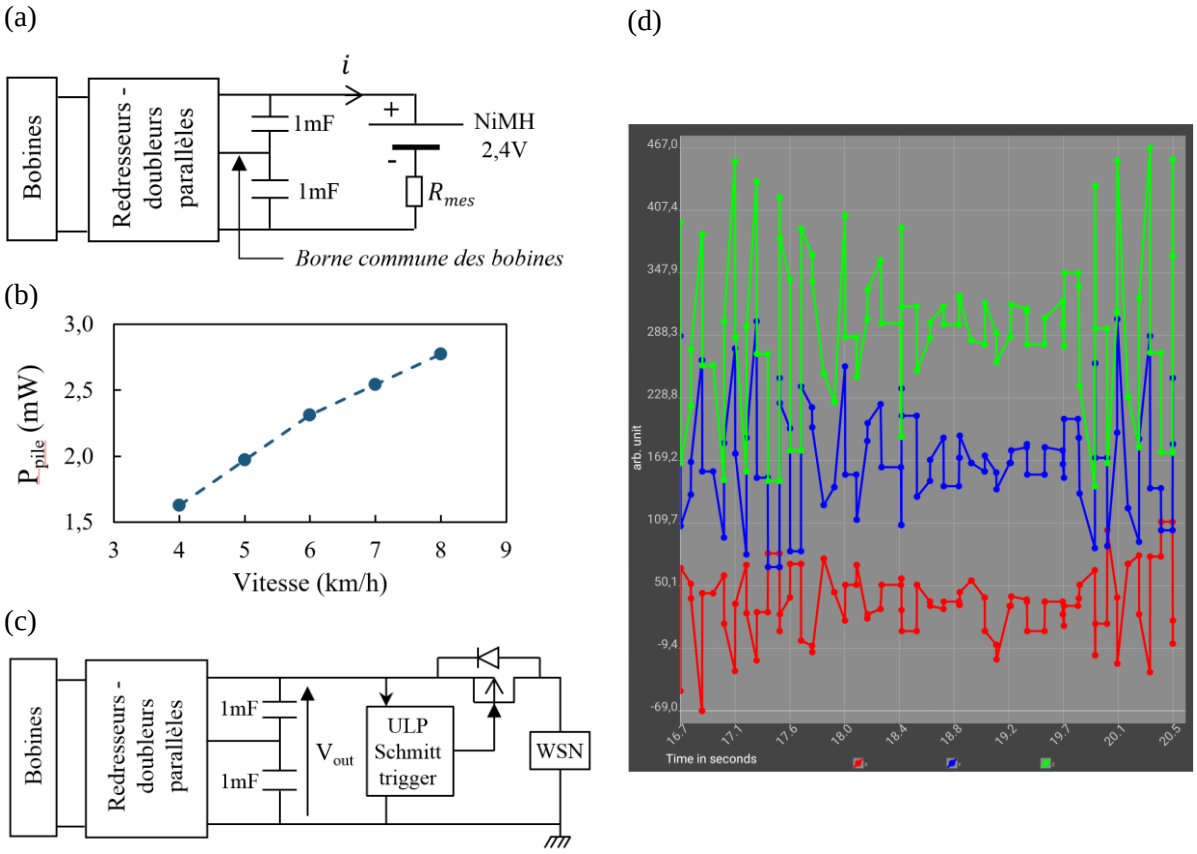


FIGURE 4-15 – Essais applicatifs du générateur toroïdal. (a) Schéma du montage pour la recharge de la pile NiMH 2.4V. (b) Puissance moyenne reçue par la pile, avec le générateur attaché au bras pour différentes vitesses de course à pied. (c) Circuit de gestion de l'énergie pour l'alimentation d'un capteur communicant. (d) Capture d'écran du smartphone recevant les données mesurées par le capteur à 20Hz via Bluetooth Low Energy ; 3 axes d'accélération sont affichés.

III Perspective sur le générateur toroïdal résonant

Nous avons constaté que le format de générateur inertiel toroïdal permettait de générer une puissance de quelques milliwatts à partir d'une masse mobile réduite (2g), avec donc un ratio puissance/masse mobile intéressant par rapport à d'autres systèmes inertiels de l'état de l'art. Cependant, pour l'intégration dans un vêtement, les caractéristiques à considérer sont la masse et le volume de l'ensemble du dispositif de récupération d'énergie, qui doivent correspondre aux contraintes ergonomiques de l'application. Sur cet aspect, le format toroïdal n'est pas particulièrement performant, comme le montre notamment sa densité de puissance limitée à 200µW.cm^{-3}.

L'essentiel de la masse du système correspond aux bobinages. Cette masse est généralement « statique » et non exploitée dans les générateurs inertiels à induction de la littérature. On peut mentionner l'exception de l'étude de Nico et al. [146], qui propose un dispositif dans lequel induit (bobines) et aimant sont tous deux mobiles, ce qui augmente la quantité d'énergie cinétique convertible (FIGURE 4-16a). Les différents éléments interagissent via des aimants répulsifs, rendant la structure résonante avec une fréquence propre autour de 14Hz @ 0.4g RMS. Cependant, la limitation d'amplitude de mouvement des deux masses mobiles limite le gain obtenu sur la puissance électrique générée. Néanmoins, cette valorisation de la masse de l'induit est un principe attrayant.

L'ajout d'un comportement résonant au système représente une seconde opportunité d'amélioration (FIGURE 4-16a). En effet, l'excitation mécanique humaine sportive (en particulier la course à pied) est caractérisée par un spectre fréquentiel marqué par une fréquence dominante entre 1 et 3 Hz. Le principe du générateur rotationnel à résonance a été formalisé par Yeatman [167], et son intérêt pour la stimulation humaine a ensuite été quantifié dans [168] avec pour conclusion une nette amélioration de la puissance produite (+70%) par rapport au système sans résonance. En effet, un caractère avantageux des systèmes rotationnels est l'absence de limite d'amplitude du mouvement, autrement dit le débattement angulaire de la masse en rotation autour de l'axe du système n'est pas contraint. Cet atout permet d'éviter le phénomène de réduction de la puissance générée par les systèmes 1D résonants de longueur limitée, effet souligné au chapitre 3.

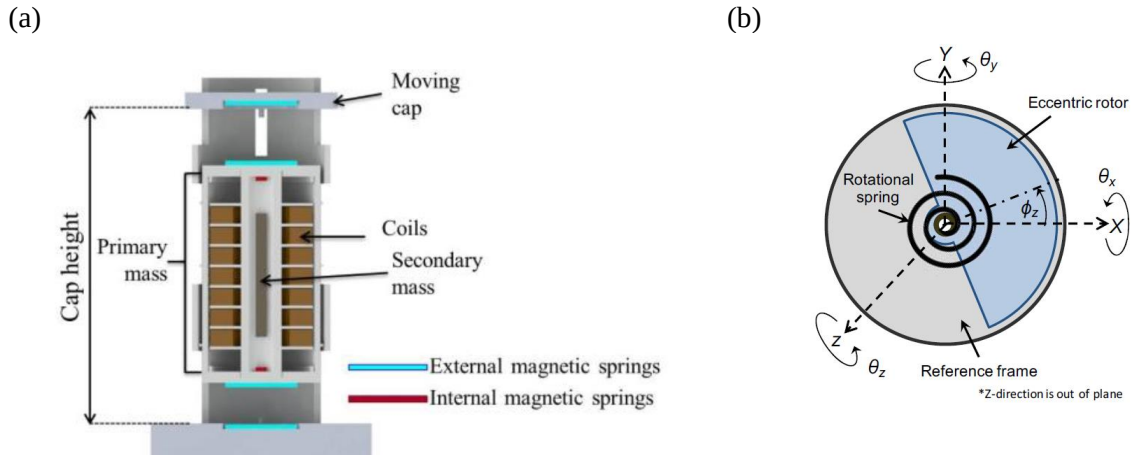


FIGURE 4-16 – (a) Générateur 1D résonant à induit et aimant mobiles [146]. (b) Système inertiel rotationnel résonant [168]

Suivant l'exemple de ces concepts de la littérature, nous explorons dans cette section l'intérêt d'une configuration résonante du générateur toroïdal, dans laquelle les masses respectives de l'induit et de la bille magnétique sont toutes deux exploitées.

1 Structure du générateur toroïdal résonant

La structure du générateur toroïdal résonant considéré ici est constituée de trois pièces distinctes : un bâti fixé à la personne, un induit, correspondant au tore bobiné, monté en pivot par rapport au bâti, et d'une bille magnétique libre contenue dans l'induit. Un ressort angulaire est de plus placé à la liaison entre l'induit et le bâti (FIGURE 4-17a). On suppose dans cette étude que le pivot est placé au centre géométrique du tore, de façon à ce que le volume du système reste constant lors de la rotation de l'induit.

L'objectif de cette configuration est d'exploiter la masse de l'induit pour augmenter l'énergie mécanique convertible. Suivant cette idée, il peut être souhaitable que le centre de masse de l'induit ne soit pas confondu avec le pivot, pour que les excitations latérales du générateur entraînent la rotation de l'induit (voir le modèle du mouvement ci-après). Ceci est par exemple réalisable avec un bobinage non-uniforme le long du tore (FIGURE 4-17b).

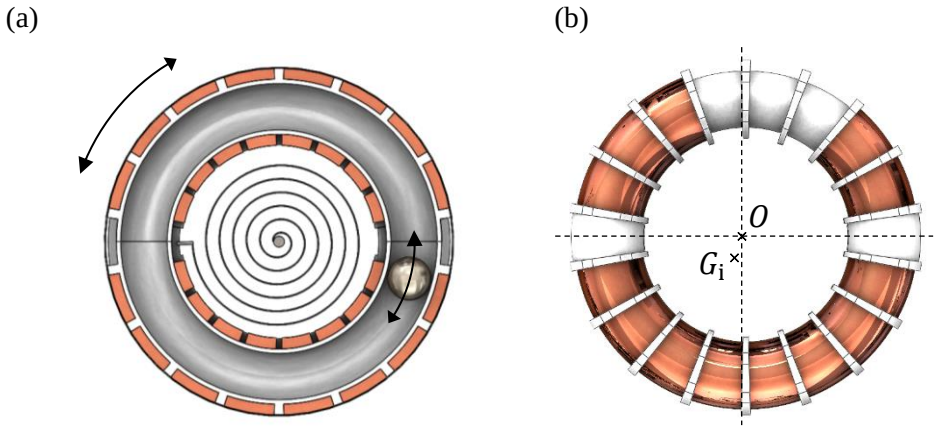


FIGURE 4-17 – (a) Schéma de principe du générateur toroïdal résonant
(b) Exemple de bobinage non-uniforme permettant d'excentrer le centre d'inertie de l'induit G_i par rapport au centre de rotation O.

2 Modèle

Le modèle présenté ici est une généralisation du modèle présenté à la section I. La bille magnétique est toujours considérée comme une masse ponctuelle en rotation, tandis que les caractéristiques « solides » de l'induit (moment et centre d'inertie) sont au contraire prises en compte. Les rotations de ces deux pièces sont définies dans le repère $< 0, \overrightarrow{e_x}, \overrightarrow{e_y} >$ lié au bâti du générateur et centré sur le pivot. Les paramètres du modèle sont résumés dans la TABLE 4-3.

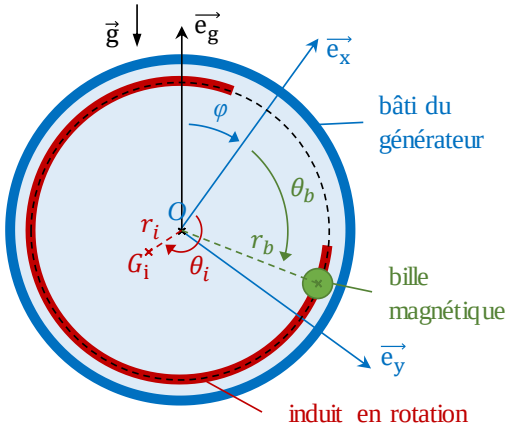
L'équation (4-12) décrit l'évolution temporelle de la position θ_b de la bille magnétique. Les forces d'amortissement électrique et mécanique sont ici fonction de la rotation relative entre la bille et l'induit.

$$\ddot{\theta}_b = \frac{1}{m_b\, r_b}\left(a_x \sin(\theta_b) - a_y \cos(\theta_b) + g \sin(\theta_b + \varphi)\right) - \ddot{\varphi} - \frac{(c_e + c_m)}{m_b}\left(\dot{\theta}_b - \dot{\theta}_i\right) \qquad (4\text{-}12)$$

La rotation de l'induit suit la loi similaire (4-13), avec introduction d'un couple de frottement $-C_{fr}\dot{\theta}_i$ représentant les pertes au niveau du pivot avec le bâti, et du couple du ressort angulaire, $-K(\theta_i - \theta_{i,eq})$ (l'expression des moments des forces d'inertie est démontrée en annexe 4B).

TABLE 4-3 – Paramètres du modèle du générateur toroïdal résonant à induit et bille magnétique mobiles

Masse de la bille	m_b
Rayon de la trajectoire de la bille	r_b
Positon angulaire relative de la bille	θ_b
Masse de l'induit	m_i
Centre d'inertie de l'induit	G_i
Rayon d'excentrage du centre de masse de l'induit (OG_i)	r_i
Positon angulaire relative de l'induit	θ_i
Moment d'inertie de l'induit autour du pivot	J_O
Coefficient d'amort. électrique	c_e
Coefficient d'amort. mécanique	c_m
Raideur du ressort angulaire (induit/bâti)	K
Coef. de frottement du pivot (induit/bâti)	C_{fr}



$$J_O\ddot{\theta}_i = m_i\, r_i\big(a_x \sin(\theta_i) - a_y \cos(\theta_i) + g \sin(\theta_i + \varphi)\big) - J_O\ddot{\varphi} - D_e\big(\dot{\theta}_i - \dot{\theta}_b\big) - D_m\big(\dot{\theta}_i - \dot{\theta}_b\big) - C_{fr}\dot{\theta}_i - K(\theta_i - \theta_{i,eq}) \tag{4-13}$$

Cette expression montre en particulier que la composante « translationnelle » de l'excitation mécanique (a_x, a_y) n'intervient que si le centre d'inertie de l'induit est excentré par rapport au pivot ($r_i > 0$). Les coefficients D_e et D_m traduisent en moments les forces d'amortissement électrique et mécanique qui s'exercent entre la bille et l'induit (appliquées au niveau de la bille), avec par conséquent :

$$D_e = r_b^2\, c_e \qquad D_m = r_b^2\, c_m \tag{4-14}$$

Par conservation d'énergie, la puissance électrique extraite du système à chaque instant s'exprime par :

$$p_e = D_e\big(\dot{\theta}_i - \dot{\theta}_b\big)\dot{\theta}_i + c_e\, r_b^2\, \big(\dot{\theta}_b - \dot{\theta}_i\big)\dot{\theta}_b = c_e\, r_b^2\, \big(\dot{\theta}_b - \dot{\theta}_i\big)^2 \tag{4-15}$$

Par soucis de simplification, le coefficient d'amortissement électrique c_e sera considéré constant et uniforme. On définit par ailleurs la fréquence propre relative à l'induit :

$$f_0 = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{K}{J}} \tag{4-16}$$

La géométrie toroïdale permet d'approximer le moment d'inertie J_O de l'induit autour de son centre géométrique O (où se trouve le pivot) par :

$$J_O \approx m_i r_b^2 \tag{4-17}$$

Cette expression montre un avantage important de la forme toroïdale étudiée dans ce chapitre, par rapport à un générateur rotationnel dont la masse est répartie plus uniformément (voir par exemple

le dispositif de Romero et al. [62]) : le moment d'inertie est maximisé, ainsi que l'énergie cinétique de rotation ($\frac{1}{2}\, J\, \dot{\theta}_i^2$) potentiellement convertible.

3 Simulations – Course à pied

Le modèle précédent permet de simuler les performances du générateur toroïdal résonant via Simulink. On considère une géométrie identique à celle du prototype testé dans la section II, pour faciliter la comparaison : le rayon de la trajectoire de la bille mobile est fixé à $r_m = 2.5cm$, la masse de la bille magnétique et de l'induit sont respectivement 2g et 40g. Le frottement au niveau du pivot est choisi arbitrairement de l'ordre de $C_{fr} = 10^{-7}\ \mathrm{N.m.s/rad}$. Le moment d'inertie de l'induit est $J_O = 2.5\ 10^{-5}\ \mathrm{kg.m^2}$, d'après l'approximation (4-17).

La puissance moyenne P_c reçue dans la charge est étudiée en fonction de la fréquence propre f_0. On considère arbitrairement que cette puissance correspond à 50% de la puissance électrique totale produite P_e. L'échantillon expérimental utilisé comme excitation d'entrée est le même que l'excitation mécanique de type course à pied (bras, 8km/h), déjà utilisé pour l'étude du système non résonant (section I-2.2). Le coefficient d'amortissement électrique c_e est optimisé à chaque pas f_0 pour maximiser la puissance électrique moyenne reçue par la charge.

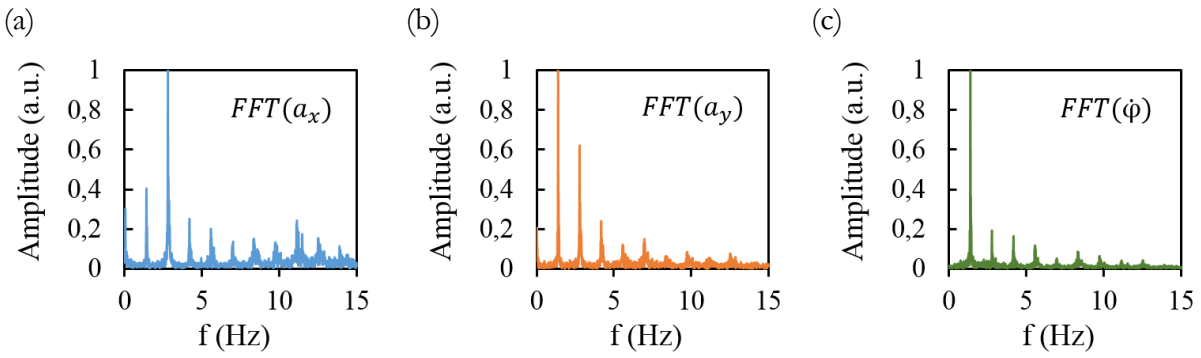


FIGURE 4-18 – FFT des composantes de l'excitation mécanique d'entrée utilisée pour la simulation (course à pied 8km/h, générateur au niveau du bras). (c) et (d) Accélération du générateur projetée suivant les axes x (le long du bras) et y (perpendiculaire au bras). (d) Rotation d'entraînement $\dot{\varphi}$.

3.1 Induit équilibré

Dans un premier temps, on étudie le cas de l'induit équilibré ($r_i = 0$, FIGURE 4-19a). La simulation révèle la présence de plusieurs résonances dans la gamme 0-15 Hz. La plus importante correspond à $f_0 = 42$ Hz et est détaillée FIGURE 4-19b : la puissance électrique moyenne P_c récupérable par la charge atteint **40 mW**. Cette valeur est environ dix fois supérieure à la puissance générée par le système non résonant étudié précédemment. La fréquence associée correspond à la fréquence fondamentale de la rotation du bras $\dot{\varphi}$ (FIGURE 4-18c) - on rappelle que dans le cas de l'induit équilibré, la composante translationnelle (a_x, a_y) de l'accélération d'entraînement n'intervient pas dans le mouvement de l'induit toroïdal. Ce résultat confirme la pertinence du format toroïdal vis-à-vis des mouvements de type « balancier ».

Cette « super-résonance » est attractive, mais elle est extrêmement localisée (voir son détail FIGURE 4-19b), et très dépendante de l'accélération d'entrée. Par exemple, avec un échantillon d'entrée correspondant à une vitesse de course de 6.4km/h, la fréquence fondamentale est abaissée à 1.37Hz (FIGURE 4-19d) ce qui suffit à séparer parfaitement les deux résonances, et rend difficile leur exploitation efficace par un même ressort linéaire. Une solution envisageable serait l'utilisation d'un ressort avec une caractéristique légèrement non linéaire pour augmenter la raideur avec l'intensité de la stimulation.

Il est également intéressant de noter que, en dehors des résonances, le système génère une puissance identique (environ 4 mW) à celle du tore non résonant ($K = \infty$) dans les mêmes conditions de stimulation : l'introduction du comportement résonant ne peut donc qu'améliorer la performance du générateur toroïdal. Il est intéressant de relever que le cas $f_0 = 0$ (soit $K = 0$), qui correspond à l'induit en pivot libre (sans ressort) par rapport au bâti, ne permet pas d'augmenter la puissance électrique produite.

En dehors de la résonance fondamentale, on observe que la densité de puissance reste mesurée, au mieux de l'ordre de 250 $\mu W/cm^3$, car le volume du système utilisé pour son calcul est celui du plus petit cylindre pouvant contenir le générateur (environ 40 cm^3), contrairement à l'étude du générateur non-résonant où seul le volume du tore avait été considéré. Ce choix est justifié par la nécessité de prendre en compte le volume qui serait occupé par les pièces supplémentaires nécessaire au système résonant (ressort, pivot etc.).

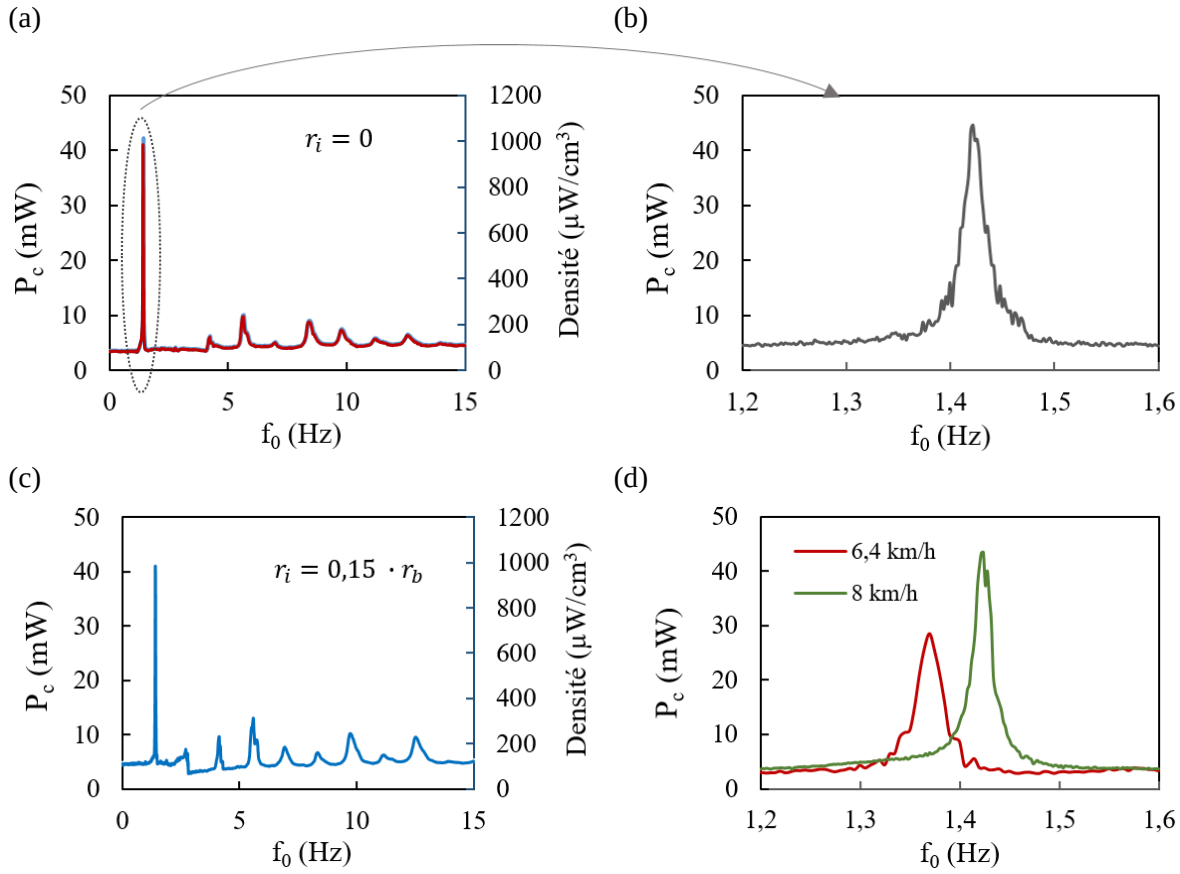


FIGURE 4-19 – Simulation du générateur toroïdal résonant, de taille équivalente au prototype de la section II. Puissance moyenne P_c récupérable par la charge (dans l'hypothèse qu'elle représente 50% de la puissance électrique produite totale) et densité de puissance correspondante en fonction de la fréquence propre. (a) Système équilibré ($r_i = 0$) (b) Détail de la résonance principale (« super-résonance ») du système équilibré. (c) Tore avec centre de masse excentré par rapport au pivot ($r_i = 0.15 \cdot r_b$). (d) Impact de la vitesse de course sur la position et l'amplitude de la résonance principale.

3.2 Induit à masse excentrée

Le centre d'inertie de l'induit est ensuite fixé à une distance $r_i = 0.15 \cdot r_b = 3.75$ mm du pivot (FIGURE 4-19c). Si la résonance principale due à la rotation est d'amplitude inchangée, des pics de puissance secondaires apparaissent ou sont amplifiés grâce à la masse excentrée de l'induit.

