



HAL
open science

La conception, l'étude théorique et expérimentale, d'une génératrice électrique linéaire à structure polyentrefefer à lamesguidées ou frottantes

Pierre Kenfack

► To cite this version:

Pierre Kenfack. La conception, l'étude théorique et expérimentale, d'une génératrice électrique linéaire à structure polyentrefefer à lamesguidées ou frottantes. Electronique. Université Montpellier, 2018. Français. NNT : 2018MONTTS006 . tel-01843195

HAL Id: tel-01843195

<https://theses.hal.science/tel-01843195>

Submitted on 18 Jul 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.

**THÈSE POUR OBTENIR LE GRADE DE DOCTEUR
DE L'UNIVERSITÉ DE MONTPELLIER**

En Electronique

École doctorale : Information, Structures et Systèmes

**La conception, l'étude théorique et expérimentale,
d'une génératrice électrique linéaire à structure
polyentrefer à lames guidées ou frottantes.**

**Présentée par Pierre KENFACK
Le 20 juin 2018**

Sous la direction de Daniel MATT

Devant le jury composé de

**Yacine AMARA, Professeur des universités, Université Le Havre Normandie
Abderrezzak CHERIFI, Professeur des universités, IUT Mantes en Yvelines
Thierry TALBERT, Maître de Conférences, HDR, Université de Perpignan Via Domitia
Philippe ENRICI, Maître de Conférences, Université de Montpellier
Daniel MATT, Professeur des universités, Université de Montpellier**

**Président
Rapporteur
Rapporteur
Membre
Directeur de thèse**



**UNIVERSITÉ
DE MONTPELLIER**

Résumé.

La génératrice électrique linéaire est destinée à être accouplée à une machine thermique (thermoacoustique) pour la conception d'un groupe électrogène à source de chaleur externe (Récupération de la chaleur d'une machine thermique). Cette thèse porte sur l'adaptation au fonctionnement en génératrice, plus précisément au fonctionnement en régime permanent à facteur de marche unitaire. Une attention toute particulière est portée aux aspects tribologiques liés au guidage des lames constituant les parties fixes et mobiles de la structure électromagnétique.

Une revue de littérature est présentée avant de passer à une discussion théorique sur les notions fondamentales relatives au calcul électromagnétique. Les paramètres du circuit équivalent en régime permanent et le rendement de la génératrice sont calculés à partir des caractéristiques dimensionnelles et structurales de la génératrice. La conception et les performances en régime permanent de la génératrice sont validées par la méthode par éléments finis. Le modèle numérique est intégré dans un processus d'optimisation multi-objets par un ensemble des meilleurs compromis facilitant le choix de dimensionnement de la génératrice et une solution à plus haut rendement est retenue comme concept final. La validation par la méthode des éléments finis est faite avec ANSYS. La validité est vérifiée par une bonne concordance entre les résultats expérimentaux et numériques.

Le principal problème rencontré dans la conception des génératrices électriques linéaires à structure polyentrefer à lames guidées ou frottantes est dans le contrôle des jeux mécaniques nécessaires pour permettre le déplacement permanent des parties mobiles. Ce problème est très difficile à contrôler en raison de l'entrefer magnétique qui doit être aussi faible que possible pour éviter de pénaliser la pression magnétique tangentielle. Les pièces mobiles sont de faible épaisseur dans la structure polyentrefer, donc moins rigide. Les lames mobiles, par conséquent, ont tendance à frotter contre les parties fixes. Le triboguidage participe à la résolution de ce problème. La tribologie est l'étude du frottement et de la lubrification appliquée aux problèmes d'usure. Son objectif est d'atténuer l'usure et le frottement dans le but d'améliorer les performances de la génératrice électrique linéaire à structure polyentrefer à lames guidées ou frottantes.

Le dispositif qui permet de compenser, voire d'annuler les efforts de friction qui apparaissent entre les deux stators fixes et la lame mobile en translation a été conçu et réalisé. Ce dispositif de compensation est un système de vis de pression agissant sur les ressorts. Le principe est de reprendre exactement la force d'attraction entre la partie mobile et les stators grâce à une force d'écartement réglable (action sur un ensemble de vis de pression sur des ressorts) entre les stators.

**Mots clés : Génératrice électrique linéaire – Lames guidées ou frottantes – Triboguidage
- Tribologie – Lubrification.**

Abstract.

The linear electric generator is intended to be coupled to a thermal (thermoacoustic) machine for the design of a generator set with external heat source (heat recovery of a thermal machine). This thesis deals with the adaptation to generator operation, more precisely to steady-state operation with a unit power factor. Special attention is paid to tribological aspects related to guiding the fixed and moving parts of the electromagnetic structure.

A literature review is presented before moving on to a theoretical discussion on the fundamental concepts relating to electromagnetic computation. Equivalent steady-state circuit parameters and generator efficiency are calculated from the dimensional and structural characteristics of the generator. The design and steady-state performance of the generator are validated by the finite element method. The numerical computation is integrated into a multi-object optimization process by a set of the best compromises facilitating the choice of generator sizing and a high efficiency solution is retained as the final concept. Validation by the finite element method employed in ANSYS is done. Validity is verified by a good match between the experimental and numerical results.

The main problem encountered in the design of linear electric generators multi air-gap structure guided or sliding plates is in the control of the mechanical clearance necessary to allow the permanent displacement of moving parts. This problem is very difficult to control because the magnetic air-gap must be as small as possible to avoid penalising the tangential magnetic pressure. The moving parts are of low thickness in the multi air-gap structure, therefore less rigid. The moving plates, therefore, tend to rub against the fixed parts. The triboguiding helps solve this problem. The tribology is the study of friction and lubrication applied to wear problems. Its objective is to reduce wear and friction in order to improve the performance of linear electric generator multi air-gap structure guided or sliding plates.

The device has been designed and implemented to compensate or even cancel the friction forces that appear between the two fixed stators and the moving plate in translation. This device is a system to compensate for reaction force based on pressure screws acting on springs. The principle is to return the exact force of attraction between the mover and the stators thanks to an adjustable spacing force (the action of a set of pressure screws on springs) between the stators.

Key words: Linear electric generator - Guided or sliding plates - Triboguiding - Tribology - Lubrication.

Remerciements.

Mes vifs remerciements vont aux personnes qui ont contribué au bon déroulement et à l'aboutissement de cette thèse.

Je tiens à exprimer ma profonde gratitude à Monsieur Daniel MATT, Professeur à l'Université de Montpellier, qui m'a donné la chance de réaliser ces travaux et de les mener à bien dans les conditions exceptionnelles. Je retiens ses conseils avisés et la disponibilité dont il a toujours fait preuve.

Je suis reconnaissant envers Monsieur Serge ANGEL, Professeur à l'Université de Montpellier, responsable du GEM et Monsieur Petru NOTINGHER, Professeur à l'Université de Montpellier, pour l'intérêt certain qu'ils ont manifesté vis-à-vis de ces travaux de recherche.

Remerciements et profonde gratitude vont également aux membres du jury.

J'exprime toute ma reconnaissance à Monsieur Yacine AMARA, Professeur des Universités, Université Le Havre Normandie, pour avoir accepté d'examiner mon travail et de présider mon jury de soutenance.

Je suis honoré que Monsieur Abderrezzak CHERIFI, Professeur des Universités, IUT Mantes en Yvelines et Monsieur Thierry TALBERT, Maître de Conférences, HDR, Université de Perpignan Via Domitia, aient accepté d'être rapporteur de ce travail.

Mes remerciements enfin, s'adressent à Monsieur Philippe ENRICI, Maître de Conférences, Université de Montpellier, pour avoir accepté d'examiner mon travail.

C'est avec sincérité que je salue les membres du laboratoire IES, et particulièrement ceux du groupe GEM, avec lesquels j'ai passé ces années. Je n'oublierai pas l'atmosphère de détente qu'ils ont su entretenir. Mes collègues du bureau, Dr Nadhem Boubaker et Monsieur Lorenzo PISCINI, doctorant GEM, pour la collaboration scientifique fructueuse.

Je voudrais particulièrement exprimer ma reconnaissance envers Monsieur Olivier GUILLE, notre tour de contrôle du GEM, à Monsieur Guillaume PELLECUER, doctorant GEM, Monsieur Tarik MADANI, Post Doc LMGC et Monsieur Thierry MARTIRE, Maître de conférences, Université de Montpellier, pour le soutien et les encouragements qu'ils n'ont cessé de me prodiguer.

DEDICACE.

A la mémoire de ma mère Véronique MESSOP.

**A ma femme Viviane MANEGUE DZOMO, et mes enfants : Hilary KENFACK
DZOMO, Taylor JIOKENG, Lysa SOKENG, Heina KENFACK et Diane KENFACK
MASSOP.**

INTRODUCTION GENERALE.

La production de l'énergie est un grand défi pour les années à venir. En effet, les besoins énergétiques des sociétés industrialisées ne cessent d'augmenter. Par ailleurs, les pays en voie de développement auront besoin de plus en plus d'énergie pour mener à bien leur développement. La consommation de ces sources donne lieu à des émissions de gaz à effet de serre et donc une augmentation de la pollution, l'épuisement rapide et l'instabilité des prix des énergies fossiles à l'échelle mondiale, ont nécessité une recherche urgente pour de nouvelles sources d'énergie pour répondre aux exigences actuelles. Pour subvenir aux besoins en énergie de la société actuelle, il est nécessaire de trouver des solutions adaptées et de les diversifier. Les compagnies de production, de transport et de distribution de l'énergie électrique font appel aux machines thermiques (sources alternatives) qui sont une réplique miniaturisée d'une centrale de production. La génératrice électrique linéaire accouplée à une machine thermoacoustique développée en partenariat avec la société HEKYOM pour concevoir un groupe électrogène est l'une des solutions.

Le processus de conception de la génératrice électrique linéaire a atteint un haut niveau de maturité. L'introduction des méthodes analytiques couplées à des méthodes numériques a permis d'optimiser leur conception de façon remarquable en facilitant la modification et la vérification des concepts avant leur fabrication. Un algorithme de conception bien défini n'existe pas pour la génératrice électrique linéaire plane à plaque mobile en sandwich entre deux stators stationnaires. Les contributions dans la littérature élaborent un modèle pour la génératrice électrique linéaire permettant de calculer leurs caractéristiques, jumelé à des logiciels d'optimisation. La technique est essentiellement basée sur la construction, l'optimisation par la méthode de perméance de la génératrice électrique linéaire et plus souvent les éléments finis. La méthode utilisée ne permet pas d'identifier le comportement de la partie mobile de la génératrice électrique linéaire durant le fonctionnement permanent avec prise en compte du déplacement et du guidage. La prédiction du comportement de la partie mobile est nécessaire pour compenser les frottements et dimensionner les ressorts de compensation. L'objectif de la thèse est alors de concevoir un dispositif qui permet de compenser, voire d'annuler les efforts de friction qui apparaissent entre les deux stators stationnaires et la plaque mobile en translation.

Dans le cadre de notre manuscrit, nous allons concevoir une génératrice électrique linéaire plane à plaque mobile en sandwich entre deux stators stationnaires en utilisant la modélisation par éléments finis. Une attention particulière est portée sur la plaque mobile, constituée d'un assemblage de petits aimants alternés Nord-Sud, en forme de lame, collés entre deux tôles de bronze de faible épaisseur 0.1 mm, destinées à assurer la résistance, la rigidité mécanique. La

finalité étant d'accoupler la génératrice électrique linéaire à une machine thermoacoustique pour fabriquer un groupe électrogène. La méthode par éléments finis est précise pour l'identification des paramètres et la simulation. Différents types d'analyses par éléments finis seront effectués sur la génératrice électrique linéaire plane à plaque mobile en sandwich entre deux stators stationnaires. Nous allons identifier numériquement les paramètres de la génératrice électrique linéaire et les comparer aux résultats des essais au laboratoire.

Dans le chapitre 1, un bref historique de l'état de l'art et le contexte d'étude des machines électriques linéaires seront présentés afin de pouvoir cerner la problématique de conception des machines électriques linéaires et les machines thermiques à apport de chaleur externe.

Au chapitre 2, les notions théoriques seront présentées et discutées avant d'aborder la méthodologie de conception développée dans ce manuscrit. Nous allons présenter la technique de dimensionnement, déduire les paramètres de la génératrice électrique linéaire et nous allons introduire la technique d'optimisation multi-objet par un ensemble de compromis pour optimiser le concept de la génératrice électrique linéaire plane à plaque mobile en sandwich entre deux stators stationnaires selon les critères de masse et de l'efficacité énergétique. Une solution sera sélectionnée parmi l'ensemble des solutions optimales puis analysées par la méthode des éléments finis. L'étude par éléments finis du comportement de la génératrice est effectuée à l'aide du logiciel Maxwell de la société ANSYS.

Dans le chapitre 3, nous introduirons le guidage tribologique, qui est un ensemble composé d'éléments en interaction statique ou dynamique qui fait appel à la tribologie, et qui aura pour rôle d'évacuer la chaleur produite dans le contact, et de réduire l'usure et le frottement. Les techniques expérimentales d'investigation et d'essais dans la tribologie jouent un rôle très important. Coulomb a créé un dispositif de mesure de frottement où tout le champ d'étude expérimentale en tribologie est résumé : La tribométrie. L'étude est complétée par la présentation détaillée des matériaux utilisés dans le traitement (revêtement) des surfaces de contact et des différentes techniques de mesure du frottement et de l'usure. La spécificité du travail est d'effectuer sur un matériau, la compensation de frottement à hautes accélérations.

Une solution industrielle, sur les plaques autolubrifiantes, imprégnées d'huiles spécifiques et revêtues d'un film lubrifiant solide : bisulfure de molybdène (MoS₂) est brièvement présentée. Les plaques autolubrifiantes permettent un fonctionnement en régime permanent. Les performances, la sécurité des plaques autolubrifiantes sont en fonction de la nuance de l'alliage métallique et de la nature du lubrifiant.

Enfin, au chapitre 4, la génératrice électrique linéaire plane à plaque mobile en sandwich entre deux stators stationnaires sera réalisée en utilisant le protocole de conception développé

aux chapitres 2 et 3. Le dispositif de compensation du frottement est conçu et réalisé. Son principe est de reprendre exactement la force d'attraction entre la plaque mobile et les stators stationnaires grâce à une force d'écartement réglable (action d'un ensemble de vis de pression sur des ressorts) entre les deux stators fixes.

Les méthodes expérimentales seront utilisées pour étudier l'usure par glissement. Les études d'usure sont effectuées soit pour examiner les mécanismes par lesquels l'usure se produit, soit pour simuler des applications pratiques et fournir des données de conception utiles sur les taux d'usure et les coefficients de frottement. Dans les deux cas, la sélection, le contrôle et la mesure de toutes les variables qui peuvent influencer l'usure sont très importants. Le taux d'usure et le frottement dépendent souvent de manière critique des conditions de glissement ; même des changements apparemment mineurs peuvent entraîner des modifications radicales du mécanisme dominant et du taux d'usure associé.

Chapitre 1 : Etat de l'art et contexte de l'étude : Synthèse sur les machines électriques linéaires.

Introduction:	7
1.1 Les machines électriques linéaires.	7
1.1.1 Présentation de la machine électrique linéaire.	8
1.1.2 Principe de base.....	8
1.1.3 Structure et Classement.	10
1.1.3.1 Les machines électriques linéaires avec le bobinage mobile et les aimants permanents au stator.....	12
1.1.3.2 Les machines électriques linéaires à aimant permanent mobile.	14
1.1.3.3 Les machines électriques linéaires avec le fer mobile et les aimants permanents au stator.	17
1.1.4 Domaines d'application des génératrices électriques linéaires.	22
1.1.4.1 Production de l'énergie électrique.	22
1.1.4.1.2 Domestique.....	24
1.1.5 Les machines électriques linéaires synchrones à aimants permanents à structure polyentrefer.	25
1.2 Machines thermiques.....	28
1.2.1 Machines thermoacoustiques	28
1.2.1.1 Exemples de machines thermoacoustiques.	30
1.2.1.2 Les éléments d'une machine thermoacoustique.	33
1.2.2 Moteurs Stirling	35
1.2.2.1 Applications du moteur Stirling.	37
1.2.2.2 Les différents types du moteur Stirling.....	37
Conclusion :.....	41
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.	42

Introduction:

L'étude que nous présentons dans ce mémoire a pour objectif de concevoir une machine électrique linéaire à structure polyentrefer à lames guidées ou frottantes destinée à être accouplée à une machine thermique. Plus précisément, le support d'application est un convertisseur thermoacoustique développé par la société Hekyom pour la conception d'un groupe électrogène à source de chaleur externe. Ce Chapitre détaille le fonctionnement, les architectures des machines électriques linéaires les plus courantes et en particulier des structures plus originales de machines électriques linéaires de type polyentrefer. La deuxième partie de ce chapitre est dédiée aux machines thermiques à apport de chaleur externe. Dans cette partie, une brève présentation des machines thermiques est effectuée. Notre attention se focalise sur les machines thermoacoustiques et le moteur Stirling. Les typologies sont multiples et présentent divers avantages et inconvénients.

1.1 Les machines électriques linéaires.

Les machines électriques linéaires convertissent l'énergie mécanique en énergie électrique sans interface mécanique de transformation du mouvement.

Les dispositifs linéaires à conversion d'énergie électromagnétique offrent certains avantages : une structure simple et l'absence de système mécanique de transformation de mouvement (rotatif vers linéaire) qui permet d'avoir de bonnes performances dynamiques et une fiabilité améliorée. L'étendue des performances souhaitées en termes de puissance, de course est très élevée pour certaine application telle que la machine thermoacoustique. Mais, la machine électrique linéaire présente des particularités dues aux organes, aux systèmes, de guidage linéaire, en liaison avec la disposition des parties mobile et fixe. Ces particularités entraînent de nouvelles contraintes structurelles, il est notamment très difficile d'accroître les performances massiques par la réduction de la taille des parties actives car elle doit s'accompagner d'une miniaturisation des guidages linéaires qui atteint rapidement ses limites, comme nous le verrons plus loin. De même, les entrefers magnétiques ou mécaniques ne peuvent pas être réduits dans les mêmes proportions que pour les machines tournantes pour des raisons de rigidité mécanique, ceci affecte évidemment les performances. Enfin, les performances sont limitées aussi par les vitesses de translation qui ne peuvent pas être très élevées du fait des mouvements alternatifs qui engendrent des accélérations souvent incompatibles avec la plupart des dispositifs de guidage (dispositifs à circulation de billes, à rouleaux, etc. ...). Ces différences technologiques par rapport à la machine électrique

tournante doivent être prises en compte au moment de la conception et de la réalisation pratique.

La figure 1.1 illustre l'implantation d'une machine électrique linéaire dans une machine thermoacoustique développée par la société Hekyom.

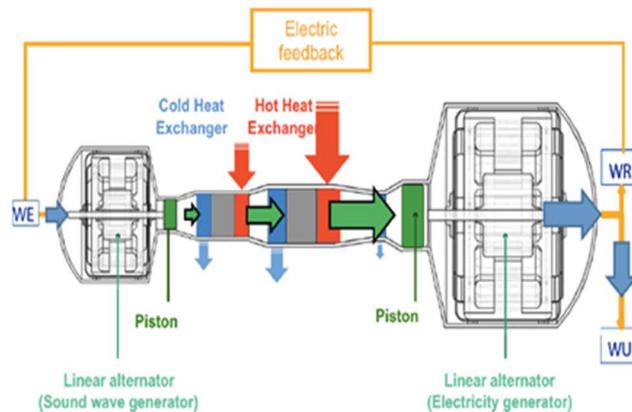


Figure 1. 1: Machine électrique linéaire dans une machine thermoacoustique Hekyom.

1.1.1 Présentation de la machine électrique linéaire.

Les machines électriques linéaires sont davantage utilisées, mais sont à peine répandues. Ces machines électriques linéaires ont un comportement proche des machines rotatives traditionnelles, mais ont certaines spécificités qui les rendent complexe à mettre au point. Ce paragraphe présente le principe et les différentes structures de la machine électrique linéaire.

1.1.2 Principe de base.

Après la découverte de l'électromagnétisme en 1821 par le Danois Hans Oersted (chimiste), l'anglais Michael Faraday (physicien) invente le premier dispositif de conversion électromagnétique. La conception initiale de la machine électrique date de la deuxième moitié du XIXème siècle. Le premier brevet No. 391968 de machine électrique, à courant alternatif, est déposé par Nikola Tesla (physicien) d'origine serbe en 1887 [Ben94], [Cav02].

La figure 1.2 présente la première machine électrique linéaire construite par Wheatstone entre 1841-1845. Eric R. Laithwaite dans son ouvrage « A History of Linear Electric Motors » décrit cette machine électrique linéaire.

La machine électrique a été envisagée initialement sous la forme linéaire puis, sous la forme rotative. Une machine linéaire peut être considérée comme une machine rotative qui est coupée selon la direction radiale et déroulée à plat figure 1.3.

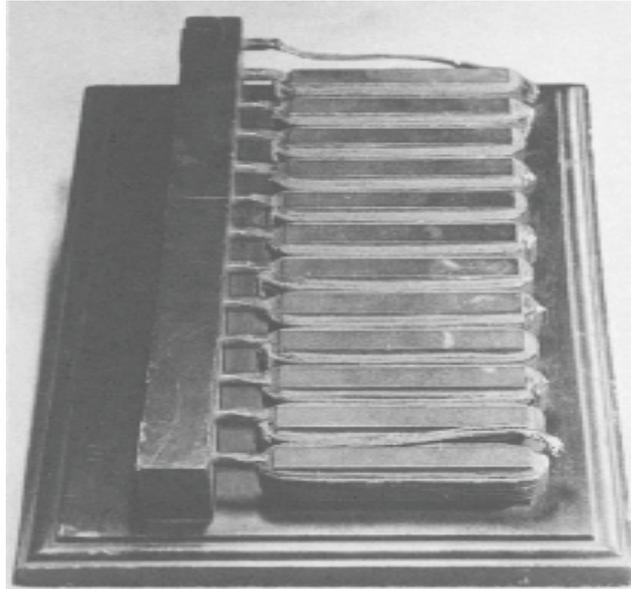


Figure 1. 2: Première machine électrique linéaire [Wheatstone 1841-1845].

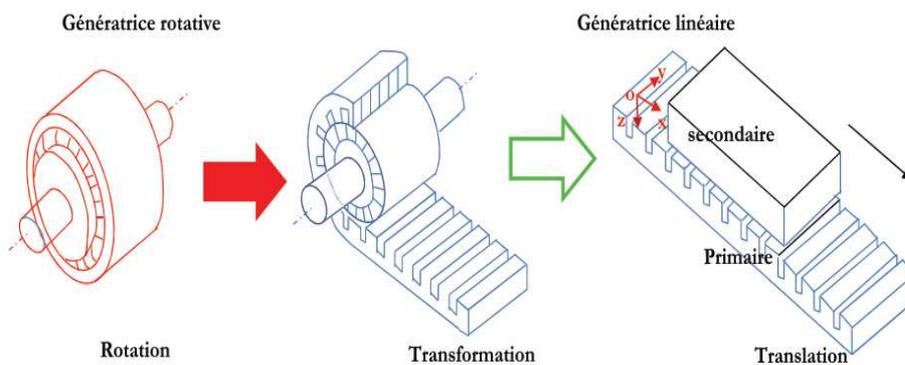


Figure 1. 3: Transformation d'une machine rotative en machine linéaire.

Les enroulements sont mis suivant l'axe transversal OY. Les courants créent un champ d'induction magnétique, orienté suivant l'axe OZ. Les enroulements étant correctement répartis et alimentés par une source électrique polyphasée de pulsation ω , le champ magnétique est canalisé sous la forme d'une onde glissante selon la direction OX. $B = B_m \cos\left(\frac{\pi x}{\tau_p} - \omega t\right)$, où τ_p représente le pas polaire de la machine linéaire électrique. Une force de translation apparaît, due à l'interaction entre ce champ issu du stator et le champ (issus de courants induits, d'aimants, ...) lié à la partie mobile. Le principe est identique à celui de la machine rotative, mais au lieu de créer un champ magnétique tournant, c'est un champ magnétique de translation qui est créé. Tous les types de machine électrique rotative peuvent être réalisés en machine électrique linéaire.

1.1.3 Structure et Classement.

Notre étude est axée sur la machine électrique linéaire à aimants permanents à structure polyentrefer à lames guidées ou frottantes.

Les machines électriques linéaires produisent de l'énergie électrique sans l'intermédiaire d'engrenages ou de système vis-écrou. Une machine électrique linéaire synchrone est une machine linéaire, dans laquelle le mouvement mécanique est en synchronisme avec le champ magnétique, c'est-à-dire, la vitesse mécanique est la même que la vitesse du champ magnétique en déplacement. L'effort moteur (force de propulsion) peut être généré comme une action due:

- Au déplacement du champ magnétique produit par un bobinage parcouru par un courant alternatif polyphasé et un réseau de pôles magnétiques N,S,.....,N,S.
- Au champ magnétique produit par un bobinage parcouru par un courant continu et un réseau de pôles magnétiques N, S,..... N, S.

La partie produisant le champ magnétique en déplacement est appelée armature. La partie qui fournit le flux magnétique en courant continu est appelée le système d'excitation (si le système d'excitation existe) ou pôles saillants.

Les machines électriques linéaires à aimants permanents peuvent être classées en fonction de leur géométrie et de la construction [Bo113], [Gie10]:

- Parallélépipédique (plane) ou tubulaire (cylindrique);
- Course limitée (type électro-aimant) ou illimité ;
- Simple face (stator) ou double face (stator);
- Avec encoches ou sans encoches;
- Flux Transversal ou flux longitudinal ;
- Simple ou double (ou multiples) stators ;

Les machines linéaires électriques produisent une énergie correspondant au produit d'une force par un déplacement linéaire. La force motrice est principalement liée aux dimensions longitudinales et transversales du ou des stators, c'est-à-dire, comme pour toute machine électrique, à la surface du ou des entrefers.

Nous allons nous intéresser aux machines électriques linéaires avec déplacement des aimants permanents ; parallélépipédiques (planes) ou tubulaires (cylindriques) ; Simple face (stator) ou double face (stator) illustrées par les figures 1.4 et 1.5.

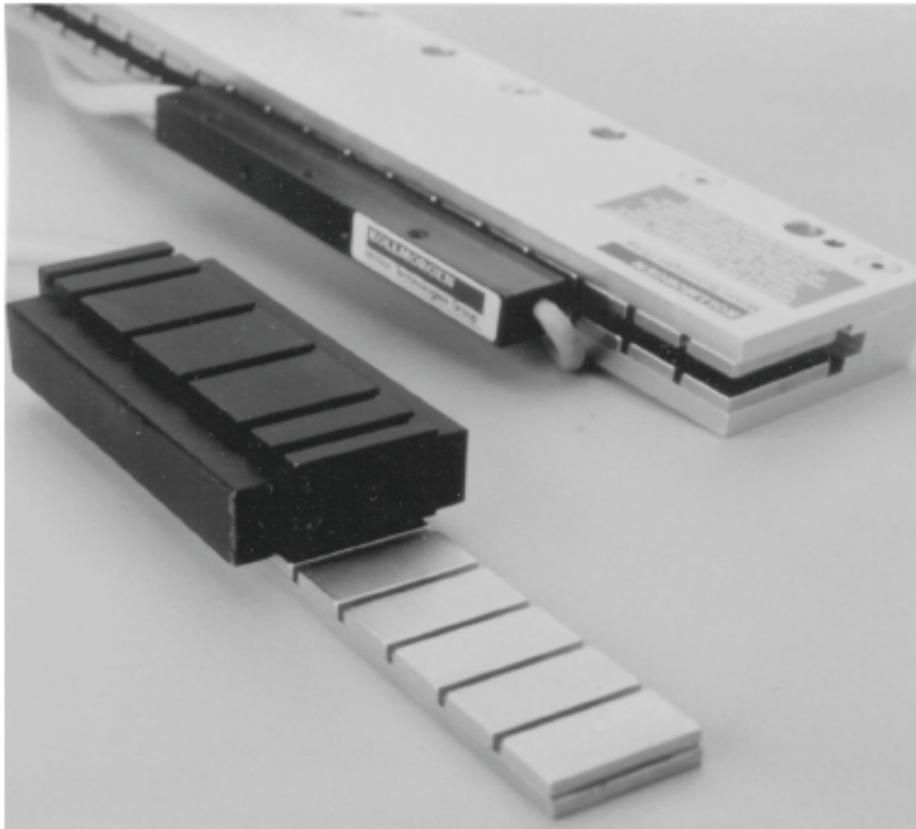


Figure 1. 4: Machine linéaire parallélépipédique simple ou double stator [Gie&AL12][Bol&16b].



Figure 1. 5: Machine linéaire tubulaire (cylindrique) [Gie&AL12][Bol&16b].

Nous définissons la machine électrique linéaire à aimant permanent à longue course : la course est plus longue que le stator, elle est activée par tous les enroulements de la machine linéaire à aimant permanent en déplacement.

A contrario, la machine électrique linéaire à aimant permanent à long stator : la course est moins longue que le stator. La course ou le déplacement est activé(e) par une partie des enroulements de la machine électrique linéaire à aimant permanent.

Les efforts normaux ne sont pas négligeables dans les topologies planes à une seule face et créent des contraintes très fortes pour le guidage. Ces efforts sont réduits dans les topologies symétriques : double face et tubulaire.

Les efforts normaux ont une résultante nulle dans les topologies symétriques si le centrage est parfait, mais l'équilibre est instable et il existe un effort résiduel de décentrement.

La topologie parallélépipédique est caractérisée par la forme rectangulaire des parties fixes et mobiles, elle est à l'origine de la conception des structures polyentrefer, a contrario, les topologies cylindriques conduisent généralement à des structures monoentrefer.