Plusieurs atteignent 10mW, soit le double de la puissance du système non résonant. On remarque en particulier l'émergence d'une résonance à $f_0 = 2.7\ \mathrm{Hz}$, fréquence forte de l'accélération du générateur, caractéristique des impacts des pas pendant la course. Ces résonances secondaires présentent une largeur fréquentielle plus importante que la résonance principale et sont donc plus facilement exploitables.

4 Conclusion sur le format résonant

L'exploitation combinée des masses de l'aimant mobile et des bobines avec l'introduction d'un comportement résonant est une piste d'amélioration intéressante du générateur toroïdal. A cela s'ajoute l'avantage du système rotationnel de ne pas imposer de limite d'amplitude au mouvement de la (des) masse(s) mobile(s), ce qui était l'une des motivations de l'étude de ce format. La puissance générée par le générateur résonant peut ainsi être multipliée d'un facteur 2 à 10, sous réserve que la fréquence propre choisie pour le générateur corresponde à la stimulation ciblée. Cette condition limite l'intérêt du système dans un cadre d'excitations mécaniques variables dont l'activité humaine fait partie, même si cette étude suggère que les performances électriques ne peuvent qu'être améliorées par rapport au système non résonant étudié auparavant.

L'étude expérimentale de cette configuration sera indispensable pour en confirmer les avantages et limites. La réalisation de la fonction ressort sera un défi pratique, en raison de la nécessité d'un fonctionnement dans les deux sens de rotation. Contrairement à l'étude du générateur linéaire au chapitre 3, la valeur de la raideur du ressort n'est pas nécessairement un obstacle grâce à l'important moment d'inertie de l'induit en rotation : par exemple à l'échelle considérée pour les simulations précédentes, la fréquence de résonance principale $f_0 = 1.42\ \mathrm{Hz}$ correspond à une raideur $K = 2\ \mathrm{N.mm/rad}$. Ce point restera cependant à vérifier lors d'une démarche de réduction des dimensions.

Conclusion : Potentiel du générateur toroïdal

Le récupérateur d'énergie toroïdal est particulièrement adapté pour exploiter la rotation des articulations. En cela, il est plus polyvalent que les générateurs résonants unidirectionnels, et peut être implémenté de façon pertinente dans la région du pied, du poignet... Sa forme peut d'ailleurs être particulièrement adaptée pour une intégration dans certains objets (montres, chaussure).

FIGURE 4-20 – Implémentations du générateur toroïdal

La structure de base est non résonante et fonctionne sur le principe d'un générateur rotationnel. Nous avons choisi l'emploi d'une bille magnétique mobile, option qui permet de réduire les frottements mais nécessite une attention particulière au couplage électromécanique, lequel peut être limité par la liberté de rotation de la bille sur elle-même. La solution d'un rail ferromagnétique proposée est concluante, et le prototype de 5 cm de diamètre génère jusqu'à 5 mW lors de la course à pied, correspondant à une densité de puissance de l'ordre de 200 $\mu W/cm^3$. Relativement à l'objectif de 20 mW fixé pour l'application du vêtement connecté, ces performances semblent toutefois un peu faibles, d'autant que le prototype testé ici est assez volumineux ($21 cm^3$) et devra sans doute être réduit pour respecter les contraintes d'ergonomie et de confort du vêtement.

Une caractéristique propre à la géométrie du tore est son moment d'inertie important au niveau de son centre de symétrie. Dans une situation où l'induit toroïdal peut pivoter par rapport au corps du générateur, l'énergie cinétique rotationnelle associée est donc potentiellement conséquente pour une excitation mécanique donnée. La masse des bobines peut être ainsi mise à profit en plus de celle de la bille magnétique mobile, en particulier dans une structure résonante permettant d'exploiter certaines fréquences typiques du mouvement de balancier des membres lors de certaines activités. Cette approche ouvre des perspectives intéressantes pour améliorer la densité de puissance de ce type de récupérateur d'énergie.

A l'instar du récupérateur étudié au chapitre 3, le caractère rigide et volumineux est encore une fois une limite pour le confort d'utilisation après intégration au vêtement, qui impose une réduction des dimensions préjudiciable à la performance électrique. Le concept étudié au chapitre suivant tente de concilier ergonomie et performances.

Chapitre 5 – Systèmes triboélectriques à polarisation contrôlée

Les chapitres 3 et 4 précédents ont mis en évidence les limites essentielles de la transduction électromagnétique : les générateurs à induction, et en particulier les dispositifs inertiels, voient leurs performances réduites du fait des contraintes d'ergonomie et d'intégration au vêtement, contraintes exigeantes sur les questions d'encombrement, de masse et de flexibilité mécanique.

Par contraste, l'approche électrostatique ne nécessite pas de composants massiques et volumiques, et s'appuie davantage sur les surfaces. Du point de vue de l'intégration, elle semble donc adaptée à l'application vestimentaire, avec tout de même certaines contraintes de fonctionnement telle que l'obligation d'un environnement sec, ce qui requiert la mise en place d'un enrobage hermétique des dispositifs - ce point est de toute façon valable pour la majorité des systèmes électriques. Par ailleurs, afin de limiter davantage la masse du générateur qui est un aspect important pour le vêtement, en particulier si l'on songe à un environnement de sport professionnel dans lequel la performance ne doit pas être dégradée par l'équipement de la personne (c'est plutôt l'effet inverse qui est recherché !), une option intéressante est de recourir à un récupérateur d'énergie de type « direct » plutôt qu'inertiel.

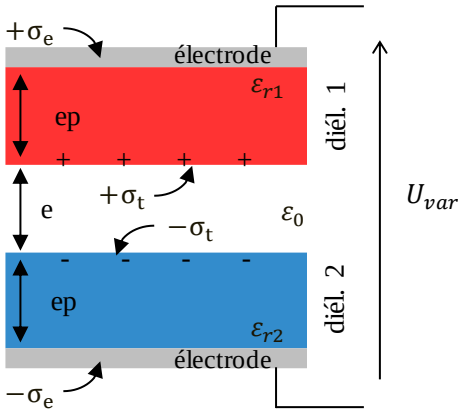
Dans ce dernier chapitre, nous explorons les possibilités offertes par la transduction électrostatique pour notre application. Comme mentionné lors de la présentation de l'état de l'art (chapitre 2), la source de polarisation facilement accessible dans les vêtements connectés est la triboélectricité. Cependant, les performances relatives affichées dans l'état de l'art sont loin des besoins identifiés pour notre application (20 mW). Pour s'en rapprocher, nous étudions une architecture qui s'appuie sur un mécanisme de polarisation auto-entretenue.

Dans la première section de ce chapitre, les limites de l'exploitation directe des générateurs triboélectriques sont précisées à travers des considérations théoriques ; le circuit d'auto-entretien de la polarisation et l'intérêt de son association avec l'effet triboélectrique sont ensuite présentés, ainsi que des considérations sur l'extraction de l'énergie ; enfin, cette configuration est évaluée expérimentalement.

I Préambule : Limites de l'exploitation directe des générateurs triboélectriques

1 Modélisation d'une capacité variable triboélectrique

Nous souhaitons estimer dans un premier temps les possibilités théoriques de production d'énergie par une capacité variable triboélectrique fonctionnant sur le mode « vertical », qui est le plus générique pour l'application textile. On considère une structure à lame d'air variable (« entrefer ») entre deux diélectriques (voir FIGURE 5-1).



Paramètres	
S	Surface des dipositif
$e(t)$	Epaisseur de l'entrefer (air) variable
ε_0	Permittivité du vide
ε_{ri}	Permittivités relatives des diélectrique
ep	Epaisseur des couches diélectriques
$\pm\sigma_t$	Charges triboélectriques surfaciques
$\pm\sigma_e$	Charges surfaciques sur les électrodes
C_{var}	Capacité électrique équivalente
U_{var}	Tension de sortie

FIGURE 5-1 – Capacité variable triboélectrique à deux diélectriques et à entrefer variable.

Pour ce modèle, on fait l'hypothèse que les dimensions latérales de la capacité sont toujours très grandes par rapport à son épaisseur. La valeur équivalente de la capacité variable est donnée par :

$$C_{var}(\mathrm{e}) = \frac{\varepsilon_0 S}{\left(\mathrm{e} + \frac{\mathrm{ep}}{\varepsilon_{\mathrm{r1}}} + \frac{\mathrm{ep}}{\varepsilon_{\mathrm{r2}}}\right)} \tag{5-1}$$

Avec l'hypothèse que les électrodes ne sont pas chargées initialement, la conservation des charges impose que les deux électrodes soient en permanence chargées électriquement de façon opposée. A chaque instant, la tension aux bornes de la capacité variable est fonction de l'épaisseur de l'entrefer e et de la densité surfacique de charges σ_e sur les électrodes :

$$\begin{aligned} U_{var}(\mathrm{e}) &= \sigma_{\mathrm{t}}\frac{\mathrm{e}}{\varepsilon_0} + \sigma_{\mathrm{e}}\frac{1}{\varepsilon_0}\left(\mathrm{e} + \frac{\mathrm{ep}}{\varepsilon_{\mathrm{r1}}} + \frac{\mathrm{ep}}{\varepsilon_{\mathrm{r2}}}\right) \\ &= \sigma_{\mathrm{t}}\frac{\mathrm{e}}{\varepsilon_0} + \sigma_{\mathrm{e}}\frac{S}{C_{var}(e)} \\ &= U_t(e) + U_c(e) \end{aligned} \tag{5-2}$$

Ces expressions font apparaître le modèle équivalent de la capacité variable triboélectrique [169], qui est composé d'une source de tension variable U_t, correspondant à la tension triboélectrique dans l'entrefer, mise en série avec une capacité variable classique, dont la tension U_c est liée à la charge (ou densité surfacique de charges σ_{e}) portée par les électrodes. (Note : la tension aux bornes

d'une capacité variable à une seule couche diélectrique chargée au contact d'une électrode métallique est décrite par une expression semblable, voir annexe 5A).

2 Exploitation en charge continue

La performance des récupérateurs d'énergie triboélectriques de la littérature est généralement caractérisée via la mesure de la puissance électrique dissipée par une résistance placée directement en sortie de la capacité variable (FIGURE 5-2).

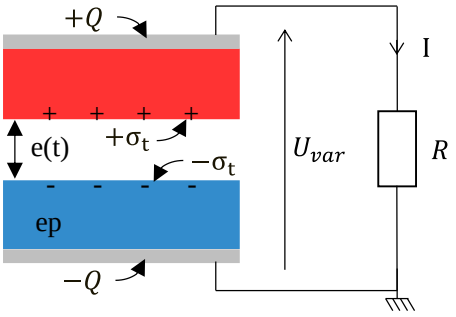


FIGURE 5-2 – Schéma de principe de la décharge continue de la capacité variable triboélectrique

Il est possible d'observer les limites de cette configuration à partir du modèle précédent. La loi régissant le circuit est :

$$U_{var} = RI = -R\frac{dQ}{dt} \tag{5-3}$$

Par ailleurs, l'équivalence avec le modèle de la capacité variable triboélectrique précédent (FIGURE 5-1) donne :

$$Q = \sigma_e S \tag{5-4}$$

En combinant (5-2), (5-3) et (5-4), la loi de comportement du système devient :

$$R\frac{dQ}{dt}(t) + \frac{Q(t)}{\varepsilon_0 S}\left(e(t) + \frac{ep}{\varepsilon_{r1}} + \frac{ep}{\varepsilon_{r2}}\right) + \frac{\sigma_t}{\varepsilon_0}e(t) = 0 \tag{5-5}$$

Nous avons implémenté cette équation sous Matlab Simulink, en considérant une variation d'entrefer cyclique sinusoïdale :

$$e(t) = \frac{e_{max}}{2}\left(1 + \sin\left(2\pi ft - \frac{\pi}{2}\right)\right) \tag{5-6}$$

L'amplitude crête-à-crête a été fixée à $e_{max} = 1\text{mm}$, l'épaisseur des couches diélectriques à $ep = 50\mu\text{m}$, les permittivités relatives $\varepsilon_{r1} = 4$ (nylon) et $\varepsilon_{r1} = 2.1$ (téflon), et la surface $S = 100\text{cm}^2$. La valeur de la capacité avec ces caractéristiques varie entre 85pF et 2.4nF (FIGURE 5-3a).

Un exemple de la forme de la tension U_{var} est tracée FIGURE 5-3b, pour $R = 100\text{M}\Omega$. Après un court régime transitoire, l'énergie dissipée par cycle par la résistance devient constante. Il est intéressant de souligner que les maximas de tension ont un léger retard sur ceux de la variation de capacité, dû à la « constante » de temps électrique RC_{var} du circuit. Ce déphasage permet à la tension aux bornes de la capacité variable de croître avant la décharge ; de même pour l'énergie électrostatique produite. Il existe donc une valeur optimale de la résistance R), qui dépend en

particulier de la dynamique de variation de la capacité, maximisant l'énergie consommée par la résistance sur la durée d'un cycle, $1/f$ (FIGURE 5-3c). Cette « énergie par cycle », rapportée à la surface du système est proportionnelle au carré de la densité de charges triboélectriques σ_t (FIGURE 5-3d).

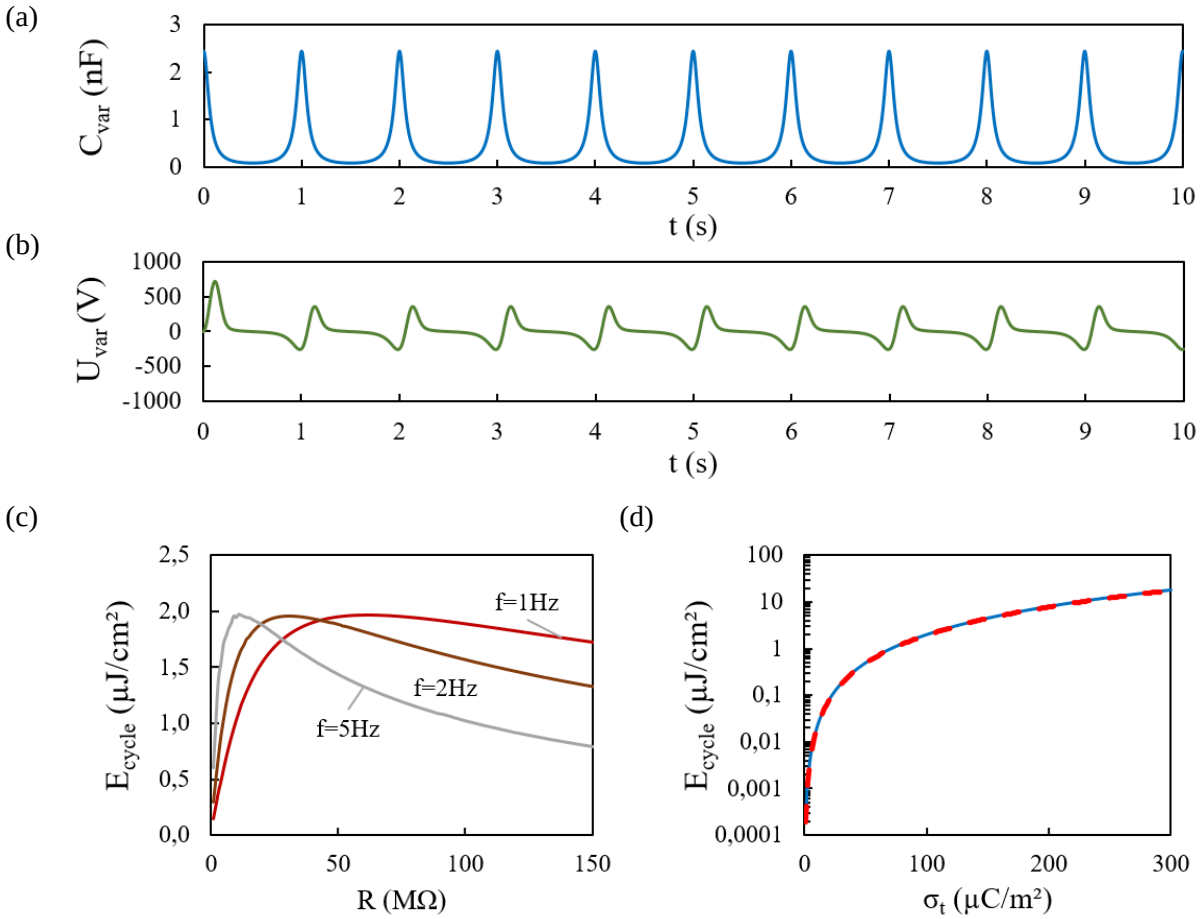


FIGURE 5-3 – Simulation de la capacité variable triboélectrique en décharge continue, avec une variation d'entrefer $e(t)$ sinusoïdale, $ep = 50$ µm et $S = 100$ cm². (a) Variation temporelle de la valeur de la capacité, pour une fréquence de cycle de 1 Hz. (b) Variation associée de la tension, pour une charge $R = 100$MΩ. (c) Energie dissipée dans la résistance par cycle, normalisée par la surface S du système avec $\sigma_t = 100$ µC/m^2, en fonction de la valeur de la résistance de charge et pour différentes fréquences de variation de l'entrefer. (d) Energie par cycle et par unité de surface en fonction de la densité surfacique de charges triboélectriques σ_t (ligne pleine), pour une fréquence de cycle de 1Hz et une charge $R = 100$ MΩ . La ligne pointillée correspond à la courbe de tendance quadratique.

On voit que pour des densités « ordinaires », inférieures à 50 µC/m² (cf. TABLE 2-3 du chapitre 2), on obtient moins de 0.5 µJ/cm²/cycle. Ces résultats, pourtant obtenus par un modèle « idéal » de capacité variable, sont cohérents avec les performances réduites obtenues par les récupérateurs d'énergie triboélectriques sur la personne de l'état de l'art, en comparaison aux dispositifs électromagnétiques. A moins d'augmenter fortement la fréquence de cycle électrique ou la surface du système, il semble difficile de générer des puissances supérieures au milliwatt.

Certes, cette conclusion est établie dans le cas particulier d'une décharge continue dans la charge ; il est aussi envisageable de mettre en œuvre un mode d'extraction de l'énergie intermittent pour permettre une polarisation plus importante de la capacité variable (voir annexe 5B), et donc améliorer l'énergie récupérable par cycle. Toutefois, cette approche est confrontée à des limites

physiques (par exemple, les hautes tensions triboélectriques dans l'entrefer peuvent atteindre la tension de claquage de l'air). Et quelle que soit la façon d'extraire l'énergie, le caractère incontrôlable et volatile de la charge triboélectrique rend le phénomène peu fiable comme source stable de polarisation.

Les limites de puissances électriques souvent observées dans la littérature sont donc à la fois liées à l'effet triboélectrique et à la gestion d'énergie du générateur et sa transmission à la charge. Certains travaux ont étudié ce dernier aspect pour extraire plus efficacement l'énergie du générateur triboélectrique [169], avec des résultats probants. Dans la suite de ce chapitre, nous étudions une approche différente qui répond simultanément aux deux enjeux, la polarisation de la structure et l'extraction d'énergie.

II Générateur à polarisation entretenue – « Doubleur de Bennet »

Il a été souligné dans la section précédente qu'une difficulté majeure des générateurs triboélectriques est leur dépendance à l'intensité du phénomène triboélectrique, mais également que leur exploitation usuelle directement sur charge ne permettait pas d'atteindre des performances satisfaisantes au regard des besoins des vêtements connectés (20 mW). Nous étudions ici une alternative consistant à permettre à la capacité variable de s'auto-polariser de façon stable et importante, indépendamment des fluctuations triboélectriques, et basée sur le principe de la « pompe de charge ».

1 L'auto-polarisation à pompe de charges – Cas idéal

L'auto-polarisation à pompe de charges consiste à utiliser l'énergie électrostatique générée par la capacité variable pour ensuite re-polariser cette dernière, plutôt que de la consommer immédiatement, afin d'accroître progressivement l'énergie électrostatique générée par cycle.

TABLE 5-1 – Cycle d'auto-polarisation « idéal »

	Phase	C_{var} (F)	E_{var} (J)	U_{var} (V)	Q_{var} (C)
	Etat n	C_{max}	E_n	U_n	Q_n
	Génération à charge constante	$C_{max} \rightarrow C_{min}$	$E_n \rightarrow \eta E_n$	$U_n \rightarrow \eta U_n$	Q_n
i	Extraction de l'énergie	C_{min}	$\eta E_n \rightarrow 0$	$\eta U_n \rightarrow 0$	$Q_n \rightarrow 0$
	Retour à charge nulle constante	$C_{min} \rightarrow C_{max}$	$0 \rightarrow 0$	$0 \rightarrow 0$	$0 \rightarrow 0$
i	Réinjection de l'énergie	C_{max}	$0 \rightarrow \eta E_n$	$0 \rightarrow \sqrt{\eta} U_n$	$0 \rightarrow \sqrt{\eta} Q_n$
	Etat n+1	C_{max}	$E_{n+1} = \eta E_n$	$U_{n+1} = \sqrt{\eta} U_n$	$Q_{n+1} = \sqrt{\eta} Q_n$

Ce processus peut être illustré à partir du cas idéal, dont le détail d'un cycle est décrit dans la TABLE 5-1. On considère une capacité dont la valeur varie entre deux extrema, $C_{min} < C_{max}$. Dans toute la suite de ce chapitre, on notera γ le rapport de capacité cyclique :

$$\gamma = \frac{C_{max}}{C_{min}} \tag{5-7}$$

L'énergie électrique emmagasinée à l'issue de chaque phase de génération $C_{max} \rightarrow C_{min}$ est intégralement prélevée, puis réinjectée sans perte au début de la phase de génération suivante. Sur ce fonctionnement parfait, l'énergie électrostatique E_{var} augmente d'un facteur η d'un cycle au suivant, la tension U_{var} aux bornes de la capacité variable et sa charge électrique Q_{var} augmentent

d'un facteur $\sqrt{\eta}$ (effet « pompe » de charge). Au bout d'un certain nombre de cycles, une tension de polarisation nominale est atteinte et l'énergie générée peut alors être consommée.

En pratique, il est impossible d'extraire puis de réinjecter totalement l'énergie électrique de la capacité variable. Il n'est cependant pas nécessaire que l'opération soit parfaite, puisque l'objectif est d'augmenter la tension de polarisation jusqu'à une valeur choisie. Soulignons une condition importante de ce processus : le système doit posséder une énergie initiale non nulle.

2 Un circuit passif d'auto-polarisation : le « doubleur de Bennet »

La méthode d'auto-polarisation décrite au paragraphe précédent nécessite un processus de prélèvement/injection de charges électriques dans la capacité variable. Plusieurs circuits électroniques actifs ont été étudiés dans la littérature pour réaliser cette fonction [170–174]. Citons par exemple les travaux de G. Despesse [173], dans lesquels est proposé un circuit basé sur un convertisseur Flyback bidirectionnel contrôlé à partir de la détection des extrema de capacité. La nécessité d'utiliser des éléments de détection et de contrôle pour la phase de polarisation est un inconvénient pour la réalisation d'un circuit autonome, car ils impliquent une consommation d'énergie non négligeable et une complexité électronique plus ou moins importante. A partir des années 2010, un type de circuit alternatif, complètement passif, a commencé à être étudié. Il est basé sur le principe d'une pompe de charge actionnée mécaniquement proposée au XVIIIe siècle, désigné aujourd'hui dans la littérature comme étant le « doubleur de Bennet ».

2.1 Histoire : le doubleur de tension de Bennet

En 1787, Abraham Bennet et Richard Kaye présentent une méthode de mesure de charges électrostatiques réduites [175]. Elle s'appuie sur le principe de la pompe de charges, avec un fonctionnement cyclique en deux phases (FIGURE 5-4). A l'issue de chaque cycle, les charges électriques portées par les électrodes sont doublées, le but étant d'augmenter la charge électrique portée par l'électrode de mesure (chargée initialement) suffisamment pour la rendre détectable par un électroscope.

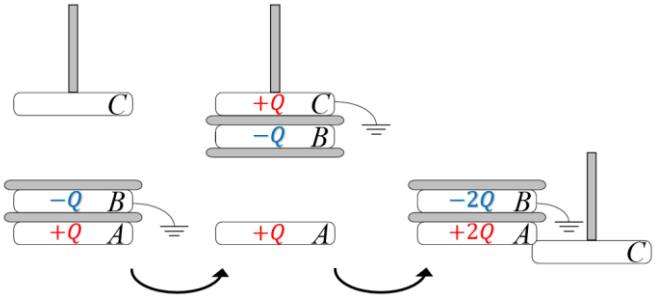


FIGURE 5-4 – Principe du doubleur de Bennet original (d'après [176]).

Cette méthode a été adaptée en version électronique pour la génération d'énergie par De Queiroz et al. en 2010 [176], circuit ensuite étudié et employé dans plusieurs travaux sur les récupérateurs d'énergie électrostatiques [177–182], avec un intérêt croissant du fait des rendements atteignables importants (jusqu'à 75 %, d'après [182]) et de la simplicité de sa mise en œuvre. En particulier, son caractère passif est très appréciable dans le domaine de la récupération d'énergie.

2.2 Doubleur de Bennet électronique

Le doubleur de Bennet a été traduit en circuit électronique suivant plusieurs variantes et représentations [176,178,183]. Nous considérons ici la représentation « série-parallèle » proposée

dans [183], dans sa configuration la plus simple (FIGURE 5-5a). Ce circuit associe une capacité variable C_{var} à deux capacités constantes C_1, C_2 ainsi que trois diodes D_s, D_{p1} et D_{p2}.