Les paragraphes suivants décrivent plus précisément les principales topologies utilisées.

1.1.3.1 Les machines électriques linéaires avec le bobinage mobile et les aimants permanents au stator.

Les machines électriques linéaires avec bobinage mobile et aimant permanent au stator découlent du principe du moteur du haut-parleur. Les figures 1.6 ; 1.7 et la figure 1.8 illustrent la géométrie détaillée d'un actionneur électrique linéaire homopolaire ou multipolaire avec bobinage plus fer mobiles.

L'aimant permanent en anneau est placé dans un espace cylindrique dans l'entrefer. L'entrefer est partiellement rempli avec le bobinage mobile fait de tours en forme d'anneau placés dans une isolation électrique qui est mécaniquement robuste pour résister à de grandes forces [Bao&AL08], [Liy&AL11], [Gar&AL07].

Dans ces structures, la disposition multipolaire permet de réduire la section des circuits magnétiques, exactement de la même façon que dans une machine tournante.

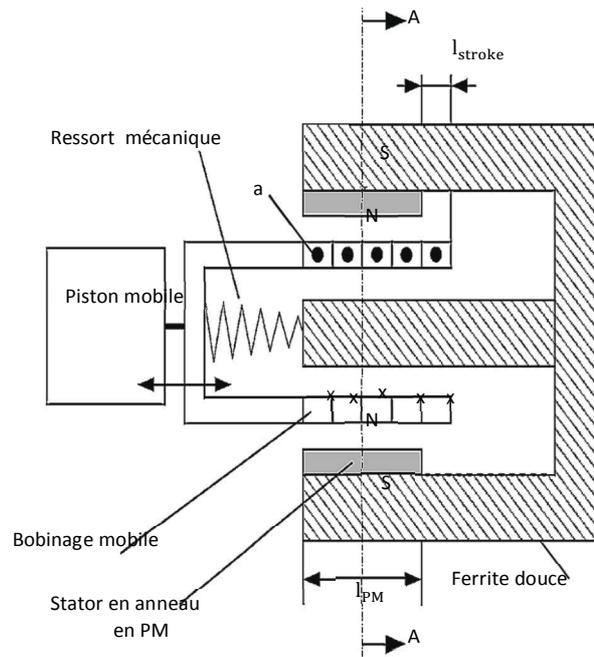


Figure 1. 6: Machine linéaire homopolaire avec bobinage mobile [Bol16a], [Bol16b].

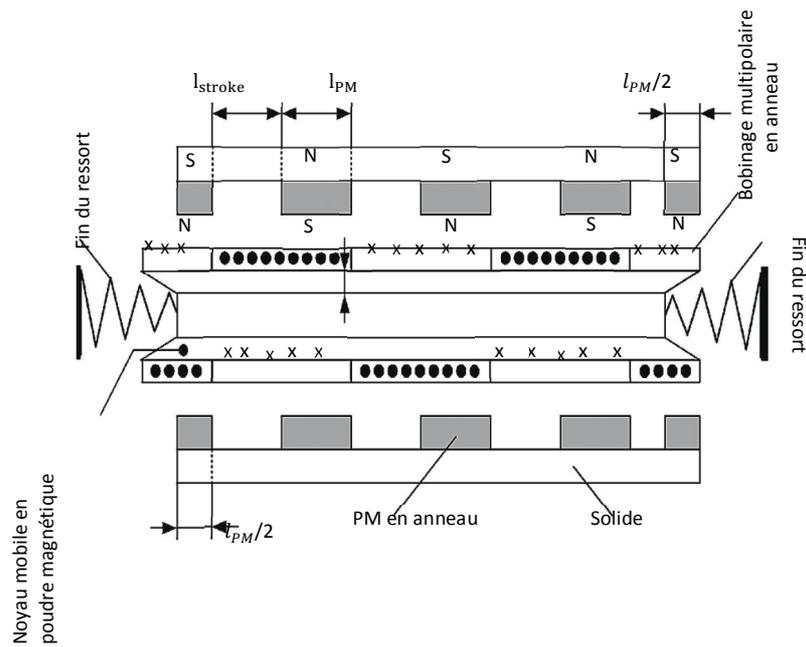


Figure 1. 7: Machine linéaire multipolaire avec bobinage mobile [Bol16a], [Bol16b].

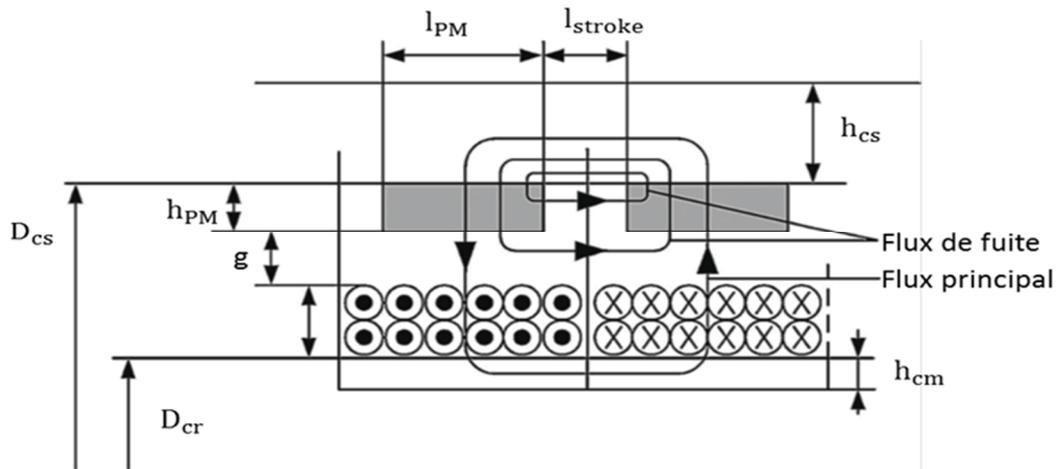


Figure 1. 8: Géométrie détaillée d'une machine électrique linéaire multipolaire à aimant permanent avec bobinage plus fer mobiles [Bol16a], [Bol16b].

Les machines linéaires parallélépipédiques (planes); Simple face (stator) ou double face (stator), sans encoches, sont illustrées par la figure 1.9.

Sur la figure 1.9a, simple face (stator), les aimants sont fixés sur la partie fixe, avec le stator mobile. Les efforts normaux ne sont pas négligeables et créent des contraintes très fortes sur le guidage. Les efforts normaux sont réduits en adoptant une structure symétrique.

Sur la figure 1.9b, double face (stator), les aimants sont fixés sur les deux stators stationnaires, alors que le bobinage intérieur est mobile avec double entrefer. Les efforts normaux sur la partie mobile sont très faibles.

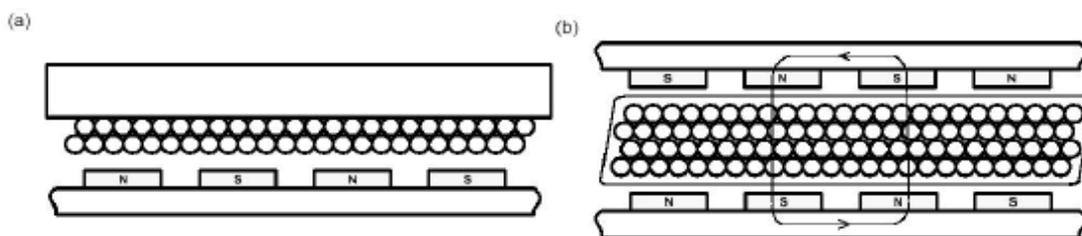


Figure 1. 9: Machines électriques linéaires planes sans encoches. [Gie&AL12].

1.1.3.2 Les machines électriques linéaires à aimant permanent mobile.

Les figures 1.10, 1.11 et 1.12, illustrent les différentes configurations des machines électriques linéaires avec les aimants permanents mobiles, elles peuvent être cylindriques ou parallélépipédiques.

La figure 1.10 est composée d'un simple stator bobiné en forme d'anneau entouré par un noyau en U feuilleté, d'un noyau statorique magnétique feuilleté, et d'un « plongeur »

cylindrique mobile constitué d'aimants annulaires à pôles alternés. [Bao&AL15], [Rez&AL07].

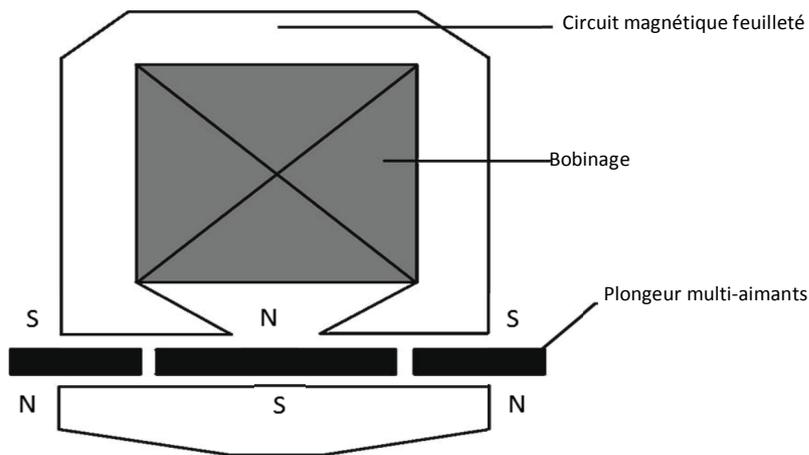


Figure 1. 10: Machine linéaire avec entrefer radial et tubulaire à aimant permanent mobile [Bol16a], [Bol16b].

La machine électrique linéaire tubulaire avec l'entrefer axial à aimant permanent mobile figure 1.11 est adaptée pour les petites longueurs de course, fonctionnant sur le principe de l'électro-aimant, sa course est naturellement limitée.

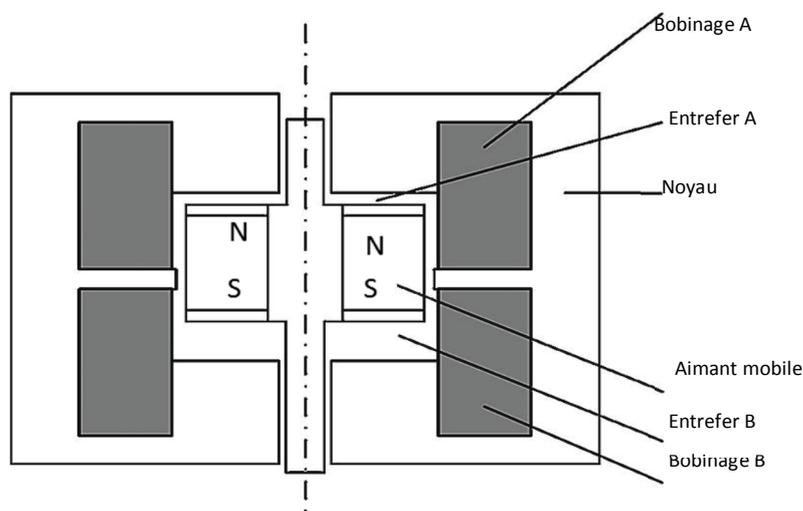


Figure 1. 10: Machine linéaire avec l'entrefer axial à aimant permanent mobile [Bol16a], [Bol16b].

La configuration tubulaire de la figure 1.12 représente une génératrice monophasée associée à une machine thermique de type « piston libre ». Comme précédemment les bobinages sont annulaires, le circuit magnétique statorique, de forme tubulaire, est

avantageusement réalisé en poudre de fer à cause de la difficulté de réalisation du feuilletage par l'intermédiaire de tôles. Les aimants sont aussi de forme annulaire.

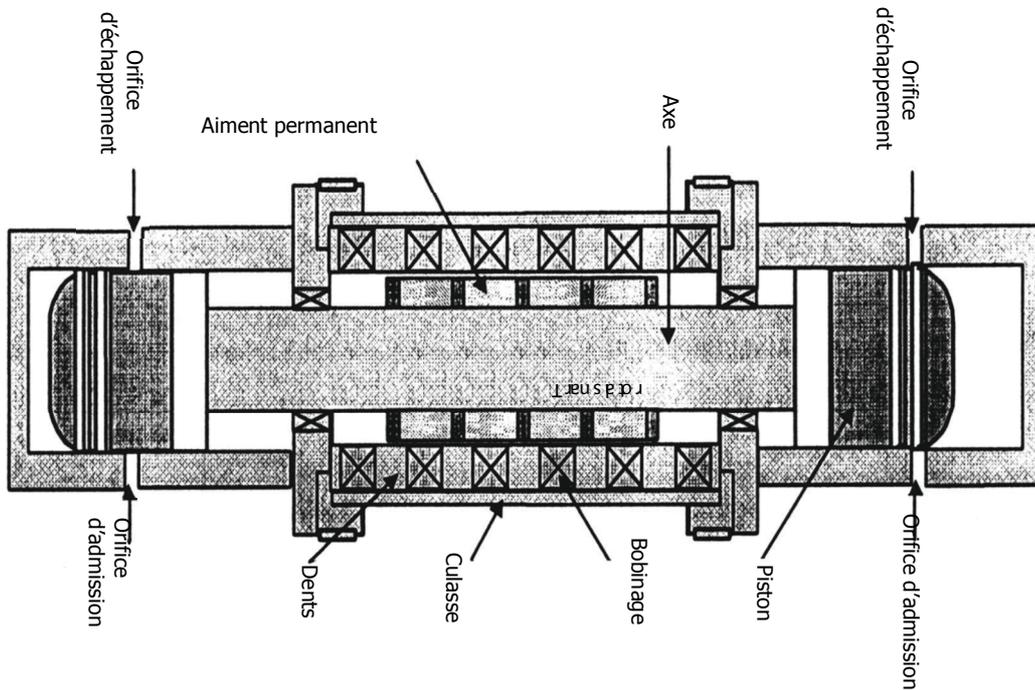


Figure 1. 12: Machine monophasée associée à piston libre [Boll6a], [Boll6b].

La machine linéaire de la figure 1.13 est à flux transversal et concentration de flux à double entrefer. Les bobinages solénoïdaux de grande dimension enserrant un circuit magnétique muni de petites dents permettant d'accroître la fréquence de conversion électromécanique afin d'augmenter la puissance massique.

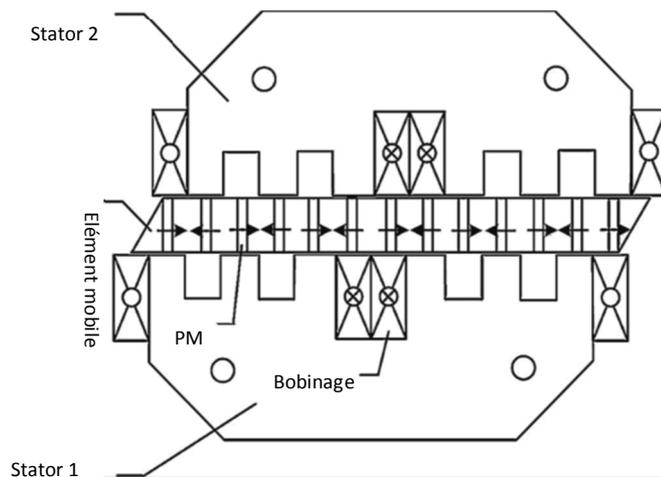


Figure 1. 11: Machine électrique linéaire à flux transversal et concentration de flux [Boll6a], [Boll6b].

La figure 1.14 représente aussi une structure à bobinage solénoïdal de grande taille enserrant une série de petits aimants et dents (toujours afin d'augmenter la fréquence), dans une version parallélépipédique qui, grâce à une culasse mobile intermédiaire, peut être conçue avec un ou deux entrefers.

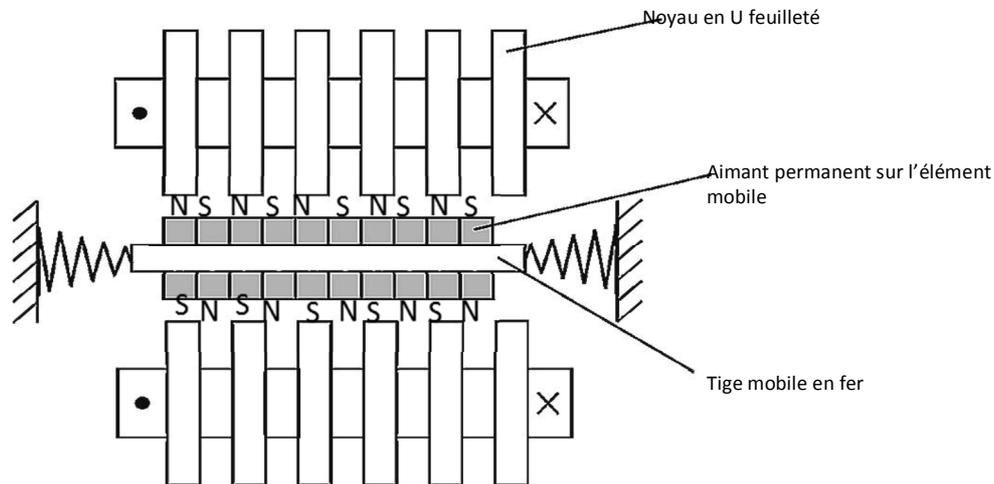


Figure 1. 14: Machine linéaire à flux transversal à aimants permanents sur l'élément mobile [Bol16b].

1.1.3.3 Les machines électriques linéaires avec le fer mobile et les aimants permanents au stator.

Les machines électriques linéaires avec le fer mobile et les aimants permanents au stator sont présentées sur les figure 1.15 ; 1.16 et 1.17 et peuvent être classées entre structures à flux variable (figure 1.15) et structures à inversion ou commutation du flux (figures 1.16 et 1.17). Cette terminologie, consacrée par l'usage, n'est toutefois pas très précise car, dans tous les cas, il y a inversion de flux. [Rin&AL10], [Tut&AL08], [Jan&AL02], [Xu&AL10], [Zha&AL10].

La structure de la figure 1.15 découle directement de la structure de la figure 1.14, les aimants étant cette fois placés au stator, les plots sur l'élément mobile.

La structure 1.16, à commutation de flux, est de type électro-aimant, sa course est naturellement limitée.

La concentration de flux dans la structure figure 1.17, obtenue en jouant sur la hauteur de l'aimant, permet d'accroître l'induction moyenne d'entrefer et donc l'effort moteur à quantité de courant constant.

Dans tous les cas, comme pour toutes les structures vues précédemment, les structures de forme parallélépipédique à entrefer plan sont plus simples à réaliser que les structures cylindriques tubulaires car la nature tridimensionnelle des structures cylindriques complique fortement le feuilletage des circuits magnétiques.

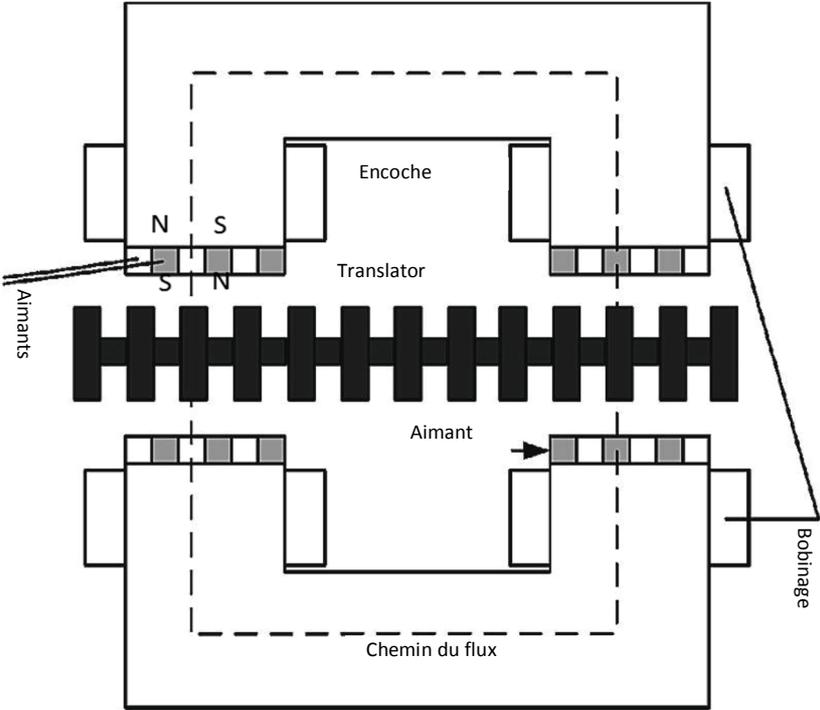


Figure 1. 15: Machine linéaire à flux variable [Boll16a], [Boll16b].

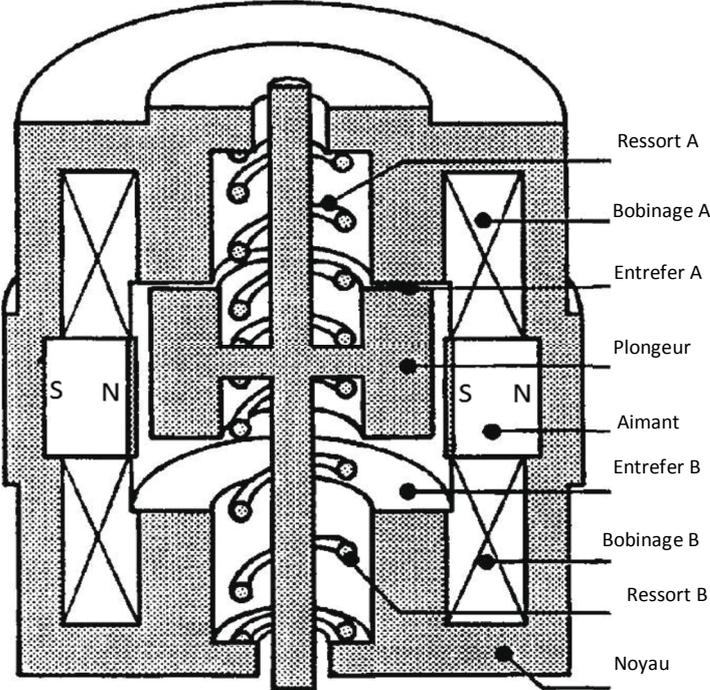


Figure 1. 16: Machine linéaire à commutation de flux [Boll16a], [Boll16b].

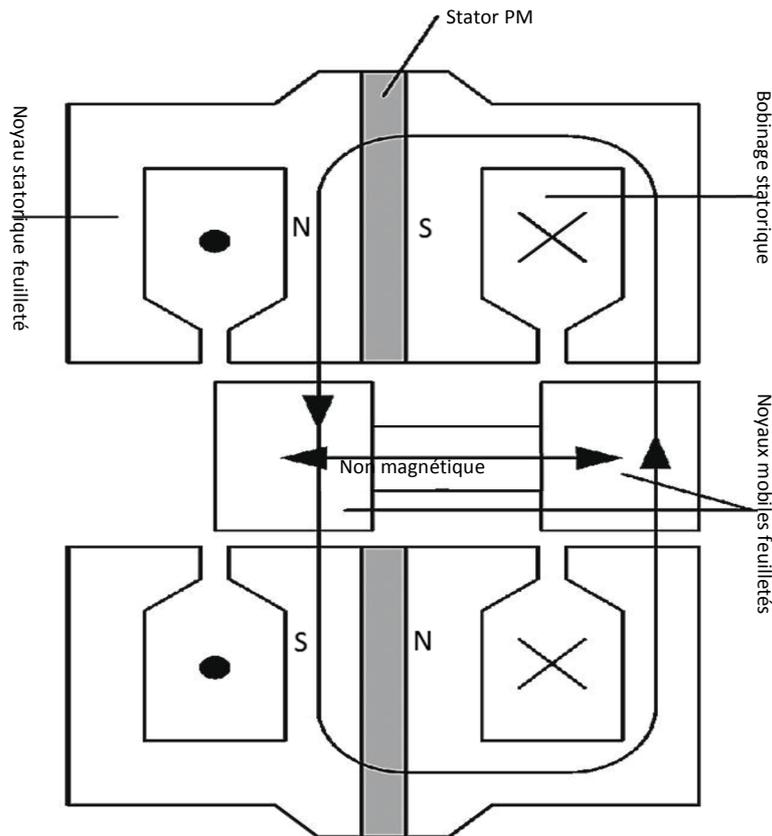


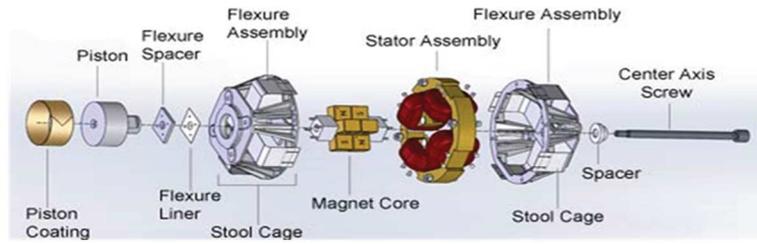
Figure 1. 17: Machines linéaires à fer mobile [Bol16a], [Bol16b].

Les figures 1.18 et 1.19 montrent quelques réalisations industrielles de machines électriques linéaires à aimants permanents.

La figure 1.18 illustre les machines électriques linéaires de la société Chart Industries, spécifiquement conçues pour des applications thermoacoustiques. L'architecture globale de ce type de machine s'inspire très fortement de celle d'un gros moteur de haut-parleur, à ceci près que ce sont les aimants qui sont mobiles. Ces machines électriques linéaires sont de puissances variées, de 0.125 kW à 10 kW.

La figure 1.19 montre quelques réalisations industrielles de machines électriques linéaires à aimants permanents.

Sur les figures 1.19a, 1.19b et 1.19c nous retrouvons des réalisations autour de machines thermiques dites « à piston libre », le ou les pistons entraînant directement une génératrice linéaire (ici, monophasée, du type de celle de la figure 1.12). Ces structures ont pour avantage leur compacité et leur simplicité due à l'absence d'arbre de sortie mécanique. Le guidage mécanique de l'élément mobile de la génératrice électrique linéaire demeure toutefois complexe à réaliser.



STAR MOTORS /ALTERNATOR : Vue éclatée



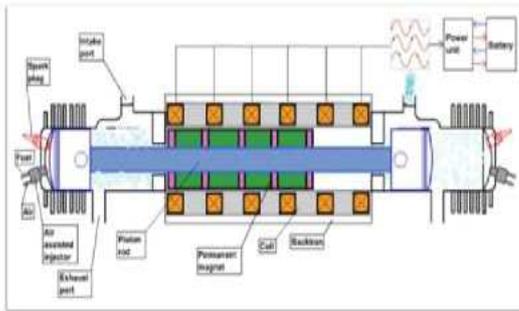
1S102M/A



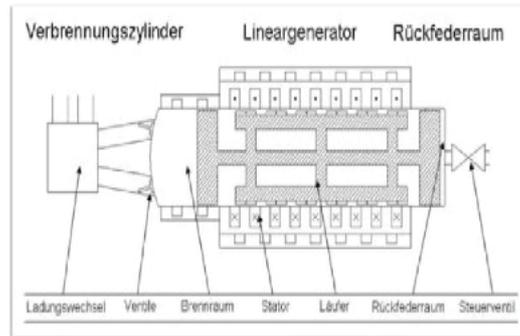
1S362M/A

e) STAR MOTORS/ALTERNATOR de la Société CHART INDUSTRIES

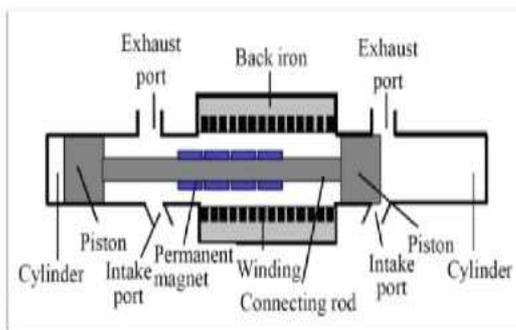
Figure 1. 18: Star Motors/Alternator de la société CHART INDUSTRIES.



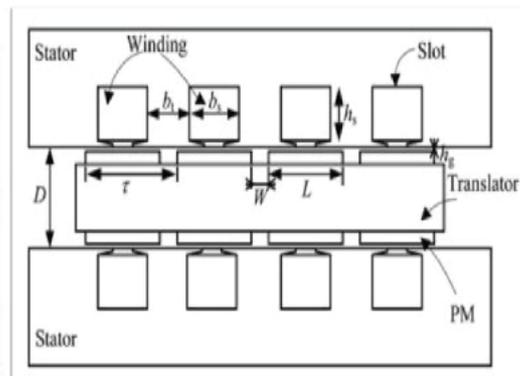
a) 2003 Czech Technical University



b) 2003 Deutsches Luft und Raumfahrtzentrum DLR



c) Li08



d) Li08

Figure 1. 19: Quelques réalisations industrielles de machines électriques linéaires à P.M.

La figure 1.20 montre une vue générale de la génératrice électrique linéaire polyentreféer triphasée à lames guidées ou frottantes, parallélépipédique à double stator, que nous allons

étudier plus spécifiquement, et la figure 1.21 montre la photographie du prototype de cette génératrice électrique linéaire plane à double stator.

Les principales cotes de cette structure sont les suivantes :

L_s : Largeur de l'encoche (mm) ; L_b : Largeur du bobinage (mm);

d : Espace entre phase (mm) L_{bb} : Largeur bobinée (largeur occupée par le bobinage) (mm);

h_{so} : Hauteur de l'encoche (mm) w_e : Epaisseur du stator (mm) ;

h_s : Hauteur du stator (mm); L_m : Largeur de la plaque mobile (mm) ; τ_p : Pas polaire

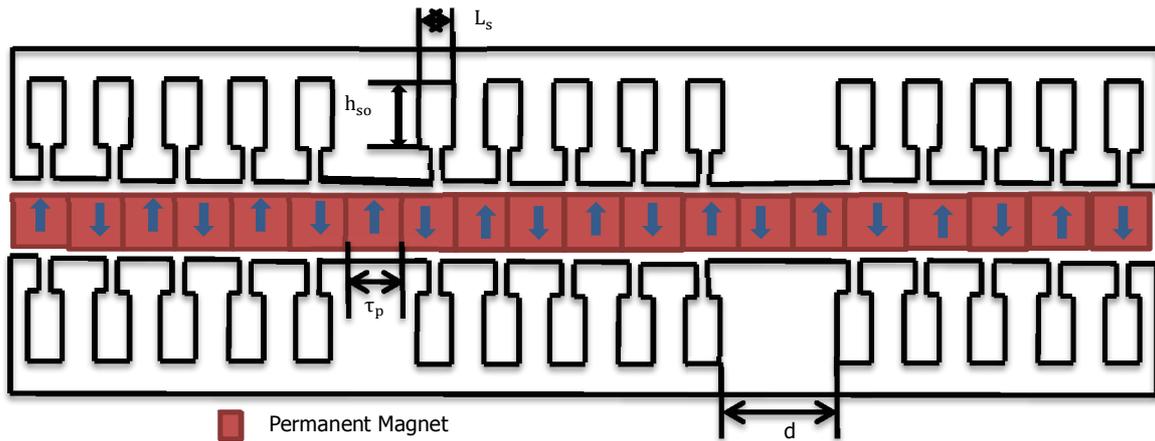


Figure 1. 20: Génératrice électrique linéaire plane double stator polyentrefer triphasée.

$$d = k \cdot \frac{\tau_p}{3} - L_s + \tau_p$$

Ou

$$d = \frac{\tau_p}{3} - L_s + k \cdot \tau_p$$

Avec

$$L_s \leq \frac{4\tau_p}{3} \quad k = 1, 2, \dots$$

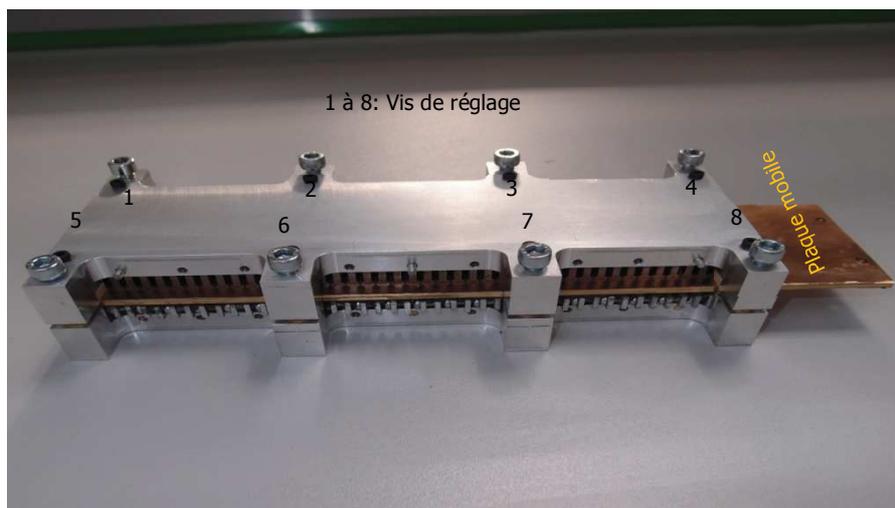


Figure 1. 21: Prototype de la génératrice électrique linéaire plane double stator à structure polyentrefer.

1.1.4 Domaines d'application des génératrices électriques linéaires.

Les domaines d'application des machines électriques linéaires englobent presque toutes les industries. Ce paragraphe décrit les principales et récentes applications dans les domaines de production d'énergie électrique et domestique.

1.1.4.1 Production de l'énergie électrique.

- **Les systèmes d'équipements embarqués.**

Les bateaux, les trains autonomes, l'aéronautique et les véhicules hybrides sont équipés des machines électriques linéaires très compactes pour la production d'énergie électrique. La figure 1.22 montre un système de production d'électricité.

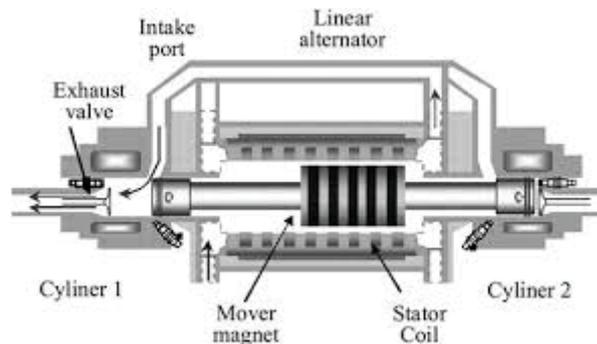


Figure 1. 22: Système de production d'électricité [You&Al09].

- **Les systèmes de récupération d'énergie de vagues (de la houle).**

La récupération de l'énergie des vagues est ancienne. Le premier brevet date des années 80 par les frères Girad. Il s'agit d'un phénomène oscillant, dont les caractéristiques de période et d'amplitude varient vague après vague.

La récupération de l'énergie des vagues présente des avantages et des inconvénients.

- **Avantages.**

- ✓ Le respect de l'environnement (le bruit est équivalent à celui d'un petit bateau).
- ✓ Les matériaux d'isolation utilisés sont des huiles, peintures non toxiques pour l'environnement.
- ✓ Les installations sont flottantes et peuvent être déplacées (délocalisées) n'importe où.

- **Inconvénients.**

- ✓ L'installation est reliée à la terre par des câbles pour produire de l'électricité.
- ✓ La possibilité de détérioration due à la mer (océan) par les algues, la corrosion.

La figure 1.23 présente une machine électrique linéaire à flux transverse à aimant permanent pour la récupération de l'énergie des vagues.

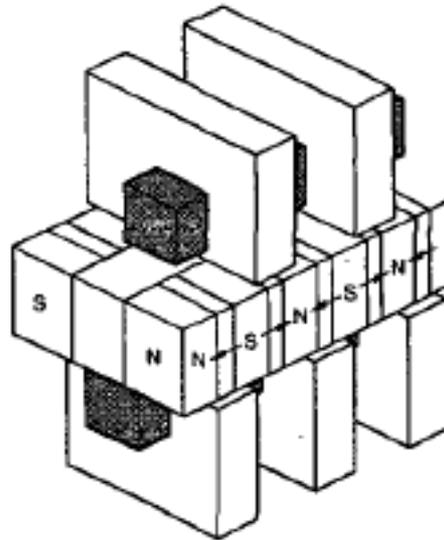


Figure 1. 23: Machine électrique linéaire à flux transverse [Pol&AL03].

La figure 1.24 présente une machine linéaire tubulaire à aimant permanent pour la récupération de l'énergie des vagues.



Figure 1. 24: Machine électrique linéaire tubulaire [Pru&AL10].

La figure 1.25 montre une machine électrique linéaire plane à aimant permanent pour la récupération de l'énergie des vagues.



Figure 1. 25: Machine électrique linéaire plane [Pra&AL11].

1.1.4.2 Domestique.

Les réfrigérateurs ont des compresseurs équipés d'un système à piston parfois entraîné par une machine linéaire. Le coût, l'ergonomie et la discrétion acoustique sont les contraintes et exigences des utilisateurs.

La figure 1.26 montre une réalisation d'un compresseur de réfrigération linéaire économie d'énergie de la société américaine RayMacCompressor.

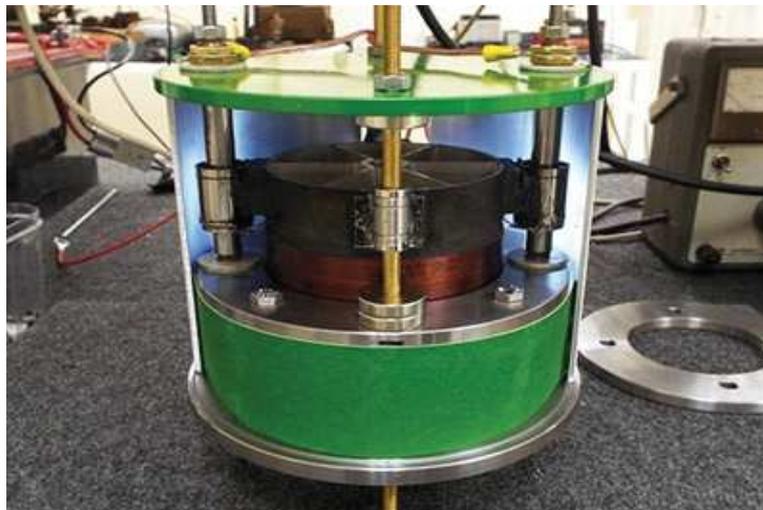


Figure 1. 26: Compresseur de réfrigération linéaire de RayMacCompressor.

1.1.5 Les machines électriques linéaires synchrones à aimants permanents à structure polyentrefer.

Les machines électriques linéaires synchrones à aimants permanents requièrent de nouvelles topologies électromécaniques performantes et plusieurs technologies sont possibles. La nécessité des performances importantes nous amène à étudier les structures polyentrefer. Cette topologie de structure polyentrefer est adaptée au besoin des machines électriques linéaires pour des applications à entraînement direct. Les récents travaux mettent en exergue les performances des structures polyentrefer sur les applications thermoacoustiques. Les années 70 ont marqué l'essor des structures polyentrefer, avec les travaux de la Compagnie Ford et le Laboratoire d'Electrotechnique (L.E) d'Orsay : Améliorer les performances en termes de forces/déplacement massiques des machines électriques linéaires [Cav02], [Zie08].

Intérêt des machines électriques linéaires à structure polyentrefer.

Les machines électriques linéaires à structure polyentrefer, ont une place innovante parmi les topologies électromécaniques non conventionnelles. L'objectif est d'augmenter les performances (force/déplacement) des machines électriques linéaires de grandes dimensions destinées aux entraînements directs. L'idée est de remplir au mieux le volume disponible pour la machine électrique linéaire, afin d'augmenter ses performances volumiques. La machine électrique linéaire est constituée de plusieurs cellules élémentaires plus ou moins indépendantes, ayant chacune sa propre zone active d'entrefer. Il y a augmentation dans un volume donné de la surface d'entrefer. La pression électromagnétique étant sensiblement maintenue, les performances globales en effort sont augmentées. La démarche est illustrée sur la figure 1.27.

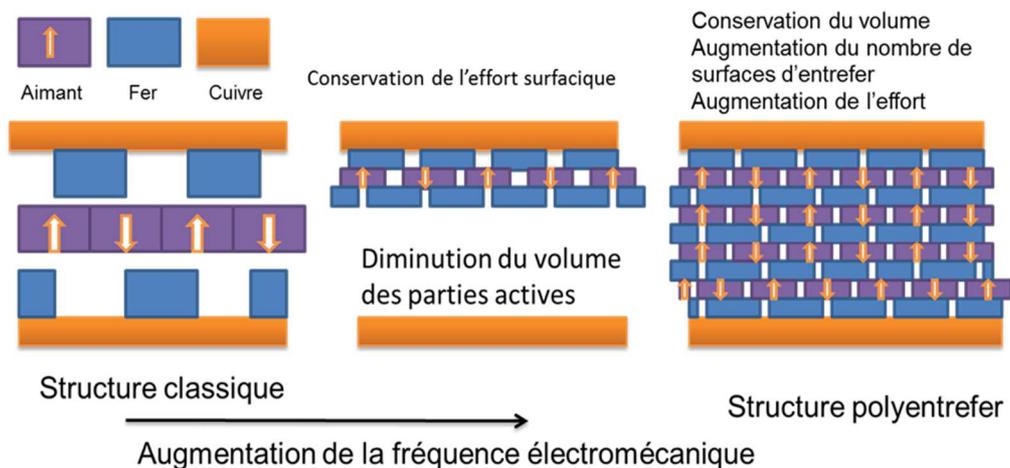


Figure 1. 27: Principe des machines électriques linéaires polyentrefer.

Deux options se dessinent de ce qui précède :

- La première option consiste à assembler des machines indépendantes les unes des autres. On obtient des structures polyentrefers multi-machines. Les principales réalisations de ce type de structures sont des machines polydiscoïdes [Zie08].
- La seconde option consiste à augmenter les surfaces d'entrefer dans un volume donné, au sein d'une même machine, en exploitant les avantages d'un bobinage de puissance global, commun, pour une même phase, à toutes ces surfaces. Il s'agit des machines polyentrefers à bobinages globaux. Ces machines sont à couplages dentaires. [Ben94], [Cav02].

Les cellules élémentaires spécifiques aux structures polyentrefers des machines électriques linéaires à aimants permanents permettent de différencier ces machines électriques linéaires.

Les machines électriques linéaires à couplages dentaires sont des machines électriques où l'interaction électromagnétique s'effectue à l'échelle du pas dentaire. Cinq différentes cellules élémentaires sont utilisées pour les machines électriques linéaires à aimants permanents :

- la cellule A figure 1.28, où le champ d'induit et l'aimantation sont transverses.
- la cellule B figure 1.28, où le champ d'induit est transverse et l'aimantation longitudinale.
- la cellule C figure 1.29, où le champ d'induit est longitudinal et l'aimantation transverse.
- la cellule D figure 1.29, où le champ d'induit et l'aimantation sont longitudinaux.

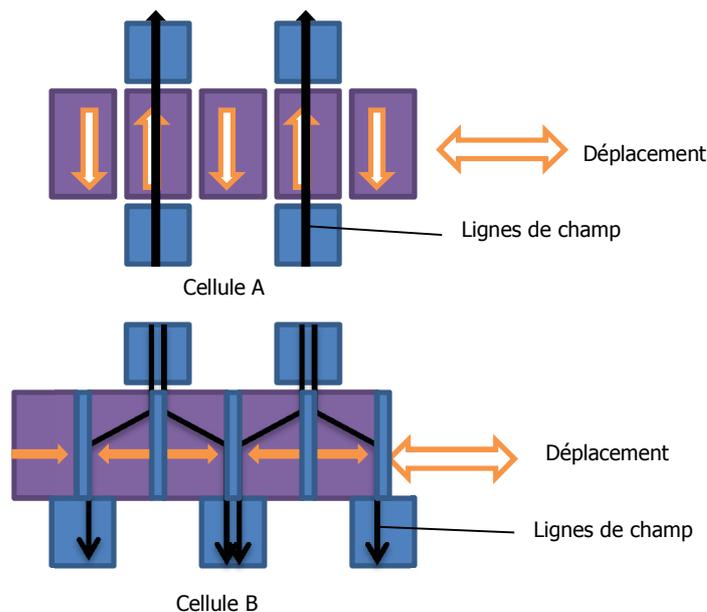


Figure 1. 28: Cellules A, B des machines électriques à aimants permanents.

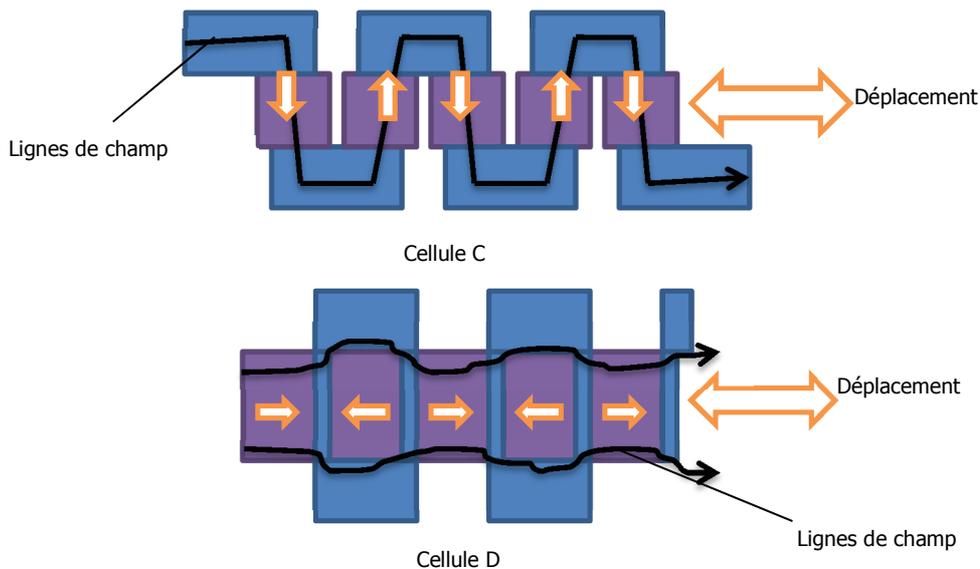


Figure 1. 29: Cellules C, D des machines électriques à aimants permanents.

- La cellule type « Halbach » figure 1.30, est particulière et peu utilisée car les aimants sont difficiles à assembler.



Figure 1.30 : Cellule type Halbach

Les cellules à champ longitudinal (cellules C et D) et Halbach sont plus adaptées pour les machines électriques linéaires. Les parties mobile ou fixe peuvent être indifféremment la partie aimantée ou la partie ferromagnétique dentée. Les aimants permanents sont essentiellement apparus dans ces structures au milieu des années 80.

Le développement industriel des machines électriques linéaires synchrones à aimants permanents à structure polyentrefer est freiné pour différentes raisons :

- Le principal problème rencontré dans la conception des machines électriques linéaires à structure polyentrefer est le contrôle des jeux mécaniques nécessaires pour permettre le déplacement permanent des parties mobiles. Ce problème est très difficile à contrôler en raison de l'entrefer magnétique qui doit être aussi faible que possible pour éviter de pénaliser la pression magnétique tangentielle.

Les pièces mobiles sont de faible épaisseur dans la structure polyentrefer, donc moins rigide. Les plaques mobiles par conséquent ont tendance à frotter contre les plaques fixes.

- Le coût élevé des matériaux. Le verrou concerne la fabrication d'aimants permanents à moindre coût avec une valeur de $BH_{(max)}$ élevée. Les aimants les plus utilisés dans les machines électriques linéaires synchrones à aimants permanents à structure

polyentrefer sont les Néodyme-Fer-Bore, qui présentent le meilleur compromis coût-performance. Le choix de la technologie NdFeB au détriment des alliages Samarium-Cobalt (SmCo), Aluminium-Nickel-Cobalt (AlNiCo) ou des matériaux de type ferrite, beaucoup moins onéreux, est fonction de :

- Un niveau d'induction rémanente élevé, $B_r \geq 1.2T$, qui induit une puissance massique compétitive élevée.
- Une tenue au champ démagnétisant très élevée, rendant ces aimants pratiquement insensible à la démagnétisation, en faisant abstraction des problématiques de température.

L'inconvénient de la technologie NdFeB est la température limitée aux alentours de 150°C (une température plus élevée est possible, mais au détriment du coût).

1.2 Machines thermiques.

Une machine thermique est un système qui peut effectuer un nombre indéfini de cycles, échangeant, au cours d'un cycle, une quantité de chaleur avec une source chaude et une quantité de chaleur avec source froide, et un travail avec le milieu extérieur.

Les machines thermiques à apport de chaleur externe sont de nature plus silencieuse que les machines à combustions internes ou machines à explosions. L'atout d'être à apport de chaleur extérieure permet de varier les sources.

1.2.1 Machines thermoacoustiques

La thermoacoustique exploite l'interaction entre un fluide siège d'oscillations (pression et déplacement) et une paroi afin de générer du travail (acoustique) ou de générer un flux de chaleur [BAC&AL13]-[Tel06].

La thermoacoustique est à la frontière entre l'acoustique, la thermique et la mécanique des fluides. Elle trouve des applications dans le domaine de l'énergétique, la cryogénie ou de la réfrigération domestique et le refroidissement des composants électroniques [Bac&AL04].

Les machines thermoacoustiques sont des machines thermiques cycliques qui échangent de l'énergie avec des sources extérieures sous forme de travail et de chaleur. Les machines thermoacoustiques peuvent fonctionner suivant deux modes :

- **Le mode réfrigérateur (pompe à chaleur) « Heat pump » (figure 1.31).**

Le réfrigérateur assure le transfert de chaleur d'une source froide vers une source chaude, ce qui nécessite un apport d'énergie sous forme de travail.

- **Le mode moteur : « Prime mover » (figure 1.31).**

A l'inverse en mode moteur, la chaleur Q_H reçue par la machine depuis la source chaude est, hors pertes, pour une part convertie en travail W et, pour l'autre part restituée à la source froide.

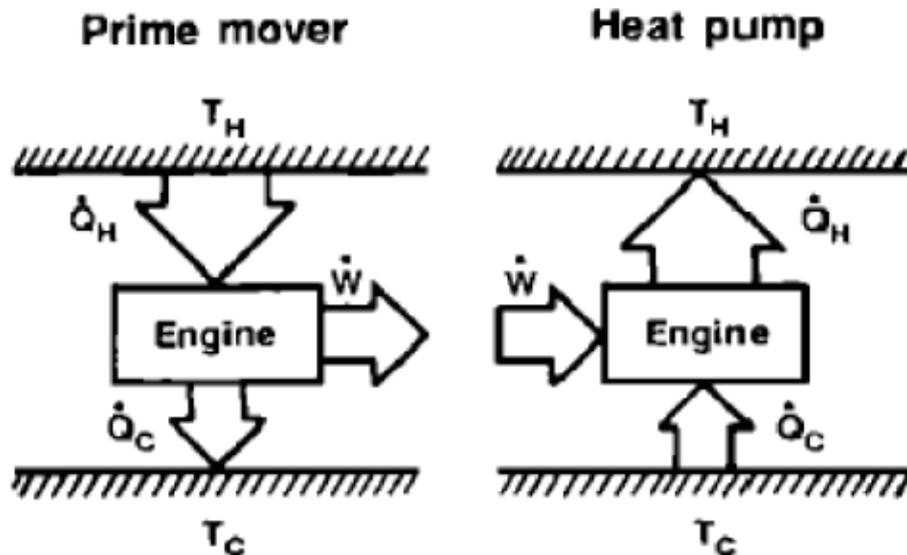


Figure 1. 31: Machine thermodynamique [Tom95].

La figure 1.32 illustre la machine thermoacoustique (à onde stationnaire) en modes moteur et réfrigérateur.

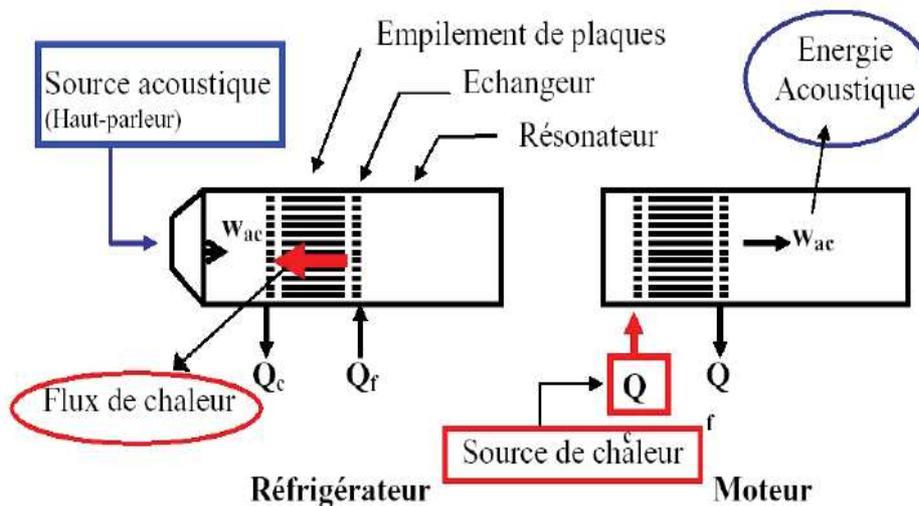


Figure 1. 32: Machine thermoacoustique (à onde stationnaire) [Tom95].

Les machines thermoacoustiques présentent les avantages et les inconvénients :

- **Avantages.**
 - Le fluide de travail respectueux de l'environnement.
 - La géométrie est simple, ce qui favorise la facilité et le coût de production.

- Pas ou peu de pièces mécaniques mobiles implique la fiabilité.
- Potentiellement miniaturisable
- rendement de bon niveau.
- **Inconvénients.**
- Puissance limitée.
- Compréhension/modélisation fine, pas encore totalement aboutie et implique des recherches fondamentales encore d'actualité.

Le tout premier brevet [US 2836033 A] du convertisseur électroacoustique a été déposé par Warren A. Marrison au nom de HEAT CONTROLLED ACOUSTIC WAVE le 27 Mai 1958 aux USA, figure 1.33.

Ce dispositif convertissait la chaleur (d'une flamme nue) en une onde de pression (puissance acoustique) avec un moteur thermoacoustique, puis la puissance acoustique était convertie en électricité en faisant fonctionner un transducteur acoustique (haut-parleur fonctionnant en sens inverse, c'est-à-dire en convertissant le mouvement en électricité).

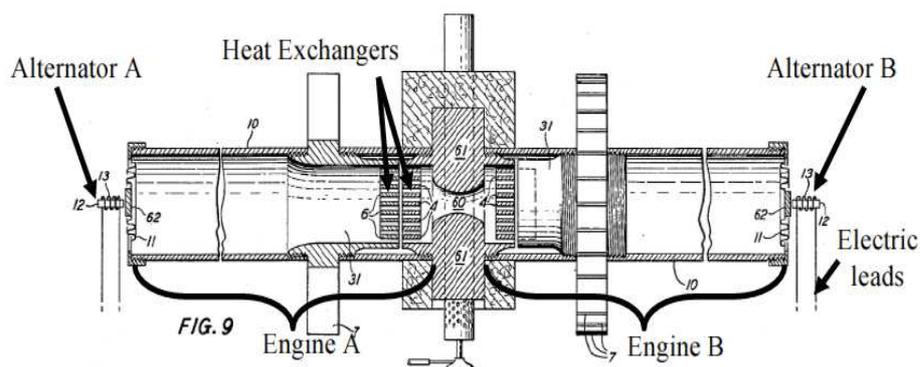


Figure 1.33: HEAT CONTROLLED ACOUSTIC WAVE.

1.2.1.1 Exemples de machines thermoacoustiques.

Les machines thermoacoustiques peuvent être scindées en deux classes : les machines à ondes stationnaires et les machines à ondes progressives.

La différence entre machine thermoacoustique à ondes stationnaires et machine thermoacoustique à ondes progressives est liée au déphasage entre déplacement et oscillation de température, et par suite à la nature du cycle thermique suivi par la particule de fluide. Le régénérateur se comporte comme une « éponge thermique » pour le fluide, puisqu'il a pour fonction d'emmagasiner et de restituer alternativement l'énergie thermique.

Les figures 1.34 ; 1.35 et 1.36 montrent les différentes réalisations des machines thermoacoustiques de Space ThermoAcoustic Refrigerator [Star Penn State, 1992] ; de

Stirling heat engine [Backhaus & Switt, Nature, 1993] et le schéma de principe d'un moteur thermoacoustique développé par la société Hekyom.

Le réfrigérateur (pompe à chaleur) assure le transfert de chaleur d'une source froide vers une source chaude, ce qui nécessite un apport d'énergie sous forme de travail. Le générateur d'onde joue le rôle de la source acoustique. La machine thermoacoustique est munie d'un actionneur électromécanique en fonctionnement réfrigérateur. Lorsque la machine en question est une maquette d'étude, un haut-parleur électrodynamique est généralement employé pour assurer cette fonction. En revanche, lorsqu'il s'agit d'une machine thermoacoustique de forte puissance, le haut-parleur est remplacé par un moteur/alternateur linéaire.

La figure 1.34 est un réfrigérateur à ondes stationnaires et la géométrie du guide d'onde est différente des autres. Un haut-parleur électrodynamique génère une onde acoustique de fréquence 400 Hz dans le résonateur.



Figure 1.34: Space ThermoAcoustic Refrigerator [Star Penn State, 1992].

La figure 1.35 est une machine à ondes progressives, constituée d'un long résonateur quart d'onde connecté à une boucle dans laquelle est placé le régénérateur (la fréquence d'auto-oscillations de l'onde générée est telle que la longueur d'onde correspond approximativement à 4 fois la longueur du guide droit).

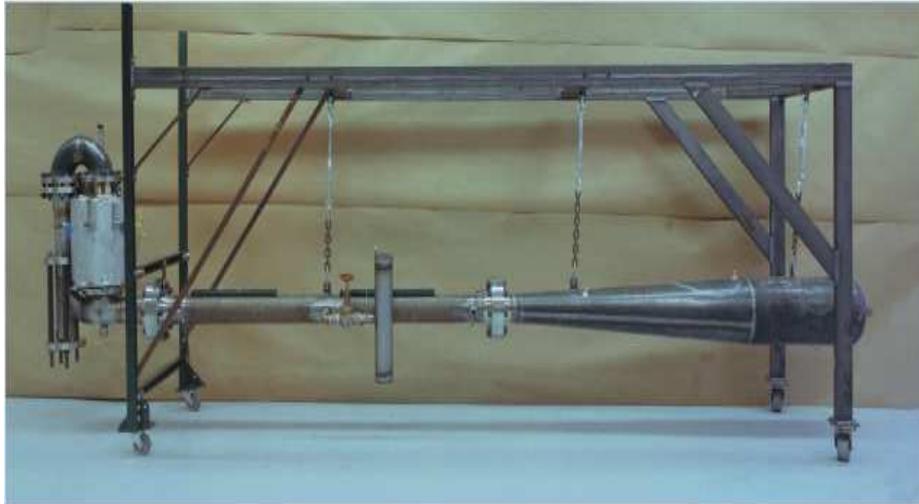


Figure 1.35: Stirling heat engine [Backhaus & Switt, Nature, 1993].