Pour illustrer le fonctionnement de ce circuit, un exemple a été simulé à partir du module Simscape de Matlab. Les composants sont ici supposés parfaits (aucun courant de fuite, seuils des diodes négligés). Pour cet exemple, on a considéré une variation de C_{var} entre $C_{min} = 0.5\text{nF}$ et $C_{max} = 5\text{nF}$ ($\gamma = 10$), avec une fréquence de cycle de 1Hz (la forme de la variation temporelle de C_{var} est semblable à FIGURE 5-3a). Au point de départ, $C_{var} = C_{max}$, et sa tension initiale est fixée à $U_{var}(0) = 20\text{V}$. Les deux capacités fixes $C_1 = 10\text{nF}$, $C_2 = 20\text{nF}$ sont initialement déchargées ($U_1(0) = U_2(0) = 0$). L'évolution des tensions aux bornes des différentes capacités correspondant à cette configuration est donné FIGURE 5-5b, ainsi que le détail d'un seul cycle (i.e. cycle de variation de C_{var}) FIGURE 5-5c. Les étapes de ce cycle typique sont les suivantes :

- Initialement (point **1**, FIGURE 5-5c), $C_{var} = C_{max}$. Le circuit est à un équilibre résultant du cycle précédent ($U_{var} = U_1 = U_2$). Immédiatement après le départ, toutes les diodes sont à l'état bloqué.

- La capacité variable décroît de C_{max} à C_{min} (**1→3**) : cette phase de « génération » correspond à l'accroissement de l'énergie électrostatique emmagasinée dans le système. Deux parties peuvent être distinguées dans cette phase :
    - De **1** à **2**, toutes les diodes sont à l'état bloqué : la décroissance de C_{var} s'opère à charge constante (circuit ouvert), et sa tension U_{var} augmente rapidement.
    - Le point d'inflexion **2** correspond à l'instant où $U_{var} = U_1 + U_2$. La diode D_s devient passante : les trois capacités sont alors en configuration série (FIGURE 5-5e). De **2** à **3**, C_{var} poursuit sa décroissance jusqu'à C_{min}, et ce qui se traduit par la croissance des tensions U_{var}, U_1 et U_2 (toujours avec $U_{var} = U_1 + U_2$ dans cette configuration série). Les capacités C_1 et C_2 sont ainsi chargées par le condensateur variable, par un déplacement de charges électriques représenté par le courant i sur la FIGURE 5-5e.

- La deuxième partie du cycle (**3→6**) correspond à la croissance de la capacité variable C_{var} ($C_{min} \rightarrow C_{max}$). Durant cette phase de « polarisation », la tension U_{var} décroît. Immédiatement après le début de cette phase, $U_{var} < U_1 + U_2$, la diode D_s repasse donc à l'état bloqué. Deux situations se succèdent :
    - De **3** à **4**, toutes les diodes sont à l'état bloqué : la croissance de C_{var} s'effectue à charge constante, la tension U_{var} diminue seule tandis que U_1 et U_2 restent constantes.
    - Le point **4** est l'instant où U_{var} devient égale à la tension U_1 : la diode D_{p1} passe à l'état passant. De **4** à **5**, C_{var} et C_1 sont électriquement en parallèle et les tensions $U_{var} = U_1$ diminuent conjointement, tandis que U_2 reste inchangée. A partir du point **5**, $U_{var} = U_1 = U_2$ et la diode D_{p2} devient également passante. Les trois condensateurs sont alors en parallèle de **5** à **6**. La croissance de C_{var} dans cette configuration parallèle se traduit par un transfert de charges électriques de la capacité fixe C_1 (puis C_1 et C_2) vers le condensateur variable, qui est ainsi « polarisé » (FIGURE 5-5f).

- Dans la situation finale **6**, qui est le début du cycle suivant, $C_{var} = C_{max}$ et $U_{var} = U_1 = U_2$ à nouveau. Ces tensions sont cependant supérieures à celle de départ : l'énergie électrostatique dans le système s'est accrue au cours du cycle.

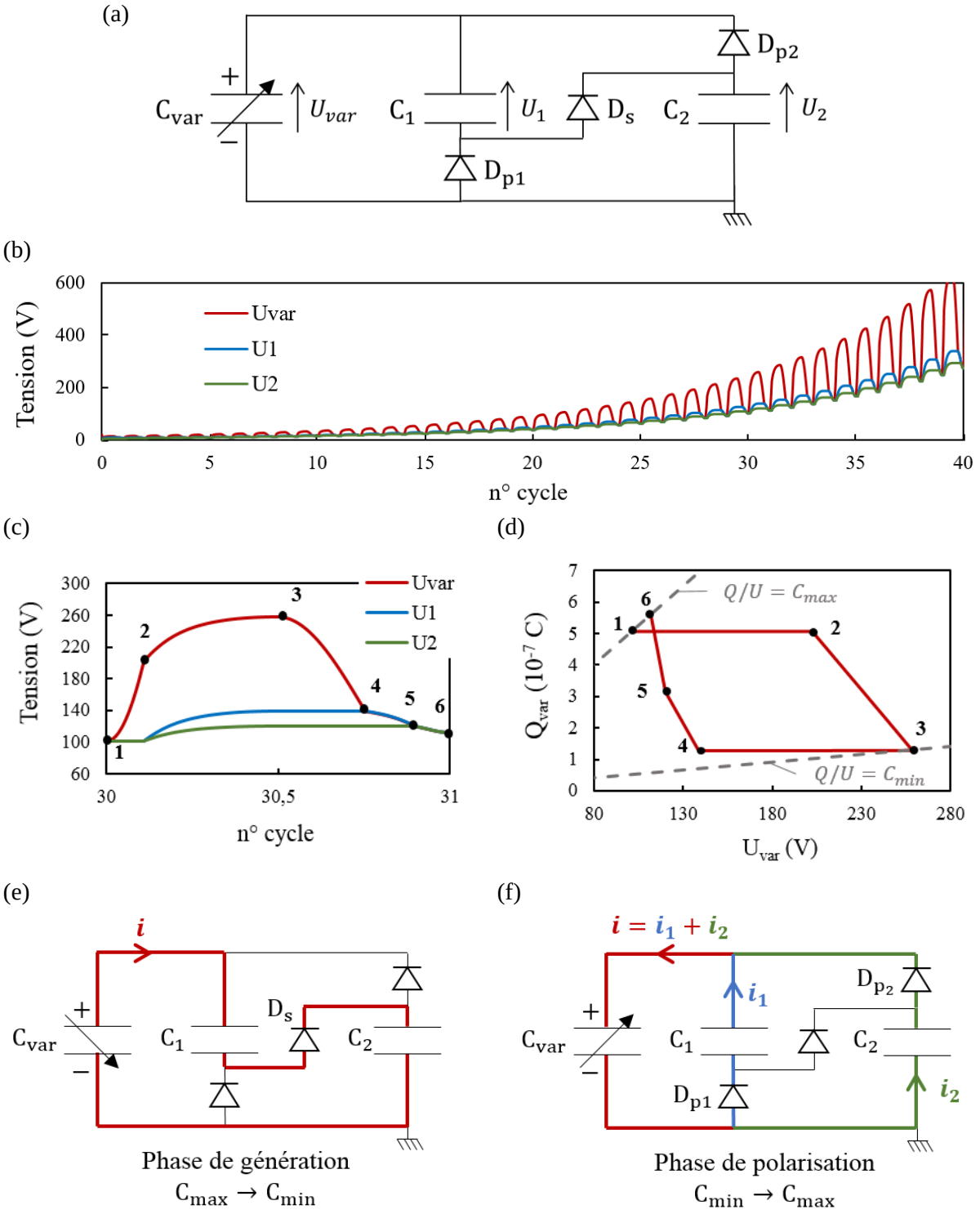


FIGURE 5-5 – Fonctionnement du « doubleur de Bennet » électronique, avec une capacité variable C_{var} et deux capacités constantes C_1 et C_2. (b) Exemple de courbe de croissance des tensions aux bornes des trois capacités du système. (c) Détail de l'évolution des tensions au cours d'un cycle de variation capacitive C_{max}(point **1**) → C_{min}(point **3**) → C_{max}(point **6**). (e) Diagramme Q-V de la capacité variable ($Q_{var} = C_{var}U_{var}$), relatif à ce même cycle. (e) Configuration « série » prise par le circuit durant la partie **2** → **3** de la phase de « génération » (décroissance $C_{max} \rightarrow C_{min}$ de la capacité variable). (f) Configuration « parallèle » prise par le circuit durant les parties **4** → **5** ($i_1 > 0$, $i_2 = 0$) puis **5** → **6** ($i_1 > 0$, $i_2 > 0$) et de la phase de « polarisation » (croissance $C_{min} \rightarrow C_{max}$ de la capacité variable).

Cet accroissement de l'énergie est la conséquence de l'asymétrie des configurations « série » et « parallèle » prises par le système lors de la décroissance et la croissance de la capacité variable, respectivement. Il est possible de visualiser cet effet par le tracé du diagramme Q-V [184] (charge-tension) de la capacité variable pendant un cycle considéré (FIGURE 5-5d). L'aire pseudo-rectangulaire que fait apparaître ce diagramme Q-V correspond à l'énergie générée au cours du cycle. Celle-ci incrémente l'énergie emmagasinée dans le système complet, ce qui se traduit par l'augmentation observée des tensions des condensateurs d'un cycle au suivant.

A l'instar de son modèle historique, ce « doubleur de Bennet » électronique permet donc d'augmenter de l'énergie électrostatique par des cycles successifs, c'est-à-dire de réaliser la fonction d'auto-polarisation telle que définie précédemment (extraction-réinjection de l'énergie de la capacité variable). Il est utile de préciser que les tensions ne sont pas nécessairement « doublées » d'un cycle à l'autre, bien que ce type de circuit soit souvent désigné par « doubleur de Bennet » en référence à son origine. Comme illustré FIGURE 5-5b, la croissance des tensions obtenue (et donc de l'énergie totale) est exponentielle. De ce fait, le circuit ayant un fonctionnement totalement passif, il doit être adapté pour son application à la récupération d'énergie pour contrôler les tensions et éviter que celles-ci ne dérivent indéfiniment (ou plus vraisemblablement jusqu'à la rupture d'un ou plusieurs composants) ; par exemple en lui ajoutant un circuit d'extraction d'énergie (voir ci-après).

3 Système triboélectrique à polarisation contrôlée

On propose à présent l'étude d'un concept de système triboélectrique à polarisation contrôlée, qui constitue le cœur de ce chapitre. L'architecture fonctionnelle de ce système est illustrée FIGURE 5-6.

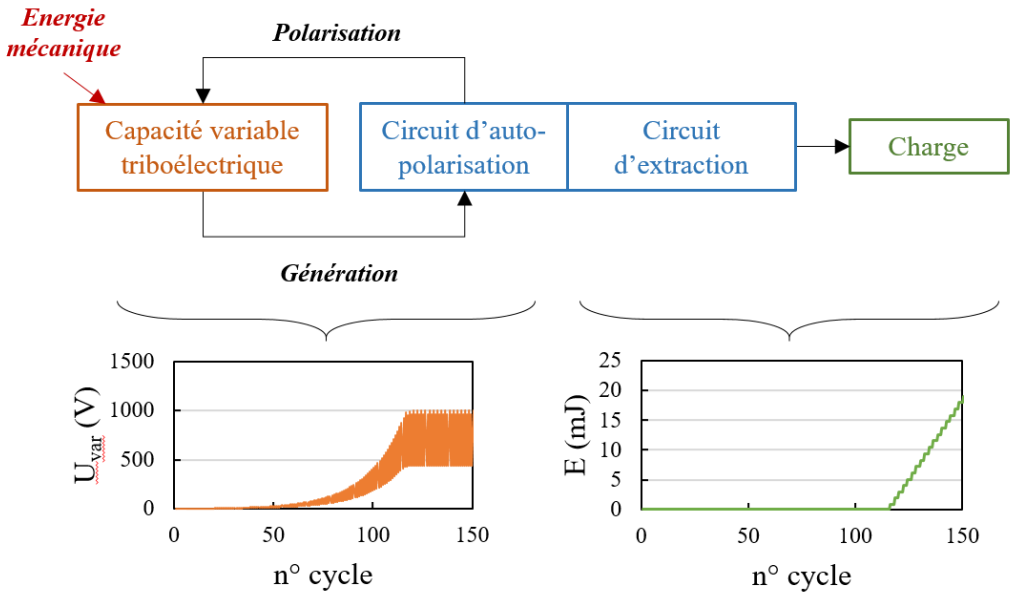


FIGURE 5-6 – Principe de fonctionnement du générateur triboélectrique à polarisation contrôlée. La tension de la capacité variable triboélectrique croît dans un premier temps grâce à un circuit d'auto-polarisation passif (circuit de Bennet). Une fois une tension maximale choisie atteinte, un circuit d'extraction prélève l'énergie produite à chaque cycle de variation de la capacité variable et la transfère vers la charge électrique alimentée par le système.

Une stimulation mécanique extérieure actionne périodiquement une capacité variable triboélectrique (dans l'application des vêtements connectés, cette stimulation peut être par exemple la compression autour d'une articulation lorsque celle-ci est fléchie). Dans un premier temps, la

tension de polarisation aux bornes de cette capacité variable est progressivement accrue par un circuit d'auto-polarisation (« doubleur ») de Bennet. Ce dernier nécessite une quantité d'énergie initiale non nulle, qui ici est fournie le fonctionnement triboélectrique de la capacité variable. Lorsque que la tension de la capacité variable atteint une valeur maximale définie, un circuit actif extrait peu à peu l'énergie du circuit de Bennet de façon à stabiliser les tensions dans celui-ci. Cette énergie prélevée est ensuite transférée à une charge choisie.

Comparée à l'utilisation classique des générateurs triboélectriques (section I de ce chapitre), cette configuration rend la tension de polarisation de la capacité variable indépendante de la charge alimentée par le système ; et par ailleurs, la possibilité de contrôler le niveau de cette tension permet de limiter l'impact des fluctuations des paramètres triboélectriques (densité de charges triboélectriques etc.) sur les performances.

3.1 Circuit de polarisation

Dans un premier temps, on étudie les caractéristiques de la partie « auto-polarisation » du générateur, qui correspond à l'association d'une capacité variable triboélectrique avec le circuit de Bennet.

3.1.1 Démarche de conception

Les paramètres à optimiser sont le nombre et les valeurs des capacités fixes du circuit de Bennet. Pour une variation de capacité donnée, le choix de ces paramètres n'est pas anodin et doit être effectué en fonction de certains critères. Nous proposons la démarche suivante :

- Une tension maximale de polarisation de la capacité variable est choisie. Cette limite est par exemple déterminée d'après les caractéristiques et plages de fonctionnement des composants électroniques du circuit.
- On fixe également un « temps de montée » (ou nombre de cycles) maximal avant d'atteindre le régime de fonctionnement nominal, à partir duquel l'énergie peut être extraite du système. Ce paramètre est important dans notre application compte tenu du caractère basse-fréquence de l'excitation humaine, et il est souhaitable que la durée du régime de montée en tension initial soit bref relativement à la durée d'utilisation du générateur.
- Les valeurs des capacités fixes sont alors optimisées de façon à maximiser l'énergie électrique générée par cycle en régime nominal, en respectant les limites précédentes.

D'autres contraintes liées au circuit d'extraction de l'énergie peuvent également apparaître et seront évoquées un peu plus loin.

3.1.2 Modèle discret

Pour optimiser les paramètres du circuit de Bennet, il est préférable d'utiliser un modèle discret du système de façon à réduire le temps de calcul, dans un premier temps. Un modèle du circuit de Bennet généralisé à un nombre N quelconque de capacités fixes a été proposé par Karami et al. [183]. Ce modèle permet de calculer l'évolution des tensions du circuit aux extrema de la capacité variable, sans prendre en compte la dynamique de variation entre ces points. Nous exposons ici une version légèrement adaptée de ce modèle intégrant la dimension triboélectrique du système.

Le schéma du système est illustré FIGURE 5-7. La capacité variable triboélectrique est représentée par le système équivalent « capacité variable - source de tension variable » en série (cf. section I-1). On suppose que la tension triboélectrique $U_t \geq 0$ évolue entre deux valeurs extrémales constantes, $U_{t,Cmin}$ et $U_{t,Cmax}$ atteintes respectivement pour $C_{var} = C_{min}$ et $C_{var} = C_{max}$. La tension U_c représente la composante liée à la charge électrique de la capacité variable. On rappelle la notation du rapport de capacité cyclique $\gamma = C_{max}/C_{min}$. Enfin, un des

objectifs de ce modèle étant de pouvoir étudier le démarrage de l'auto-polarisation, il est nécessaire de prendre en compte la tension de seuil des diodes, U_{seuil}. Les effets dynamiques (en particulier les courants de fuite des composants) sont négligés.

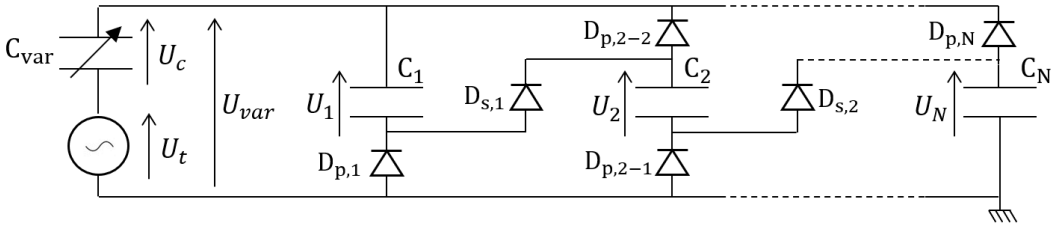


FIGURE 5-7 – Capacité variable triboélectrique et circuit de Bennet généralisé, à N capacités fixes.

Les deux phases de fonctionnement de ce circuit sont étudiées séparément. Pour chacune, on marquera de l'indice i les grandeurs relatives à l'état initial, et $i+1$ celles de l'état final.

- Phase générateur - $C_{var,i} = C_{max} \rightarrow C_{var,i+1} = C_{min}$:

La condition d'entrée en configuration « série » des capacités du système (conduction des diodes D_s) durant cette phase est que la tension qui serait atteinte en circuit-ouvert par la capacité variable soit supérieure à la somme des tensions des capacités fixes et des tensions de seuil des diodes concernées, soit :

$$\gamma U_{c,i} + U_{t,Cmin} > \sum_{k=1}^{N} U_{k,i} + (N-1)\, U_{seuil} \tag{5-8}$$

Si cette condition est remplie, c'est-à-dire que la tension aux bornes de la capacité variable triboélectrique atteint une valeur suffisante, la configuration série du doubleur de Bennet est mise en place, et les capacités fixes reçoivent un même incrément de charge électrique ΔQ. A la fin de cette phase, un équilibre est atteint, tel que :

$$U_{var,i+1} = \sum_{k=1}^{N} U_{k,i+1} + (N-1)\, U_{seuil} \tag{5-9}$$

Avec :

$$\begin{gathered} U_{c,i+1} = \gamma U_{c,i} - \Delta Q / C_{min} \\ U_{var,i+1} = U_{c,i+1} + U_{t,Cmin} \\ \forall k \in [1{:}\,N], U_{k,i+1} = U_{k,i} + \Delta Q / C_k \end{gathered} \tag{5-10}$$

On en déduit l'expression de la charge ΔQ ayant transité durant cette phase :

$$\Delta Q = \frac{\gamma U_{c,i} + U_{t,Cmin} - \sum_{k=1}^{N} U_{k,i} - (N-1) \cdot U_{seuil}}{\frac{1}{C_{min}} + \sum_{k=1}^{N} \frac{1}{C_k}} \tag{5-11}$$

Si en revanche la tension U_{var} demeure trop faible pour permettre la charge des capacités fixes (condition (5-8) non remplie), toutes les diodes restent à l'état bloqué, et $\Delta Q = 0$.

- Phase de polarisation - $C_{var,i} = C_{min} \rightarrow C_{var,i+1} = C_{max}$:

Durant la croissance de la capacité variable, la tension U_{var} à ses bornes diminue. Une ou plusieurs branches « parallèles » peuvent participer à l'opération de (re-)polarisation. A la fin de cette phase, la tension aux bornes de la capacité variable atteint une tension d'équilibre U_{eq}, résultante de l'état précédent et de la charge électrique ΔQ reçue des capacités fixes :

$$\mathrm{U_{var,i+1} = U_{eq} = U_{t,Cmax} + \frac{U_{c,i}}{\gamma} + \Delta Q/C_{max}} \tag{5-12}$$

La condition pour que la branche k ait été en situation de conduction est :

$$\mathrm{U_{k,i}} > U_{eq} + \delta_k \cdot \mathrm{U_{seuil}} \tag{5-13}$$

Le coefficient $\delta_k = 1$ ou 2 est le nombre de diodes de polarisation (D_p) présentes sur la branche k de la configuration parallèle du circuit. En notant P la liste des indices des branches ainsi concernées par la polarisation, on a :

$$\begin{aligned} \forall k \in P,\ \ \mathrm{U_{k,i+1}} &= \mathrm{U_{k,i} - \Delta Q_k/C_k} \\ &= \mathrm{U_{eq}} + \delta_k \cdot \mathrm{U_{seuil}} \end{aligned} \tag{5-14}$$

Par ailleurs, par conservation des charges :

$$\mathrm{\Delta Q = \sum_{k \in P} \Delta Q_k} \tag{5-15}$$

La combinaison des expressions précédentes permet d'exprimer la tension d'équilibre U_{eq} :

$$\mathrm{U_{eq} = \frac{U_{t,Cmax} + \frac{U_{c,i}}{\gamma} + \frac{1}{C_{max}} \sum_{k \in P} C_k \cdot \left(U_{k,i} - \delta_k \cdot U_{seuil}\right)}{1 + \frac{1}{C_{max}} \sum_{k \in P} C_k}} \tag{5-16}$$

3.1.3 Simulation

La FIGURE 5-8a compare le comportement temporel d'une association capacité variable triboélectrique/doubleur de Bennet prédit par le modèle discret précédent avec celui simulé numériquement sous Simscape (les paramètres du système ont été choisis arbitrairement). L'évolution de la tension aux bornes de la capacité variable calculée par ces deux approches est presque identique, avec un léger décalage observé aux hautes tensions provenant du caractère non tout à fait parfait des composants électroniques sur Simscape (très légers courants de fuite dans les diodes et les condensateurs). L'utilisation du modèle discret est cependant bien plus rapide, ce qui est très avantageux dans une optique d'optimisation des paramètres du circuit. Bien que ce modèle « statique » ne prenne pas en compte les pertes temporelles du circuit réel liées aux résistances de fuite et capacités parasites, il permet d'obtenir rapidement des indications sur les caractéristiques du circuit (valeurs des capacités fixes, tension de seuil des diodes) à choisir lors du développement du système complet.

La simulation présentée FIGURE 5-8 démontre en théorie la possibilité de démarrer la phase d'auto-polarisation à partir de l'effet triboélectrique seul, sans énergie initiale dans le circuit par ailleurs.

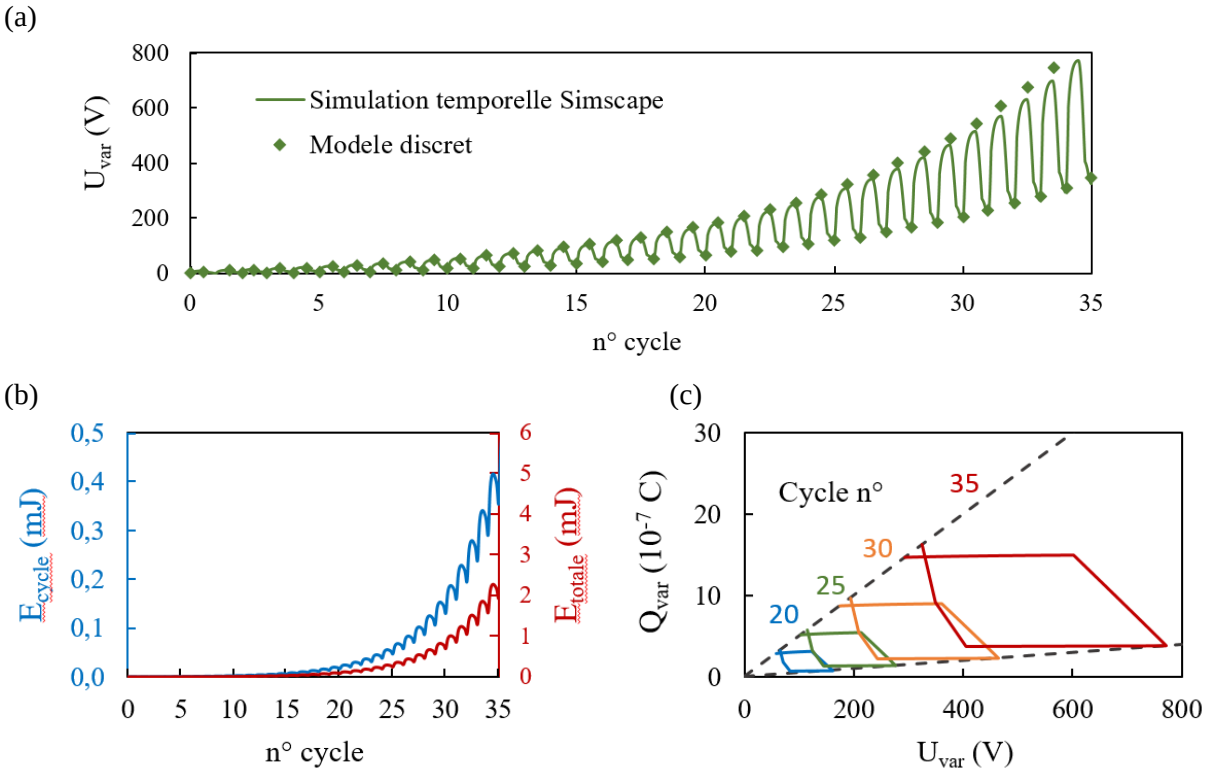


FIGURE 5-8 – Association du circuit de Bennet avec une capacité variable triboélectrique ($C_{min} = 0.5$nF, $C_{max} = 5$nF, $U_{t,Cmax} = 0$V, $U_{t,Cmin} = 100$V), avec une énergie initiale nulle. (a) Exemple de phase d'auto-polarisation sur démarrage triboélectrique, calculée avec le modèle discret ou simulé via Simscape ($C_1 = 10$nF, $C_2 = 20$nF, $C_3 = 1\mu$F et $U_{seuil} = 1$V). Evolutions associées de (b) l'énergie générée par cycle, et de l'énergie électrique totale emmagasinée dans le système. (c) Exemples de digrammes QV de quelques cycles ; leurs aires correspondent à l'énergie générée lors des cycles associés.