La figure 1.36 est équipée d'un moteur/alternateur. Les moteurs/alternateurs linéaires ont un fonctionnement assez proche de celui des haut-parleurs électrodynamiques mais la principale différence réside dans le fait qu'un moteur/alternateur linéaire est dimensionné pour opérer dans une gamme de fréquence très restreinte, à savoir autour de sa résonance, alors même que les haut-parleurs électrodynamiques ont pour fonction d'opérer uniformément dans une large gamme de fréquences. Les moteurs/alternateurs développés sont des transducteurs électrodynamiques type à aimant mobile dans les moteurs de Hekyom, présentent une attention particulière portée sur la plaque mobile, constituée d'un assemblage de petits aimants alternés Nord-Sud, en forme de lame, collés entre deux tôles de faible épaisseur destinées à assurer la résistance, la rigidité mécanique.

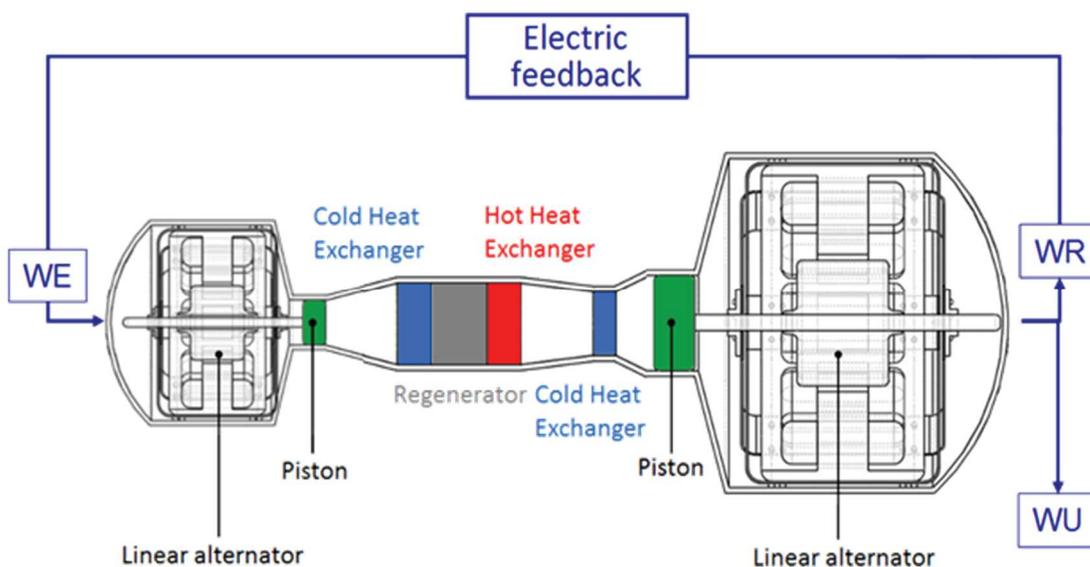


Figure 1. 36: Génératrice thermoacoustique développée par la société Hekyom.

1.2.1.2 Les éléments d'une machine thermoacoustique.

- **Le fluide.**

Lors d'une conception de machines thermoacoustiques de forte puissance, il faut pressuriser le fluide, pour augmenter la puissance acoustique générée dans le guide d'onde.

L'intensité sonore qui règne dans la cavité est donnée par :

$$I = \frac{P_{ae}^2}{4C \cdot \rho_f} \quad (1)$$

$$\rho_f = \frac{P \cdot M_{air}}{R \cdot T_a} \quad (2)$$

$$C = \sqrt{\frac{\gamma \cdot R \cdot T_a}{M_{air}}} \quad (3)$$

P_{ae} : Pression acoustique efficace ; T_a : Température ambiante (300K).

P : Pression atmosphérique ; ρ_f : Masse volumique moyenne du fluide.

M_{air} : Masse d'une mole d'air ($29 \cdot 10^{-3}$ kg) ; R : Constante des gaz parfaits (8.31).

C : Célérité adiabatique du son dans le fluide.

$\gamma = C_p/C_v$: Rapport des chaleurs spécifiques isobare et isochore (1.4).

- **Régénérateur.**

Le régénérateur/stack est un empilement de plaques, il est défini par :

- sa position dans le résonateur,
- le matériau le constituant,
- le rayon géométrique de ses pores.

La position optimale de l'empilement dans le guide d'onde dépend de la géométrie du guide d'onde et de la position de la source acoustique. La figure 1.37 montre un exemple de régénérateurs.

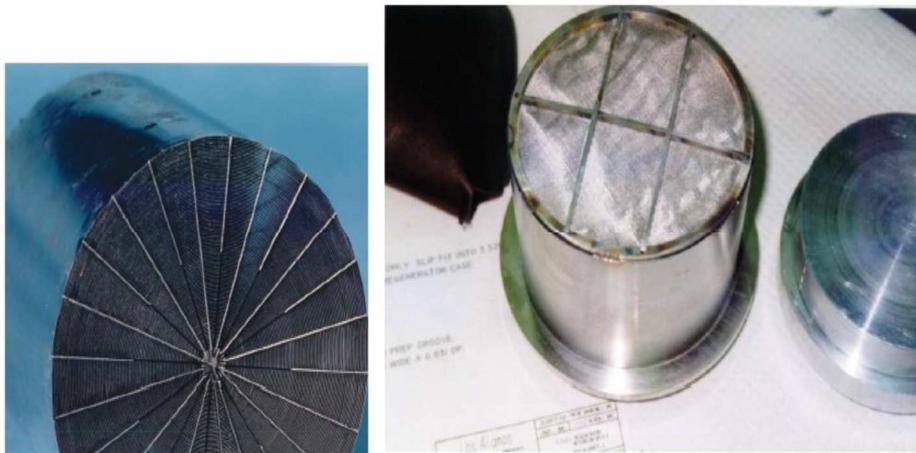


Figure 1. 37: Exemple de régénérateurs [Ste&AL00], [Org92].

- **Les échangeurs.**

Un échangeur de chaleur est un système qui permet de transférer un flux de chaleur d'un fluide chaud à un fluide froid à travers une paroi sans contact direct entre les deux fluides. Un échangeur thermique ne mélange pas les deux fluides, il permet simplement le transfert de chaleur entre les deux. Pour cela, les deux fluides sont séparés par une paroi très conductrice. Un exemple d'échangeur thermique est donné à la figure 1.38



Figure 1. 38: Echangeur thermique [Ste&AL00].

- **La source acoustique.**

La source acoustique est, soit une machine linéaire lorsque la machine thermoacoustique est de forte puissance, soit un dispositif similaire à un haut-parleur électrodynamique lorsqu'il s'agit des maquettes d'études. La figure 1.39 illustre un ensemble moteur/générateur couplés avec leur enceinte.



Figure 1. 39: Moteur/générateur couplés avec leur enceinte [Bac&AL99].

- **Le guide d'onde.**

Le choix de la géométrie du guide d'onde détermine le mode de fonctionnement de la machine. Le guide d'onde doit être réalisé de sorte que le facteur de qualité de la résonance soit le plus élevé possible, il doit satisfaire les contraintes de réalisation technologique liées à la forte pression du fluide de travail et à la présence d'hétérogénéités de températures. La géométrie est très diverse suivant les machines figure 1.40.

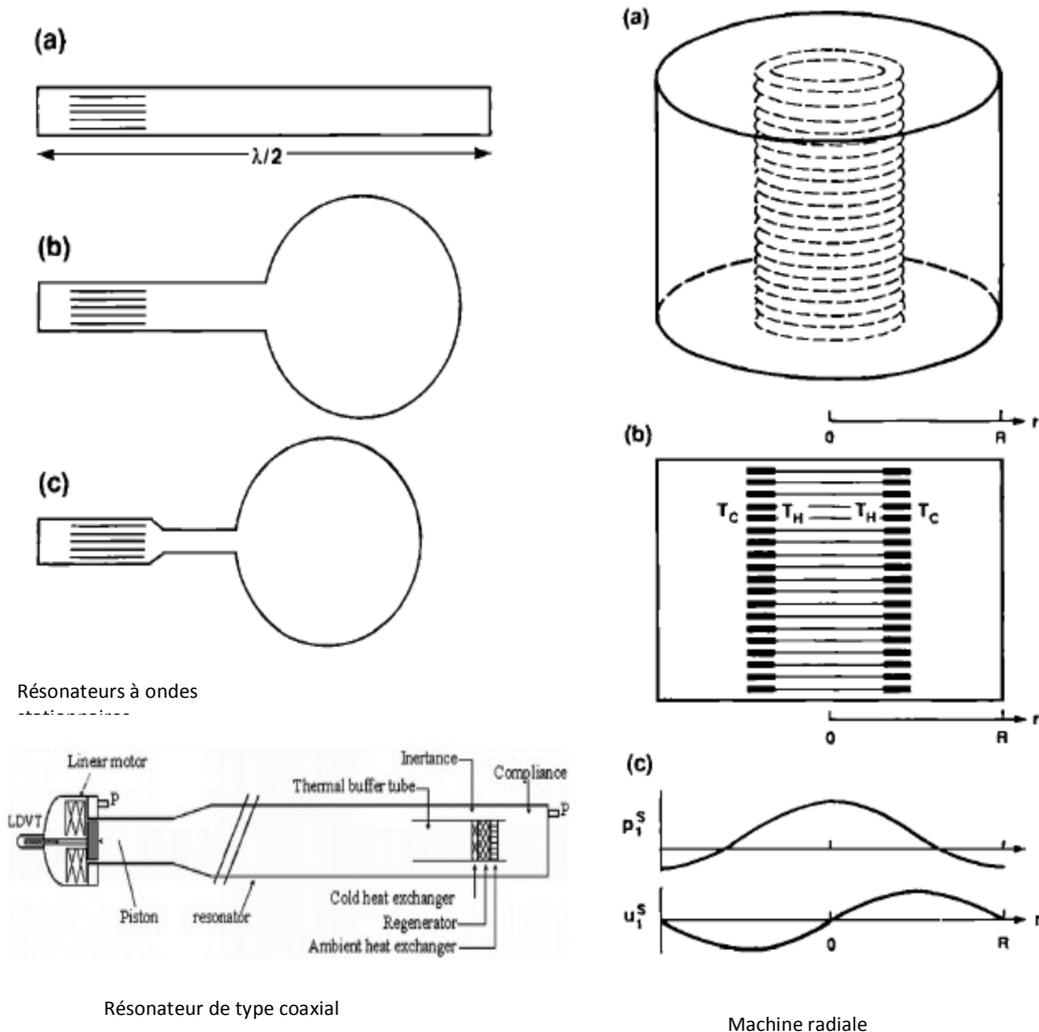


Figure 1. 40: Géométrie de guide d'onde [Bac&AL99].

1.2.2 Moteurs Stirling

La seconde machine thermique pour laquelle l'usage de génératrice linéaires pourrait s'avérer intéressante est le moteur « Stirling », inventé par Robert Stirling au début du 19^{ème} siècle, et dont le brevet a été déposé en 1816 (moteur à air chaud).

Le principe du moteur Stirling est simple. La combustion est externe, l'air à faible pression est le fluide de travail. L'air subit quatre transformations : chauffage, détente, refroidissement

et compression [Dan&AL10], [Has95]. La figure 1.41 Schématise le diagramme théorique d'un moteur Stirling.

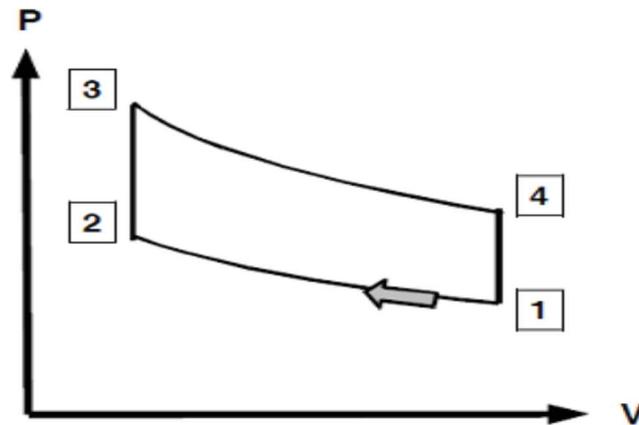


Figure 1. 41: Diagramme théorique d'un moteur de Stirling.

- Compression isotherme (1-2) : Le gaz dans le volume de compression est comprimé par le piston. Le fluide absorbe du travail et la chaleur du fluide de travail est transférée vers le puits froid.
- Chauffage isochore (2-3) : La chaleur du régénérateur est transférée vers le fluide de travail lors du refroidissement.
- Détente isotherme (3-4) : La chaleur d'une source extérieure est transférée vers le fluide de travail : Phase motrice du cycle ou fourniture du travail par le fluide.
- Refroidissement isochore (4-1) : Le volume de détente est maximal. La chaleur du fluide de travail est transférée vers le régénérateur. La pression diminue et un nouveau cycle recommence à la fin.

Une évolution intéressante associe une machine thermoacoustique à une machine Stirling, le brevet a été déposé le 26 octobre 1982 [US 4355517 A] au nom de Resonant Travelling Wave Heat Engine par Peter H. Ceperley figure 1.42.

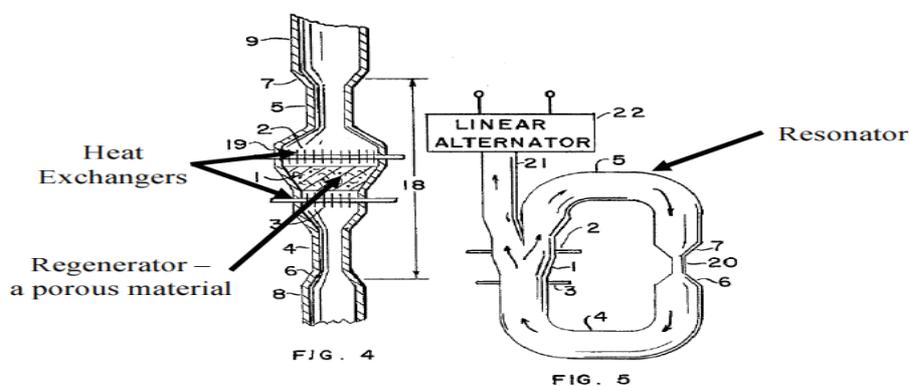


Figure 1.42: Resonant Traveling Wave Heat Engine.

L'idée, c'est de remplacer le piston, le vilebrequin et les bielles mobiles du moteur Stirling uniquement par l'inertie de l'onde acoustique dans le gaz de travail ; sans impacter (réduire) le rendement du moteur Stirling. Cette invention est simple et fiable avec l'élimination des pièces mobiles, mais la puissance acoustique n'a pas été réellement amplifiée.

1.2.2.1 Applications du moteur Stirling.

Les moteurs Stirling possèdent un certain nombre d'atouts et d'inconvénients.

Le moteur Stirling possède de nombreux avantages par rapport aux moteurs à explosion.

- Le moteur Stirling ne présente pas de combustion interne, ce qui lui permet d'être moins bruyant, moins polluant et il vibre moins qu'un moteur classique.
- Le moteur Stirling est aussi réversible, il peut devenir pompe à chaleur s'il est couplé à un autre moteur.
- Son aptitude écologique répond aux exigences environnementales en matière de pollution.
- Le moteur Stirling fonctionne avec plusieurs sources de chaleurs : gaz, charbon, fuel, bois, déchets, géothermie et énergie solaire.

Malgré ces avantages importants, le moteur Stirling a des problèmes d'étanchéité difficiles à résoudre lorsque la pression est élevée.

Les avantages du moteur Stirling lui donnent un avantage dans certains domaines d'applications :

- La production d'électricité à partir de combustible fossile ; d'énergie solaire et la cogénération dans les secteurs tertiaire et résidentiel.
- La production d'électricité pour véhicules hydrides.
- La propulsion des sous-marins et des navires.

Les génératrices pour applications spatiales (développées, entre autre, par Sunpower and Infinia Corp).

1.2.2.2 Les différents types du moteur Stirling

Il existe trois types de moteur Stirling : le moteur Alpha, le moteur Béta et le moteur Gamma.

Les trois architectures ont chacune des avantages et des inconvénients.

On les différencie par leur configuration géométrique c'est-à-dire le mode de fonctionnement, l'agencement des cylindres et le couplage des pistons.

- **Le moteur Alpha.**

Le moteur alpha figure 1.43 ou bicylindre est composé de deux pistons qui se déplacent dans deux cylindres différents ; ce qui lui permet de dissocier la source froide et la source chaude. Le couplage cinématique permet au fluide de travail de se déplacer entre les deux pistons en traversant un régénérateur.

Cette architecture présente des avantages et des inconvénients ci-dessous :

- Faible coût de fabrication et de maintenance.
- Le volume mort (différence entre volume balayé et volume total du moteur) est faible
- Possibilité de mettre plusieurs moteurs en série pour augmenter la puissance (moteur multicylindre).

Le rendement est, par contre, plus faible qu'avec les architectures Beta et Gamma.

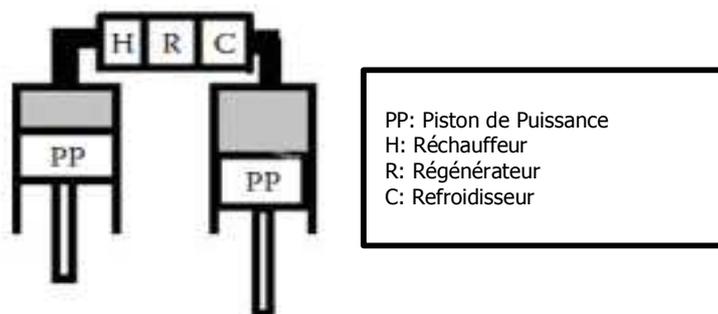


Figure 1. 43: Coupe du moteur Stirling Alpha [Mou12].

- **Moteur Stirling Beta**

Le moteur Beta figure 1.44, monocylindrique, est constitué de :

- Un piston moteur,
- Un déplaceur qui déplace le volume du gaz de la partie froide à la partie chaude.

La bielle du déplaceur doit traverser le piston de force, ce qui rend sa cinématique complexe et la conduction thermique entre la source froide et la source chaude se fait par les parois du cylindre.

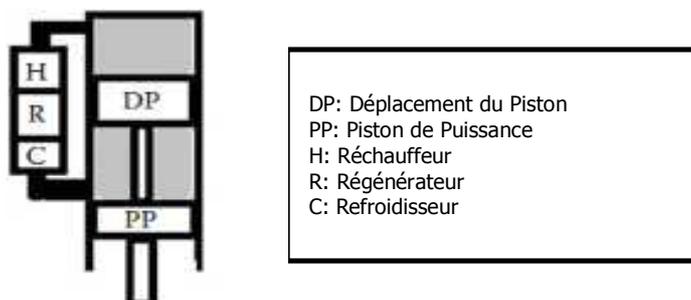


Figure 1. 44: Coupe du moteur Stirling Beta [Mou12].

- **Moteur Stirling Gamma.**

Ce moteur est bicylindre figure 1.45, il est composé d'un piston et d'un déplaceur. Le déplaceur déplace le fluide d'une zone à l'autre. Le fluide subit des variations de températures qui engendrent à leur tour des variations de pression qui mettent en mouvement le piston moteur. Le déport du piston de force engendre un volume mort de compression très important.

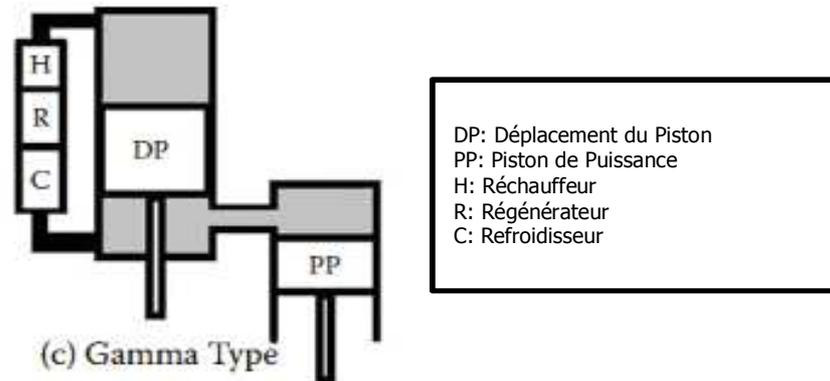


Figure 1. 45: Coupe du moteur Stirling Gamma [Mou12].

Les figures 1.46 et 1.47 montrent des réalisations industrielles mettant en œuvre des génératrices électriques linéaires au sein de moteur Stirling : Sandia National Laboratories et de Volvo Technology. Le principe est basé sur le piston libre, qui élimine également le besoin d'un mécanisme de vilebrequin et facilite le fonctionnement à taux de compression variable.

Le principe du piston libre offre des possibilités de réaliser des stratégies de combustion avancées telles que l'allumage par compression de charge homogène dans lequel l'inflammation du mélange air-carburant se produit lorsque la pression et la température du gaz atteignent des valeurs optimales pendant la course de compression. La vitesse du piston peut être contrôlée à chaque course afin d'obtenir un temps correct pour la compression de charge homogène par un contrôle approprié de la puissance de sortie de la machine électrique intégrée.

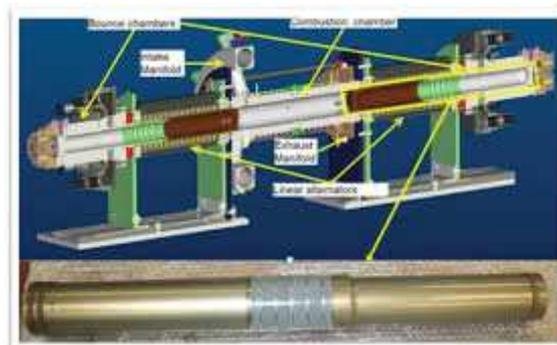


Figure 1. 46: Génératrice électrique linéaire de Sandia National Laboratories (2011).

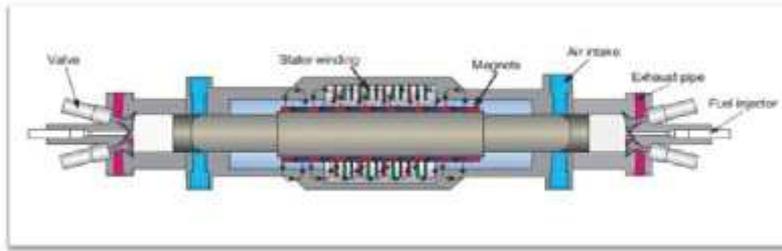


Figure 1. 47: Génératrice électrique linéaire Volvo free piston energy converter (2004).

La figure 1.48 montre une autre machine linéaire, au sein d'un système appelé « Advanced Stirling Radioisotope Generator (ASRG) », il s'agit d'un système d'énergie radioisotope développé par la NASA pour les futures missions spatiales profondes, où l'énergie solaire n'est pas exploitable.

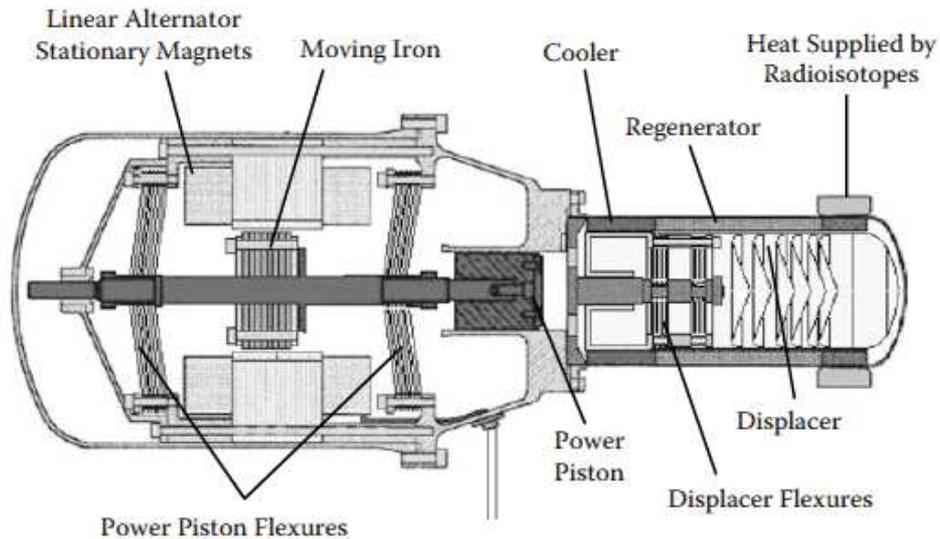


Figure 1.48: A radioisotope-powered Stirling converter [Mou12].

En fin, la figure 1.49 montre une réalisation de la société Sunpower, Inc « Advanced Stirling Converter (ASC) », utilisant aussi un moteur Stirling à piston libre couplé à une génératrice linéaire. Le convertisseur se compose d'un récipient sous pression rempli d'hélium, hermétiquement fermé, contenant un plongeur, un piston et l'alternateur linéaire.

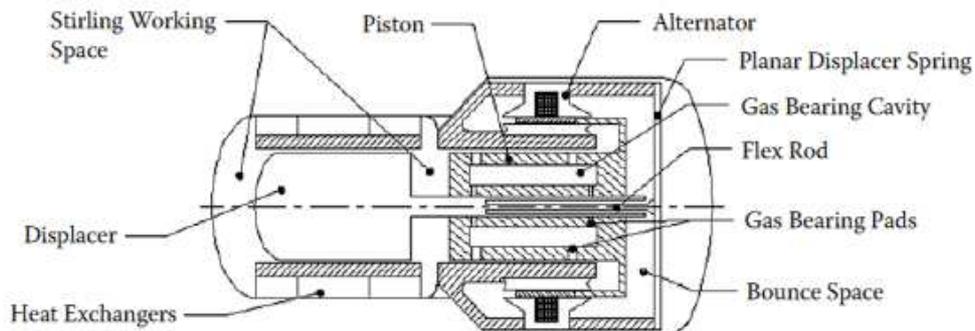


Figure 1.48: Advanced Stirling converter [Mou12].

Conclusion :

Nous avons présenté le fonctionnement, les structures et la classification des machines électriques linéaires en mettant un accent particulier sur les génératrices électriques linéaires planes à structure polyentrefer à aimants permanents.

Une analyse de l'état de l'art montre d'une part l'essor récent des machines électriques linéaires à structure polyentrefer à lames guidées ou frottantes à aimants permanents, d'autre part les freins technologiques actuels qui s'y rattachent.

Nous avons présenté les machines thermiques en nous focalisant sur les machines thermoacoustiques et le moteur Stirling qui sont des machines thermiques à apport de chaleur extérieure. Nous avons détaillé les caractéristiques de fonctionnement et de performances ainsi que les différentes architectures des machines thermoacoustiques et du moteur Stirling avec différentes applications allant de la génération électrique à la réfrigération domestique pour les machines thermoacoustiques, de la production d'énergie dans les navires et les sous-marins à la cogénération dans les secteurs tertiaire et résidentiel pour le moteur Stirling.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.

- [Bol13] I. Boldea, *Linear Electric Magnetic, Drives and MAGLEVs Handbook*, CRC Press, Taylor & Francis Group, New York, 2013.
- [Bol16a] I. Boldea, *Variable Speed Generators*, CRC Press, Taylor & Francis Group, New York, 2016.
- [Bol16b] I. Boldea, *Synchronous Generators*, CRC Press, Taylor & Francis Group, New York, 2016.
- [Gie10] Jacek F. Gieras, *Permanent Magnet Motor Technology: Design and Application*, CRC Press, Taylor & Francis Group, New York, 2010.
- [Gie&AL12] Jacek F. Gieras, Zbigniew J. Piech, Bronislaw Z. Tomczuk, *Linear Synchronous Motors: Transportation and Automation Systems*, CRC Press, Taylor & Francis Group, New York, 2012.
- [Rin&AL10] F. Rinderknecht, H.G. Herzog, Calculation of a linear generator for a hybrid vehicle concept, 978-1-4244-4175-4/2010 IEEE.
- [Xu&AL10] W. Xu, J. Zhu, Y. Zhang, Y. Guo, G. Sun, Steady and Dynamic Performance Analyses of a Linear Induction Machine, 978-1-4244-4175-4/2010 IEEE.
- [Dan&AL10] T.T. Dang, P. François, L. Prévond, H. Ben Ahmed, Theoretical and experimental results of Tubular Linear Induction Generator for Stirling Cogenerator System, 978-1-4244-4175-4/2010 IEEE.
- [Zha&AL10] S. Zhang, L. Norum, R. Nilssen, Variable Voltage Variable Frequency Control of Tubular Linear Permanent Magnet Synchronous Machine for Drilling Applications, 978-1-4244-4175-4/2010 IEEE.
- [Ben94] A. Ben Ahmed, Contribution à la conception de machines synchrones à aimants permanents et bobinage global, Thèse de doctorat, Université de Paris VI, Janvier 1994.
- [Cav02] P.E. Cavarec, Conception, modélisation et optimisation des actionneurs polyentrefers à bobinages globaux : Application aux structures linéaires multi-tiges, Thèse de doctorat, ENS Cachan, Novembre 2002.
- [Zie08] N. Ziegler, Actionneur électromagnétique linéaire polyentrefère à aimants à hautes performances. Application aux entraînements directs pour le domaine aéronautique, Thèse de doctorat, Université de Montpellier, février 2008.
- [Tut&AL08] L. N. Tutelea, M. Chin Kim, M. Topor, J. Lee, Linear Permanent Magnet

- Oscillatory Machine: Comprehensive Modeling for transients with Validation by Experiments, 0278-0046/2008 IEEE.
- [Bao&AL08] A. Baoquan Kou, B. Hongxing, C. Liyi Li, The Thrust Characteristics Investigation of Double-side Plate Permanent Magnet Linear Synchronous Motor for EML, 978-1-4244-1833-6/2008 IEEE.
- [Bao&AL15] A. Baoquan Kou, Y. Lin, H. Zhang, L. Zhang, H. Zhang, Nonlinear Analytical Modeling of Hybrid-Excitation Double-sided Linear Eddy-current Brake, IEEE Transactions on Magnetics, Vol.51, No.11, November 2015.
- [Jan&AL02] S. M Jang, S.H Lee, Comparison of two Types of PM Linear Synchronous Servo and Miniature Motor with Air-Cored Film Coil, IEEE Transactions on Magnetics, Vol.38, No.5, September 2002.
- [Liy&AL11] C. Liyi Li, M. Ma, A. Baoquan Kou, Q. Chen, Analysis and Design of Moving-Magnet- Type Linear Synchronous Motor for Electromagnetic Launch System, IEEE Transactions on Plasma Science, Vol.39, No.1, January 2011.
- [Rez&AL07] B. Rezaeealam, S. Yamada, Development of a Self-Excited Linear Induction Generator for Free-Piston Generator, LDIA, Lille, France, September 16-19, 2007.
- [Gar&AL07] J. A Garcia-Alzorriz, J. Grau, R. Cordoba, J. Muela, A novel double-sided flat rectangular linear permanent magnets synchronous generator for sea wave energy application, LDIA, Lille, France, September 16-19, 2007.
- [Has95] Hassan Lemrani. Modélisation énergétique des moteurs Stirling. PhD thesis, ISITEM-ENSTIMN, Nantes, France, 1995
- [Org92] A. J Organ. Thermodynamics and Gas Dynamics of the Stirling Cycle Machine. Cambridge University Press, 1992.
- [Bac&AL99] S. Backhaus, G.W. Swift, A thermoacoustic stirling heat engine, Nature, 399:335-338,1999.
- [Bac&AL04] S. Backhaus, E.Tward, M. Patach, Traveling-Wave thermoacoustic electric generator, Applied Physics Letters.85, 1085, 2004.
- [Ste&AL00] L. Steven, Garrett and S. Blackhaus, The Power of Sound, American Scientist, volume 88, 2000.
- [Tom95] A. Tominaga, Thermodynamic aspects of thermoacoustic theory,

Cryogenics, 35:427-440, 1995.