3.1.4 Energie générée par cycle

Dans le cadre de l'application de ce type de système au mouvement humain, la source mécanique à l'origine de la variation capacitive (la déformation d'un vêtement par exemple) est basse-fréquence (de l'ordre de 1Hz). De ce fait, une grandeur intéressante à observer est l'énergie électrique produite par chaque cycle de variation capacitive (FIGURE 5-8b). Elle est définie comme l'incrément d'énergie sur le système entier, c'est-à-dire en considérant la somme de l'énergie stockée dans toutes les capacités, y compris la capacité variable :

$$\mathrm{E_{cycle}}(\text{cycle } n) = \mathrm{E_{totale}}(n) - \mathrm{E_{totale}}(n-1) \tag{5-17}$$

Comme évoqué précédemment, cette énergie par cycle correspond à l'aire délimitée par le diagramme QV de la capacité variable, sur le cycle considéré (FIGURE 5-8c). A l'instar des tensions du système, cette énergie par cycle – et l'énergie totale emmagasinée – croissent exponentiellement.

3.1.5 Ordres de grandeurs

Cette énergie par cycle, à variation capacitive et niveau de tension donnés, dépend en particulier des valeurs des capacités fixes. Nous avons calculé quelques ordres de grandeur de cette énergie par cycle en fonction de la variation capacitive (FIGURE 5-9). L'échelle de capacité variable considérée est $C_{max} \in [1 - 50\text{nF}]$, pour des rapports de capacité cycliques $\gamma = C_{max}/C_{min}$ compris entre 2 et 20. Pour comparaison, un condensateur plan de surface S=100cm², avec un diélectrique

d'épaisseur 25µm et de permittivité relative $\varepsilon_r = 2$, correspond à une capacité théorique d'environ 7nF. Un montage doubleur de Bennet à seulement deux capacités fixes a été étudié.

Pour chaque point (C_{max}, γ) étudié, les valeurs de ces deux capacités fixes (C_1, C_2) ont été optimisées par simulation multiple du « modèle discret » décrit au paragraphe 3.1.2, de façon à maximiser l'énergie produite par le système lors du dernier cycle à l'issue duquel une tension de polarisation maximale de la capacité variable est atteinte. Deux tensions maximales ont été comparées, 500V et 1000V. Par ailleurs, le nombre maximal de cycles pour atteindre la tension maximale a été fixé à 60, et le seuil de tension des diodes à 1V, valeur typique des diodes « haute tension ».

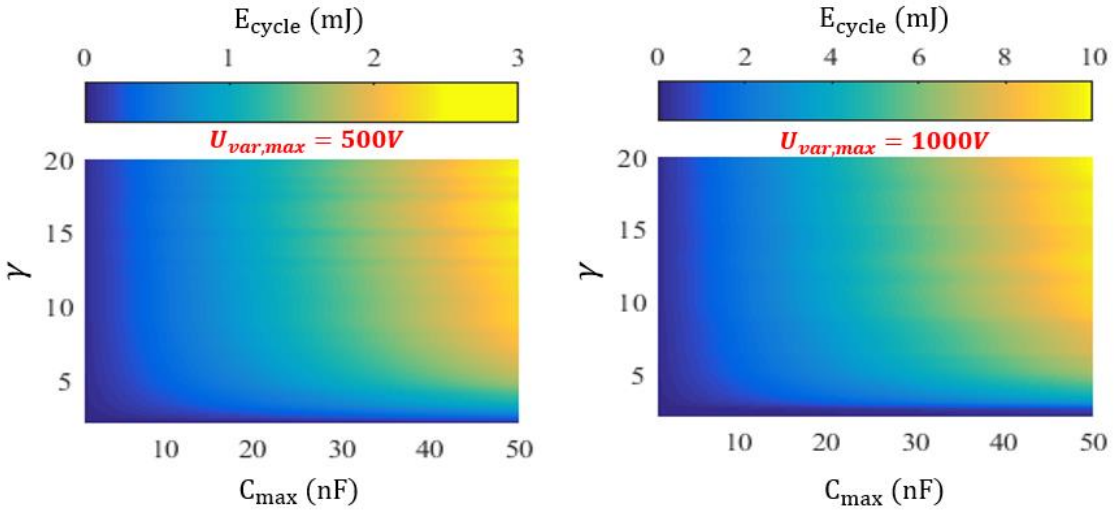


FIGURE 5-9 – Simulation - Energie par cycle maximale productible par une capacité variable triboélectrique dans un doubleur de Bennet à deux capacité fixes, en fonction de la variation capacitive (caractérisée par son maximum C_{max} et son rapport de variation cyclique $\gamma = C_{max}/C_{min}$). Pour chaque variation capacitive testée, les valeurs des deux capacité fixes ont été optimisées pour maximiser l'énergie générée dans le dernier cycle avant d'atteindre une tension maximale fixée aux bornes de la capacité variable $U_{var,max}$ (500V ou 1000V). La tension triboélectrique varie entre $U_{t,Cmax}$ =0 et $U_{t,Cmin}$=20V, la tension de seuil des diodes est fixée à U_{seuil} = 1V, avec un nombre maximal de 60 cycles pour parvenir à la tension maximale de polarisation.

On observe qu'il est possible d'atteindre une énergie par cycle de quelques mJ, sous réserve de fonctionner à une tension de polarisation importante (>500V). Rapportée à la fréquence de cycle typique du mouvement humain (1-2Hz), il est envisageable en théorie d'obtenir quelques mW de puissance moyenne générée, valeur qui est bien plus proche des besoins des vêtements connectés (20mW) que celles des générateurs triboélectriques convertissant l'énergie de la personne dans l'état de l'art.

Ces perspectives sont certes intéressantes, mais il faut évidemment souligner que plusieurs limites pratiques ont été jusqu'ici occultées : en particulier, il sera nécessaire de gérer des hautes tensions. Celles-ci imposent d'utiliser des diodes adéquates dont la tension de seuil peut compliquer le démarrage triboélectrique du système (voir annexe 5C). Et surtout, le circuit de contrôle et d'extraction d'énergie doit être adapté.

3.2 Extraction de l'énergie

3.2.1 Problématique

Le doubleur de Bennet étant passif et à comportement « instable » (évolution exponentielle des tensions), il est indispensable de lui adjoindre un circuit permettant de contrôler la tension de polarisation, et d'extraire l'énergie générée à chaque cycle une fois qu'une tension nominale choisie est atteinte. Dans le cas des systèmes vibratoires, cette phase est particulièrement critique car elle détermine le niveau du couplage électromécanique, pour lequel il existe un optimum [180]. Ici en revanche, l'objectif est le développement d'un récupérateur d'énergie « direct » associé au mouvement humain, et l'énergie mécanique d'entrée peut être considérée comme très grande : on cherche à convertir « autant que possible » de cette énergie d'entrée en énergie électrique exploitable par l'application.

Les caractéristiques du circuit d'extraction d'énergie dépendent à la fois de celles de la partie « générateur » (ici composée de la capacité variable triboélectrique et du circuit de Bennet) et des besoins de l'application. Pour notre étude, d'après les ordres de grandeurs calculés au paragraphe précédent, on se place dans le cas de fortes tensions de polarisation (>500V) de la capacité variable, celle-ci étant par ailleurs réduite ($C_{max} < 100\text{nF}$). L'application est quant à elle alimentée en basse tension (typiquement 3V).

Deux fonctions doivent être réalisées : maintenir la tension de polarisation de la capacité variable au niveau de la valeur nominale choisie, et extraire une partie de l'énergie une fois celle-ci atteinte en fournissant en sortie une tension adaptée. Par commodité, il est souhaitable que ces deux fonctions soient assurées conjointement, c'est-à-dire que le fait d'extraire une certaine quantité d'énergie limite de fait la tension de polarisation. Au vu de cet objectif, il semble naturel que la commande du circuit d'extraction soit basée sur une mesure de tension. Les premiers paramètres à choisir sont donc :

- Quelle tension du circuit monitorer pour la commande de l'extraction de l'énergie ?
- A quelles bornes extraire l'énergie ?

Une première option consisterait à réaliser ces deux fonctions aux bornes de la capacité variable : en effet, celle-ci est l'organe générateur et sa tension est celle que l'on cherche à contrôler. Cependant, deux raisons pratiques principales nous ont conduits à écarter ce choix. D'une part, la tension aux bornes de la capacité variable est celle qui atteint les plus grandes valeurs dans le circuit de Bennet, donc le plus grand écart avec la tension de l'application, mais aussi avec les tensions de commande des composants actifs du circuit d'extraction. L'« effort » d'adaptation de la tension (par diviseur de tension / Flyback) est donc le plus important. Dans le même temps, la capacité variable a la plus petite capacité du système, et pour celle-ci l'impact des capacités parasites du système sera plus grand lors de l'extraction.

3.2.2 Solution choisie

Nous avons choisi de réaliser les opérations de mesure de tension et d'extraction aux bornes d'une des N capacités fixes du doubleur de Bennet. Le fonctionnement mis en œuvre est décrit par la FIGURE 5-10a. Lorsque la tension aux bornes de la capacité à décharger dépasse un certain seuil, un transistor (par exemple contrôlé par un comparateur à hystérésis) est fermé pour prélever une partie de l'énergie stockée. Cette opération interviendra nécessairement au cours d'une phase de « génération » ($C_{max} \rightarrow C_{min}$), durant laquelle les capacités fixes sont chargées en série par la capacité variable et voient leurs tensions respectives augmenter. En supposant que l'opération d'extraction soit rapide par rapport à la dynamique de variation capacitive, elle a pour conséquence le déplacement de l'équilibre des tensions du système dans cette phase de génération (équilibre défini par $U_{var} = \sum_1^N U_k + (\mathrm{N}-1) \cdot \mathrm{U}_{\mathrm{seuil}}$, cf. expression (5-9) dans le modèle discret présenté auparavant).

Par simulation, il a été observé que si le circuit de Bennet comporte $N \geq 3$ capacités fixes, l'opération d'extraction d'énergie précédente ne permet pas de stabiliser la tension de polarisation de la capacité variable, quelle que soit la capacité où s'effectue la décharge (exemple FIGURE 5-10b). Ceci est la conséquence du déplacement de l'équilibre des tensions induit par l'extraction, qui se traduit par un courant de « compensation » circulant de la capacité variable vers les capacités fixes, suivant le même mode que lors de la phase de génération du doubleur de Bennet (cf. FIGURE 5-5e). Ce courant a pour effet d'augmenter les tensions des capacités autres que celle aux bornes de laquelle est opérée l'extraction d'énergie : celles-ci assurent ensuite seules la polarisation exponentielle de la capacité variable. Suivant ce constat, afin de réaliser simultanément les fonctions de contrôle de la tension de polarisation et d'extraction, nous avons donc choisi de considérer le doubleur de Bennet dans sa configuration la plus simple, à deux capacités fixes (N=2) : limiter la tension de l'une d'elles par prélèvement d'énergie permet toujours de stabiliser la tension de polarisation de la capacité variable (FIGURE 5-10c et d).

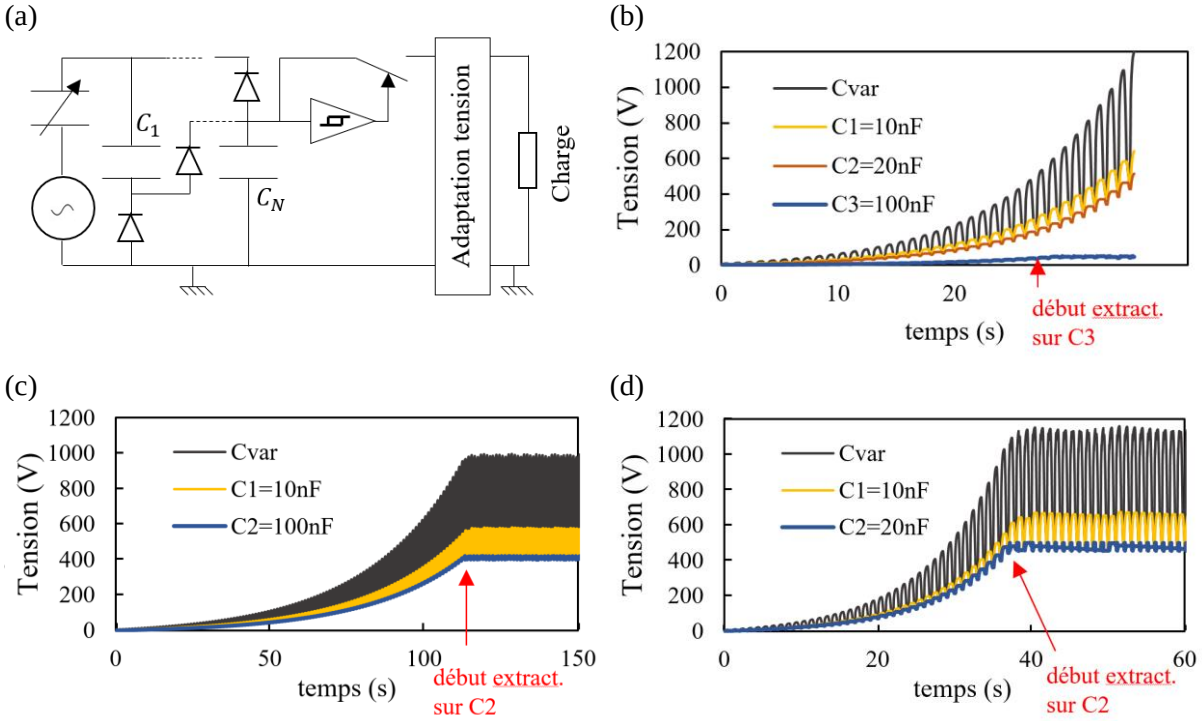


FIGURE 5-10 – Méthode d'extraction par mesure de tension et extraction sur une capacité fixe du doubleur de Bennet. Les paramètres de la capacité variable sont communs aux simulations présentées : $C_{min} = 0.5nF$, $C_{max} = 5nF$, $U_{t,Cmax} = 0\text{V}$, $U_{t,Cmin} = 100\text{V}$. La tension de seuil des diodes est $U_{seuil} = 1\text{V}$. (a) Schéma de principe du circuit d'extraction de l'énergie aux bornes de la N-ième capacité fixe d'un doubleur de Bennet quelconque. (b) Montage Bennet à 3 capacités fixes, avec extraction. (c) Montage à deux capacités fixes $C_2 \gg C_1$, avec extraction sur la plus grande (capacité « réservoir »). (d) Montage à deux capacités fixes de valeurs proches.

Dans une optique de limitation de la tension de la capacité à décharger, on pourrait remarquer que plus la valeur de la capacité choisie est grande par rapport aux autres capacités fixes du circuit, plus sa tension sera faible du fait du fonctionnement du doubleur : les capacités fixes sont chargées en série, et l'incrément de tension ($\Delta Q/C$) de chacune est inversement proportionnel à la valeur de sa capacité. En suivant cette logique, on pourrait souhaiter que l'une des deux capacités fixes du doubleur de Bennet soit très grande (cette capacité est parfois nommée capacité « réservoir » ou « de stockage » dans la littérature [178,180]). La variation d'énergie dans celle-ci est très lente, et elle peut être considérée comme une source de tension DC ce qui est confortable pour

son exploitation. Dans le cas d'un montage de Bennet à seulement deux capacités fixes, cependant, cette capacité « réservoir » intervient obligatoirement dans la phase de polarisation pour obtenir le comportement exponentiel, et sa tension augmentera de toute façon avec celle de la capacité variable (FIGURE 5-10c), avec l'inconvénient supplémentaire que la dynamique de montée en tension est très lente. Ce dernier point est problématique relativement au critère de démarrage rapide requis pour les applications avec une stimulation mécanique basse-fréquence.

Finalement, la solution préférable pour notre application consiste à utiliser un circuit de Bennet à deux capacités fixes de valeurs proches et peu élevées, permettant d'obtenir une dynamique de charge rapide (FIGURE 5-10d). La tension aux bornes de la capacité d'extraction sera toujours plus faible que celle de la capacité variable, même si il est difficile de diminuer cette tension autant qu'on le souhaiterait avec cette stratégie.

Ces choix opérés pour le processus d'extraction d'énergie ajoutent certaines conditions à la méthode de conception évoquée section 3.1.1. Celle-ci doit prendre en compte ces contraintes supplémentaires pour trouver la configuration permettant de générer l'énergie par cycle la plus importante possible.

4 Conclusion

L'architecture du générateur électrostatique à polarisation entretenue permet de conserver le caractère « autonome » des structures triboélectriques (absence de source de polarisation « externe » type électrets), tout en permettant une certaine maîtrise de la polarisation et donc des performances. Il est en particulier possible de fonctionner avec des tensions de polarisation élevées, avec une génération d'énergie cyclique plus importante pour une variation capacitive donnée. Par ailleurs, sur le mode triboélectrique seul étudié dans la section I, on peut remarquer que la tension est nulle quand la capacité est à sa valeur maximum C_{max} (lorsque l'entrefer est nul) : cette configuration est la moins avantageuse du point de vue de la génération électrostatique lors de la décroissance capacitive. Le circuit de polarisation à pompe de charge externe permet au contraire de polariser la capacité au début de cette phase de génération, et donc de produire d'autant plus d'énergie que cette tension initiale est importante.

Le développement pratique du générateur est de plus facilité par la séparation structurelle des fonctions « capacité variable » et « polarisation » : il est simplement nécessaire d'assurer les conditions de démarrage du processus d'auto-polarisation, ce qui est moins contraignant que l'obligation d'entretenir le phénomène triboélectrique sur la durée (par un frottement ou un contact répété) à l'instar des structures classiques.

Bien que le doubleur de Bennet soit un circuit passif, le circuit d'extraction implémenté est en revanche actif, avec plusieurs composants de commande nécessitant une certaine énergie pour fonctionner. Celle-ci peut être fournie par le générateur triboélectrique lui-même, il faut cependant être attentif à ce que la consommation du circuit soit suffisamment petite relativement à la puissance générée en moyenne par le récupérateur d'énergie.

III Etude expérimentale du concept

1 Prototype

Une capacité variable triboélectrique a été réalisée (FIGURE 5-11). Elle est composée de deux « rubans » de largeur 5cm (FIGURE 5-11a), chacun formé d'une lame centrale de PVC (200µm d'épaisseur), couverte sur ses deux faces d'une feuille d'aluminium adhésive du commerce (épaisseur 30µm). Les deux côtés sont reliés électriquement, et l'ensemble correspond donc à une même électrode. Le second ruban est de plus couvert sur ses faces par un film de téflon FEP de 25 µm d'épaisseur, collé par une colle de bureau ordinaire. Celle-ci est assez conductrice, ce qui est un avantage pour le contact avec l'aluminium, et elle autorise de plus les deux matériaux (Al et FEP) à coulisser légèrement, suffisamment pour éviter le délaminage lorsque le ruban complet est fléchi et contraint lors de la stimulation mécanique. La permittivité relative du FEP vaut 2, avec une rigidité diélectrique de l'ordre de 260kV/mm. Il supporte donc aisément les hautes tensions.

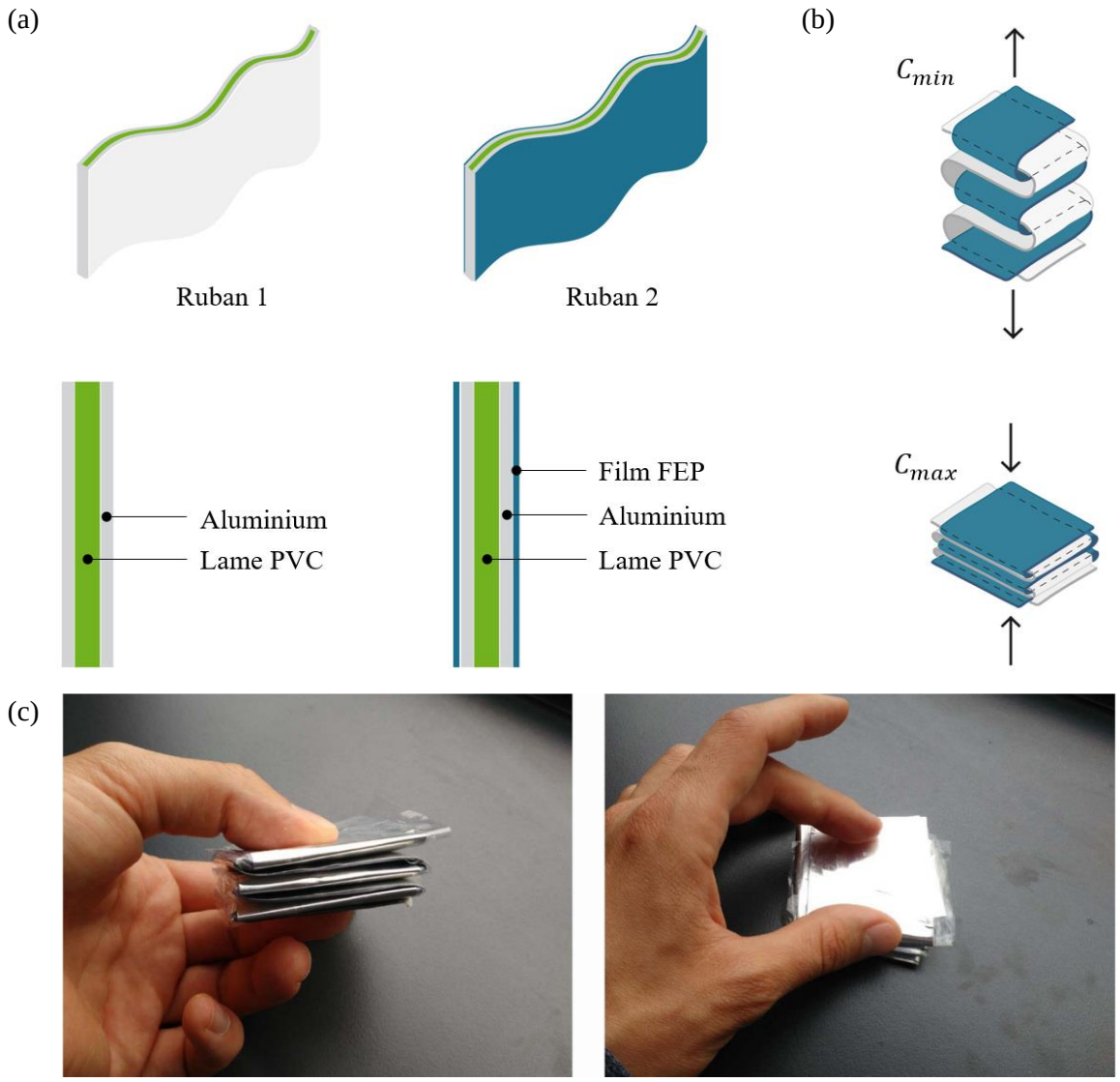


FIGURE 5-11 – Prototype de capacité variable triboélectrique. (a) Structure des deux électrodes. (b) Assemblage et configurations capacitives extrémales. (c) Photographies du dispositif.

Les deux rubans sont « tressés » suivant l'arrangement illustré FIGURE 5-11b, configuration inspirée de la littérature [106,169]. La capacité variable ainsi formée fonctionne sur le mode « vertical », et dépend de l'épaisseur d'air comprise entre les rubans : comprimée, la capacité atteint son maximum C_{max} (entrefer d'air nul), puis décroît jusqu'à un minimum C_{min} lorsque la contrainte est relâchée et que la structure se « déplie ». La lame de PVC au cœur des rubans a le rôle essentiel d'assurer l'élasticité du système. En effet, la transition « générateur » $C_{min} \rightarrow C_{max}$ se déroule ici lors de la phase de relaxation, et convertit l'énergie potentielle élastique stockée dans le « ressort » en PVC.

Ce prototype a une surface projetée de 25cm², et une épaisseur qui varie entre 1cm et 5cm lors du fonctionnement (FIGURE 5-11c). Les extrema associés de la capacité ont été mesurés à $C_{min} \approx 0.3\text{nF}$ et $C_{max} \approx 3\text{nF}$, ce qui correspond à un rapport de capacité cyclique $\gamma = 10$. Au vu de ces valeurs et des prévisions théoriques de la FIGURE 5-9, ce prototype ne peut produire au mieux que quelques 100µJ par cycle de variation capacitive, ce qui est trop faible relativement aux besoins du vêtement connecté. Il permet cependant de tester l'intérêt du système à polarisation entretenue.

2 Caractérisation de la capacité variable triboélectrique

Pour l'ensemble des caractérisations suivantes, les tensions ont été mesurées grâce à une sonde électrostatique (Trek Model 347, avec un intervalle de mesure de ± 3kV), de façon à éviter les pertes liées à la mesure, en particulier pour les petites capacités utilisées.

2.1 Tension triboélectrique en circuit ouvert

Dans un premier temps, la tension triboélectrique (U_t) du prototype a été mesurée. Celle-ci correspond à la tension en circuit ouvert aux bornes de la capacité à l'issue de la phase de décroissance de la capacité $C_{max} \rightarrow C_{min}$ (FIGURE 5-12a), sous réserve que la capacité initiale soit déchargée initialement à C_{max} (absence de charges autres que triboélectriques, lesquelles sont confondues lorsque l'entrefer e est nul). Le prototype a été actionné en compression/relaxation manuellement à une fréquence de 0.5Hz, et la tension maximale mesurée est comprise entre 80 et 120V (FIGURE 5-12b).

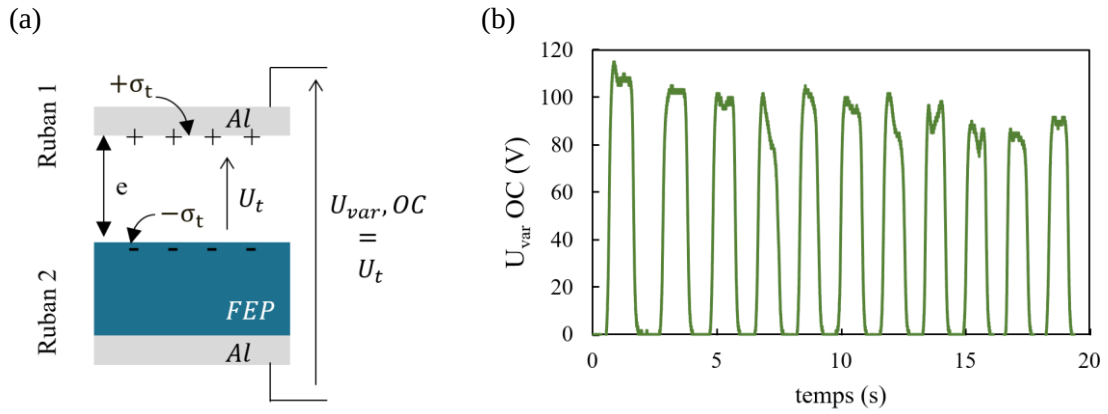


FIGURE 5-12 – Tension en circuit ouvert. (a) Situation. (b) Evolution temporelle de la tension avec la capacité stimulée manuellement à 0.5Hz.

2.2 Exploitation en charge continue

Les performances de la capacité variable triboélectrique ont tout d'abord été observées sur le mode « charge continue », configuration décrite au début de ce chapitre (I-2).

2.2.1 Variation capacitive périodique imposée

A partir d'une stimulation cyclique de 1Hz, la puissance électrique reçue par une résistance placée aux bornes de la capacité variable a été mesurée (FIGURE 5-13a-c). La puissance moyenne optimale obtenue est d'environ 0.35µW (350nJ/cycle), pour une résistance de 150MΩ.

La résistance a ensuite été remplacée par une capacité de 100nF précédée d'un pont de diode (FIGURE 5-13d-f). La puissance de charge moyenne est alors au mieux de 70nW, ce qui illustre le rendement très faible de la configuration basique avec une résistance ou une capacité placée directement aux bornes de la capacité variable.

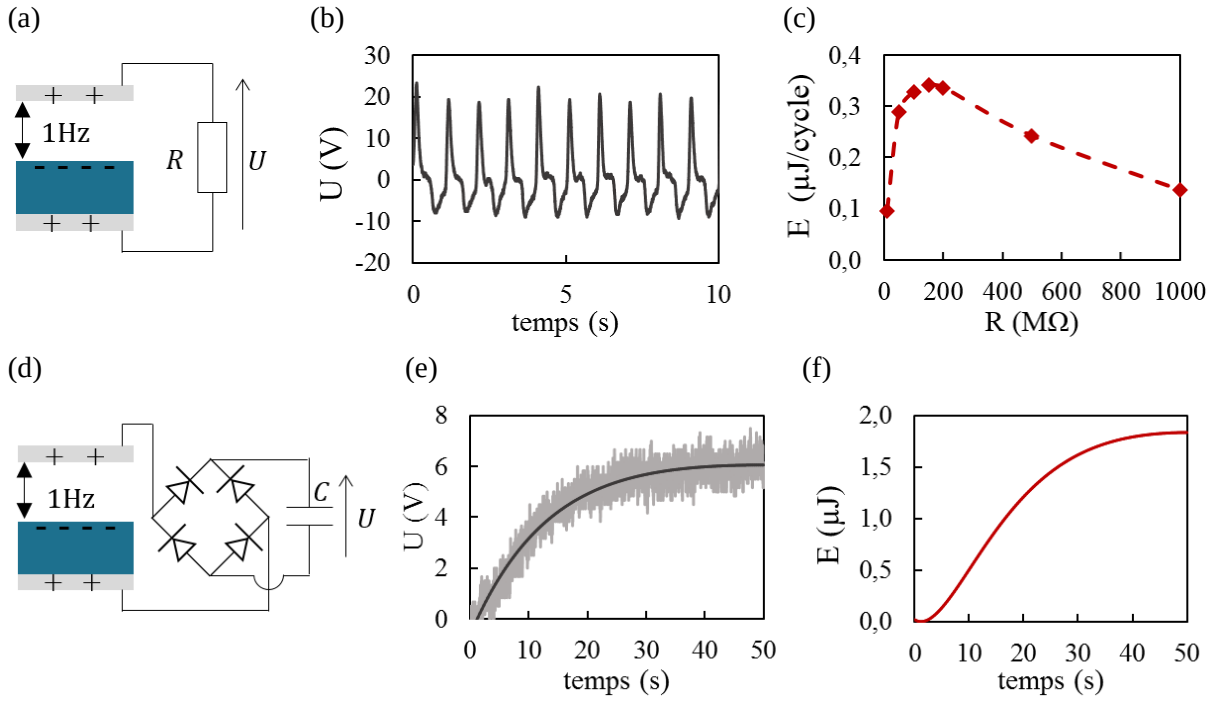


FIGURE 5-13 – Test du prototype en charge continue, avec une stimulation mécanique (et une variation capacitive $C_{min} \leftrightarrow C_{max}$) périodique imposée à 1 Hz. (a) Alimentation directe d'une charge résistive R. (b) Exemple de signal de tension temporel, avec $R = 200\text{M}\Omega$. (c) Energie par cycle moyenne en fonction de R. (d) Alimentation directe d'une charge de stockage (capacité $C = 100\text{nF}$) via pont de diodes. (e) Evolution de la tension aux bornes de la capacité C, et (f) de l'énergie de stockée dans celle-ci.

2.2.2 Décharge « aux extrema »

Comme mentionné dans la section I (et l'annexe 5B), la décharge de la capacité variable triboélectrique uniquement à chaque extremum de variation de capacité permet d'améliorer sensiblement l'énergie électrostatique produite sur un cycle. Un moyen simple de fonctionner sur ce mode sans utiliser d'éléments commandés est de placer une charge résistive aux bornes de la capacité variable triboélectrique comme précédemment (FIGURE 5-13a), de valeur R suffisamment grande pour que la dynamique de décharge soit lente par rapport à la variation capacitive, de façon à ce que la tension de polarisation puisse atteindre son maximum triboélectrique, 80 à 120V, tension équivalente à celle du système en circuit ouvert (FIGURE 5-14a). Pour ce test, on attend que toute

l'énergie ait été totalement dissipée par la charge avant d'amener la capacité à son extremum opposé – en d'autres termes, la fréquence de la stimulation mécanique est imposée par la charge. Avec une vitesse « manuelle » de variation $C_{max} \leftrightarrow C_{min}$ (en 0.3s environ), la résistance doit être supérieure à 1GΩ pour permettre la charge électrostatique la plus importante possible (FIGURE 5-14b). L'énergie par cycle atteint 1.5µJ sur ce mode d'exploitation triboélectrique « seul ». Cela est certes 4 à 5 fois supérieur à la valeur obtenue lorsque la variation de la capacité était imposée à 1Hz. Cependant la durée d'un cycle (imposée par le temps de décharge électrique) est ici bien plus importante (plusieurs secondes), et donc la puissance moyenne associée demeure très faible.

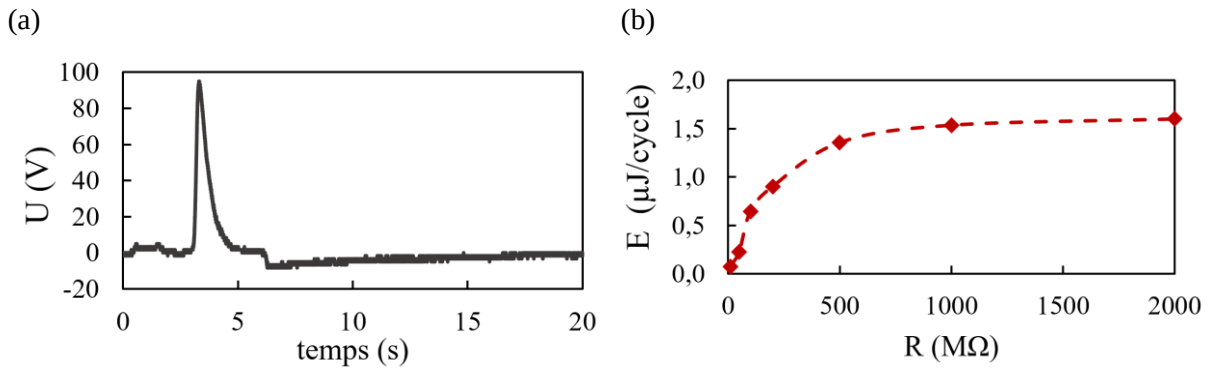


FIGURE 5-14 – Test du prototype avec une résistance R à ses bornes, avec variation de la capacité après chaque décharge complète. (a) Evolution de la tension sur un cycle typique, pour R=2GΩ. (b) Energie produite par cycle en fonction de la résistance.

Ces résultats obtenus en plaçant une charge (résistive ou capacitive) directement en sortie de la capacité variable illustrent les limites de cette configuration.

3 Structure à polarisation contrôlée

Le prototype a ensuite été associé à un circuit d'auto-polarisation de Bennet, avec deux capacités fixes de polarisation, $C_1 = C_2 = 10\text{nF}$, dont les valeurs ont été optimisées pour maximiser l'énergie par cycle pour une tension de polarisation maximale de 1000V, grâce au modèle discret présenté précédemment (II-3.1.2), et en prenant en compte les propriétés de la capacité variable. Des diodes RGP02-16E-E3 supportant des tensions inverses de 1.6kV et avec une chute de tension directe de 1V ont été utilisées.

3.1 Phase de polarisation

Tout d'abord, la phase de croissance de la tension de polarisation a été étudiée, sans circuit d'extraction d'énergie, avec une stimulation mécanique de 1Hz. Le système était initialement complètement déchargé. L'évolution de la tension de la capacité variable est tracée FIGURE 5-15a. Celle-ci dépasse 500V en une vingtaine de cycles (20s) après le démarrage. Ce résultat important démontre la capacité du système à démarrer à partir du phénomène triboélectrique seulement, malgré le fait que, lors des premiers cycles, la tension aux bornes de la capacité variable soit très faible, et l'énergie générée également.

Il est possible d'estimer l'énergie électrique totale contenue dans le système, à partir de la tension de la capacité variable à C_{min} et à C_{max}, du fait du fonctionnement du doubleur de Bennet : à chaque $C_{var} = C_{min}$, la tension de polarisation atteint un maximum local égal à la somme des tensions des capacités fixes ; à $C_{var} = C_{max}$, toutes les tensions sont égales, car les deux capacités fixes sont intervenues dans la phase de polarisation durant laquelle le circuit est en configuration

parallèle. Comme $C_1 = C_2$ dans notre circuit, leurs tensions sont en permanence à peu près égales et peuvent être déduites ponctuellement de la tension mesurée de la capacité variable à C_{min} et à C_{max}. Il est ainsi possible de connaître l'évolution de l'énergie totale du système (FIGURE 5-15b). Etant donnée la fréquence de cycle de 1Hz, la dérivée temporelle de cette énergie totale (FIGURE 5-15c) donne le niveau de l'énergie générée par cycle : celle-ci atteint par exemple **85µJ/cycle** lorsque la tension de polarisation U_{var} à $C_{var} = C_{min}$ est de 450V (vers t=30s sur les figures), et **170µJ/cycle** à 700V (t=36s).

Ces résultats sont très nettement supérieurs à ceux obtenus précédemment en ne s'appuyant que sur l'effet triboélectrique (~1µJ/cycle), et s'ils ne sont pas encore au niveau des besoins des vêtements connectés, ils confirment la pertinence du circuit d'auto-polarisation par sa capacité à produire rapidement des tensions élevées, et donc augmenter l'énergie produite par les cycles électrostatiques.

Note : la simulation du modèle « discret » du doubleur de Bennet (II-3.1.2), avec les paramètres du système testé ici - variation capacitive de 0.3nF↔3nF, tension triboélectrique à C_{min} (U_t) de 100V, condensateurs fixes $C_1 = C_2 = 10nF$, tension de seuil des diodes de 1V - aboutit à des valeurs d'énergie par cycle de **80µJ et 175µJ,** respectivement pour des valeurs de tension U_{var} maximum de 450V et 700V : ces valeurs sont bien conformes à celles estimées ici expérimentalement.

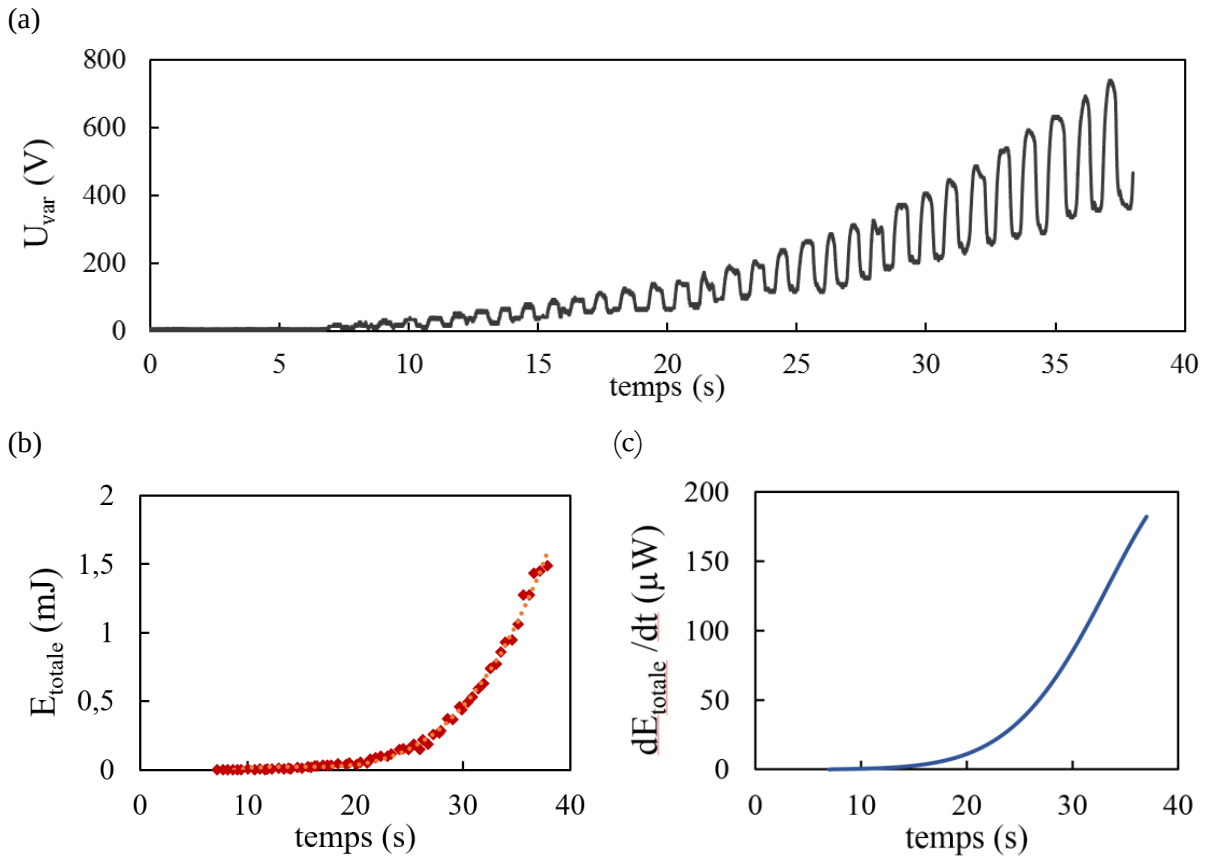


FIGURE 5-15 – Test d'auto-polarisation de la capacité variable triboélectrique grâce au circuit de Bennet, sans énergie initiale. (a) Evolution de la tension de la capacité variable, actionnée à 1Hz. (b) Evolution associée de l'énergie électrique totale dans le système et (c) de sa dérivée « lissée », correspondant à l'énergie produite par cycle pour une variation capacitive cyclique à 1Hz.

3.2 Electronique d'extraction de l'énergie

3.2.1 Circuit d'extraction

En dernier lieu, nous avons ajouté un circuit pour extraire l'énergie à partir d'une des deux capacités de polarisation (capacité C_2, voir FIGURE 5-16a). Il consiste en un Flyback dont la commande dépend de la mesure de la tension dans cette capacité à décharger. La mesure est réalisée par un comparateur à hystérésis (MAX917). La tension de référence de ce dernier est d'environ 1.24V, un diviseur de tension a donc été ajouté à son entrée de façon à déclencher l'état haut de sa sortie lorsque la tension de C_2 atteint environ 250V, puis revenir à l'état bas à 200V. La sortie du comparateur actionne un oscillateur (TS3004, de consommation active 6µW) contrôlant un NMOS (BSP130), pour effectuer la décharge en « multi-coups » dans le Flyback [185].

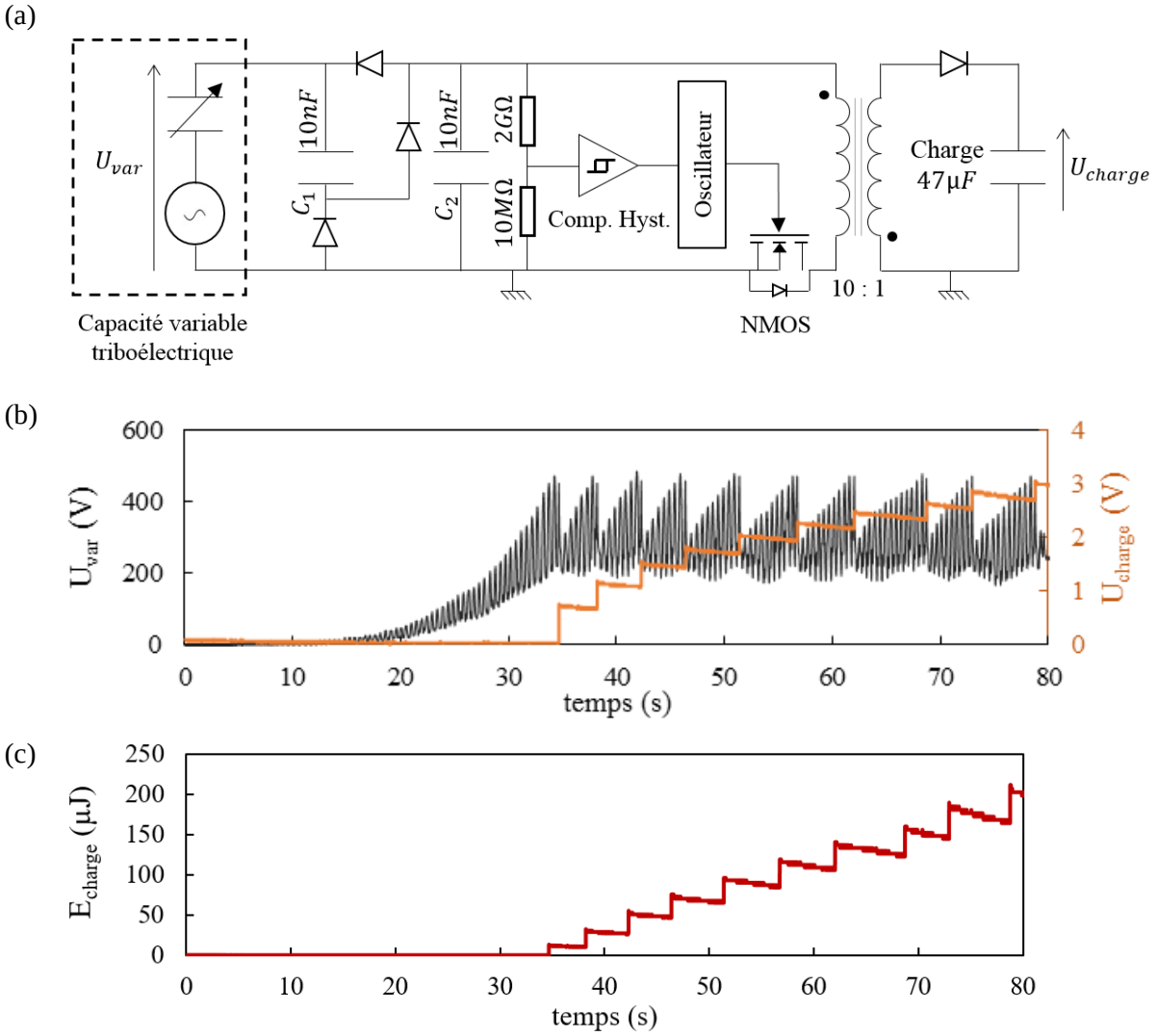


FIGURE 5-16 – Système complet avec extraction de l'énergie, avec charge d'un condensateur de 47µF. (a) Circuit d'extraction de l'énergie aux bornes de C_2, suivant la technique Flyback « multi-coups ». Pour ce test, les composants actifs (comparateur à hystérésis et oscillateur) sont alimentés par une source de tension (3V) extérieure, non représentée). (b) Evolutions des tensions de la capacité variable et de la tension dans la capacité de stockage en sortie, observées respectivement par la sonde électrostatique et l'oscilloscope. (c) Evolution de l'énergie emmagasinée dans l'unité de stockage 47µF.

Cette technique de Flyback multi-coups permet le transfert de l'énergie en plusieurs « paquets », ce qui permet d'éviter la saturation du matériau magnétique du transformateur et aussi de limiter les

pertes Joule en limitant l'intensité du courant. Le transformateur a un rapport de 10 : 1 (LPR6235-253L), de façon à charger à quelques volts une unité de stockage de 47µF placée en sortie (la diode de sortie du Flyback est un MOSFET FDS9926A dont la grille est connectée à la source, en utilisant la diode inverse du MOS).

3.2.2 Test

Le système est d'énergie initiale nulle. La capacité variable triboélectrique est sollicitée manuellement à 2-3Hz, et sa tension de polarisation est mesurée en continu par une sonde électrostatique (mesure sans contact), celle de la charge par une sonde de résistance interne de 10MΩ (FIGURE 5-16b). L'évolution temporelle de l'énergie stockée en sortie est tracée FIGURE 5-16c.

Tout d'abord, on constate que le circuit remplit correctement le double rôle d'extraction de l'énergie et de stabilisation de la tension de polarisation de la capacité variable : celle-ci sature à un maximum d'environ 470V, tension à laquelle une décharge intervient. Chaque transfert d'énergie du primaire vers le secondaire correspond à une énergie reçue d'environ 45µJ par la charge de 47µF. Ces prélèvements d'énergie se produisent tous les 5s, ce qui correspond donc à une puissance moyenne de 9µW, et ce à une fréquence de cycle de 2-3Hz. Ce résultat est loin de la puissance constatée lors de la phase d'auto-polarisation sans circuit d'extraction (80µJ par cycle environ à 1Hz et U_{var}=450V, soit 80µW). Cette différence importante s'explique par plusieurs limites du circuit d'extraction proposé.

Tout d'abord, l'utilisation d'un diviseur de tension en entrée du comparateur se traduit par un courant de fuite et une dissipation de puissance parasite : lorsque la tension aux bornes de C_2 vaut 200V, la résistance totale (environ 2GΩ) du diviseur consomme environ 20µW, ce qui est très conséquent relativement à l'énergie générée par cycle par le système à cette tension de polarisation. Outre son impact sur le rendement du circuit d'extraction, le courant dans le diviseur de tension rallonge le temps nécessaire pour atteindre une tension de polarisation cible.

Par ailleurs, nous avons observé que la décharge de la capacité C_2 était très rapide par rapport au temps de réponse de l'hystérésis du comparateur : chaque décharge vidait presque entièrement la capacité C_2, au lieu de se stabiliser comme prévu à une tension basse de 200V. Cela correspond à une énergie extraite comprise entre 250 et 300µJ, ce qui est supérieur à l'énergie générée par cycle pour ces tensions de polarisation (environ 80µJ, cf. paragraphe précédent) : plusieurs cycles électrostatiques sont nécessaires entre deux extractions pour parvenir à nouveau à la tension de fonctionnement définie, comme observé FIGURE 5-16b. Ce comportement impacte fortement la puissance moyenne.