- [Li08] Q. Li, J. Xiao, Z. Huang, Simulation of a Two-Stroke Free-Piston Engine for Electrical Power Generation, XXXX American Chemical Society 2008.
- [BAC&AL13] R. Baccoli, C. Mastino, and A. Baz, Boundary Layer structure to derive marginal condition for spontaneous oscillations of a Thermoacoustic engine coupled with a piezoelectric element, 68th Conference of the Italian Thermal Machine Engineering Assbociation, ATI2013.
- [You&AL09] Youngmin Woo, Younggae Lee and Yonggyun Lee, The performance characteristics of a hydrogen-fuelled free piston internal combustion engine and linear generator system, International Journal of Low-Carbon Technologies 2009, 4, 36-41.
- [Tel06] Mark P. Telesz, Design and Testing of a Thermoacoustic Power Converter, Georgia Institute of Technology, 2006.
- [Pol&AL03] H. Polinder, B.C. Mecrow, A.G. Jack, P.Dickinson, M.A.Mueller, Linear generator for direct-drive wave energy conversion 0-7803-7817-2/03/2003 IEEE.
- [Pru&AL10] J. Prudell, M. Stoddard, E. Amon, A Permanent-Magnet Tubular Linear Generator for Ocean Wave Energy Conversion, IEEE Transactions on Industry Applications, Vol.46,No.6, November/December 2010.
- [Pol&AL03] M. Prado, H. Polinder, Direct Drive in Wave Energy Conversion-AWS Full Scale Prototype Case Study.
- [Mou&12] Mounir B. Ibrahim, Roy C. Tew, Jr, Stirling Convertor Regenerators, CRC Press, Taylor & Francis Group, New York 2012.

**Chapitre 2 : Modélisation et dimensionnement de la génératrice électrique
linéaire plane à double stator à structure polyentrefer à lames guidées ou
frottantes.**

Introduction.	49
2.1 Cahier des charges.	49
2.2 Conception et dimensionnement.	50
2.2.1 Les étapes du dimensionnement.....	51
2.2.1.1 Outils du dimensionnement.....	51
2.2.1.2 Méthode analytique.	51
2.2.1.3 Méthode numérique.	52
2.2.1.4 Optimisation.	53
2.2.2 Importance de la formulation 2D.	55
2.3 Choix de la structure de la machine linéaire électrique à aimants permanents.	56
2.3.1 Les machines électriques linéaires à aimants permanents en mouvement.	56
2.3.2 La sécurité, la fiabilité et le coût de la génératrice électrique linéaire.	58
2.4 Structure géométrique et physique.	59
2.4.1 Déplacement de la partie mobile.	59
2.4.2 Structure magnétique.	59
2.4.3 Calcul analytique.	62
2.4.4 Dimensionnement par la méthode des éléments finis (FEM).	65
2.4.4.1 Domaine de calcul et conditions aux limites.	66
2.4.4.2 Etude paramétrique.	67
2.5 Efforts de centrage et de plaquage.	73
2.5.1 Guidage extérieur.	74
2.5.2 La tribologie.	75
2.5.2.1 L'adhérence.	75
2.5.2.2 Calcul de l'effort normal.	75
2.6 Optimisation multicritère de la génératrice linéaire électrique à structure polyentrefer à lames guidées ou frottantes.	80
2.6.1 Définition des variables de conception.	81
2.6.2 Définition des contraintes de conception.	81
2.6.3 Processus d'optimisation.	82
2.6.4 Résultats.....	82
2.7 Simulation de la génératrice électrique linéaire plane à double stators.	88
2.7.1 Simulation du fonctionnement à vide de la génératrice électrique linéaire.	88
2.7.2 Simulation du fonctionnement en charge de la génératrice électrique linéaire.	89
Conclusion.	90

Introduction.

Le chapitre précédent a permis de présenter les machines électriques linéaires avec les différentes applications et en particulier la génératrice électrique linéaire à structure polyentrefer.

Notre étude concerne la conception d'une génératrice électrique linéaire à structure polyentrefer à lames guidées ou frottantes à aimants permanents. Nous allons dans un premier temps décrire la structure géométrique et physique, puis traduire le fonctionnement par des équations magnétiques et électromécaniques en respectant le cahier des charges et enfin établir un modèle numérique de la génératrice linéaire.

2.1 Cahier des charges.

Le cahier de charges doit être clairement posé vue son importance. Le cahier de charges doit contenir les fonctions à réaliser telles que les conversions des énergies électromécanique et électrique ; les contraintes qui reposent sur ces fonctions tels que les performances, les caractéristiques techniques, économiques, écologiques et l'encombrement.

La thermoacoustique est une thématique de recherche qui vise à exploiter l'interaction entre les oscillations (en termes de pression et de déplacement) et une paroi afin de générer du travail ou bien de générer un flux de chaleur. Le phénomène est connu sous le nom d'effet de Sandhaus, qui a eu une explication qualitative en 1894 par Lord Rayleigh et une analyse théorique linéaire en 1980 par Rott [Org92].

Le générateur thermoacoustique convertit l'énergie thermique en énergie mécanique. Le fonctionnement en génératrice pose le problème de la transformation de l'énergie mécanique en énergie électrique. La conversion de cette énergie mécanique en électricité est réalisée de plusieurs manières. Nous étudions l'utilisation d'une génératrice linéaire. La génératrice électrique linéaire étudiée, à structure polyentrefer à lames guidées ou frottantes à aimants permanents est couplée avec le générateur thermoacoustique (ondes stationnaire ou progressive) pour produire directement la puissance électrique.

La partie mobile constituée des aimants permanents NdFeB et les deux stators sont constitués en tôles nuance M300-35A. Le pas d'encoche est égal au pas polaire, vaut 5 mm.

Tableau 2.1 : Données du cahier des charges.

Désignation	Symbole	valeur	Unité
Course totale	L_s	20	mm
Puissance	P	1000	W
Fréquence mécanique	F	50	Hz
Vitesse	V	0.5	m/s

Un objectif fondamental sur le plan de performance consiste à approcher la valeur puissance massique de 500 W/kg.

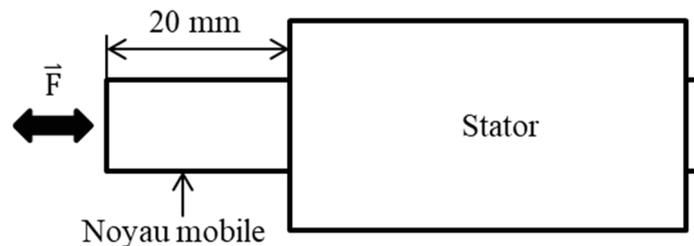


Figure 2.1 : Synoptique de la génératrice linéaire électrique à aimant permanent.

2.2 Conception et dimensionnement.

D'une manière générale, toute génératrice électrique linéaire doit:

- satisfaire aux spécificités énoncées dans son cahier des charges (vitesse, effort moteur, puissance, rendement, précision, longévité);
- offrir à ses utilisateurs un niveau de fiabilité convenable.

La conception, c'est la définition d'un ensemble d'objets qui répond à un besoin défini dans un cahier de charges ; alors que le dimensionnement est la procédure qui vise à déterminer la taille ou les caractéristiques d'un élément pour lui permettre d'être apte au service et d'assurer la sécurité structurale nécessaire.

Le cahier des charges contient les fonctions à réaliser et les contraintes de ces fonctions. Généralement, nous commençons par définir la structure qui répond aux besoins du cahier des charges; et par la suite nous déterminons les grandeurs géométriques, physiques et la commande en respectant les contraintes du cahier des charges.

On appelle critère de dimensionnement toute condition qui détermine la taille d'un organe de la génératrice électrique linéaire. Ces critères dépendent de la fonction remplie par l'organe considéré; les valeurs limites des caractéristiques à respecter résultent du cahier des charges.

2.2.1 Les étapes du dimensionnement.

D'une manière générale, le dimensionnement d'un élément s'effectue en plusieurs étapes. Nous proposons le schéma de la figure 2.2 comme l'algorithme de dimensionnement.

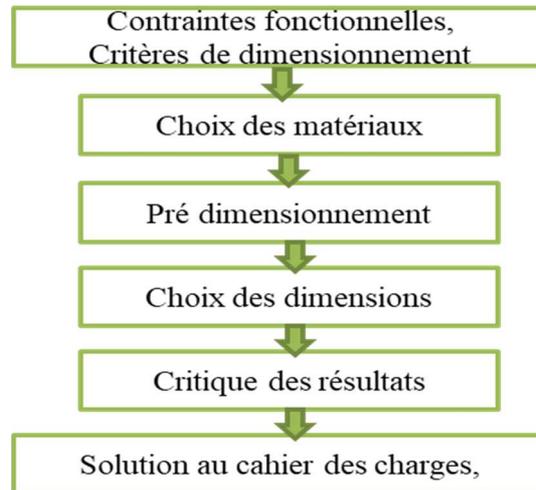


Figure 2.2: Algorithme de dimensionnement.

2.2.1.1 Outils du dimensionnement.

Il existe plusieurs outils d'aide au dimensionnement, basés sur un modèle mathématique avec des approches différentes.

La procédure classique utilisant la résolution des équations du premier ou du second degré (une ou deux variables) pour le dimensionnement des génératrices électriques linéaires à aimants permanents est décrite dans les ouvrages et publications suivantes [Pin&AL06], [Bol&AL16b].

Les techniques de l'intelligence artificielle sont utilisées dans le dimensionnement dit système expert. La majorité du travail fait appel à la connaissance de l'expert.

Il existe souvent une infinité de solutions à un problème de dimensionnement donné. Il faut trouver la meilleure solution au regard d'un critère qui est un ensemble de paramètres.

2.2.1.2 Méthode analytique.

Les équations physiques ont des solutions symboliques exactes qui nécessitent la plupart du temps d'effectuer des hypothèses simplificatrices plus ou moins fortes avec des conséquences parfois importantes sur la qualité du résultat.

La conception d'une génératrice linéaire électrique à aimants permanents comprend la détermination quantitative du flux magnétique. Dans la conception d'un circuit de champ

magnétique, les dimensions précises pour les pièces individuelles sont déterminées, le courant requis pour le circuit magnétique et le courant magnétisant également requis sont calculés, et l'ampleur des pertes qui se produisent dans le circuit magnétique est estimée.

La méthode analytique présente les avantages et les inconvénients suivants :

- **Inconvénients.**

- Elle n'est pas générique ; à chaque nouvelle génératrice, il faut un nouveau développement complet des équations.
- Elle est faite pour les performances moyennes. Elle ne permet pas, ou difficilement, la modélisation de beaucoup de phénomènes liés aux spécificités de la machine linéaire (effets d'extrémité, géométrie « 3D » ...). Les modèles obtenus manquent alors de précisions.

- **Avantages.**

- Elle permet de calculer l'expression symbolique rigoureuse de tous les paramètres de fonctionnement en fonction de tous les paramètres de la génératrice électrique linéaire.
- Les équations symboliques contiennent un lien explicite entre tous les paramètres et les phénomènes physiques qui interviennent dans la génératrice électrique linéaire.
- Elle est rapide, permet d'explorer l'espace des solutions dans un temps limité et permet une variation de tous les paramètres du modèle dans les limites de validité des équations.

2.2.1.3 Méthode numérique.

La méthode numérique résout directement les équations physiques de base de la génératrice à dimensionner avec des méthodes mathématiques numériques. Parmi ces méthodes, le calcul par éléments finis a pris un essor considérable. Les résultats d'un calcul par éléments finis sont sujets à caution [Rem&AL07], [Sun&AL15]. Il faut une certaine expérience pour mailler correctement un volume, les mailleurs automatiques ont aussi leurs limites.

La méthode numérique présente les avantages et les inconvénients suivants :

- **Avantages.**

- Elle est précise ; elle prend en compte les phénomènes locaux, avec un maillage plus fin.
- Le temps de développement est court, car le logiciel prend en compte la géométrie et les propriétés physiques.

- **Inconvénients.**

- Elle est lente à cause du maillage et de la lourdeur des calculs.
- Elle se présente comme une boîte noire.
- Elle ne permet pas un couplage facile des différents phénomènes physiques.

2.2.1.4 Optimisation.

Ce problème se traite par la théorie d'optimisation (optimum design). La performance recherchée constitue l'objectif d'optimisation. Les dimensions libres et le matériau sont les variables d'optimisation.

Précisons qu'il s'agit d'une véritable optimisation lorsque la fonction objectif passe par un extremum en fonction d'une variable d'optimisation, d'une maximisation ou d'une minimisation, selon ce qui est recherché, lorsqu'il n'y a pas d'extremum dans le domaine couvert par la variable.

Le choix final de la valeur d'une variable d'optimisation n'est pas toujours critique, sauf si la fonction objectif est pointue. Afin de juger de l'influence plus ou moins forte de la variable, il convient de procéder à une analyse de sensibilité, c'est-à-dire d'étudier dans quel domaine peut se mouvoir la variable sans que la performance s'écarte de plus d'une certaine quantité acceptable de sa valeur maximale ou minimale.

Ces techniques utilisent généralement les algorithmes suivants :

- ✓ La méthode du gradient (algorithmes déterministes).

La fonction objectif est constituée des dérivées partielles. La méthode du gradient présente les avantages et les inconvénients suivants:

- **Avantages.**

- Elle converge rapidement, ce d'autant que les dérivées partielles sont des expressions symboliques exactes.
- Les critères de convergence sont exacts, avec une précision sur l'optimum lorsqu'il est atteint.

- **Inconvénients.**

- Le choix du point initial est primordial, car elle converge vers les optimaux locaux.
- Le calcul de toutes les dérivées partielles de la fonction objectif sont requises.
- ✓ La méthode stochastique.

La méthode stochastique est basée sur une analyse aléatoire de l'espace solution. Elle présente les avantages et les inconvénients suivants :

- **Avantages.**

- Elle est directe ; pas de calcul et d'hypothèse particuliers sur la nature mathématique du modèle.
- Elle évite les optimums locaux, car le procédé mathématique sur lequel elle repose ne nécessite pas le point initial.

- **Inconvénient.**

La méthode converge lentement et nécessite un grand nombre d'itérations pour aboutir à une solution. Il est difficile de savoir avec quelle précision relative l'optimum est atteint.

Le processus d'optimisation se résume sur la figure 2.3.

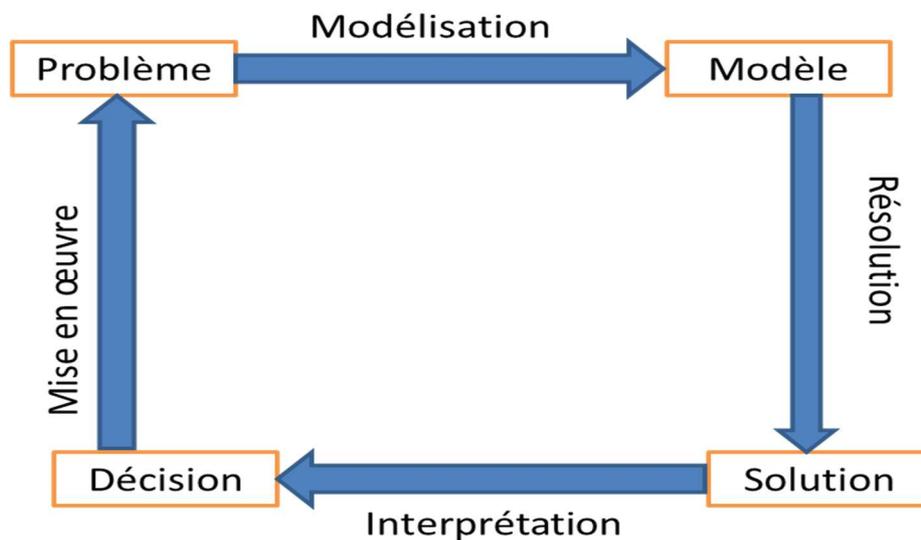


Figure 2.3: Processus d'optimisation.

Quelques critères sont énoncés pour juger de la pertinence d'un modèle. Aucun modèle n'est meilleur qu'un autre. Il est plus ou moins bien adapté à une utilisation, à un besoin.

Plus la granularité du modèle, est fine, plus le dispositif est détaillé en profondeur et permet d'accéder à des informations locales telles que :

- La précision.
- Le temps de calcul.
- L'exhaustivité de la description du système, c'est-à-dire l'ampleur des phénomènes mis en jeu.

Le modèle éléments finis est le plus précis, mais décrit assez mal le système. Le modèle analytique est rapide et peut bien décrire le système, mais a des difficultés à décrire les phénomènes locaux. Le modèle hybride bénéficie conjointement de la description locale et globale.

2.2.2 Importance de la formulation 2D.

Toutes les structures électromagnétiques sont à trois dimensions de nature, et certaines précautions doivent être prises lors des études en 2D des problèmes 3D. Beaucoup de problèmes réalistes en génie électrique peuvent être analysés par des méthodes 2D si les plans de coupe appropriés sont bien choisis. Notons également que, généralement, les appareils sont conçus pour éviter la génération de courants de Foucault, et par conséquent, nous pouvons souvent travailler avec des méthodes statiques. Lorsque des courants de Foucault sont présents, les formulations présentées 2D nécessitent que les courants soient perpendiculaires au plan en coupe transversale au cours de laquelle les éléments sont générés.

La précision des résultats est affectée par le très faible entrefer. La complexité des appareils électromagnétiques exige des techniques spéciales pour le calcul des courants de Foucault relativement simple, l'analyse complète et précise de l'induction magnétique qui doit être réaliste et précise.

Une précaution importante consiste à apporter un soin particulier à la qualité du maillage utilisé pour l'analyse des problèmes courants de Foucault, en particulier dans les régions où les courants sont importants. La profondeur de pénétration est donnée par :

$$\delta = \sqrt{\frac{2}{\mu \cdot \sigma \cdot \omega}} \quad (1)$$

μ : Perméabilité (H/m); σ : Conductivité électrique (S/m) ; ω : Pulsation (rad/sec).

Le problème formulé en 2D dans les machines électriques est décrit par l'équation suivante.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{1}{\mu} \frac{\partial A}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{1}{\mu} \frac{\partial A}{\partial y} \right) = \sigma \frac{dA}{dt} - J_c - J_a \quad (2)$$

A : le vecteur potentiel magnétique ; μ : la perméabilité ; σ : la conductivité électrique, J_c : la densité du courant dans le bobinage ; J_a : la densité du courant du vecteur de magnétisation de l'aimant permanent.

La figure 2.4 illustre les étapes de calcul de la méthode par éléments finis pour la résolution 2D du problème.

L'équation mécanique du système est donnée par l'équation (3).

$$F_e - F = m \frac{dv}{dt} + Dv \quad v = \frac{dx}{dt} \quad (3)$$

F_e : la force électromagnétique ; D : la constante d'amortissement mécanique.

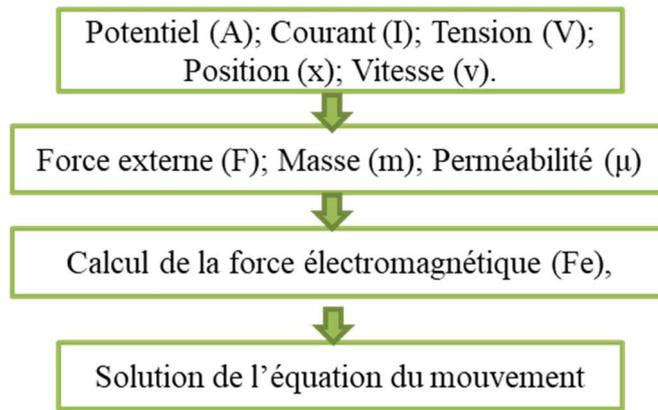


Figure 2.4 : Etapes de calcul de la méthode par éléments finis.

2.3 Choix de la structure de la machine linéaire électrique à aimants permanents.

Nous allons choisir la structure la mieux adaptée pour répondre au cahier des charges. Pour faire le choix, une analyse critique des principales possibilités sera faite, en comparant celles-ci non seulement au regard des performances, mais aussi des contraintes technologiques et économiques liées à un développement industriel.

2.3.1 Les machines électriques linéaires à aimants permanents en mouvement.

Les machines électriques linéaires sont caractérisées par plusieurs topologies; stator court ou stator long. Ces différentes variantes offrent une multitude de possibilités pour effectuer un mouvement linéaire [Bol&16b].

Les deux principales variantes, représentées sur la figure 2.5, sont à simple ou à double stators.

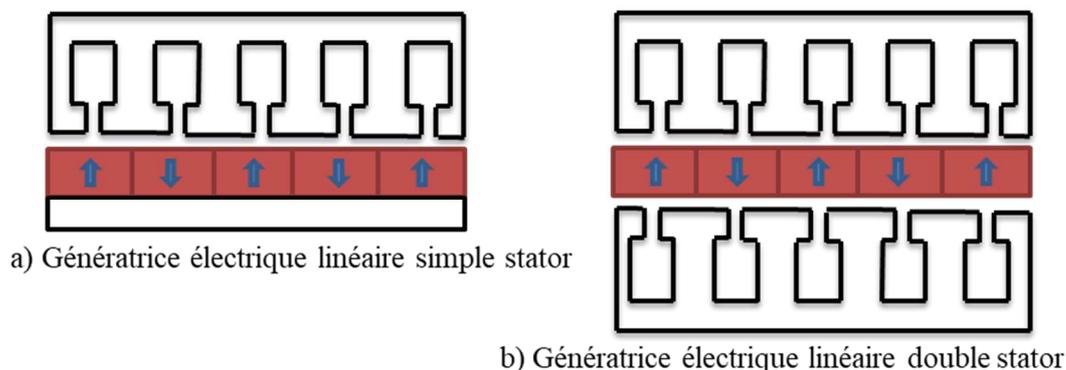


Figure 2.5 : Variante de la génératrice linéaire électrique plane.

La figure 2.5a montre la machine électrique linéaire plane à un seul stator comportant un circuit magnétique de retour.

La figure 2.5b montre la machine linéaire électrique plane à double stators. La structure de la figure 2.5b a pour avantage fondamental de permettre l'équilibrage magnétique de la partie mobile, au moins dans une large mesure, les efforts normaux agissants sur cette partie mobile s'équilibrent de part et d'autre de la lame, le guidage linéaire est donc théoriquement plus simple à réaliser. L'assemblage des aimants de la partie mobile est simple à réaliser, notamment lorsque les aimants permanents sont jointifs, car ils sont en équilibre magnétique les uns par rapport aux autres.

La partie mobile étant constituée d'un grand nombre d'aimants permanents, il est important de maîtriser les dimensions des éléments actifs dans le sens de déplacement, sous peine de perdre la position des aimants permanents au regard des encoches.

A chaque structure de machine électrique linéaire correspond une structure de machine linéaire plane. Le classement des structures est fait en fonction de la géométrie et du type de stator. La figure 2.6 illustre ce classement.

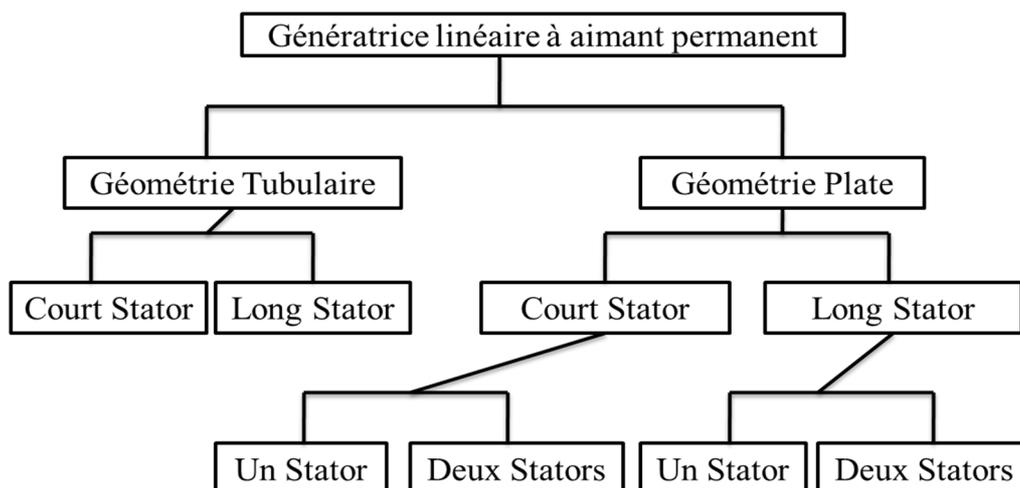


Figure 2.6: Structure des génératrices linéaires électriques selon la géométrie.

Nous pouvons ainsi classer la machine suivant le type de course :

- Longue course, la course est plus longue que le stator, elle est activée par tous les enroulements de la machine linéaire à aimant permanent en déplacement.
- Long stator, la course est moins longue que le stator. La course ou le déplacement est activé(e) par une partie des enroulements de la machine électrique linéaire à aimant permanent.

Nous distinguons ensuite deux types de stator à encoche.

- stator à structure rectangulaire à encoche semi-ouverte.
- stator à structure rectangulaire à encoche ouverte.

Du point de vue rendement de la machine, la génératrice électrique linéaire à longue course sera le meilleur choix. La sélection de la génératrice électrique linéaire à longue course peut aussi dépendre de l'espace prévu dans le système de génération.

La génératrice électrique linéaire à structure parallélépipédique à double entrefer fonctionne avec une haute densité de flux dans l'entrefer, il s'agit d'une solution très performante sur le plan de l'effort massique ou volumique. Il s'agit de la contrainte la plus importante pour la conception de notre génératrice.

Le stator à encoches semi-fermées présente l'avantage d'avoir un effort de détente très faible par rapport aux autres structures. Les côtés de la génératrice linéaire parallélépipédique restent libres, donc la réalisation du guidage linéaire sera certainement plus aisée que pour une structure fermée telle que la structure tubulaire.

Nous retenons donc cette structure parallélépipédique, simple de conception, la mieux à même de satisfaire aux contraintes du cahier des charges.

2.3.2 La sécurité, la fiabilité et le coût de la génératrice électrique linéaire.

La sécurité et la fiabilité de la génératrice électrique linéaire sont des critères très importants. Ils conditionnent complètement d'une part celles de la génératrice électrique linéaire et permettent d'autre part de diminuer les coûts de maintenance.

L'expérience de fabrication ainsi que la technologie diminuent a priori les risques de problèmes imprévus. Ceux-ci sont liés à l'utilisation de nouveaux matériaux dont l'évolution des caractéristiques avec le temps n'est pas bien connue ou à la mise au point de nouveaux processus de fabrication.

La maintenance de la génératrice électrique linéaire doit être simple. Toutes les parties susceptibles d'être détériorées doivent être accessibles, réparées ou changées simplement et rapidement.

Nous pouvons considérer deux facteurs pour le prix de revient de la génératrice électrique linéaire à structure polyentrefer à lames guidées ou frottantes:

- Le coût de réalisation ou montage qui peut varier selon les quantités à produire et le mode de production (le coût du bobinage manuel est plus élevé à celui du bobinage automatique).
- Le coût des matériaux est incompressible.

2.4 Structure géométrique et physique.

Il s'agit des équations reliant les différents paramètres géométriques de la génératrice électrique linéaire à structure polyentrefer à lames guidées ou frottantes et des matériaux utilisés.

2. 4.1 Déplacement de la partie mobile.

Généralement, le déplacement harmonique permet de décrire le mouvement oscillatoire d'une machine électrique linéaire [Den&AL87], [Den&AL86], [Yan&AL12].

Commençons par considérer l'équation du mouvement :

$$x = x_m \sin(2\pi ft) \quad x_m = \frac{L_s}{2} \quad (4)$$

La vitesse instantanée est la dérivée du déplacement, donnée par l'équation (5) :

$$u(t) = 2\pi f \frac{L_s}{2} \cos(2\pi ft) \quad (5)$$

La vitesse moyenne est donnée par l'équation (6).

$$U = 4x_m f = 2L_s f \quad (6)$$

L'accélération instantanée est la dérivée de la vitesse instantanée, équation (7).

$$\ddot{x}(t) = -(2\pi f)^2 \frac{L_s}{2} \sin(2\pi ft) = -(2\pi f)^2 x(t) = -\omega^2 x(t) \quad (7)$$

La vitesse de synchronisme (V) ou de déplacement est indépendante du nombre de paires de pôles des aimants permanents.

$$V = 2\tau f \quad (8)$$

τ : le pas polaire ; f : la fréquence ; L_s : La course.