Enfin, le rendement du Flyback « multi-coups » doit être examiné. On a vu que chaque décharge correspondait à l'extraction d'environ 250µJ de C_2, dont seulement 45µJ étaient effectivement reçus en sortie par l'unité de stockage : le rendement du Flyback est donc ici d'environ 20%, ce qui est très en deçà des possibilités de ce type de convertisseur en récupération d'énergie : par exemple, Gasnier et al. rapportent des rendements supérieurs à 60% [185]. Cet écart peut s'expliquer en partie par le rapport de tensions important (environ 80) entre la capacité source et la sortie, mais d'autres facteurs par exemple liés au choix du composant peuvent influer sur le résultat et devront être identifiés. En particulier, la « diode » de sortie (diode body du FDS9926A) a une chute de tension directe de 0.73V, ce qui n'est pas négligeable relativement à la tension de quelques volts aux bornes de l'unité de stockage 47µF en sortie.

3.2.3 Améliorations envisagées

Le circuit utilisé pour le test précédent a permis de démontrer la faisabilité de la méthode d'extraction discutée dans la section II. Il n'a cependant pas été optimisé, et les possibilités d'améliorer significativement son rendement et ses performances sont en cours d'étude. Par exemple, plutôt que de réaliser la décharge entre deux niveaux de tensions, une alternative

équivalente serait de décharger sur une durée donnée correspondant à la chute de tension visée. Cela peut être implémenté par l'association d'un comparateur détectant la tension haute (de début de décharge) et d'une cellule à retard. Par ailleurs, la résistance du diviseur de tension peut être augmentée pour limiter les pertes Joule associées, le rendement du Flyback amélioré, etc.

Finalement, pour réaliser le test, les composants actifs du circuit d'extraction ont été alimentés par une pile à 3V ; la consommation de l'électronique de gestion d'énergie est de 1.5µA (4.5µW), bien en dessous des possibilités offertes par ce générateur. Il sera également possible de remplacer cette pile par une capacité chargée à l'aide d'un circuit de démarrage [186].

Conclusion et perspectives

Le concept de récupérateur d'énergie électrostatique présenté dans ce dernier chapitre est très différent des générateurs électromagnétiques inertiels étudiés auparavant. Evidemment, la forme d'énergie mécanique convertie est différente, puisque c'est ici la déformation d'un système qui est exploitée. Mais il faut surtout souligner l'importance fondamentale de l'électronique de gestion dans la performance de la structure électrostatique, au travers de ses deux blocs fonctionnels, le circuit passif d'auto-polarisation (doubleur de Bennet) et le circuit d'extraction d'énergie.

Jusqu'à présent, la stratégie d'auto-polarisation par le circuit de Bennet a surtout été implémentée pour des structures vibratoires [179,187] ou rotationnelles [178,182], caractérisées par une fréquence de cycle supérieure à 10Hz, avec des capacités variables et des échelles d'énergie produites de l'ordre du μW. Notre étude suggère que cette approche peut être également pertinente à une échelle supérieure pour la récupération d'énergie mécanique de sollicitions très basse fréquence (1Hz) comme le mouvement humain. Pour l'application aux vêtements connectés, elle se pose en alternative aux générateurs triboélectriques, ou comme une méthode pour exploiter ces derniers efficacement.

Ce couplage de la triboélectricité avec le circuit d'auto-polarisation passive entretenue est assez novateur. Il permet de valoriser la capacité du phénomène triboélectrique à fournir une source de polarisation in situ, tout en évitant la dépendance de la performance aux fluctuations de ce dernier. Le gain de puissance qui en résulte est conséquent, comme constaté en pratique, et de nombreuses structures étudiées sur le mode triboélectrique seraient sans doute avantageusement ré-évaluées par l'implémentation de cette architecture système. Le prototype employé pour tester le fonctionnement complet du concept était très simple et n'avait pas fait l'objet d'un effort de conception particulier quant à la valeur de sa capacité (0.3nF/3nF). Malgré cela, il permet de générer quelques 100 - 200μJ par cycle sous une polarisation de 500V environ, contre seulement 1μJ/cycle sur le mode triboélectrique seul. Etant donnée la marge d'amélioration sur le développement de structures de « densité capacitive » plus importantes, ce résultat laisse présager des performances bien plus intéressantes et la possibilité de produire des puissances électriques supérieures au mW, comme estimé en théorie.

La méthode d'extraction de l'énergie est particulièrement importante, et celle-ci doit non seulement permettre de contrôler la polarisation mais aussi d'adapter la tension pour l'application. Le circuit que nous avons proposé permet de remplir ces deux fonctions, mais avec un rendement pour le moment assez faible (inférieur à 10%). Cependant, les possibilités d'améliorations ne manquent pas, certaines sont déjà à l'étude.

Un atout important du processus d'auto-polarisation passif du doubleur de Bennet est qu'il n'a besoin que de peu d'énergie pour son initialisation. Le phénomène triboélectrique est une manière de fournir celle-ci, mais il est également possible de s'appuyer sur d'autres transductions, comme la piézoélectricité ou le photovoltaïque. Cela permettrait de dissocier complétement la conception de la capacité variable de la problématique de sa polarisation, ce qui serait très confortable pour adapter ce fonctionnement capacitif aux applications. Pour le développement de récupérateurs d'énergie électrostatiques intégrés aux vêtements connectés, il est plus facile d'envisager le développement de structures capacitives textiles si l'on n'a pas à se soucier de l'aspect triboélectrique. On peut ainsi se figurer des dispositifs textiles traduisant un étirement local de la matrice en variation capacitive, et actionnés par le mouvement de la personne, par exemple autour des muscles, de la poitrine...

Outre la performance électrique, d'autres aspects nécessiteront une attention particulière pour confirmer l'intérêt des générateurs électrostatiques sur la personne, par exemple la durabilité mécanique des structures capacitives, et en particulier la protection contre l'humidité : par exemple, les vêtements de sport ont souvent un critère de « respirabilité du tissu » correspondant à la porosité du textile qui permet la bonne évacuation de la transpiration – il n'est donc pas toujours envisageable de couvrir de larges portions du vêtements par des zones imperméables pour isoler

les systèmes électrostatiques, et il est probable que ceux-ci devront être suffisamment localisés pour respecter cette contrainte.

Conclusion générale

Le vêtement connecté est une application exigeante : d'une part, son besoin énergétique est celui d'un système électronique autonome complexe, qui combine capteurs multimodaux, unités de commande et de traitement de l'information, modules de communication sans fil (Bluetooth), GPS… ; et d'autre part, des critères de coût, de durabilité (au sens mécanique, mais aussi environnemental) et surtout de confort propre au vêtement ordinaire. Le développement de solutions permettant d'assurer l'alimentation en énergie du vêtement connecté en prenant en compte l'ensemble des contraintes de cet environnement représente un stimulant défi de recherche. Comme étudié brièvement dans le chapitre introductif de cette thèse, le recours à une - ou plusieurs – méthode(s) de récupération d'énergie pour rendre le vêtement autonome en énergie présente surtout un intérêt pour le confort d'usage : l'aspect énergétique peut ainsi être rendu « imperceptible » pour l'utilisateur.

A partir de l'observation des nombreux travaux de la littérature sur cette thématique, et la comparaison des performances obtenues à partir du mouvement humain par différentes physiques de transduction, l'approche privilégiée par cette thèse est celle des générateurs inertiels à induction électromagnétique. Deux formats de récupérateurs ont été développés. Grâce à une modélisation globale du système et une méthode d'optimisation basée sur un échantillon d'accélération de l'activité ciblée, le générateur unidirectionnel résonant non-linéaire a présenté d'excellentes performances par rapport à l'état de l'art : autour de 7.3mW (800μW/cm^3) lorsque le prototype aux dimensions d'une pile AA était attaché au bras d'une personne courant à vitesse modérée (8km/h), la source mécanique principale étant les chocs des pas. Le format du récupérateur toroïdal, quant à lui, est surtout adapté pour exploiter les mouvements de balancier des membres (bras, jambes). La version non résonante de cette structure, implémentée en pratique, tire un profit surprenant d'une bille magnétique mobile réduite (2g) avec laquelle une puissance de quelques milliwatts est générée lors de la course à pied. L'ajout d'un comportement résonant dans une architecture à deux parties mobiles (l'aimant et l'induit) ouvre des perspectives d'amélioration intéressantes, avec une puissance électrique doublée lorsque la stimulation mécanique est adéquate.

Les dispositifs inertiels précédents présentent un attrait certain par leur performance électrique, mais ils sont par essence dépendants du type de mouvement et d'activité de la personne, de la signature fréquentielle et de l'intensité des accélérations du corps. Par ailleurs, le volume rigide occupé par ces générateurs, ainsi que leur masse, doivent être suffisamment réduits pour adoucir le ressenti de l'utilisateur. Ce processus de réduction a des conséquences sur la puissance électrique générée, et aboutit à une situation d'opposition du confort et des performances. L'approche électrostatique que nous avons étudiée en dernier lieu dans cette thèse est motivée par la volonté de changer d'« angle » physique pour éviter ces deux points problématiques. Tout d'abord, elle permet d'exploiter les déformations en transcrivant celles-ci en variation capacitive. Cette forme de stimulation mécanique est générique dans les vêtements, et moins liée au type d'activité. Par ailleurs, les dispositifs électrostatiques peuvent prendre un aspect « surfacique » (faible épaisseur), léger, souple et/ou étirable, ce qui facilite leur intégration dans le vêtement. La source de polarisation disponible dans l'environnement textile est la triboélectricité. Exploité de façon isolée, ce phénomène est assez fluctuant et difficile à maîtriser ; par ailleurs, l'état de l'art des récupérateurs triboélectriques affiche des performances en deçà des objectifs fixés pour le vêtement connecté. L'architecture du système triboélectrique à polarisation contrôlée proposée dans le dernier chapitre s'appuie sur une technique d'auto-polarisation passive, assez récente dans le domaine de la récupération d'énergie, basée sur la pompe de charges de Bennet. Jusqu'à présent surtout mise en œuvre dans le domaine des très petites énergies (100nW-10μW) et des fréquences mécaniques supérieures à 10Hz, nous avons montré que cette méthode d'auto-polarisation pouvait aussi être

très pertinente pour l'application basse-fréquence qu'est le mouvement humain. Son association avec l'effet triboélectrique aboutit à une configuration polarisée à une tension choisie de façon stable dans le temps, sans source de tension externe. A partir d'un prototype de capacité variable réalisé à partir d'éléments du commerce, il a été possible de produire plus de 150µJ par cycle mécanique, ce qui est nettement supérieur au 1µJ par cycle obtenu avec cette même structure en ne comptant que sur la polarisation triboélectrique. Bien que cette valeur soit encore assez éloignée des spécifications énergétiques du vêtement connecté, les perspectives d'améliorations structurelles de la capacité variable sont très nombreuses, en particulier pour adapter celle-ci à un format textile.

Au regard des 20mW ciblés pour notre modèle de vêtement connecté, il est à noter qu'aucun des dispositifs expérimentaux testés durant la thèse ne parvient, seul, à répondre aux besoins de l'application. L'écart n'est pas si grand pour les systèmes électromagnétiques, et une combinaison de quelques-uns de ces récupérateurs d'énergie peut suffire, surtout si le fonctionnement global du vêtement est géré de façon économe. Pourtant, la marge d'amélioration et les perspectives de développement que nous pensons les plus intéressantes pour cette application concernent l'approche électrostatique, pour les raisons évoquées ci-avant.

Enfin, les structures et méthodes de récupération d'énergie présentées ici sont applicables à d'autres environnements (basse-fréquence, ou non) que celui du mouvement humain. Cette remarque permet de souligner ce qui fait en grande partie l'attrait de la thématique de la récupération d'énergie : ses techniques s'enrichissent des situations très différentes dans lesquelles elles sont mises en œuvre.

Bibliographie

[1] Web of Science https://apps.webofknowledge.com

[2] Mills M P 2013 *The cloud begins with coal - An overview of the electricity used by the global digital ecosystem* (Digital Power Group)

[3] IHS Markit https://www.ihs.com

[4] Starner T, Mann S, Rhodes B, Healey J, Russell K B, Levine J and Pentland A 1995 Wearable computing and augmented reality *Media Lab. Mass. Inst. Technol. Camb. MA MIT Media Lab Vis. Model. Group Tech. Rep.* **355**

[5] Qiu L, Deng J, Lu X, Yang Z and Peng H 2014 Integrating Perovskite Solar Cells into a Flexible Fiber *Angew. Chem. Int. Ed.* **53** 10425–8

[6] Zhou T, Zhang C, Han C B, Fan F R, Tang W and Wang Z L 2014 Woven Structured Triboelectric Nanogenerator for Wearable Devices *ACS Appl. Mater. Interfaces* **6** 14695–701

[7] Soin N, Shah T H, Anand S C, Geng J, Pornwannachai W, Mandal P, Reid D, Sharma S, Hadimani R L, Bayramol D V and Siores E 2014 Novel "3-D spacer" all fibre piezoelectric textiles for energy harvesting applications *Energy Environ. Sci.* **7** 1670–9

[8] Zhong J, Zhang Y, Zhong Q, Hu Q, Hu B, Wang Z L and Zhou J 2014 Fiber-Based Generator for Wearable Electronics and Mobile Medication *ACS Nano* **8** 6273–80

[9] Hu L and Cui Y 2012 Energy and environmental nanotechnology in conductive paper and textiles *Energy Environ. Sci.* **5** 6423–35

[10] Locher I 2006 *Technologies for system-on-textile integration* PhD Dissertation (Swiss Federal Institute of Technology Zurich)

[11] Kaynak A, Rintoul L and George G A 2000 Change of mechanical and electrical properties of polypyrrole films with dopant concentration and oxidative aging *Mater. Res. Bull.* **35** 813–824

[12] Yue B, Wang C, Ding X and Wallace G G 2012 Polypyrrole coated nylon lycra fabric as stretchable electrode for supercapacitor applications *Electrochimica Acta* **68** 18–24

[13] Zeng W, Shu L, Li Q, Chen S, Wang F and Tao X-M 2014 Fiber-Based Wearable Electronics: A Review of Materials, Fabrication, Devices, and Applications *Adv. Mater.* **26** 5310–36

[14] Jost K, Dion G and Gogotsi Y 2014 Textile energy storage in perspective *J. Mater. Chem. A* **2** 10776–87

[15] Kwon Y H, Woo S-W, Jung H-R, Yu H K, Kim K, Oh B H, Ahn S, Lee S-Y, Song S-W, Cho J, Shin H-C and Kim J Y 2012 Cable-Type Flexible Lithium Ion Battery Based on Hollow Multi-Helix Electrodes *Adv. Mater.* **24** 5192–7

[16] Wang C, Zheng W, Yue Z, Too C O and Wallace G G 2011 Buckled, Stretchable Polypyrrole Electrodes for Battery Applications *Adv. Mater.* **23** 3580–4

[17] Wang K, Meng Q, Zhang Y, Wei Z and Miao M 2013 High-Performance Two-Ply Yarn Supercapacitors Based on Carbon Nanotubes and Polyaniline Nanowire Arrays *Adv. Mater.* **25** 1494–8

[18] Bao L and Li X 2012 Towards Textile Energy Storage from Cotton T-Shirts *Adv. Mater.* **24** 3246–52

[19] Jost K, Stenger D, Perez C R, McDonough J K, Lian K, Gogotsi Y and Dion G 2013 Knitted and screen printed carbon-fiber supercapacitors for applications in wearable electronics *Energy Environ. Sci.* **6** 2698–705

[20] Leonov V 2011 Energy Harvesting for Self-Powered Wearable Devices *Wearable Monitoring Systems* ed A Bonfiglio and D D Rossi (New York, Philadelphia: Springer US) pp 27–49

[21] Van Bavel M, Leonov V and Yazicioglu R F 2008 Wearable battery-free wireless 2-channel EEG systems powered by energy scavengers *Sens. Transducers* **94** 103–15
[22] Morin É, Maman M, Guizzetti R and Duda A 2017 Comparison of the Device Lifetime in Wireless Networks for the Internet of Things *IEEE Access* **5** 7097–114
[23] Schwartz L M, Louat R and Menguy G 1980 Etude du rayonnement solaire global à Lyon et à Mâcon *Rev. Phys. Appliquée* **15** 103–12
[24] Solar Junction http://www.sj-solar.com
[25] Paradiso J A and Starner T 2005 Energy scavenging for mobile and wireless electronics *IEEE Pervasive Comput.* **4** 18–27
[26] Leonov V, Torfs T, Van Hoof C and Vullers R 2009 Smart wireless sensors integrated in clothing: an electrocardiography system in a shirt powered using human body heat *Sens. Transducers J.* **107** 165–76
[27] Schubert M B and Werner J H 2006 Flexible solar cells for clothing *Mater. Today* **9** 42–50
[28] Zhang Z, Li X, Guan G, Pan S, Zhu Z, Ren D and Peng H 2014 A Lightweight Polymer Solar Cell Textile that Functions when Illuminated from Either Side *Angew. Chem. Int. Ed.* **53** 11571–4
[29] Pan S, Yang Z, Chen P, Deng J, Li H and Peng H 2014 Wearable Solar Cells by Stacking Textile Electrodes *Angew. Chem. Int. Ed.* **53** 6110–4
[30] Song W, Wang H, Liu G, Peng M and Zou D 2016 Improving the photovoltaic performance and flexibility of fiber-shaped dye-sensitized solar cells with atomic layer deposition *Nano Energy* **19** 1–7
[31] Peng M, Dong B, Cai X, Wang W, Jiang X, Wang Y, Yang Y and Zou D 2017 Organic dye-sensitized photovoltaic fibers *Sol. Energy* **150** 161–5
[32] Yang Z, Sun H, Chen T, Qiu L, Luo Y and Peng H 2013 Photovoltaic Wire Derived from a Graphene Composite Fiber Achieving an 8.45 % Energy Conversion Efficiency *Angew. Chem.* **125** 7693–6
[33] Qiu L, He S, Yang J, Deng J and Peng H 2016 Fiber-Shaped Perovskite Solar Cells with High Power Conversion Efficiency *Small* **12** 2419–24
[34] Lossec M 2011 *Systèmes multisources de récupération d'énergie dans l'environnement humain: modélisation et optimisation du dimensionnement* PhD Dissertation (École normale supérieure de Cachan)
[35] Leonov V and Vullers R J M 2007 Thermoelectric generators on living beings *Proceedings of the 5th European Conference on 'Thermoelectrics (ECT)* (Odessa, Ukraine) pp 47–52
[36] Snyder G J 2009 Thermoelectric Energy Harvesting *Energy Harvesting Technologies* (Springer, Boston, MA) pp 325–36
[37] Gyselinckx B, Hoof C V, Ryckaert J, Yazicioglu R F, Fiorini P and Leonov V 2005 Human++: autonomous wireless sensors for body area networks *Proceedings of the IEEE Custom Integrated Circuits Conference* pp 13–9
[38] Leonov V, Torfs T, Fiorini P and Van Hoof C 2007 Thermoelectric Converters of Human Warmth for Self-Powered Wireless Sensor Nodes *IEEE Sens. J.* **7** 650–7
[39] Kim M-K, Kim M-S, Lee S, Kim C and Kim Y-J 2014 Wearable thermoelectric generator for harvesting human body heat energy *Smart Mater. Struct.* **23** 105002–9
[40] Lee J A, Aliev A E, Bykova J S, de Andrade M J, Kim D, Sim H J, Lepró X, Zakhidov A A, Lee J-B, Spinks G M, Roth S, Kim S J and Baughman R H 2016 Woven-Yarn Thermoelectric Textiles *Adv. Mater.* **28** 5038–44
[41] Borges L M, Chávez-Santiago R, Barroca N, Velez F J and Balasingham I 2015 Radio-frequency energy harvesting for wearable sensors *Healthc. Technol. Lett.* **2** 22–7

[42] Masotti D, Costanzo A and Adami S 2011 Design and realization of a wearable multi-frequency RF energy harvesting system *Proceedings of the 5th European Conference on Antennas and Propagation (EUCAP)* pp 517–20
[43] Talla V, Pellerano S, Xu H, Ravi A and Palaskas Y 2015 Wi-Fi RF energy harvesting for battery-free wearable radio platforms *IEEE International Conference on RFID* pp 47–54
[44] Shi-Hiu Chen 1992 Dynamoelectric shoes (US Patent - US5167082 A)
[45] Starner T 1996 Human-powered wearable computing *IBM Syst. J.* **35** 618–29
[46] Niu P, Chapman P, Riemer R and Zhang X 2004 Evaluation of motions and actuation methods for biomechanical energy harvesting *IEEE 35th Annual Power Electronics Specialists Conference* vol 3 pp 2100–6
[47] Badel A 2005 *Récupération d'énergie et contrôle vibratoire par éléments piézoélectriques suivant une approche non linéaire* PhD Dissertation (Université de Savoie)
[48] Beeby S P, Tudor M J, Koukharenko E, White N M, O'Donnell T, Saha C, Kulkarni S and Roy S 2005 Design, fabrication and simulations of microelectromagnetic vibration powered generator for low power MEMS *Symposium on Design, Test, Integration and Packaging of MEMS/MOEMS* (Switzerland) pp 374–9
[49] Ching N N H, Wong H Y, Li W J, Leong P H W and Wen Z 2002 A laser-micromachined multi-modal resonating power transducer for wireless sensing systems *Sens. Actuators Phys.* **97**–**98** 685–90
[50] von Büren T and Tröster G 2007 Design and optimization of a linear vibration-driven electromagnetic micro-power generator *Sens. Actuators Phys.* **135** 765–75
[51] Halim M A, Cho H and Park J Y 2015 Design and experiment of a human-limb driven, frequency up-converted electromagnetic energy harvester *Energy Convers. Manag.* **106** 393–404
[52] Hohlfeld D, Vullers R and Boeck J D 2008 An electromagnetic energy harvester for low frequency excitation *2nd European Conference Exhibition on Integration Issues of Miniaturized Systems - MOMS, MOEMS, ICS and Electronic Components (SSI)* pp 1–8
[53] Saha C R, O'Donnell T, Wang N and McCloskey P 2008 Electromagnetic generator for harvesting energy from human motion *Sens. Actuators Phys.* **147** 248–53
[54] Berdy D F, Valentino D J and Peroulis D 2015 Kinetic energy harvesting from human walking and running using a magnetic levitation energy harvester *Sens. Actuators Phys.* **222** 262–71
[55] Zhang Q, Wang Y and Kim E S 2015 Electromagnetic Energy Harvester With Flexible Coils and Magnetic Spring for 1-10 Hz Resonance *J. Microelectromechanical Syst.* **24** 1193–206
[56] Liu H, Gudla S, Hassani F A, Heng C H, Lian Y and Lee C 2015 Investigation of the Nonlinear Electromagnetic Energy Harvesters From Hand Shaking *IEEE Sens. J.* **15** 2356–64
[57] Ylli K, Hoffmann D, Willmann A, Becker P, Folkmer B and Manoli Y 2015 Energy harvesting from human motion: exploiting swing and shock excitations *Smart Mater. Struct.* **24** 025029
[58] Salauddin M and Park J Y 2017 Design and experiment of human hand motion driven electromagnetic energy harvester using dual Halbach magnet array *Smart Mater. Struct.* **26** 035011
[59] Wang W, Cao J, Zhang N, Lin J and Liao W-H 2017 Magnetic-spring based energy harvesting from human motions: Design, modeling and experiments *Energy Convers. Manag.* **132** 189–97
[60] Zhu D, Arthur D C and Beeby S P 2014 A Miniature Coupled Bistable Vibration Energy Harvester *J. Phys. Conf. Ser.* **557** 012116

[61] Ylli K, Hoffmann D, Becker P, Willmann A, Folkmer B and Manoli Y 2014 Human Motion Energy Harvesting for AAL Applications *J. Phys. Conf. Ser.* **557** 012024
[62] Romero E, Neuman M R and Warrington R O 2011 Rotational energy harvester for body motion *IEEE 24th International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)* pp 1325–8
[63] Bowers B J and Arnold D P 2009 Spherical, rolling magnet generators for passive energy harvesting from human motion *J. Micromechanics Microengineering* **19** 094008
[64] Kymissis J, Kendall C, Paradiso J and Gershenfeld N 1998 Parasitic power harvesting in shoes *Second International Symposium on Wearable Computers* pp 132–9
[65] SolePower http://solepowertech.com/
[66] Shahhaidar E, Padasdao B, Romine R, Stickley C and Boric-Lubecke O 2013 Piezoelectric and electromagnetic respiratory effort energy harvesters *35th Annual International Conference of the IEEE Engineering in Medicine and Biology Society (EMBC)* pp 3439–42
[67] Shahhaidar E, Padasdao B, Romine R, Stickley C and Lubecke O B 2015 Electromagnetic Respiratory Effort Harvester: Human Testing and Metabolic Cost Analysis *IEEE J. Biomed. Health Inform.* **19** 399–405
[68] Roundy S and Takahashi E 2013 A planar electromagnetic energy harvesting transducer using a multi-pole magnetic plate *Sens. Actuators Phys.* **195** 98–104
[69] Li Q, Naing V and Donelan J M 2009 Development of a biomechanical energy harvester *J. NeuroEngineering Rehabil.* **6** 22
[70] Terlecka G, Blums J, Vilumsone A, Gornevs I and Pavare Z 2014 Wearable power Harvester for medical applications ed P L. Vilka *SHS Web Conf.* **10** 00046
[71] Blums J, Terlecka G and Vilumsone A 2011 The Electrodynamic Human Motion Energy Converter with Planar Structure *Advanced Materials Research* vol 222 (Trans Tech Publ) pp 36–39
[72] Jean-Mistral C, BASROUR S and Chaillout J-J 2008 Dielectric polymer: Scavenging energy from human motion *Proc SPIE* vol 6927
[73] Pelrine R, Kornbluh R D, Eckerle J, Jeuck P, Oh S, Pei Q and Stanford S 2001 Dielectric elastomers: generator mode fundamentals and applications *Smart Structures and Materials 2001: Electroactive Polymer Actuators and Devices* vol 4329 (International Society for Optics and Photonics) pp 148–57
[74] McKay T G, Rosset S, Anderson I A and Shea H 2015 Dielectric elastomer generators that stack up *Smart Mater. Struct.* **24** 015014
[75] Huang J, Shian S, Suo Z and Clarke D R 2013 Maximizing the Energy Density of Dielectric Elastomer Generators Using Equi-Biaxial Loading *Adv. Funct. Mater.* **23** 5056–61
[76] Boisseau S 2011 *Récupération d'énergie vibratoire à électrets* PhD Dissertation (Université de Grenoble)
[77] Lu Y, Cottone F, Boisseau S, Marty F, Galayko D and Basset P 2015 A nonlinear MEMS electrostatic kinetic energy harvester for human-powered biomedical devices *Appl. Phys. Lett.* **107** 253902
[78] Kittaka S and Murata Y 1979 Photoelectric Emission and Contact Charging of Vacuum-UV Irradiated Polymers *Jpn. J. Appl. Phys.* **18** 515
[79] Guardiola J, Rojo V and Ramos G 1996 Influence of particle size, fluidization velocity and relative humidity on fluidized bed electrostatics *J. Electrost.* **37** 1–20
[80] Németh E, Albrecht V, Schubert G and Simon F 2003 Polymer tribo-electric charging: dependence on thermodynamic surface properties and relative humidity *J. Electrost.* **58** 3–16

[81] Diaz A F and Felix-Navarro R M 2004 A semi-quantitative tribo-electric series for polymeric materials: the influence of chemical structure and properties *J. Electrost.* **62** 277–90
[82] Hogue M D, Buhler C R, Calle C I, Matsuyama T, Luo W and Groop E E 2004 Insulator–insulator contact charging and its relationship to atmospheric pressure *J. Electrost.* **61** 259–68
[83] Iuga A, Calin L, Neamtu V, Mihalcioiu A and Dascalescu L 2005 Tribocharging of plastics granulates in a fluidized bed device *J. Electrost.* **63** 937–42
[84] Baytekin H T, Patashinski A Z, Branicki M, Baytekin B, Soh S and Grzybowski B A 2011 The Mosaic of Surface Charge in Contact Electrification *Science* **333** 308–12
[85] Wang Z L 2013 Triboelectric Nanogenerators as New Energy Technology for Self-Powered Systems and as Active Mechanical and Chemical Sensors *ACS Nano* **7** 9533–57
[86] Zhu G, Lin Z-H, Jing Q, Bai P, Pan C, Yang Y, Zhou Y and Wang Z L 2013 Toward Large-Scale Energy Harvesting by a Nanoparticle-Enhanced Triboelectric Nanogenerator *Nano Lett.* **13** 847–53
[87] Chen J, Zhu G, Yang W, Jing Q, Bai P, Yang Y, Hou T-C and Wang Z L 2013 Harmonic-Resonator-Based Triboelectric Nanogenerator as a Sustainable Power Source and a Self-Powered Active Vibration Sensor *Adv. Mater.* **25** 6094–9
[88] Hu Y, Yang J, Niu S, Wu W and Wang Z L 2014 Hybridizing Triboelectrification and Electromagnetic Induction Effects for High-Efficient Mechanical Energy Harvesting *ACS Nano* **8** 7442–50
[89] Wu C, Liu R, Wang J, Zi Y, Lin L and Wang Z L 2017 A spring-based resonance coupling for hugely enhancing the performance of triboelectric nanogenerators for harvesting low-frequency vibration energy *Nano Energy* **32** 287–93
[90] Zhu G, Pan C, Guo W, Chen C-Y, Zhou Y, Yu R and Wang Z L 2012 Triboelectric-Generator-Driven Pulse Electrodeposition for Micropatterning *Nano Lett.* **12** 4960–5
[91] Bai P, Zhu G, Lin Z-H, Jing Q, Chen J, Zhang G, Ma J and Wang Z L 2013 Integrated Multilayered Triboelectric Nanogenerator for Harvesting Biomechanical Energy from Human Motions *ACS Nano* **7** 3713–9
[92] Zhang H, Yang Y, Hou T-C, Su Y, Hu C and Wang Z L 2013 Triboelectric nanogenerator built inside clothes for self-powered glucose biosensors *Nano Energy* **2** 1019–24
[93] Ko Y H, Nagaraju G and Yu J S 2014 Multi-stacked PDMS-based triboelectric generators with conductive textile for efficient energy harvesting *RSC Adv* **5** 6437–42
[94] Lee S, Ko W, Oh Y, Lee J, Baek G, Lee Y, Sohn J, Cha S, Kim J, Park J and Hong J 2015 Triboelectric energy harvester based on wearable textile platforms employing various surface morphologies *Nano Energy* **12** 410–8
[95] Pu X, Li L, Song H, Du C, Zhao Z, Jiang C, Cao G, Hu W and Wang Z L 2015 A Self-Charging Power Unit by Integration of a Textile Triboelectric Nanogenerator and a Flexible Lithium-Ion Battery for Wearable Electronics *Adv. Mater.* **27** 2472–8
[96] Seung W, Gupta M K, Lee K Y, Shin K-S, Lee J-H, Kim T Y, Kim S, Lin J, Kim J H and Kim S-W 2015 Nanopatterned Textile-Based Wearable Triboelectric Nanogenerator *ACS Nano* **9** 3501–9
[97] Haque R I, Farine P-A and Briand D 2016 Electrically conductive fabric based stretchable triboelectric energy harvester *J. Phys. Conf. Ser.* **773** 012005
[98] Haque R I, Farine P-A and Briand D 2016 Fully casted soft power generating triboelectric shoe insole *J. Phys. Conf. Ser.* **773** 012097
[99] Yang Y, Zhang H, Lin Z-H, Zhou Y S, Jing Q, Su Y, Yang J, Chen J, Hu C and Wang Z L 2013 Human Skin Based Triboelectric Nanogenerators for Harvesting

Biomechanical Energy and as Self-Powered Active Tactile Sensor System *ACS Nano* **7** 9213–22
[100] Dhakar L, Tay F E H and Lee C 2015 Skin based flexible triboelectric nanogenerators with motion sensing capability *28th IEEE International Conference on Micro Electro Mechanical Systems* pp 106–9
[101] Meng B, Cheng X, Zhang X, Han M, Liu W and Zhang H 2014 Single-friction-surface triboelectric generator with human body conduit *Appl. Phys. Lett.* **104** 103904
[102] Lai Y-C, Deng J, Zhang S L, Niu S, Guo H and Wang Z L 2017 Single-Thread-Based Wearable and Highly Stretchable Triboelectric Nanogenerators and Their Applications in Cloth-Based Self-Powered Human-Interactive and Biomedical Sensing *Adv. Funct. Mater.* **27** 1604462
[103] Chen S W, Cao X, Wang N, Ma L, Zhu H R, Willander M, Jie Y and Wang Z L 2017 An Ultrathin Flexible Single-Electrode Triboelectric-Nanogenerator for Mechanical Energy Harvesting and Instantaneous Force Sensing *Adv. Energy Mater.* **7** 1601255
[104] Kim K N, Chun J, Kim J W, Lee K Y, Park J-U, Kim S-W, Wang Z L and Baik J M 2015 Highly Stretchable 2D Fabrics for Wearable Triboelectric Nanogenerator under Harsh Environments *ACS Nano* **9** 6394–400
[105] Hou T-C, Yang Y, Zhang H, Chen J, Chen L-J and Lin Wang Z 2013 Triboelectric nanogenerator built inside shoe insole for harvesting walking energy *Nano Energy* **2** 856–62
[106] Kang Y, Wang B, Dai S, Liu G, Pu Y and Hu C 2015 Folded Elastic Strip-Based Triboelectric Nanogenerator for Harvesting Human Motion Energy for Multiple Applications *ACS Appl. Mater. Interfaces* **7** 20469–76
[107] Wang S, Lin L, Xie Y, Jing Q, Niu S and Wang Z L 2013 Sliding-Triboelectric Nanogenerators Based on In-Plane Charge-Separation Mechanism *Nano Lett.* **13** 2226–33
[108] Zhu G, Chen J, Liu Y, Bai P, Zhou Y S, Jing Q, Pan C and Wang Z L 2013 Linear-Grating Triboelectric Generator Based on Sliding Electrification *Nano Lett.* **13** 2282–9
[109] Xie Y, Wang S, Niu S, Lin L, Jing Q, Yang J, Wu Z and Wang Z L 2014 Grating-Structured Freestanding Triboelectric-Layer Nanogenerator for Harvesting Mechanical Energy at 85% Total Conversion Efficiency *Adv. Mater.* **26** 6599–607
[110] Zhu G, Zhou Y S, Bai P, Meng X S, Jing Q, Chen J and Wang Z L 2014 A Shape-Adaptive Thin-Film-Based Approach for 50% High-Efficiency Energy Generation Through Micro-Grating Sliding Electrification *Adv. Mater.* **26** 3788–96
[111] Jing Q, Zhu G, Bai P, Xie Y, Chen J, Han R P S and Wang Z L 2014 Case-Encapsulated Triboelectric Nanogenerator for Harvesting Energy from Reciprocating Sliding Motion *ACS Nano* **8** 3836–42
[112] Jung S, Lee J, Hyeon T, Lee M and Kim D-H 2014 Fabric-Based Integrated Energy Devices for Wearable Activity Monitors *Adv. Mater.* **26** 6329–34
[113] Cui N, Liu J, Gu L, Bai S, Chen X and Qin Y 2015 Wearable Triboelectric Generator for Powering the Portable Electronic Devices *ACS Appl. Mater. Interfaces* **7** 18225–30
[114] Kuang S Y, Chen J, Cheng X B, Zhu G and Wang Z L 2015 Two-dimensional rotary triboelectric nanogenerator as a portable and wearable power source for electronics *Nano Energy* **17** 10–6
[115] Wang S, Xie Y, Niu S, Lin L and Wang Z L 2014 Freestanding Triboelectric-Layer-Based Nanogenerators for Harvesting Energy from a Moving Object or Human Motion in Contact and Non-contact Modes *Adv. Mater.* **26** 2818–24
[116] Lin L, Xie Y, Niu S, Wang S, Yang P-K and Wang Z L 2015 Robust Triboelectric Nanogenerator Based on Rolling Electrification and Electrostatic Induction at an Instantaneous Energy Conversion Efficiency of ∼55% *ACS Nano* **9** 922–30

[117] Zhao Z, Yan C, Liu Z, Fu X, Peng L-M, Hu Y and Zheng Z 2016 Machine-Washable Textile Triboelectric Nanogenerators for Effective Human Respiratory Monitoring through Loom Weaving of Metallic Yarns *Adv. Mater.* **28** 10267–74
[118] Defosseux M 2011 *Conception et caractérisation de microgénérateurs piézoélectriques pour microsystèmes autonomes* PhD Dissertation (Université de Grenoble)
[119] Roundy S, Wright P K and Rabaey J 2003 A study of low level vibrations as a power source for wireless sensor nodes *Comput. Commun.* **26** 1131–44
[120] Glynne-Jones P, Beeby S P and White N M 2001 Towards a piezoelectric vibration-powered microgenerator *Sci. Meas. Technol. IEE Proc.* **148** 68–72
[121] Roundy S and Wright P K 2004 A piezoelectric vibration based generator for wireless electronics *Smart Mater. Struct.* **13** 1131
[122] Renaud M, Fiorini P and Hoof C van 2007 Optimization of a piezoelectric unimorph for shock and impact energy harvesting *Smart Mater. Struct.* **16** 1125
[123] Pillatsch P, Yeatman E M and Holmes A S 2012 A scalable piezoelectric impulse-excited energy harvester for human body excitation *Smart Mater. Struct.* **21** 115018
[124] Alghisi D, Dalola S, Ferrari M and Ferrari V 2015 Triaxial ball-impact piezoelectric converter for autonomous sensors exploiting energy harvesting from vibrations and human motion *Sens. Actuators Phys.* **233** 569–81
[125] Granstrom J, Feenstra J, Sodano H A and Farinholt K 2007 Energy harvesting from a backpack instrumented with piezoelectric shoulder straps *Smart Mater. Struct.* **16** 1810
[126] Feenstra J, Granstrom J and Sodano H 2008 Energy harvesting through a backpack employing a mechanically amplified piezoelectric stack *Mech. Syst. Signal Process.* **22** 721–34
[127] Kendall C J 1998 *Parasitic power collection in shoe mounted devices* PhD Dissertation (Massachusetts Institute of Technology)
[128] Shenck N S and Paradiso J A 2001 Energy scavenging with shoe-mounted piezoelectrics *IEEE Micro* **21** 30–42
[129] Xie L and Cai M 2014 Increased piezoelectric energy harvesting from human footstep motion by using an amplification mechanism *Appl. Phys. Lett.* **105** 143901
[130] Zhao J and You Z 2014 A Shoe-Embedded Piezoelectric Energy Harvester for Wearable Sensors *Sensors* **14** 12497–510
[131] Yang B and Yun K-S 2012 Piezoelectric shell structures as wearable energy harvesters for effective power generation at low-frequency movement *Sens. Actuators Phys.* **188** 427–33
[132] Yun D and Yun K-S 2013 Woven piezoelectric structure for stretchable energy harvester *Electron. Lett.* **49** 65–6
[133] Song S and Yun K-S 2015 Design and characterization of scalable woven piezoelectric energy harvester for wearable applications *Smart Mater. Struct.* **24** 045008
[134] Ahn Y, Song S and Yun K-S 2015 Woven flexible textile structure for wearable power-generating tactile sensor array *Smart Mater. Struct.* **24** 075002
[135] Yun D, Park J and Yun K-S 2015 Highly stretchable energy harvester using piezoelectric helical structure for wearable applications *Electron. Lett.* **51** 284–5
[136] Qin Y, Wang X and Wang Z L 2008 Microfibre–nanowire hybrid structure for energy scavenging *Nature* **451** 809–13
[137] Lee M, Chen C-Y, Wang S, Cha S N, Park Y J, Kim J M, Chou L-J and Wang Z L 2012 A Hybrid Piezoelectric Structure for Wearable Nanogenerators *Adv. Mater.* **24** 1759–64
[138] Delnavaz A and Voix J 2014 Flexible piezoelectric energy harvesting from jaw movements *Smart Mater. Struct.* **23** 105020
[139] Pozzi M, Aung M S H, Zhu M, Jones R K and Goulermas J Y 2012 The pizzicato knee-joint energy harvester: characterization with biomechanical data and the effect of backpack load *Smart Mater. Struct.* **21** 075023

[140] Pozzi M 2016 Magnetic plucking of piezoelectric bimorphs for a wearable energy harvester *Smart Mater. Struct.* **25** 045008
[141] Åkerfeldt M, Lund A and Walkenström P 2015 Textile sensing glove with piezoelectric PVDF fibers and printed electrodes of PEDOT:PSS *Text. Res. J.* **85** 1789–99
[142] Geisler M, Boisseau S, Perez M, Gasnier P, Willemin J, Ait-Ali I and Perraud S 2017 Human-motion energy harvester for autonomous body area sensors *Smart Mater. Struct.* **26** 035028
[143] Geisler M, Boisseau S, Perez M, Ait-Ali I and Perraud S 2016 Scaling effects in a non-linear electromagnetic energy harvester for wearable sensors *J. Phys. Conf. Ser.* **773** 012044
[144] Williams C B and Yates R B 1996 Analysis of a micro-electric generator for microsystems *Sens. Actuators Phys.* **52** 8–11
[145] Ruellan M, Turri S, Ahmed H B and Multon B 2005 Electromagnetic resonant generator *40th IAS Annual Meeting. Conference Record of the 2005 Industry Applications Conference* vol 3 pp 1540–7
[146] Nico V, Boco E, Frizzell R and Punch J 2015 A C-Battery Scale Energy Harvester: Part A — System Dynamics *ASME Conference on Smart Materials, Adaptive Structures and Intelligent Systems* vol 2 (Colorado, USA) p V002T07A008
[147] Furlani E P 2001 *Permanent Magnet and Electromechanical Devices: Materials, Analysis, and Applications* (Academic Press)
[148] Boisseau S, Despesse G and Seddik B A 2013 Nonlinear H-Shaped Springs to Improve Efficiency of Vibration Energy Harvesters *J. Appl. Mech.* **80** 061013–061013
[149] Zeng P and Khaligh A 2013 A Permanent-Magnet Linear Motion Driven Kinetic Energy Harvester *IEEE Trans. Ind. Electron.* **60** 5737–46
[150] Munaz A, Lee B-C and Chung G-S 2013 A study of an electromagnetic energy harvester using multi-pole magnet *Sens. Actuators Phys.* **201** 134–40
[151] Zhu D, Beeby S, Tudor J and Harris N 2012 Vibration energy harvesting using the Halbach array *Smart Mater. Struct.* **21** 075020
[152] Turri S, Miller D, BEN AHMED H and Multon B 2003 Design of an electro-mechanical portable system using natural human body movements for electricity generation *European Power Electronic Conference 2003* (Toulouse, France) p 10pp
[153] Soares dos Santos M P, Ferreira J A F, Simões J A O, Pascoal R, Torrão J, Xue X and Furlani E P 2016 Magnetic levitation-based electromagnetic energy harvesting: a semi-analytical non-linear model for energy transduction *Sci. Rep.* **6** 18579
[154] O'Donnell T, Saha C, Beeby S and Tudor J 2007 Scaling effects for electromagnetic vibrational power generators *Microsyst. Technol.* **13** 1637–45
[155] Materialise http://www.materialise.fr
[156] Karnopp D 1985 Computer Simulation of Stick-Slip Friction in Mechanical Dynamic Systems *J. Dyn. Syst. Meas. Control* **107** 100–3
[157] Lefeuvre E, Audigier D, Richard C and Guyomar D 2007 Buck-Boost Converter for Sensorless Power Optimization of Piezoelectric Energy Harvester *IEEE Trans. Power Electron.* **22** 2018–25
[158] Beeby S P, Torah R N, Tudor M J, Glynne-Jones P, O'Donnell T, Saha C R and Roy S 2007 A micro electromagnetic generator for vibration energy harvesting *J. Micromechanics Microengineering* **17** 1257
[159] Cheng S and Arnold D P 2009 A study of a multi-pole magnetic generator for low-frequency vibrational energy harvesting *J. Micromechanics Microengineering* **20** 025015
[160] Zhu D, Beeby S, Tudor J and Harris N 2011 A Planar Electromagnetic Vibration Energy Harvester with a Halbach Array *Proceedings of PowerMEMS 2011* (Seoul, Republic of Korea)

[161] Lee B-C, Rahman M A, Hyun S-H and Chung G-S 2012 Low frequency driven electromagnetic energy harvester for self-powered system *Smart Mater. Struct.* **21** 125024
[162] Berdy D F, Valentino D J and Peroulis D 2014 Design and optimization of a magnetically sprung block magnet vibration energy harvester *Sens. Actuators Phys.* **218** 69–79
[163] Cepnik C, Radler O, Rosenbaum S, Ströhla T and Wallrabe U 2011 Effective optimization of electromagnetic energy harvesters through direct computation of the electromagnetic coupling *Sens. Actuators Phys.* **167** 416–21
[164] Arroyo E and Badel A 2011 Electromagnetic vibration energy harvesting device optimization by synchronous energy extraction *Sens. Actuators Phys.* **171** 266–73
[165] Supermagnete https://www.supermagnete.fr/
[166] Arroyo E, Badel A and Formosa F 2013 Energy harvesting from ambient vibrations: Electromagnetic device and synchronous extraction circuit *J. Intell. Mater. Syst. Struct.* **24** 2023–2035
[167] Yeatman E M 2008 Energy harvesting from motion using rotating and gyroscopic proof masses *Proc. Inst. Mech. Eng. Part C J. Mech. Eng. Sci.* **222** 27–36
[168] Rantz R, Xue T, Zhang Q, Gu L, Yang K and Roundy S 2016 Comparative Analysis of Wrist-worn Energy Harvesting Architectures *J. Phys. Conf. Ser.* **773** 012076
[169] Niu S, Wang X, Yi F, Zhou Y S and Wang Z L 2015 A universal self-charging system driven by random biomechanical energy for sustainable operation of mobile electronics *Nat. Commun.* **6** 8975
[170] Roundy S, Wright P K and Pister K S 2002 Micro-electrostatic vibration-to-electricity converters *ASME 2002 International Mechanical Engineering Congress and Exposition* (American Society of Mechanical Engineers) pp 487–496
[171] Miyazaki M, Tanaka H, Ono G, Nagano T, Ohkubo N, Kawahara T and Yano K 2003 Electric-energy generation using variable-capacitive resonator for power-free LSI: efficiency analysis and fundamental experiment *Proceedings of the International Symposium on Low Power Electronics and Design (ISLPED '03)* pp 193–8
[172] Mur Miranda J O 2004 *Electrostatic vibration-to-electric energy conversion* PhD Thesis (Massachusetts Institute of Technology)
[173] Despesse G 2005 *Étude des phénomènes physiques utilisables pour alimenter en énergie électrique des micro-systèmes communicants* PhD Dissertation (Institut National Polytechnique de Grenoble)
[174] Yen B C and Lang J H 2006 A variable-capacitance vibration-to-electric energy harvester *IEEE Trans. Circuits Syst. Regul. Pap.* **53** 288–95
[175] Bennet A and Kaye R 1787 An Account of a Doubler of Electricity, or a Machine by Which the Least Conceivable Quantity of Positive or Negative Electricity May be Continually Doubled, Till It Becomes Perceptible by Common Electrometers, or Visible in Sparks. By the Rev. Abraham Bennet, M. A.; Communicated by the Rev. Richard Kaye, LL.D. F. R. S. *Philos. Trans. R. Soc. Lond. Ser. I* **77** 288–96
[176] Queiroz A C M de 2010 Electrostatic vibrational energy harvesting using a variation of Bennet's doubler *53rd IEEE International Midwest Symposium on Circuits and Systems* pp 404–7
[177] Dragunov V and Dorzhiev V 2013 Electrostatic vibration energy harvester with increased charging current *J. Phys. Conf. Ser.* **476** 012115
[178] Lefeuvre E, Risquez S, Wei J, Woytasik M and Parrain F 2014 Self-Biased Inductor-less Interface Circuit for Electret-Free Electrostatic Energy Harvesters *J. Phys. Conf. Ser.* **557** 012052

[179] Dorzhiev V, Karami A, Basset P, Marty F, Dragunov V and Galayko D 2015 Electret-Free Micromachined Silicon Electrostatic Vibration Energy Harvester With the Bennet's Doubler as Conditioning Circuit *IEEE Electron Device Lett.* **36** 183–5

[180] Galayko D, Dudka A, Karami A, O'Riordan E, Blokhina E, Feely O and Basset P 2015 Capacitive Energy Conversion With Circuits Implementing a Rectangular Charge-Voltage Cycle Part 1: Analysis of the Electrical Domain *IEEE Trans. Circuits Syst. Regul. Pap.* **62** 2652–63

[181] O'Riordan E, Dudka A, Galayko D, Basset P, Feely O and Blokhina E 2015 Capacitive Energy Conversion With Circuits Implementing a Rectangular Charge-Voltage Cycle Part 2: Electromechanical and Nonlinear Analysis *IEEE Trans. Circuits Syst. Regul. Pap.* **62** 2664–73

[182] Wei J, Risquez S, Mathias H, Lefeuvre E and Costa F 2015 Simple and efficient interface circuit for vibration electrostatic energy harvesters *IEEE Sensors* pp 1–4

[183] Karami A, Galayko D and Basset P 2017 Series-Parallel Charge Pump Conditioning Circuits for Electrostatic Kinetic Energy Harvesting *IEEE Trans. Circuits Syst. Regul. Pap.* **64** 227–40

[184] Meninger S, Mur-Miranda J O, Amirtharajah R, Chandrakasan A and Lang J H 2001 Vibration-to-electric energy conversion *IEEE Trans. Very Large Scale Integr. VLSI Syst.* **9** 64–76