En gardant la force F (effort moteur) constante sur toute la course, la puissance est égale au produit de la force et la vitesse.

$$P = F \times U \rightarrow F = \frac{P}{U} \quad (9)$$

2.4.2 Structure magnétique.

Nous décrivons la géométrie de la partie électromagnétique de la génératrice électrique linéaire à aimants permanents. Du point de vue de l'architecture de la génératrice électrique linéaire, plusieurs topologies de génératrices synchrones à aimants permanents sont présentées dans la littérature : on distingue notamment les génératrices électriques linéaires à flux radial et les génératrices électriques linéaires à flux axial selon la direction du flux dans l'entrefer [Bol16a], [Bol16b], [Sch&AL14], [Cip&AL14].

❖ **Modélisation de la géométrie de la génératrice électrique linéaire.**

Les performances des machines électriques sont liées directement à la qualité des matériaux ferromagnétiques utilisés. Les principaux matériaux magnétiques utilisés pour la fabrication des machines électriques qui se classent généralement en deux grandes familles :

- Les matériaux magnétiques doux qui ne présentent des propriétés magnétiques qu'en présence d'une excitation extérieure.

Les matériaux magnétiques doux pour usage électrotechnique se caractérisent par quatre constantes, qui sont la polarisation magnétique, la résistivité électrique, la constante d'anisotropie et la constante de magnétostriction.

- Les matériaux magnétiques durs qui sont les aimants permanents.

Les aimants permanents se caractérisent par leurs cycles d'hystérésis et plus particulièrement par le deuxième quadrant de ce cycle appelé courbe de désaimantation.

❖ **Famille d'aimants permanents.**

- **Les Alnico.**

Les aimants sont faits d'alliages à base d'aluminium, nickel, cobalt et fer, aux propriétés magnétiques modestes et au coût élevé à cause du cobalt. Le marché des Alnico est devenu pratiquement inexistant, les autres matériaux présentant, globalement, des caractéristiques plus intéressantes.

- **Les ferrites dures.**

Les matériaux sont en céramiques, très stables, à très faible coût, aux propriétés magnétiques modestes.

- **Les samarium-cobalt.**

Ils possèdent des performances magnétiques très supérieures aux deux familles précédentes, mais leur coût constitue un inconvénient majeur.

- **Les néodyme-fer-bore.**

Ils possèdent les meilleures performances magnétiques et sont un peu moins cher que les samarium-cobalt. Ils sont très sensibles à la corrosion, et sont protégés par des revêtements de surface et ne peuvent être utilisés à haute température.

❖ **Principales propriétés des matériaux usuels pour aimants.**

Les performances magnétiques des aimants permanents sont déterminées à partir de leur courbe d'aimantation $M = f(H)$ ou en induction $B = f(H)$, H représentant le champ magnétique effectif dans l'aimant. Ces performances sont plus particulièrement caractérisées sur le deuxième quadrant du cycle, qui correspond à la courbe de désaimantation.

Alors on obtient :

- ✓ L'induction rémanente B_r (induction magnétique en champ nul).
- ✓ Le champ coercitif de l'aimantation H_{cJ} (champ annulant l'aimantation M).
- ✓ Le champ coercitif de l'induction H_{cB} (champ démagnétisant annulant l'induction B)
- ✓ Le produit d'énergie volumique BH dont on tire $(BH)_{max}$.

Les performances des différents matériaux susceptibles d'être utilisés apparaissent dans le tableau 2.2. Nous avons choisi de les classer par famille, en précisant pour chacune d'elle une fourchette de valeurs typiques.

Tableau 2.2 : Performances et famille des aimants permanents.

Famille	AlNiCo	Ferrites	Samarium-Cobalt	Fer-Neodyme-Bore
→				
Propriétés ↓				
Composition	aluminium, nickel, cobalt, fer, cuivre ...	oxyde de fer et de baryum ou strontium	Samarium, cobalt, fer, cuivre ...	néodyme, fer, bore
Date (≈)	1932	1950	1966	1986
B_r (T)	1-1,3	0,3-0,4	0,8-1,1	1-1,5
H_{cJ} (kA/m)	50-100	200-300	500-1500	1000-2000
BH_{max} (kJ/m ³)	50	30	220	270
Température max utile (°C)	500	300	300	175
Influence de température	Pas d'influence	Négative (--)	Peu d'influence	Négative (--)
- sur B_r	Pas d'influence	Positive (+)	Peu d'influence	Négative (--)
- sur H_{cJ}				
Commentaires	Matériau atypique. Peu utilisé. Très faible tenue au champ démagnétisant.	Bon marché. Le plus utilisé.	Onéreux (coût du cobalt).	Moins onéreux que samarium-cobalt, un peu plus performant, mais à basse température.

La figure 2.7 illustre les courbes de désaimantation, en aimantation et en induction pour les quatre familles d'aimants.

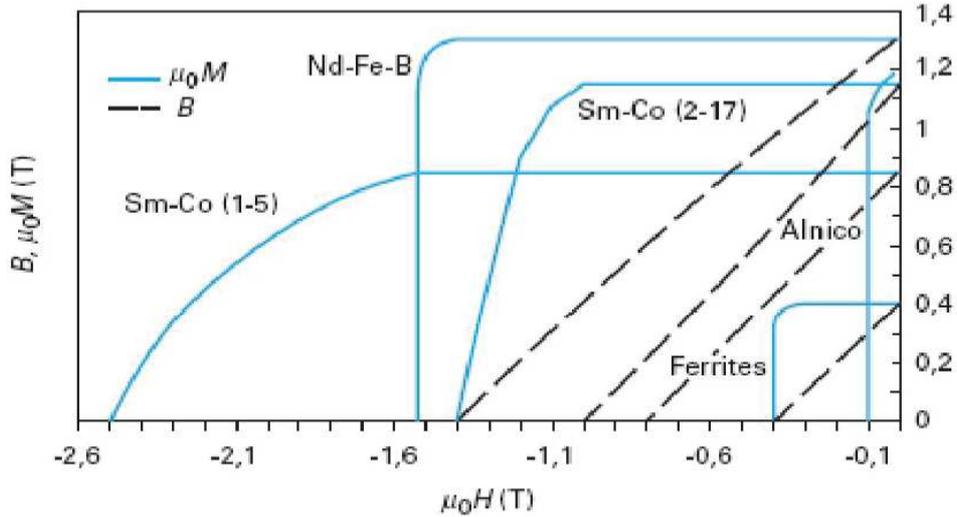


Figure 2.7 : Courbes de désaimantation de différente famille d'aimants permanents.

2.4.3 Calcul analytique.

Nous allons effectuer le calcul analytique de la structure magnétique de la génératrice électrique linéaire avec la structure rectangulaire à encoche semi-ouverte, à double stators. La partie mobile constituée des aimants permanents NdFeB et les deux stators sont constitués en tôles nuance M300-35A [Bol&AL97], [Bol&AL87], [Gar&AL07], [Gie&AL12], [Leq92], [Yok92].

Une coupe de la structure magnétique figure 2.8 va permettre d'établir le modèle analytique de dimensionnement de la génératrice électrique linéaire à aimants permanents.

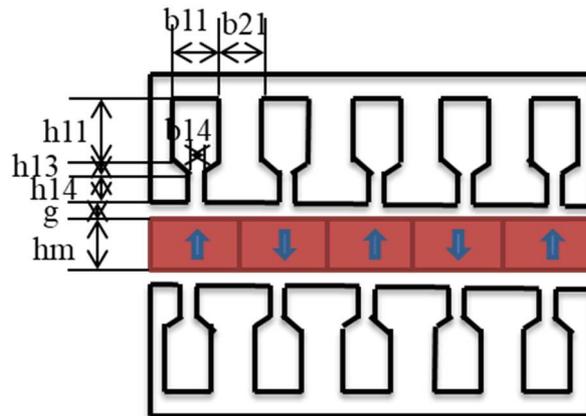


Figure 2.8 : Coupe de la structure magnétique de la génératrice électrique linéaire à aimant permanent.

Le pas d'encoche (τ_s) est la somme des largeurs d'encoche (b_{11}) et de la dent (b_{21}).

$$\tau_s = b_{11} + b_{21} = 2p\tau_p Z \quad (20)$$

τ_p : pas polaire, p : nombre de paire de pôles, Z : nombre total d'encoches.

Les données de la structure magnétique de la génératrice électrique linéaire à aimant permanent sont spécifiées dans le tableau 2.3.

Tableau 2.3 : Données de la structure magnétique de la génératrice électrique linéaire.

Désignation	Symbole	valeur	Unité
Distance entre encoche	b_{21}	2.5	mm
Hauteur de fermeture de l'isthme	h_{13}	variable	mm
Hauteur d'encoche	h_{11}	variable	mm
Ouverture d'encoche	b_{14}	variable	mm
Hauteur de l'isthme	h_{14}	variable	mm
Largeur d'encoche	b_{11}	variable	mm
Pas d'encoche	τ_s	5.0	mm
Pas polaire	τ_p	5.0	mm
Epaisseur aimant	h_m	5.0	mm
Entrefer	g	0.8	mm

En régime linéaire, les hypothèses simplificatrices suivantes sont appliquées :

- Le flux de fuite des aimants est négligé.
- La perméabilité du M300-35A est considérée comme infinie.
- La forme d'onde de l'alimentation est en créneau de courant d'amplitude 100 A.
- La perméabilité des aimants est égale à celle de l'air

En appliquant le théorème d'Ampère, nous avons :

$$B_m = B_g = \mu_0 H_g \quad (10)$$

$$H_g(2g) + H_m h_m = 0 \quad (11)$$

$$B_m = B_r + \mu_{rc} H_m \quad (12)$$

En combinant les équations (10), (11) et (12), nous obtenons :

$$B_m = B_r \left[1 + \frac{\mu_{rc}}{\mu_0} \left(\frac{2g}{h_m} \right) \right]^{-1} \quad (13)$$

La force électromotrice instantanée est proportionnelle à la vitesse linéaire, au flux, à la largeur de la partie mobile et au nombre de tours actifs.

$$e(t) = -N \cdot L \cdot B_m \cdot u(t) \quad (14)$$

L : largeur de la partie mobile.

N : nombre total de barres par phase.

$u(t)$: vitesse linéaire de déplacement.

L'inductance du stator est la somme de l'inductance des encoches, de l'inductance de fin de connexion et l'inductance différentielle. L'inductance des encoches est composée du flux dans les encoches et celui dans l'entrefer.

$$L_t = L_s + L_e + L_d \quad (15)$$

$$L_s = 2\mu_0 N^2 l_m \left(\frac{h_{11}}{3b_{11}} + \frac{h_{12}}{b_{11}} + \frac{2h_{13}}{b_{11}+b_{14}} + \frac{h_{14}}{b_{14}} \right) + \frac{\mu_0 S N^2}{4g+h_m(1+\mu_{rec})} \quad (16)$$

$$L_e = 2\mu_0 N^2 l_e * 0.34 \left(1 - \frac{2w_c}{2l_e} \right) \quad (17)$$

w_c : pas de bobinage et l_e : longueur de fin de connexion.

$$L_d = 2\mu_0 N^2 \frac{\frac{5g}{b_{14}}}{\frac{4g}{b_{14}}+5} \quad (18)$$

La résistance se calcule avec la formule suivante :

$$R = 2 \frac{(L_1 k_1 + l_e) N}{\sigma A a_1 a_p} \quad (19)$$

σ : Conductivité électrique ; L_1 : Longueur laminée empilée ; k_1 : Coefficient d'effet de peau ; a_1 : Nombre de conducteurs en parallèle ; a_p : nombre de courant en parallèle et A : Section du conducteur en aluminium.

Le circuit équivalent de la génératrice linéaire électrique est schématisé par la figure 2.9 :

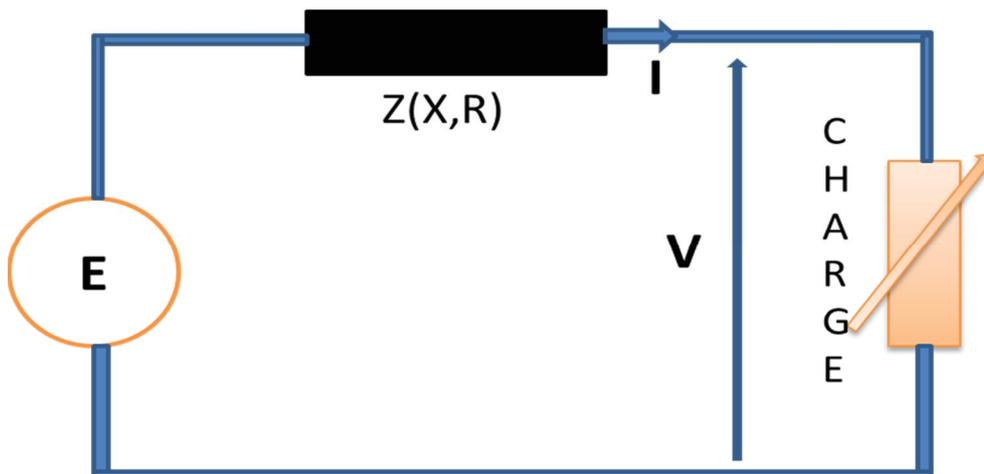


Figure 2.9 : Circuit équivalent de la génératrice linéaire électrique.

L'alimentation est faite par un courant en créneau de courant d'amplitude 100A, conformément à ce qui est représenté sur la figure 2.10.

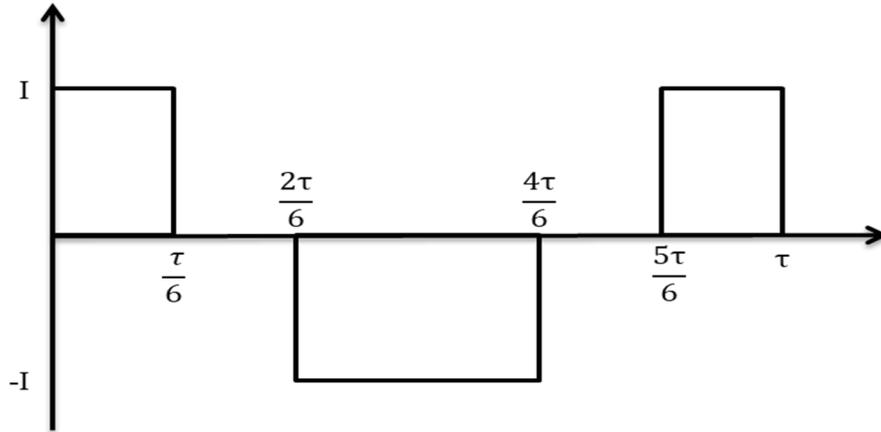


Figure 2.10 : Alimentation en créneau de courant.

L'effort moteur instantané est donné par :

$$F(t) = \frac{E(t)i(t)}{u(t)} \quad (21)$$

$$F = \frac{2}{3} I. N. L. B_m \quad (22)$$

Nous pouvons déterminer la force surfacique ou spécifique en utilisant la formule suivante :

$$f_n = \frac{F}{L \cdot l_m} \quad (23)$$

L : largeur de la machine ; f_n : Force spécifique ; l_m : longueur de la machine.

2.4.4 Dimensionnement par la méthode des éléments finis (FEM).

Le modèle analytique précédent n'est pas capable de prendre en compte tous les phénomènes magnétiques. Nous proposons donc, à des fins de validation, d'utiliser un modèle éléments finis 2D. Nous allons ainsi montrer que des simulations numériques peuvent être un complément judicieux pour valider un dimensionnement réalisé sur la base du modèle analytique précédent [Aro&AL04], [Rem&AL07], [Sun&AL15], [Has&A17], [Huo&A14].

Pour simuler numériquement le comportement magnétique de la génératrice électrique linéaire à aimant permanent, nous utilisons le logiciel ANSYS MAXWELL.

ANSYS est un logiciel de modélisation par éléments finis à usage général pour résoudre numériquement une grande variété de problèmes mécaniques. Ces problèmes comprennent : l'analyse structurale statique / dynamique (à la fois linéaires et non - linéaires), les problèmes de transfert de chaleur et des fluides, ainsi que des problèmes acoustiques et électromagnétiques.

En général, une solution d'éléments finis peut être décomposée en trois étapes.

❖ **Prétraitement (pré-processeur).**

La définition du problème et les grandes étapes de prétraitement sont données ci-dessous :

- Définir les points clés (lignes ; surfaces ; volumes).
- Définir le type d'éléments et matériau (propriétés géométriques).
- Mailler (lignes ; surfaces ; volumes) selon les besoins.

❖ **Solution.**

La résolution nécessite l'attribution des charges, les contraintes et la résolution ; ici nous spécifions les charges (point ou de pression), contraintes (translation et rotation) et enfin la résolution de l'ensemble des équations résultantes.

❖ **Postprocessing.**

Dans l'étape de post traitement, c'est à dire de mise en forme des résultats de calcul, on peut souhaiter voir :

- Liste des déplacements nodaux
- Forces et moments des différents éléments
- Diagrammes ou courbes

Il existe deux méthodes pour utiliser ANSYS.

- Le premier est par le biais de l'interface utilisateur graphique ou GUI.
- Le second est au moyen du fichier de commande.

2.4.4.1 Domaine de calcul et conditions aux limites.

La partie active constituée par les aimants permanents en mouvement de la génératrice électrique linéaire est une répétition de motifs élémentaires identiques. Dans la littérature, les études ont montré que le calcul des caractéristiques de la génératrice électrique linéaire peut se faire à l'aide d'une modélisation d'un motif élémentaire [Mat87], [Zie07].

- **Motif.**

Différents types de motifs existent en fonction de la direction de l'effort moteur et de la direction de l'aimantation. Nous utilisons la coupe du motif où l'aimantation est perpendiculaire au sens du déplacement de la partie active (figure 2.11).

- **Conditions aux limites.**

Le calcul se fait en 2D. Les coordonnées du champ et de l'induction magnétiques sont dans le plan (xoy). Le potentiel vecteur sera porté par (oz).

Les conditions limites sont définies ainsi que les différents matériaux (aimant : NdFeB ; stator : MA300-35A). L'excitation due aux courants est obtenue par les soixante-douze

bobinages, qui permettent de créer un flux perpendiculaire au sens du mouvement. Nous allons utiliser le modèle dessiné figure 2.12 pour l'étude paramétrique par éléments finis.

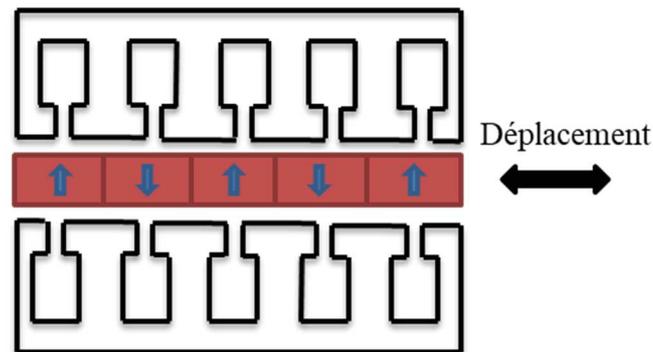


Figure 2.11 : Coupe du motif avec aimantation transversale.

Le modèle de la génératrice électrique linéaire est dessiné grâce au pré-processeur du logiciel ANSYS MAXWELL (figure 2.12).

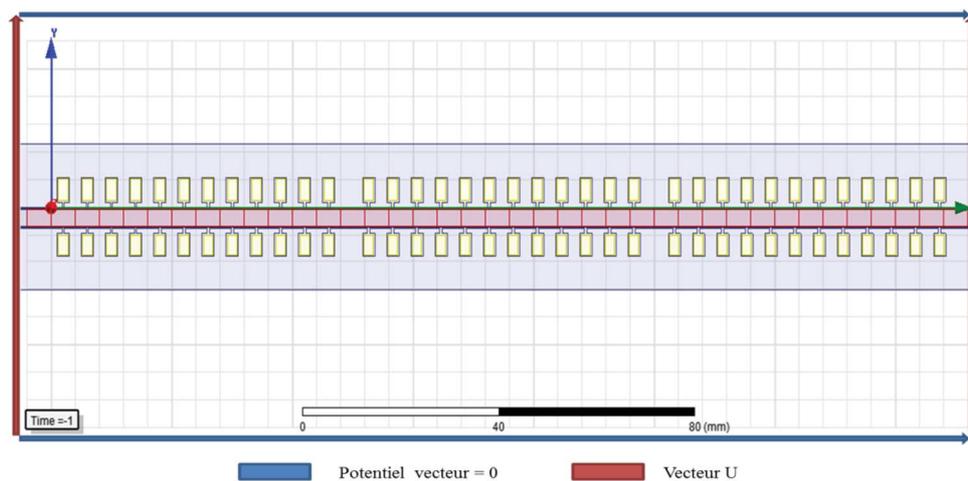


Figure 2.12 : conditions aux limites du motif.

2.4.4.2 Etude paramétrique.

L'étude paramétrique a pour but de déterminer l'influence des paramètres géométriques sur les performances de la génératrice électrique linéaire à structure polyentrefer [Che&AL14], [Wan&AL05], [Gie83]. L'alimentation est en créneau de courant d'amplitude 100 A et le bobinage en barres d'aluminium (la technique du bobinage à barres sera décrite au chapitre 4 sous paragraphe 4.1.3).

Des résultats obtenus, nous allons optimiser ou trouver un compromis entre les dimensions pour avoir les meilleures performances de la génératrice électrique linéaire à structure polyentrefer [Ken&17a].

- **Paramètres adimensionnels.**

Pour mieux appréhender les évolutions des performances de la génératrice linéaire, nous allons étudier l'influence de chaque paramètre sur le modèle ANSYS. Ces paramètres sont plus ou moins liés entre eux (figure 2.13).

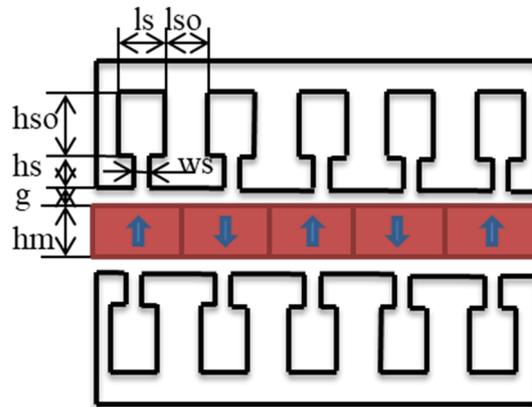


Figure 2.13 : Dimensions de la coupe du modèle.

$$b_w = \frac{\text{Largeur d'encoche}}{\text{Pas d'encoche}} = \frac{l_s}{\tau_s} : \text{Largeur relative de l'encoche.}$$

Ce paramètre renseigne sur l'optimisation du bobinage et la diminution de la masse du fer.

$$b_s = \frac{\text{Ouverture d'encoche}}{\text{Largeur d'encoche}} = \frac{w_s}{l_s} : \text{Ouverture relative de l'encoche.}$$

Ce paramètre renseigne sur l'évolution de l'effort moteur qui diminue quand l'ouverture d'encoche augmente.

- **Paramètre dimensionnel.**

Les paramètres dimensionnels ont un rôle un peu particulier. Ils vont nous être utiles au moment de l'optimisation ou de la recherche du compromis de notre modèle.

h_s : La hauteur de l'isthme renseigne sur la circulation du flux dans l'entrefer.

h_m : L'épaisseur de l'aimant permanent, dont dépend la masse de la partie mobile. L'effort moteur augmente avec l'épaisseur de l'aimant permanent.

- **Bornes de l'étude.**

Pour accroître les performances de la génératrice, nous devons réduire les masses des parties mobile et fixes, mieux canaliser le flux pour avoir un dimensionnement optimal compte tenu de son mode de fonctionnement qui est permanent.

La largeur relative de l'encoche $b_w \in [0.40 ; 0.60]$.

L'ouverture relative de l'encoche $b_s \in [0.00 ; 1.00]$.

La hauteur de l'isthme (mm) $h_s \in [0.50 ; 1.00]$.

La hauteur de fermeture de l'isthme = 0.00 mm.

Après avoir fait une simulation séparée des variables, nous avons fait des modifications ou reconsidéré certaines valeurs :

L'entrefer $g = 0.30$ mm et la hauteur de l'isthme $h_s = 0.5$ mm.

- **Influence des paramètres adimensionnels.**

Les simulations sont faites avec les dimensions suivantes pour le modèle à double stator de la génératrice.

Largeur/pas d'encoche : $b_w = [0.40 ; 0.60]$.

Ouverture / largeur : $b_s = [0.00 ; 1.00]$.

Epaisseur aimant : $h_m = 5$ mm ; $g = 0.3$ mm hauteur de l'isthme = 0.5 mm.

Valeur du courant (amplitude du créneau) = 100 A.

- L'influence de l'entrefer.

L'entrefer est très important pour le fonctionnement de notre machine, ses performances en dépendent directement. L'effort moteur diminue rapidement quand l'entrefer augmente, en atteste toutes les courbes de la figure 2.14.

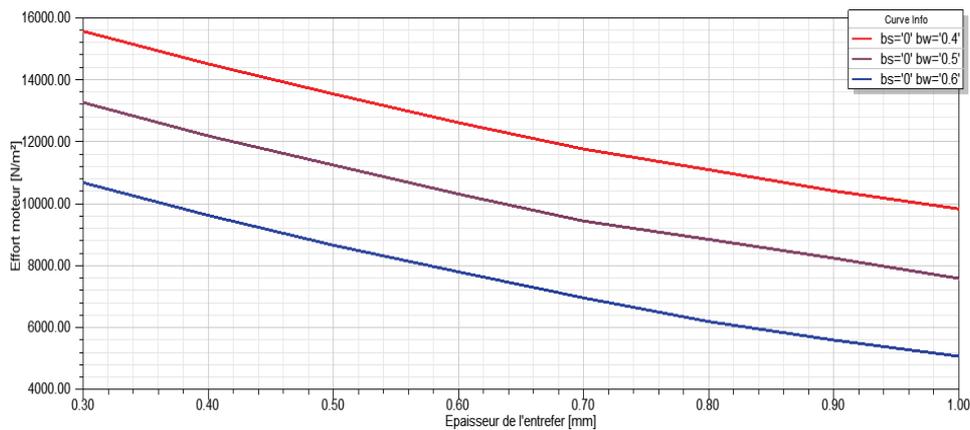


Figure 2.14a: Effort moteur en fonction de l'entrefer : $b_s = 0.00$; $b_w = [0.40 - 0.60]$

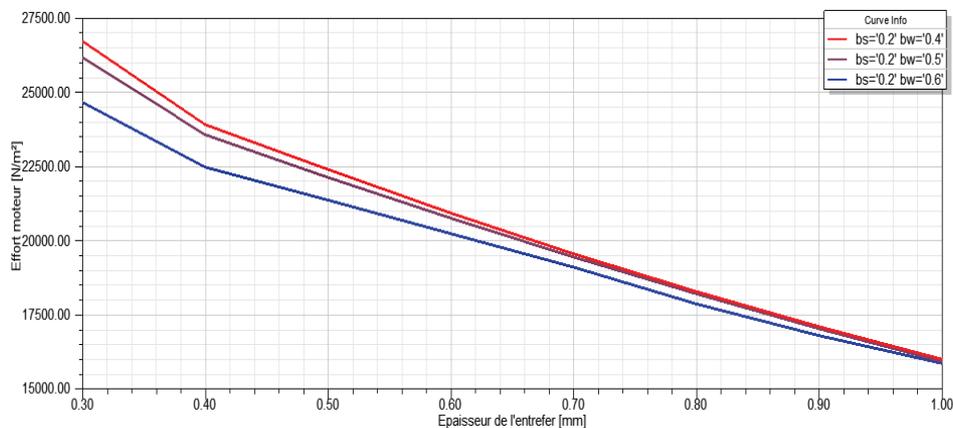


Figure 2.14b: Effort moteur en fonction de l'entrefer : $b_s = 0.20$; $b_w = [0.40 - 0.60]$

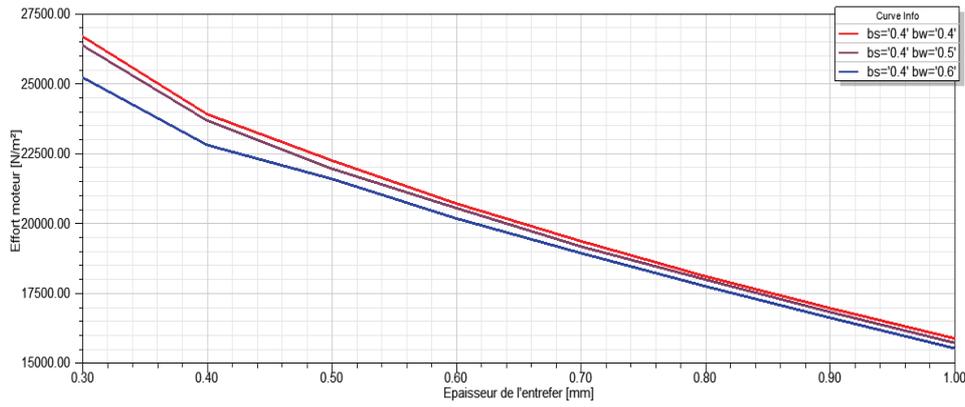


Figure 2.14c: Effort moteur en fonction de l'entrefer: $b_s = 0.40$; $b_w = [0.40 - 0.60]$

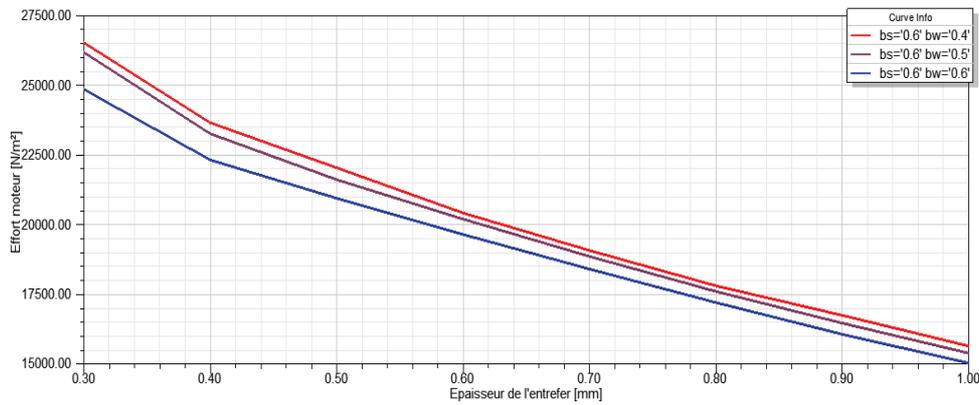


Figure 2.14d: Effort moteur en fonction de l'entrefer: $b_s = 0.60$; $b_w = [0.40 - 0.60]$

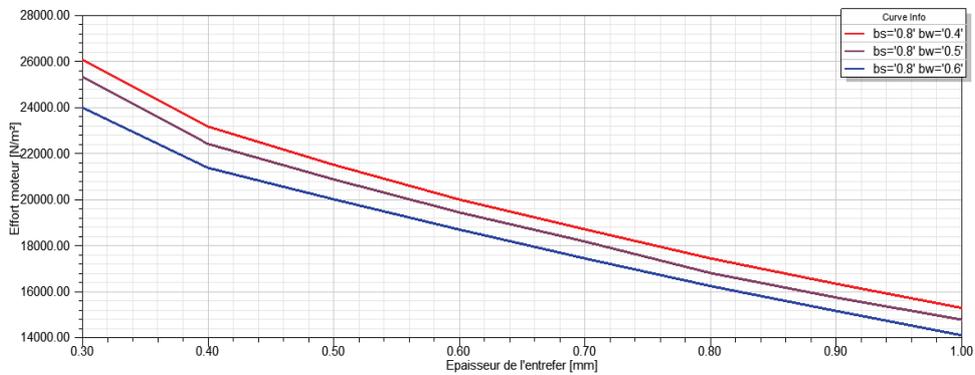


Figure 2.14e: Effort moteur en fonction de l'entrefer: $b_s = 0.80$; $b_w = [0.40 - 0.60]$

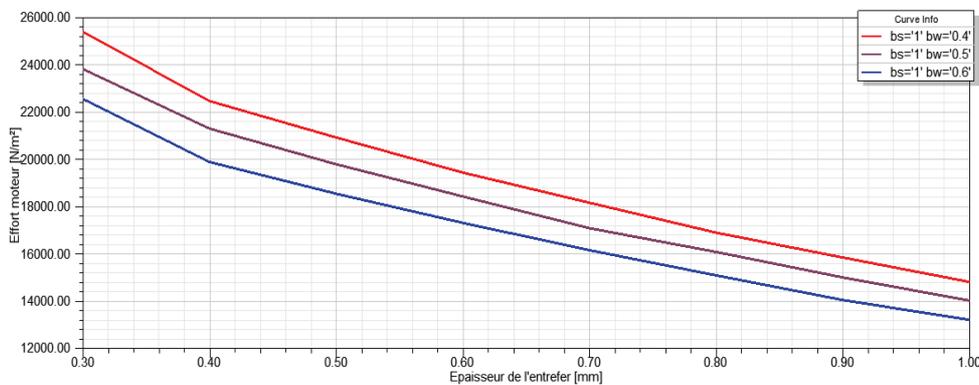


Figure 2.14f: Effort moteur en fonction de l'entrefer: $b_s = 1.00$; $b_w = [0.40 - 0.60]$

- Influences de l'épaisseur de l'aimant permanent.