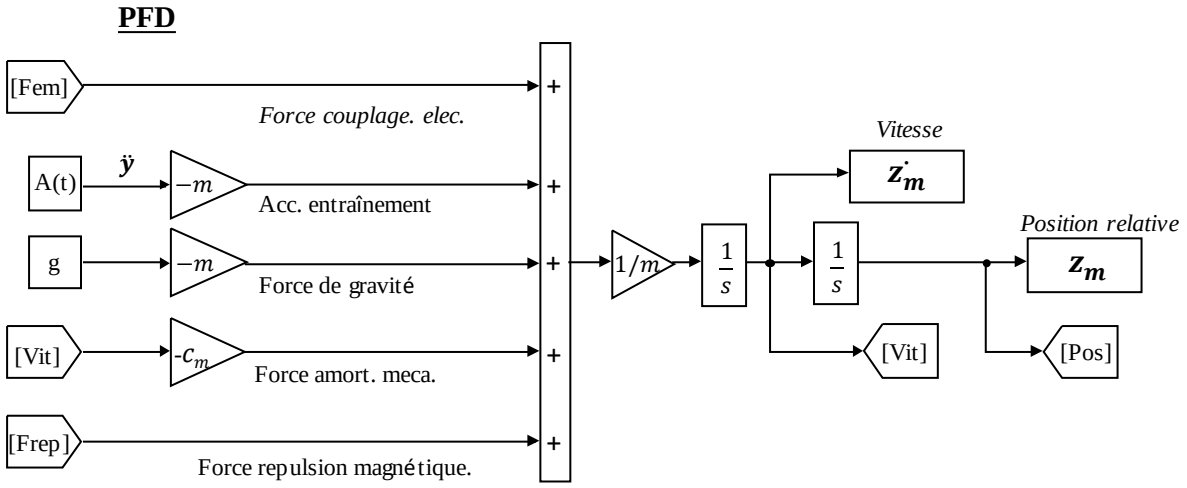
[185] Gasnier P, Willemin J, Boisseau S, Despesse G, Condemine C, Gouvernet G and Chaillout J-J 2014 An autonomous piezoelectric energy harvesting IC based on a synchronous multi-shot technique *IEEE J. Solid-State Circuits* **49** 1561–1570

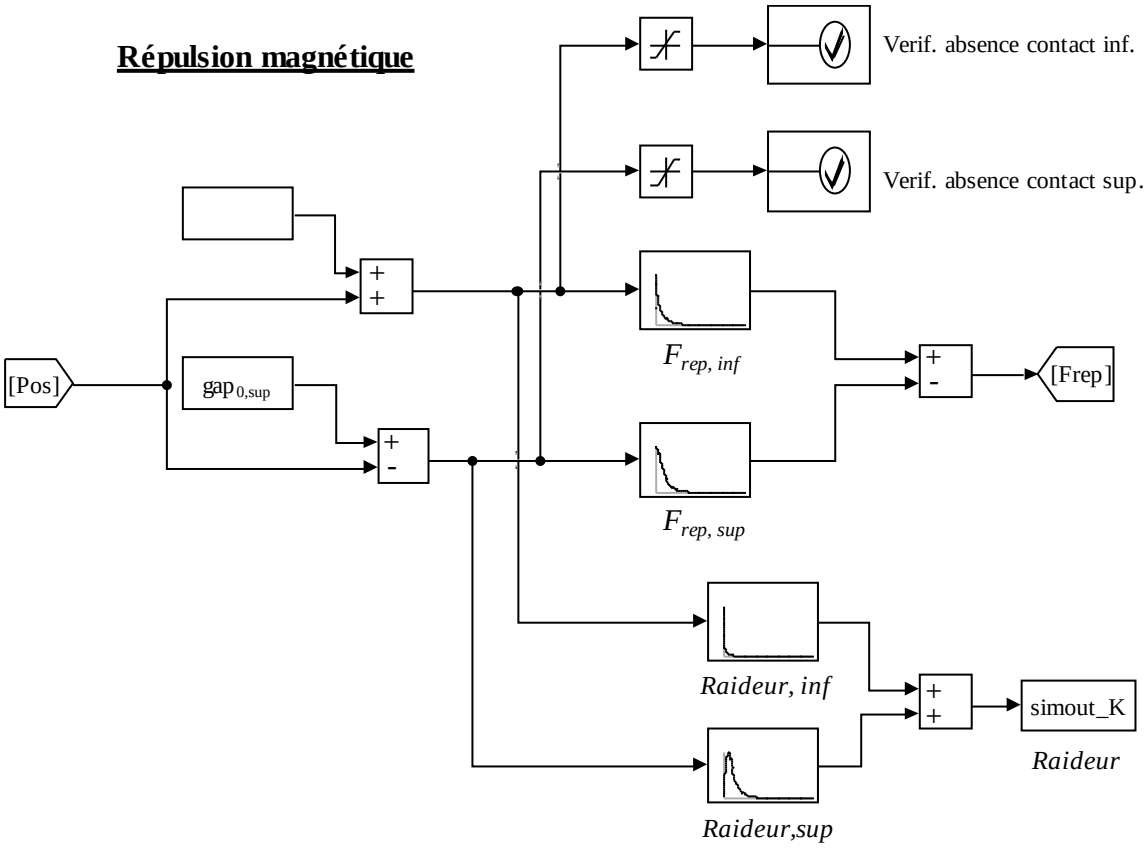
[186] Perez M, Boisseau S, Geisler M, Despesse G and Reboud J L 2016 Triboelectret-based aeroelastic flutter energy harvesters *J. Phys. Conf. Ser.* **773** 012021

[187] Saddi Z 2016 *Conception d'un dispositif de récupération d'énergie mixte vibratoire-électromagnétique pour l'alimentation des dispositifs à faible consommation* PhD Dissertation (Université Paris-Est)

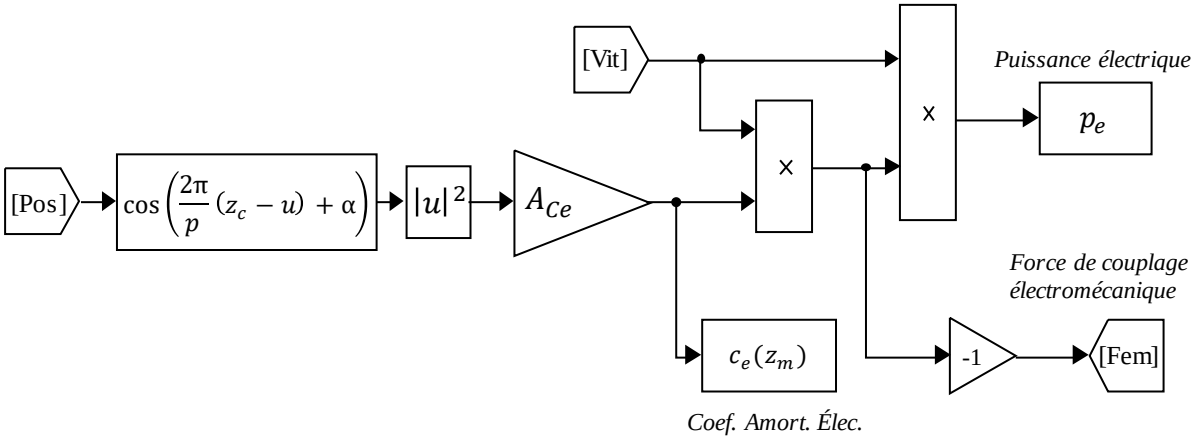
Annexes

3A – Modèle Simulink du générateur résonant non-linéaire



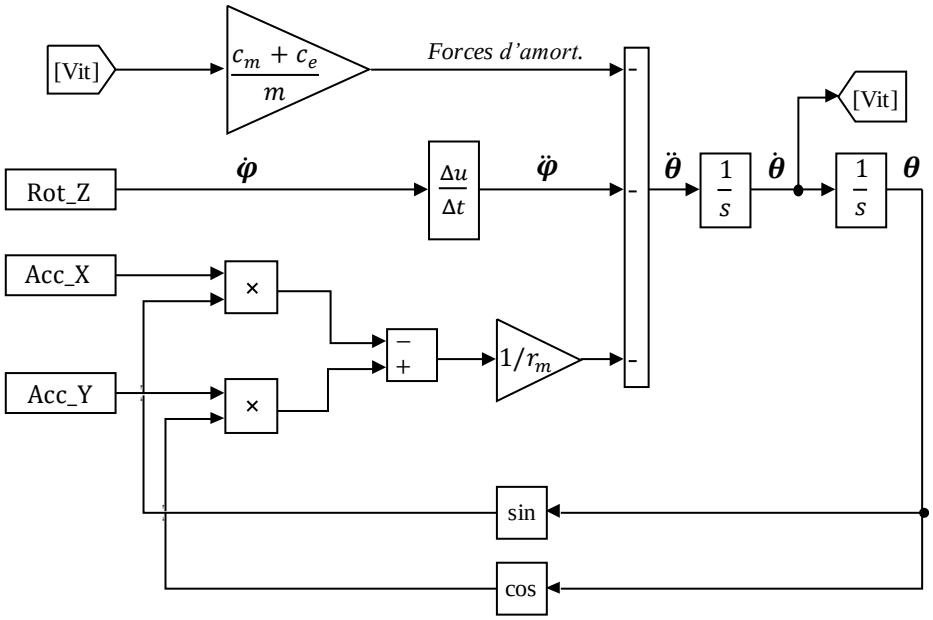


Puissance électrique et force de couplage électromécanique

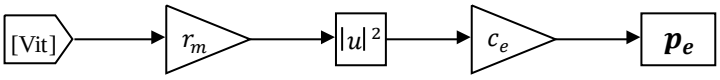


4A –Schéma Simulink du modèle de la masse ponctuelle en rotation

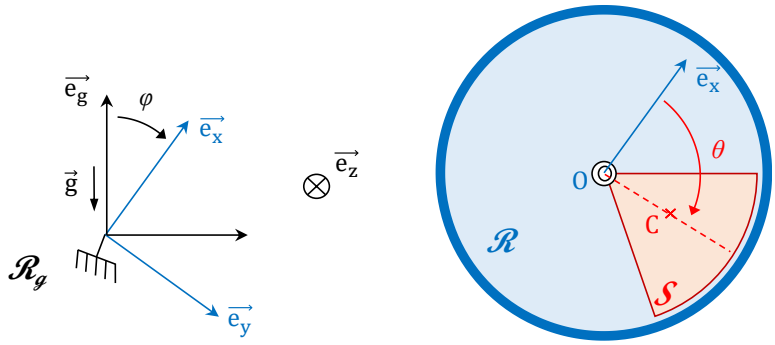
PFD



Puissance électrique



4B – Moments des forces d'inertie dans le générateur rotationnel en mouvement plan



On décrit le système comme un solide S de masse m lié à un bâti soumis à une excitation mécanique par un pivot au point O. Son moment d'inertie J_O au niveau du pivot O et le centre de masse C du solide S sont définis par :

$$J_O = \iiint_{M\in S} \|\overrightarrow{OM}\|^2 \rho(M)dV$$

$$\overrightarrow{OC} = \frac{1}{m}\iiint_{M\in S} \overrightarrow{OM}\,\rho(M)dV$$

où $\rho(M)$ est la densité de masse au niveau du point M.
On considère deux référentiels : le premier, R_g est lié au laboratoire et considéré galiléen ; le second R est lié au bâti du générateur et est en mouvement quelconque par rapport au précédent, et donc non inertiel. Dans ce référentiel R, la rotation de la masse S autour du pivot O est décrite par :

$$J_O\ddot{\theta}\,\vec{e_z} = \sum \overrightarrow{M_o}(\vec{F}_{ext}) + \sum \overrightarrow{M_o}(\vec{F}_{inertie})$$

Parmi les moments liés aux forces extérieures, outre les couples relatifs aux amortissements électrique et mécanique, le seul moment non nul est celui associé à la gravité. Celle-ci étant uniforme, il en découle :

$$\begin{aligned}\overrightarrow{M_o}(\vec{F}_{gravité}) &= \iiint_{M\in S} \overrightarrow{OM}\wedge\vec{g}\,\rho(M)dV \\ &= \left(\iiint_{M\in S} \overrightarrow{OM}\,\rho(M)dV\right)\wedge\vec{g} \\ &= m\overrightarrow{OC}\wedge\vec{g}\end{aligned}$$

Les forces d'inerties s'écrivent :

$$\overrightarrow{M_o}(\vec{F}_{inertie}) = -\iiint_{M\in S} \overrightarrow{OM}\wedge\left(\underset{1}{\vec{a}_{O(R_g)}} + \underset{2}{\left(\frac{d\vec{\Omega}}{dt}\right)_{R_g}\wedge\overrightarrow{OM}} + \underset{3}{\vec{\Omega}\wedge(\vec{\Omega}\wedge\overrightarrow{OM})} + \underset{4}{2\vec{\Omega}\wedge\left(\frac{d\overrightarrow{OM}}{dt}\right)_R}\right)\rho(M)dV$$

Etant donnée le mouvement planaire de la situation et le mouvement de rotation pure du solide autour du point O, seuls les termes 1 et 2 ont une contribution non nulle dans le produit vectoriel. Le premier correspond à l'accélération du point O, fixe dans R, indépendante du point M du solide. A l'instar de la gravité, on peut écrire :

$$-\iiint_{M\in S} \overrightarrow{OM} \wedge \vec{a}_{o_{(R_g)}} \rho(M) dV = -m\overrightarrow{OC} \wedge \vec{a}_{o_{(R_g)}}$$

Le second terme peut être distribué suivant l'égalité du double produit vectoriel :

$$\overrightarrow{OM} \wedge \left(\left(\frac{d\vec{\Omega}}{dt}\right)_{R_g} \wedge \overrightarrow{OM} \right) = \left(\overrightarrow{OM} \cdot \overrightarrow{OM}\right) \left(\frac{d\vec{\Omega}}{dt}\right)_{R_g} - \left(\overrightarrow{OM} \cdot \left(\frac{d\vec{\Omega}}{dt}\right)_{R_g} \right) \overrightarrow{OM}$$

La rotation $\vec{\Omega} = \dot{\varphi}\, \vec{e}_z$ est constamment perpendiculaire au plan du système, seul le premier terme est non nul :

$$-\iiint_{M\in S} \overrightarrow{OM} \wedge \left(\left(\frac{d\vec{\Omega}}{dt}\right)_{R_g} \wedge \overrightarrow{OM} \right) \rho(M) dV = -\iiint_{M\in S} \left\|\overrightarrow{OM}\right\|^2 \left(\frac{d\vec{\Omega}}{dt}\right)_{R_g} \rho(M) dV$$

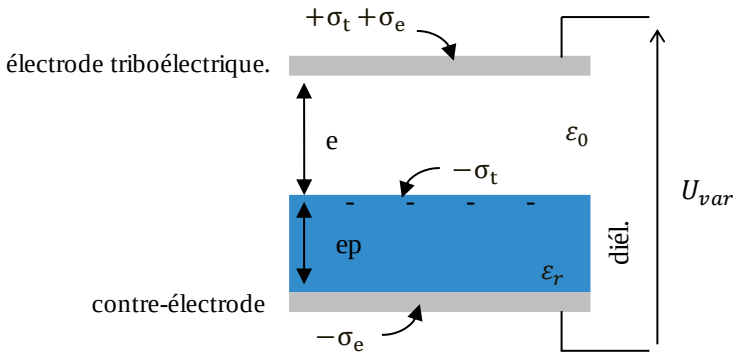
$$= -J_O\, \ddot{\varphi}\, \vec{e}_z$$

Par conséquent :

$$\sum \overrightarrow{M_o}\left(\vec{F}_{inertie}\right) = -m\overrightarrow{OC} \wedge \vec{a}_{o_{(R_g)}} - J_O\, \ddot{\varphi}\, \vec{e}_z$$

5A – Modèle de capacité variable triboélectrique à une seule couche diélectrique

Le modèle de la capacité variable triboélectrique à entrefer variable et à une seule couche diélectrique peut être représenté de la façon suivante :



L'électrode « triboélectrique » participe à la génération d'une charge électrique de surface σ_t au contact du diélectrique. Les charges portées par les électrodes sont composées d'une part de cette composante triboélectrique $+\sigma_t$, et d'autre part d'une composante globalement équilibrée $\pm\sigma_e$ (nulle lorsque le système est en court-circuit à $e = 0$). Avec l'approximation des plans « infinis » uniformément chargés (qui implique en particuliers que les dimensions latérales soient grandes par rapport à l'épaisseur $ep + e$ du système), l'expression de la tension aux bornes de la capacité variable est :

$$U_{var} = \sigma_t \frac{e}{\varepsilon_0} + \sigma_e \frac{1}{\varepsilon_0}\left(e + \frac{ep}{\varepsilon_r}\right)$$

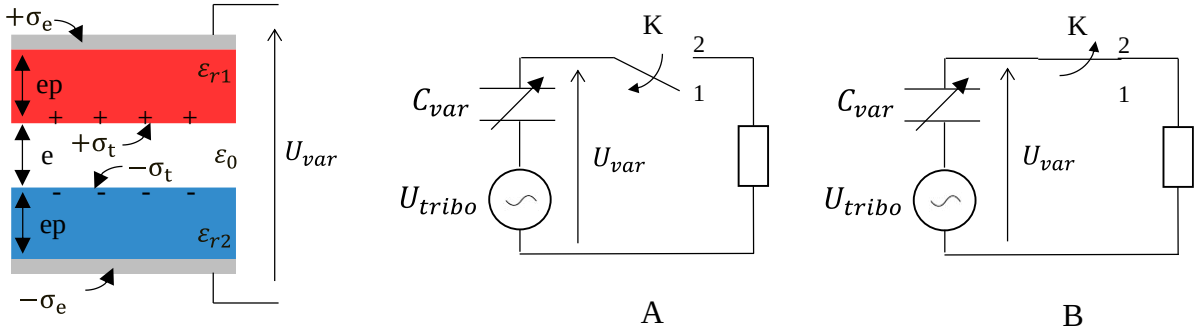
Cette expression est identique à celle de la capacité à deux couches triboélectriques (5-2), dont l'une serait d'épaisseur nulle. En court-circuit ($U_{var} = 0$), la charge électrique surfacique non triboélectrique d'équilibre sur les électrodes vaut :

$$\sigma_{e,SC}(e) = \frac{-\sigma_t}{1 + \frac{e_p}{e} \cdot \left(1 + \frac{1}{\varepsilon_r}\right)}$$

En particulier, si l'entrefer est très grand, la charge présente sur l'électrode triboélectrique, $\sigma_t + \sigma_e$, tend logiquement vers 0.

5B - Capacité variable triboélectrique : décharge aux extrema de la capacité

Une alternative à la décharge continue (avec une résistance en série) du générateur triboélectrique est une décharge commandée, avec consommation de l'énergie aux extrema de la variation de capacité :



Durant la phase A, l'interrupteur est ouvert et la capacité à charge constante accumule de l'énergie électrostatique grâce à la variation de la tension triboélectrique. A l'extremum de cette variation, l'interrupteur est fermé (phase B) et les charges accumulées sur les électrodes traversent la charge et cette énergie est consommée. Les différentes phases du système, sur un cycle contact-séparation complet, sont donc :

Phase	*K*	*e* (m)	C_{var} (F)	σ_e (C/m²)	U_{var} (V)
Séparation	1	$0 \rightarrow e_{max}$	$C_{max} \rightarrow C_{min}$	0	$0 \rightarrow U_1$
Décharge 1	2	e_{max}	C_{min}	$0 \rightarrow \sigma_{e,SC}(e_{max})$	$U_1 \rightarrow 0$
Rapprochement	1	$e_{max} \rightarrow 0$	$C_{min} \rightarrow C_{max}$	$\sigma_{e,SC}(e_{max})$	$0 \rightarrow U_2$
Décharge 2	2	0	C_{max}	$\sigma_{e,SC}(e_{max}) \rightarrow 0$	$U_2 \rightarrow 0$

L'expression de la densité de charges sur les électrodes après décharge complète ($U_{var} = 0$) se déduit de l'équation (5-2) :

$$\sigma_{e,SC}(e) = \frac{-\sigma_t}{1 + \frac{e_p}{e} \cdot \left(\frac{1}{\varepsilon_{r1}} + \frac{1}{\varepsilon_{r2}}\right)} \qquad \text{(0A-1)}$$

Les expressions des tensions aux bornes de la capacité avant décharge sont les suivantes :

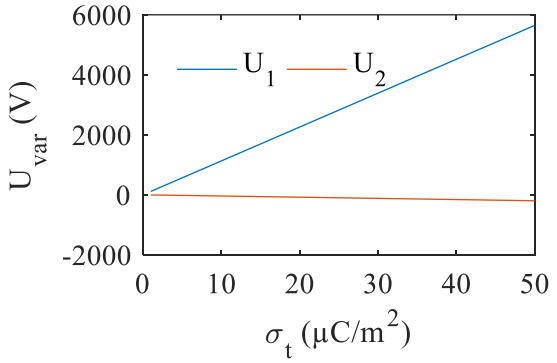
$$U_1 = \frac{\sigma_t \cdot e_{max}}{\varepsilon_0} \qquad \text{(0A-2)}$$

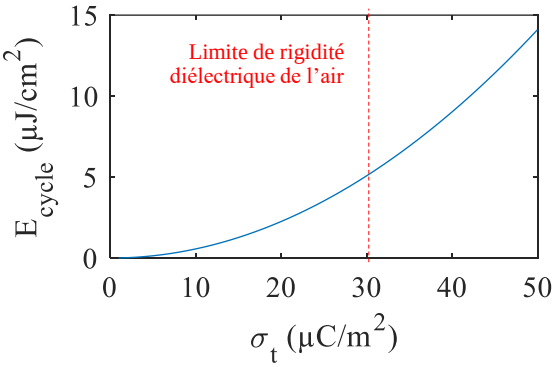
$$U_2 = -\frac{\sigma_t \cdot e_{max}}{\varepsilon_0} \frac{1}{1 + \frac{e_{max}}{e_p} \frac{\varepsilon_{r1}\,\varepsilon_{r2}}{(\varepsilon_{r1} + \varepsilon_{r2})}} \qquad \text{(0A-3)}$$

L'énergie totale potentiellement récupérable sur l'ensemble du cycle s'écrit par conséquent :

$$E_{cycle} = 0.5 \cdot (C_{min}\, U_1^2 + C_{max}\, U_2^2) \qquad \text{(0A-4)}$$

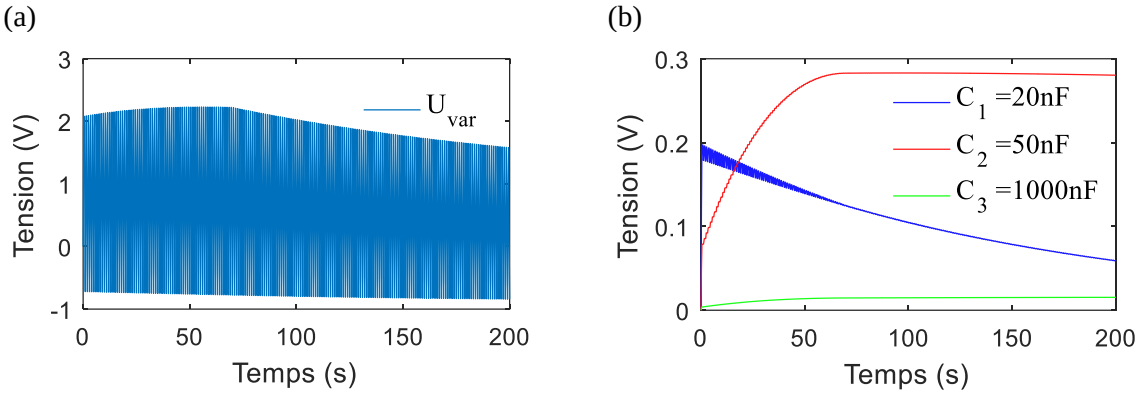
Un exemple d'application numérique est tracé ci-dessous, avec une amplitude crête-à-crête fixée à $e_{max} = 1mm$, une épaisseur des couches diélectriques $ep = 50\mu m$, et une surface $S = 100cm^2$. La valeur de la capacité avec ces caractéristiques varie entre 85pF et 2.4nF. L'énergie par cycle semble pouvoir atteindre la dizaine de $\mu J/cm^2$ pour des charges triboélectriques surfaciques « raisonnables » ($50\mu C/m^2$). Cependant on remarque que les tensions correspondantes sont très grandes, en particulier à l'issue de la phase de décroissance de la capacité variable (tension U_1). Cette observation met en lumière une limite importante du modèle, qui est liée à la rigidité des couches isolantes de la capacité, et surtout de l'air : son champ maximum avant rupture (« claquage ») est 3.6 kV/mm. Le champ dans le gap d'air correspondant à U_1 (avant décharge) est σ_t/ε_0. Dans la structure de condensateur plan prise en exemple, le champ de claquage est alors atteint dès $\sigma_t = 30\mu C/m^2$ environ, qui implique une limite supérieure de l'énergie par cycle d'environ $5\mu J/cm^2$.





5C – Initialisation triboélectrique du doubleur de Bennet : exemple d'effet d'une tension seuil des diodes trop importante

L'initialisation de la phase de croissance de la tension de polarisation dépend des caractéristiques de la capacité variable triboélectrique et des caractéristiques du circuit de Bennet. En particulier, la tension seuil des diodes est un paramètre influent, car il nécessite que l'énergie initiale produite par effet triboélectrique permette de charger les capacités fixes suffisamment pour surpasser les seuils dans les deux phases de fonctionnement générateur/polarisation. Dans le cas contraire, on atteint un régime de saturation, ainsi qu'illustré ci-dessous :



Exemple d'évolution des tensions des capacités dans un doubleur de Bennet démarré via l'effet triboélectrique, lorsque le seuil des diodes est trop élevé par rapport aux caractéristiques du système ($C_{min} = 0.5nF$, $C_{max} = 5nF$, $U_{seuil} = 0.9V$, $U_{tribo} = 10V$).