L'épaisseur de l'aimant permanent a un rôle très important dans le calcul de l'effort moteur et du dimensionnement de la génératrice. L'épaisseur de l'aimant permanent permet de fixer le point d'optimisation ou de compromis pour l'obtention des autres paramètres de la génératrice. L'effort moteur croît dans le même sens que l'épaisseur de l'aimant permanent, illustré par toutes les courbes de la figure 2.15.

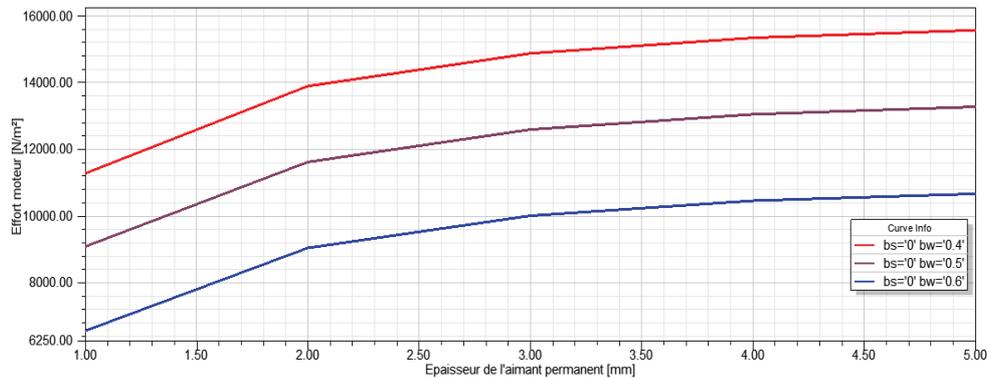


Figure 2.15a: Effort moteur en fonction de l'épaisseur de l'aimant permanent : $b_s = 0.00$; $b_w = [0.40 - 0.60]$

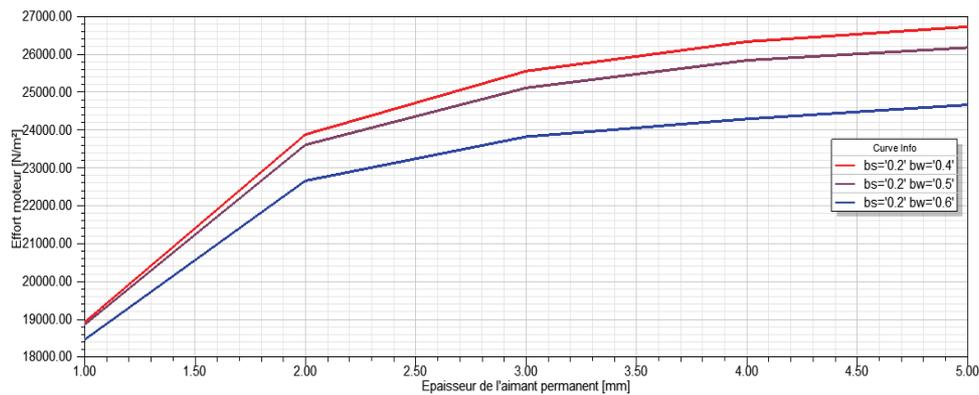


Figure 2.15b: Effort moteur en fonction de l'épaisseur de l'aimant permanent : $b_s = 0.20$; $b_w = [0.40 - 0.60]$

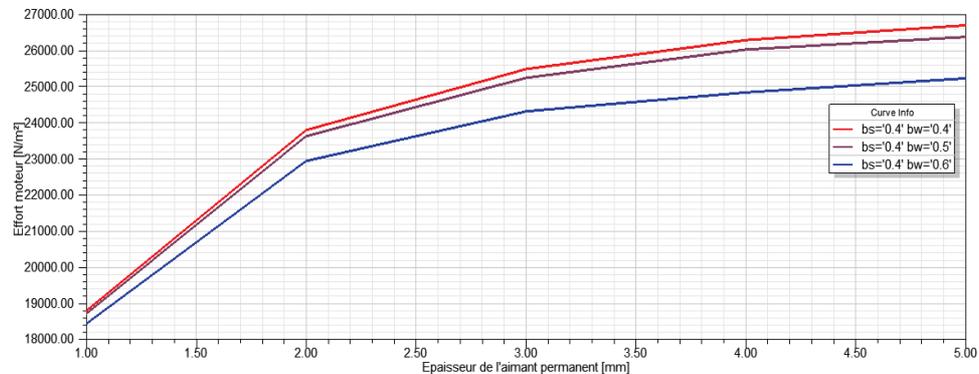


Figure 2.15c: Effort moteur en fonction de l'épaisseur de l'aimant permanent : $b_s = 0.40$; $b_w = [0.40 - 0.60]$

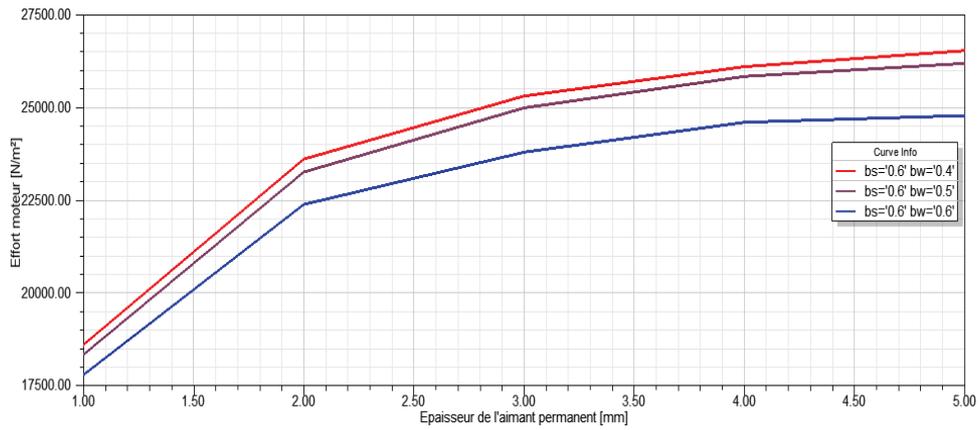


Figure 2.15d: Effort moteur en fonction de l'épaisseur de l'aimant permanent : $b_s = 0.60$;

$$b_w = [0.40 - 0.60]$$

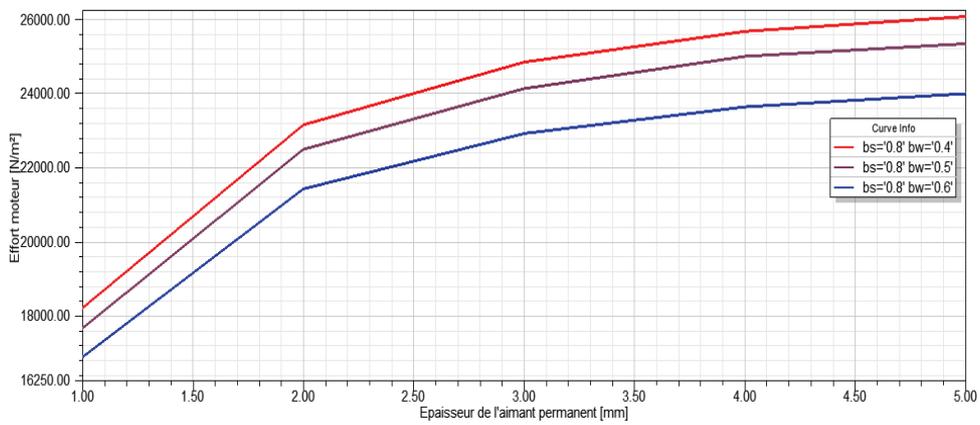


Figure 2.15e: Effort moteur en fonction de l'épaisseur de l'aimant permanent : $b_s = 0.80$;

$$b_w = [0.40 - 0.60]$$

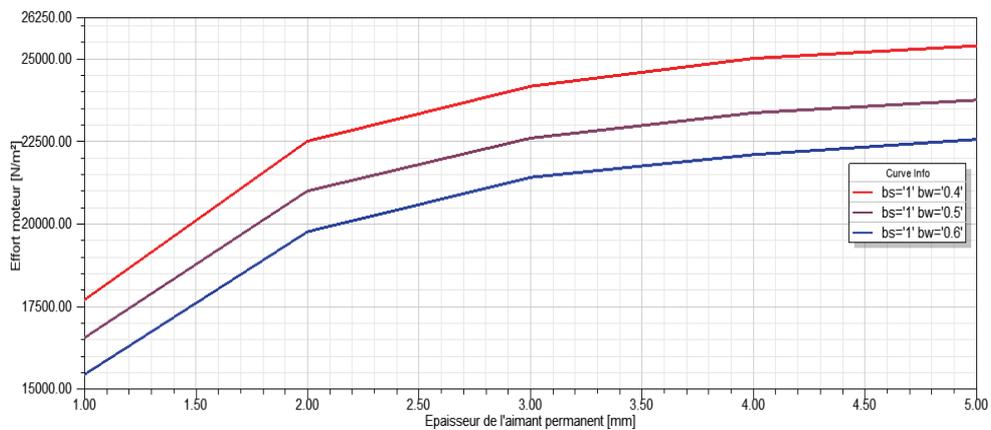


Figure 2.15e: Effort moteur en fonction de l'épaisseur de l'aimant permanent : $b_s = 1.00$;

$$b_w = [0.40 - 0.60]$$

- Influence de l'ouverture relative de l'encoche.

L'ouverture relative de l'encoche représente l'écartement de l'ouverture d'encoche au regard de sa largeur. L'effort moteur diminue quand l'ouverture relative de l'encoche croit, en attestent toutes les courbes des figures 2.14 et 2.15.

- Influence de la largeur relative de l'encoche.

La largeur relative de l'encoche représente l'écartement de la largeur d'encoche au regard du pas d'encoche. L'effort moteur est plus important quand la largeur relative décroît, en attestent toutes les courbes des figures 2.14 et 2.15.

2.5 Efforts de centrage et de plaquage.

Le principal problème rencontré dans la conception des génératrices électriques linéaires à structure polyentrefer est dans le contrôle des jeux mécaniques nécessaires pour permettre le déplacement permanent des parties mobiles [Fai&AL09], [Kwà&AL15], [Li&AL09]. Ce problème est très difficile à contrôler en raison de l'entrefer magnétique qui doit être aussi faible que possible pour éviter de pénaliser la pression magnétique tangentielle. Les pièces mobiles sont de faible épaisseur dans la structure polyentrefer, donc peu rigides. Les lames mobiles formées d'aimants, par conséquent, ont tendance à frotter contre les parties fixes.

Il est nécessaire de contrôler les forces qui sont perpendiculaires aux surfaces actives (figure 2.16).

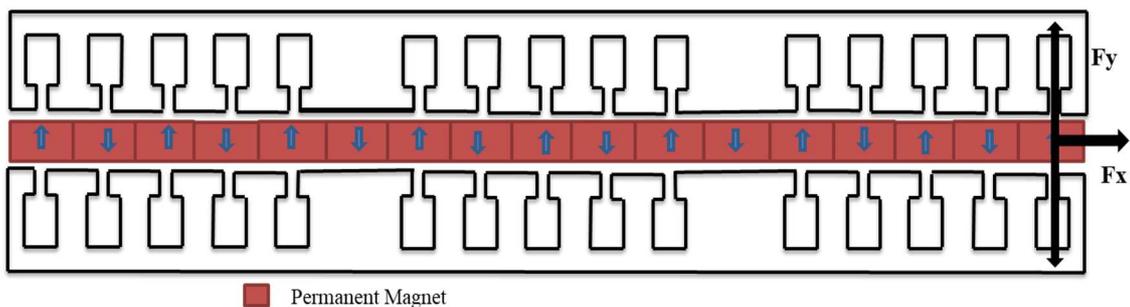


Figure 2.16 : Création d'une force de frottement perpendiculaire à la partie mobile.

Dans les conditions idéales, les forces normales sont identiques et se contrebalancent d'un côté à l'autre (figure 2.17a).

Dans la pratique, il n'y a pas un centrage parfait. L'entrefer existe et une force motrice est créée donnant naissance à une force normale qui va influencer les performances de la génératrice électrique linéaire.

Cette position asymétrique génère une différence de force, appliquée perpendiculairement au mouvement, qui tend à créer une friction entre parties fixes et mobile (figure 2.17b).

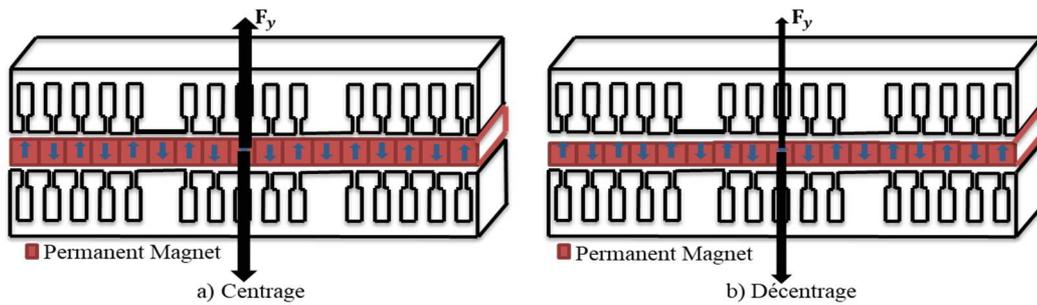


Figure 2.17 : Efforts de centrage et de décentrage.

L'équilibre magnétique de la lame est très instable. Le phénomène décrit ci-dessus a provoqué de nombreux échecs dans la conception des génératrices électriques linéaires à structure polyentrefer à lames guidées ou frottantes. Le fonctionnement est affecté par une usure importante des interfaces de friction (frottement). Plusieurs solutions sont possibles pour lutter contre ce phénomène.

2.5.1 Guidage extérieur.

Cette solution permet de guider la lame mobile de l'extérieur pour éviter la flexion. L'espace entre la lame est très faible, par conséquent on ne peut pas admettre un nombre important de surface d'entrefer.

Une solution possible c'est d'utiliser un peigne pour séparer la lame mobile figure 2.18.

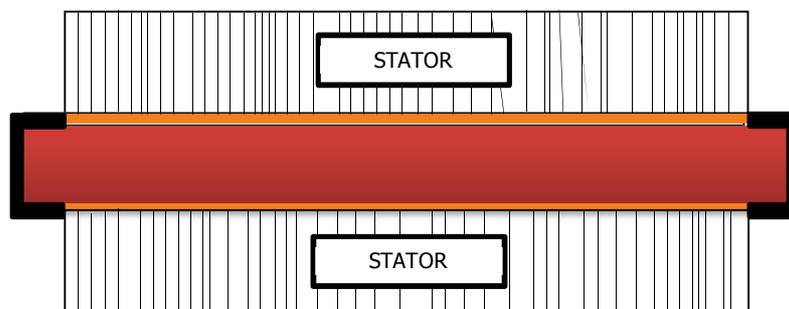


Figure 2.18 : Peigne mécanique.

Une autre solution possible est d'espacer les lames fixes avec des rails de guidage en V figure 2.19 ou, mieux les guidages de came à galet, figure 2.20.

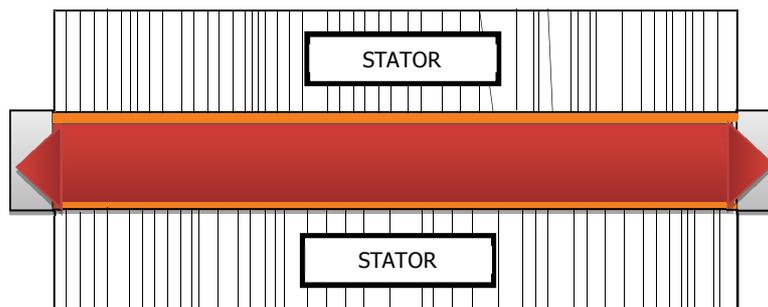


Figure 2.19 : Guidage mécanique en V.

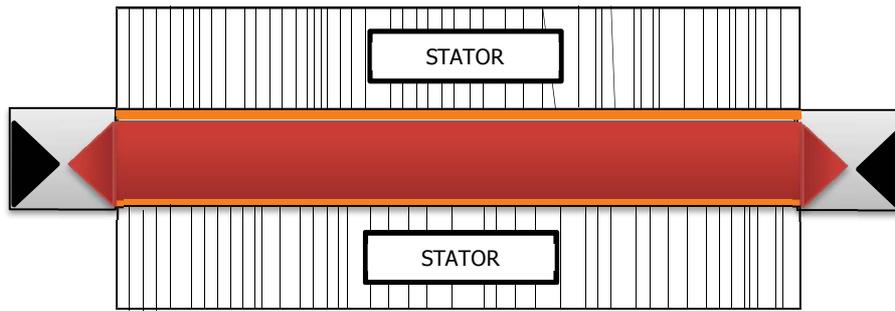


Figure 2.20 : Guidage mécanique came à galet.

2.5.2 La tribologie.

La tribologie est l'étude du frottement et de la lubrification appliquée aux problèmes d'usure, son objectif est d'atténuer l'usure et le frottement dans le but d'améliorer le rendement de la génératrice électrique linéaire à structure polyentrefer.

Le régime de lubrification permettra de choisir les matériaux à utiliser pour fabriquer nos lames mobiles destinées à notre génératrice électrique linéaire à structure polyentrefer.

2.5.2.1 L'adhérence.

Lorsque l'on met en contact deux solides l'un contre l'autre, en exerçant une force normale à leurs surfaces, ces surfaces ont pour seuls points de contact les crêtes les plus hautes de leur topographie.

Lorsque les matériaux pour lesquels l'adhérence se produit sont des métaux, on dit qu'il y a contact métal à métal. La force de frottement est alors la force nécessaire pour briser l'adhérence aux points de contact.

2.5.2.2 Calcul de l'effort normal.

L'entrefer est très important dans le paramétrage électromagnétique d'une génératrice électrique linéaire plane à structure polyentrefer à lames guidées ou frottantes, l'effort normal dépend de l'entrefer. Il est strictement lié à la position mutuelle de l'ensemble des aimants permanents et des stators [Mat87], [Zie&AL07].

❖ Calcul analytique de la force.

Le circuit magnétique change de forme pendant le fonctionnement (déplacement de la partie mobile), la force est calculée analytiquement en utilisant les méthodes principe du travail virtuel et le torseur de Maxwell. Nous utilisons ici le principe du travail virtuel.

- **Le principe de travail virtuel.**

La loi d'induction de Faraday présente la tension induite dans l'enroulement, qui crée un courant qui tend à résister aux changements de flux. L'équation de tension pour l'enroulement est écrite comme suit:

$$u = Ri + \frac{d\Psi}{dt} = Ri + \frac{dLi}{dt} \quad (24)$$

u : tension ; R : résistance du bobinage ; Ψ : le flux induit et L : l'inductance.

Calculons la puissance dans le bobinage en introduisant N le nombre de barres et le flux Φ .

$$ui = Ri^2 + Ni \frac{d\Phi}{dt} \quad (25)$$

L'énergie transformée est donnée par l'équation :

$$dW = uidt = Ri^2dt + Nid\Phi \quad (26)$$

(Ri^2dt) est une énergie transformée en chaleur et $Nid\Phi$ est une énergie réversible.

Le principe de déplacement virtuel permet de calculer analytiquement l'effort moteur. Le calcul s'effectue à déplacement maximal.

$$F = \frac{\partial w(x)}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} \left[\int_V (\int H dB) dV \right] \quad (27)$$

x est le déplacement du mobile (m) ; w : l'énergie magnétique (J)

B : induction magnétique (T) ; H : champ magnétique (A/m) et V : volume (m³).

La figure 2.21 montre l'influence de la variation du déplacement x sur l'énergie et la coénergie : a) variation de l'énergie quand le flux est constant ; b) variation de la coénergie quand le courant est constant.

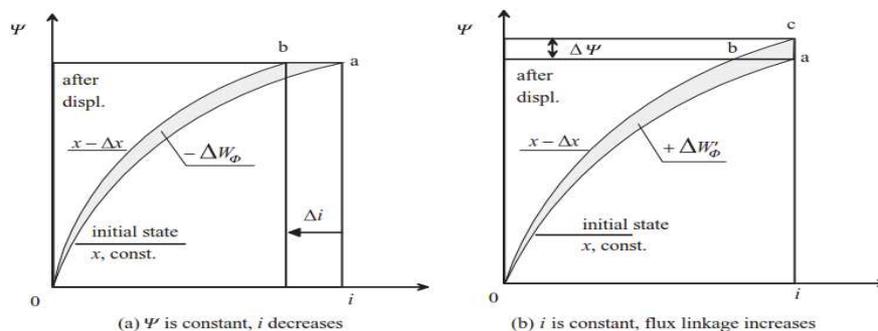


Figure 2.21 : Influence de la variation du déplacement x sur l'énergie et la coénergie.

❖ Calcul par la méthode des éléments finis.

La méthode par élément fini utilise le même principe, il est appliqué sur tout le motif de la génératrice électrique linéaire à structure polyentrefer.

Largeur/pas d'encoche (largeur relative de l'encoche) : $b_w = [0.40 ; 0.60]$

Ouverture / largeur (ouverture relative de l'encoche): $b_s = [0.00 ; 1.00]$

Épaisseur aimant : $h_m = 5 \text{ mm}$; $g = 0.3 \text{ mm}$ hauteur de l'isthme = 0.5 mm .

La figure 2.22 montre les lignes de champ du modèle ANSYS lorsque la partie mobile est centrée.

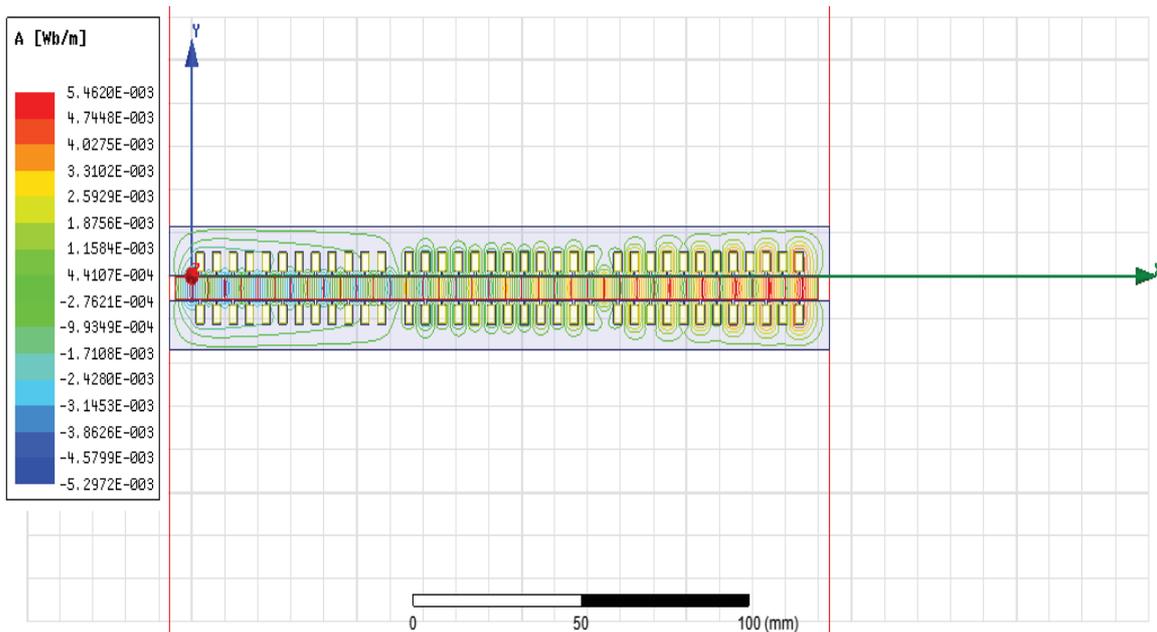


Figure 2.22 : Lignes de champ du modèle centré.

L'entrefer existe et un effort moteur est créé donnant naissance à une force normale qui va influencer les performances de la génératrice électrique linéaire. Les épaisseurs de part et d'autre de la partie mobile ne sont pas rigoureusement identiques, il faut donc introduire le décentrage (e_d), avec $e_1 = e - e_d$ et $e_2 = e + e_d$. e = entrefer mécanique théorique ; e_1 = entrefer supérieur ; e_2 = entrefer inférieur.

Les courbes de la figure 2.23 montrent l'effort normal en fonction de l'entrefer mécanique centré sur $e = 0.3 \text{ mm}$

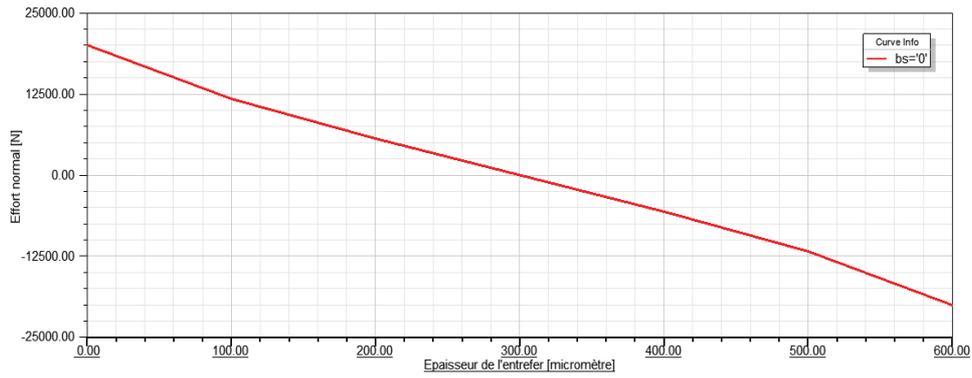


Figure 2.23a: Effort normal en fonction de l'épaisseur de l'entrefer : $b_s = 0.00$;

$$b_w = [0.40 - 0.60]$$

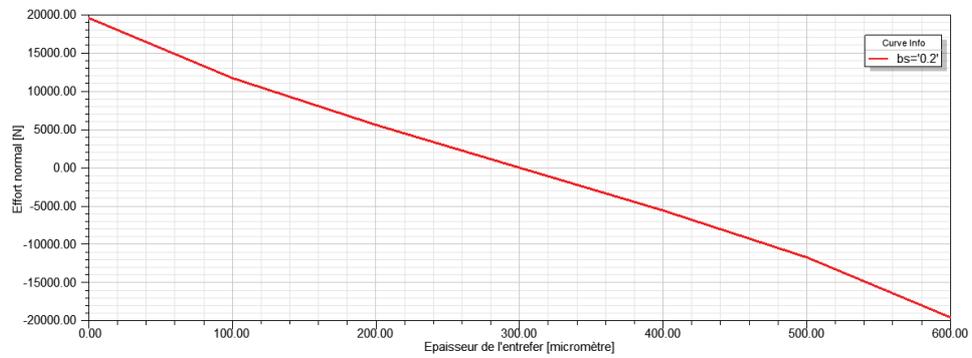


Figure 2.23b: Effort normal en fonction de l'épaisseur de l'entrefer : $b_s = 0.20$

$$b_w = [0.40 - 0.60]$$

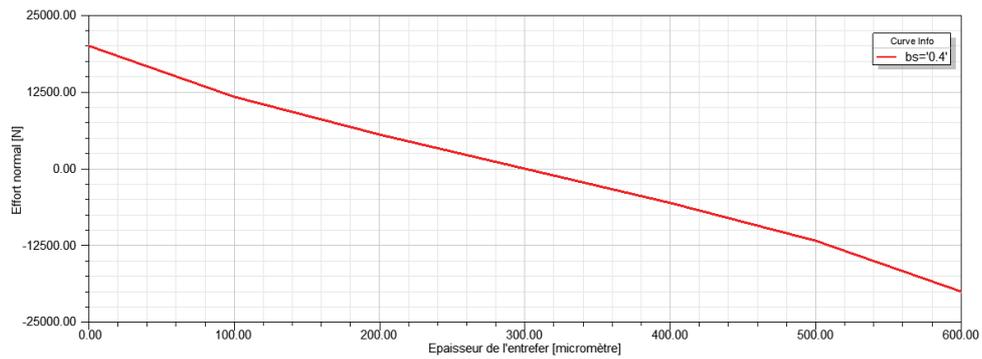


Figure 2.23c: Effort normal en fonction de l'épaisseur de l'entrefer : $b_s = 0.40$;

$$b_w = [0.40 - 0.60]$$

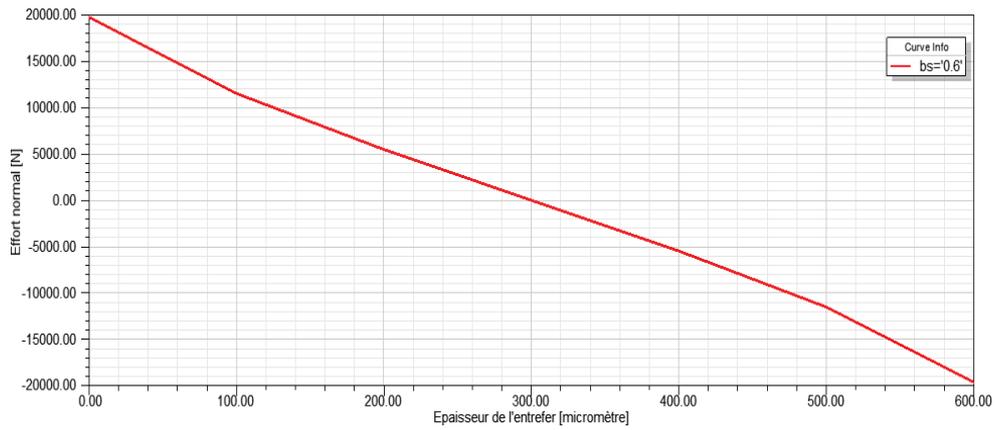


Figure 2.23d: Effort normal en fonction de l'épaisseur de l'entrefer : $b_s = 0.60$;

$$b_w = [0.40 - 0.60]$$

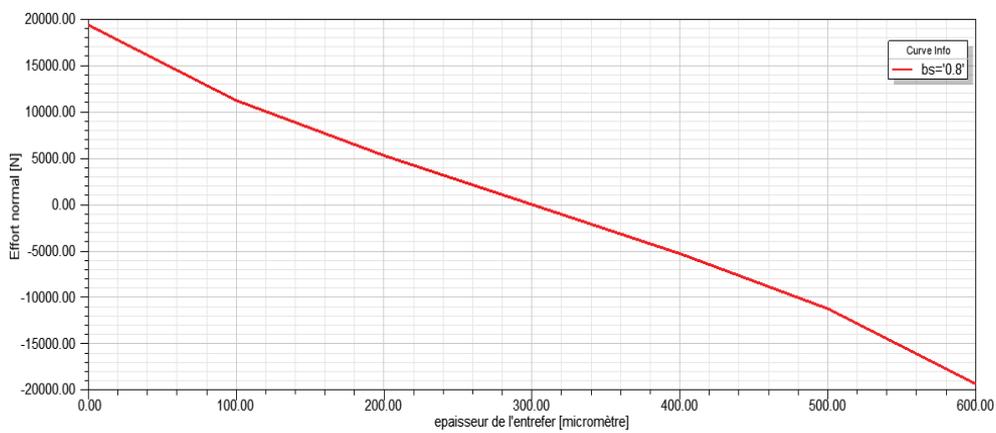


Figure 2.23e: Effort normal en fonction de l'épaisseur de l'entrefer : $b_s = 0.80$;

$$b_w = [0.40 - 0.60]$$

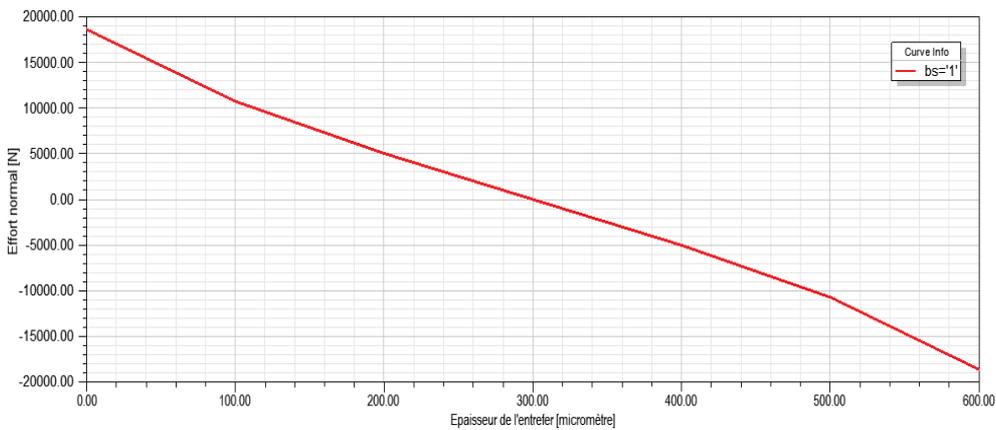


Figure 2.23f: Effort normal en fonction de l'épaisseur de l'entrefer : $b_s = 1.00$;

$$b_w = [0.40 - 0.60]$$

2.6 Optimisation multicritère de la génératrice linéaire électrique à structure polyentrefer à lames guidées ou frottantes.

Nous menons une démarche de conception par optimisation, ayant pour objectif l'augmentation de l'efficacité énergétique et la minimisation de la masse, qui a pour effet, d'une part de réduire le coût des matériaux et d'une part de limiter la masse de la partie mobile.

- **Maximisation de la puissance utile.**

Les pertes dans le fer peuvent être calculées par la composition de trois pertes :

- Courants de Foucault.

Les pertes par courants de Foucault naissent avec la variation du flux dans le matériau. Ces pertes créent des échauffements et détériorent le rendement de la génératrice.

- Hystérésis.

Les pertes par hystérésis sont dues à la non-linéarité entre la densité de flux B et le champ magnétique H dans un matériau, causées par les retards de magnétisation ou de démagnétisation du matériau. Elles sont d'autant plus fortes que l'aire du cycle d'hystérésis est importante. Dans certaines substances cet effet est faible, mais dans d'autres, comme les matériaux ferromagnétiques, cet effet est bien prononcé.

- Les pertes anormales.

Les pertes anormales sont définies comme la différence entre les pertes totales et la somme des pertes Joule (résistives), des pertes fer et des pertes mécaniques dans la génératrice. Les pertes anormales sont causées par plusieurs phénomènes différents. Certains phénomènes sont faciles à modéliser et à calculer, mais certains sont très difficiles à calculer avec précision.

- **Minimisation de la masse de la génératrice électrique linéaire.**

La partie mobile est constituée par les aimants permanents, l'objectif est de minimiser la masse en trouvant une épaisseur (hm) de l'aimant permanent, qui permet d'obtenir les performances souhaitées du cahier des charges de la génératrice électrique linéaire à structure polyentrefer à lames guidées ou frottantes. L'augmentation du nombre d'encoches participe à la diminution de la masse de la partie mobile car cela permet d'augmenter la fréquence de fonctionnement.

2.6.1 Définition des variables de conception.

Les 5 variables de conception associées au modèle de dimensionnement de la génératrice électrique linéaire à structure polyentrefer à lames guidées ou frottantes sont des paramètres à optimiser.

- La largeur relative de l'encoche $b_w \in [0.40 ; 0.60]$.
- L'ouverture relative de l'encoche $b_s \in [0.20 ; 0.60]$.
- La hauteur de l'isthme (mm) $h_s \in [0.80 ; 1.00]$.
- L'épaisseur de l'aimant permanent (mm) $h_m \in [2.00 ; 4.00]$.
- L'épaisseur de l'entrefer (mm) $g \in [0.30 ; 1.00]$.

2.6.2 Définition des contraintes de conception.

Pour garantir la faisabilité de la génératrice linéaire, il est nécessaire d'introduire certaines contraintes d'inégalités lorsque les paramètres de conception varient dans l'ensemble du domaine d'exploitation.

- **Contrainte sur la largeur relative de l'encoche.**

C'est pour éviter d'avoir des encoches « trop fines », ce qui rendrait délicat le bobinage.

$$0.40 \leq b_w \leq 0.60$$

- **Contrainte sur l'ouverture relative de l'encoche.**

Cette contrainte nous renseigne sur l'évolution de l'effort moteur. Quand l'ouverture de l'encoche augmente, l'effort moteur diminue.

$$0.20 \leq b_s \leq 0.60$$

- **Contrainte sur la hauteur de l'isthme.**

Cette contrainte renseigne sur la circulation du flux dans l'entrefer. Le flux doit être autant que possible maintenu constant dans l'entrefer.

$$0.80 \leq h_s \leq 1.00$$

- **Contrainte sur l'épaisseur de l'aimant permanent.**

Cette contrainte nous renseigne sur la masse de la partie active. L'effort moteur augmente avec l'épaisseur de l'aimant permanent.

$$2 \leq h_m \leq 4$$

- **Contrainte sur l'épaisseur de l'entrefer.**

Cette contrainte nous renseigne implicitement sur la vitesse moyenne. L'effort moteur diminue quand l'épaisseur de l'entrefer augmente.

$$0.30 \leq g \leq 0.50$$

2.6.3 Processus d'optimisation.

Les méthodes stochastiques et les algorithmes évolutionnaires sont adaptés pour les variables mixtes (continues et discrètes) sous contraintes [Hua&AL12].

Le problème de conception optimale formulé se traduit en un problème d'optimisation qui utilise une méthode dédiée. L'objectif est de déterminer les paramètres de conception de façon à minimiser la masse de la génératrice, tout en respectant l'ensemble des contraintes de conception.

Précisons qu'il s'agit d'une véritable optimisation lorsque la fonction objectif passe par un extremum en fonction d'une variable d'optimisation, d'une maximisation ou d'une minimisation, selon ce qui est recherché, lorsqu'il n'y a pas d'extremum dans le domaine couvert par la variable.

Le choix final de la valeur d'une variable d'optimisation n'est pas toujours critique, sauf si la fonction objectif est pointue. Afin de juger de l'influence plus ou moins forte de la variable, il convient de procéder à une analyse de sensibilité, c'est-à-dire d'étudier dans quel domaine peut se mouvoir la variable sans que la performance s'écarte de plus d'une certaine quantité acceptable de sa valeur maximale ou minimale.

- Nous allons déterminer l'effort moteur en fonction de l'épaisseur de l'aimant permanent.
- Nous regardons les points où l'effort admet un extremum
- Nous observons pour encadrer b_w , b_s et h_s .

Nous le faisons soit en étudiant la courbe de l'effort suivant l'axe x , ou le taux d'harmonique (l'erreur) sur l'effort moteur.

- La courbe de l'effort suivant l'axe x , valide le point où l'effort change de signe (décroissant).
- Le taux d'harmonique (l'erreur) $= \frac{F_{\max} - F_{\min}}{2 * F_{av}}$, valide le point où le taux d'harmonique est le plus faible. F_{\max} : Effort maximal ; F_{\min} : Effort minimal et F_{av} : l'effort moyen

Ce point est l'épaisseur de l'aimant permanent qui permet de trouver le compromis pour les autres paramètres.

2.6.4 Résultats.

Nous présentons les résultats de la conception par optimisation. L'objectif de la démarche n'est pas de constituer un outil automatisé de conception, mais de fournir une aide à travers

un ensemble des meilleurs compromis facilitant le choix de dimensionnement de la génératrice.

Les courbes des figures 2.24 à 2.26 montrent l'évolution des variables de conception en fonction de l'épaisseur de l'aimant permanent. Ces résultats sont délicats à analyser. Nous notons certaines tendances :

- La diminution de la masse de la génératrice (partie mobile) liée à la diminution de l'épaisseur de l'aimant permanent.
- L'entrefer étant petit, la densité de puissance et le rendement seront considérablement améliorés en augmentant la densité de flux dans l'entrefer. Cette performance est obtenue en jouant sur la hauteur de la culasse et la diminution de l'induction magnétique dans celle-ci.

Le choix de l'épaisseur de l'aimant permanent permet de fixer le point d'optimisation ou de compromis pour déterminer les autres paramètres de la génératrice.

❖ Pour une hauteur de l'isthme donnée, correspond un ensemble de compromis.

Hauteur de l'isthme (h_s) = 0.8 mm;

Largeur/pas d'encoche (largeur relative de l'encoche) : $bw = [0.40 ; 0.60]$;

Ouverture / largeur (ouverture relative de l'encoche) : $bs = [0.20 ; 0.60]$;

Épaisseur de l'aimant permanent (h_m) = [2.00 ; 4.00] mm ; Entrefer (g) = 0.3 mm

Valeur du courant (amplitude du créneau) = 100 A.

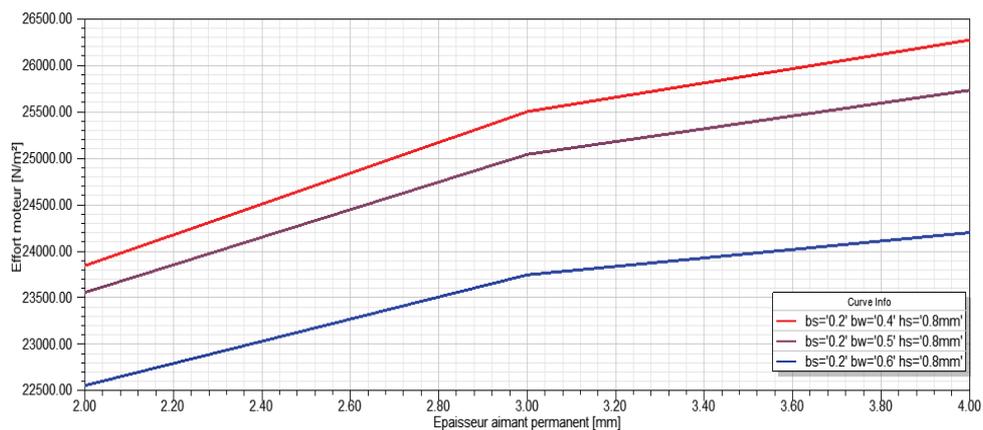


Figure 2.24a: Effort moteur en fonction de l'épaisseur de l'aimant : $bs = 0.20$;
 $bw = [0.40 - 0.60]$; $hs = 0.80$ mm

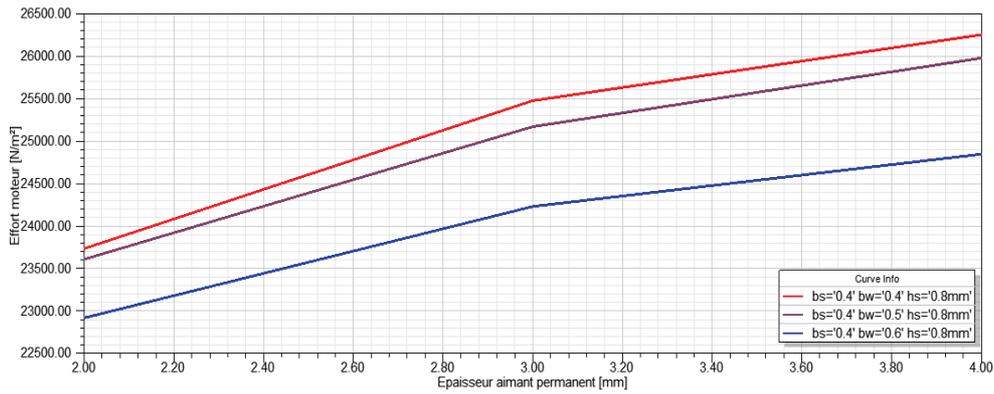


Figure 2.24b: Effort moteur en fonction de l'épaisseur de l'aimant : $b_s = 0.40$;
 $b_w = [0.40 - 0.60]$; $h_s = 0.80$ mm

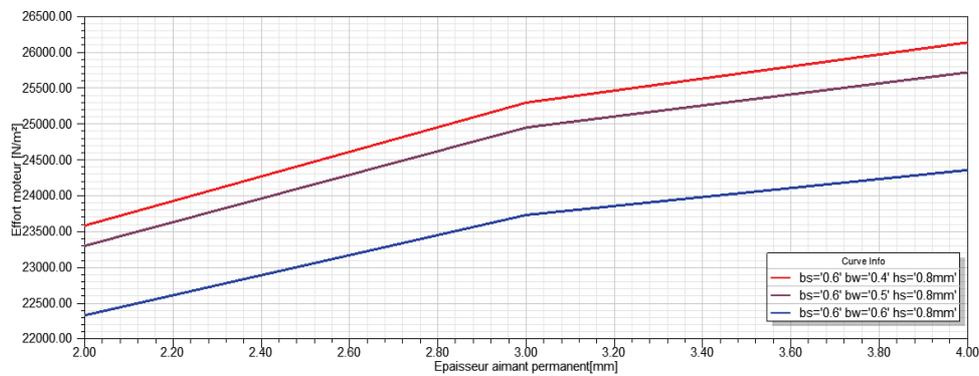


Figure 2.24c: Effort moteur en fonction de l'épaisseur de l'aimant : $b_s = 0.60$;
 $b_w = [0.40 - 0.60]$; $h_s = 0.80$ mm

❖ Pour une hauteur de l'isthme donnée, correspond un ensemble de compromis.

Hauteur de l'isthme (h_s) = 0.9 mm ;

Largeur/pas d'encoche = $b_w = [0.40 ; 0.60]$;

Ouverture / largeur = $b_s = [0.20 ; 0.60]$; $h_m = [2.00 ; 4.00]$ mm ; $g = 0.3$ mm

Valeur du courant (amplitude du créneau) = 100 A.

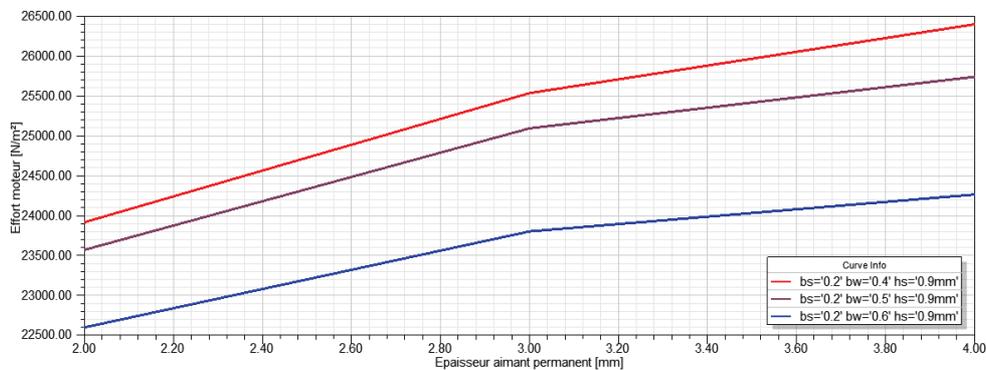


Figure 2.25a: Effort moteur en fonction de l'épaisseur de l'aimant : $b_s = 0.20$;
 $b_w = [0.40 - 0.60]$; $h_s = 0.90$ mm

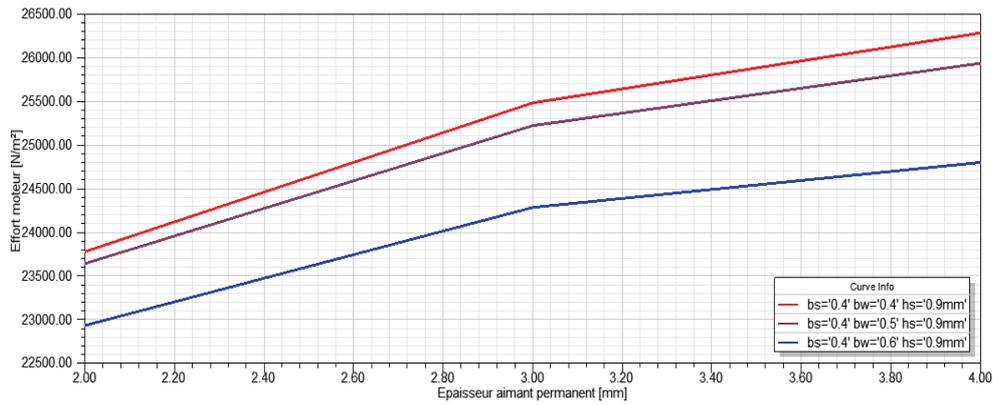


Figure 2.25b: Effort moteur en fonction de l'épaisseur de l'aimant : $b_s = 0.40$;
 $b_w = [0.40 - 0.60]$; $h_s = 0.90$ mm

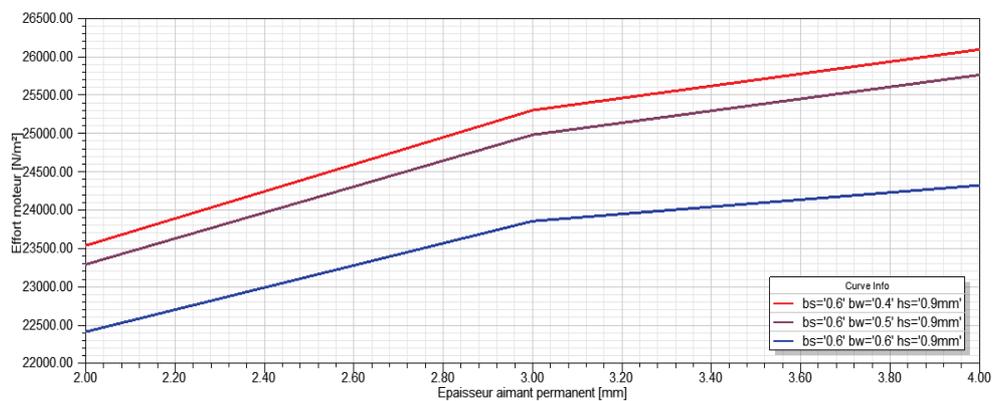


Figure 2.25c: Effort moteur en fonction de l'épaisseur de l'aimant : $b_s = 0.60$;
 $b_w = [0.40 - 0.60]$; $h_s = 0.90$ mm

- ❖ Pour une hauteur de l'isthme donnée, correspond un ensemble de compromis.
 Hauteur de l'isthme (h_s) = 1.0 mm ; Largeur/pas d'encoche = $b_w = [0.40 ; 0.60]$;
 Ouverture / largeur = $b_s = [0.20 ; 0.60]$; $h_m = [2.00 ; 4.00]$ mm ; $g = 0.3$ mm
 Valeur du courant (amplitude du créneau) = 100 A.

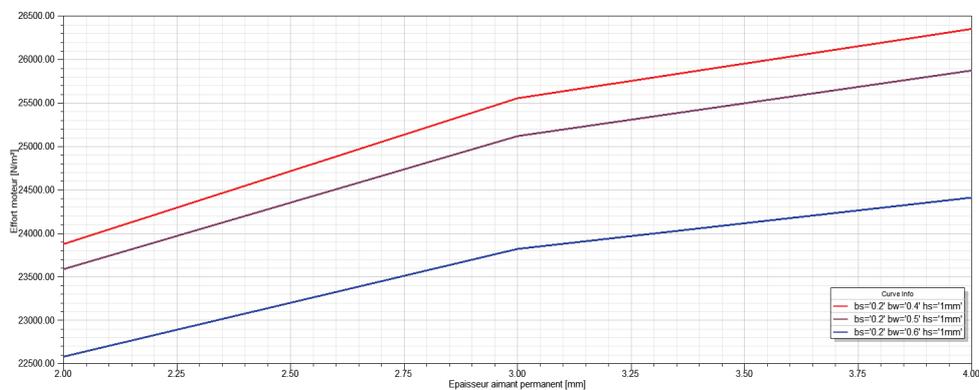


Figure 2.26a: Effort moteur en fonction de l'épaisseur de l'aimant : $b_s = 0.20$;
 $b_w = [0.40 - 0.60]$; $h_s = 1.0$ mm

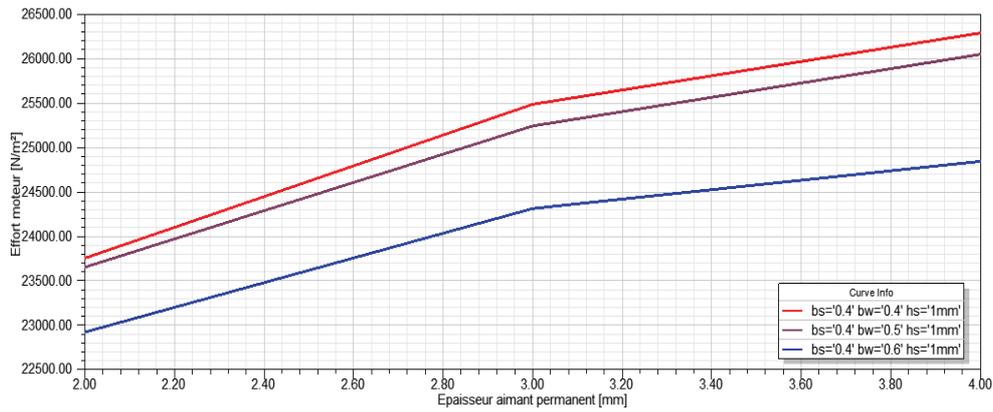


Figure 2.26b: Effort moteur en fonction de l'épaisseur de l'aimant : $b_s = 0.40$;

$$b_w = [0.40 - 0.60] ; h_s = 1.0 \text{ mm}$$

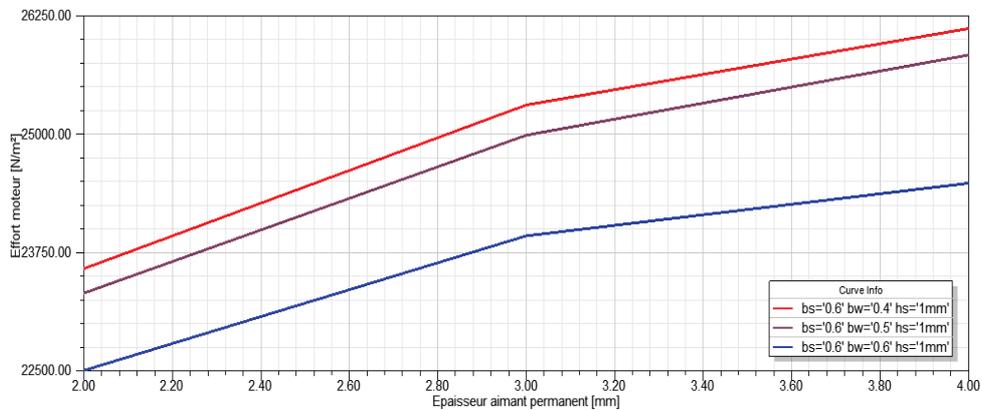


Figure 2.26c: Effort moteur en fonction de l'épaisseur de l'aimant : $b_s = 0.60$;

$$b_w = [0.40 - 0.60] ; h_s = 1.0 \text{ mm}$$

Pour aboutir au choix des meilleurs compromis retenus pour la réalisation du prototype de la génératrice, nous avons analysé les variables de conception en respectant le cahier de charges, en utilisant le logiciel ANSYS Maxwell. En parcourant toutes les légendes de l'effort moteur les deux configurations illustrées par la figure 2.27 sont élues pour le choix du modèle à adopter.

Notre choix est porté sur le compromis ($b_s = 0.2$ _ $h_s = 1.0$ mm_ $b_w = 0.5$ _ $h_m = 3$ mm) parce que le flux sera bien reparti le long de l'entrefer (non saturation du circuit magnétique) et le flux doit être autant que possible maintenu constant dans l'entrefer; une meilleure insertion des barres dans les encoches et la diminution de la masse, conséquence directe des pertes fer. Les paramètres de conception de la génératrice électrique linéaire plane à double stators sont consignés dans le tableau 2.4.

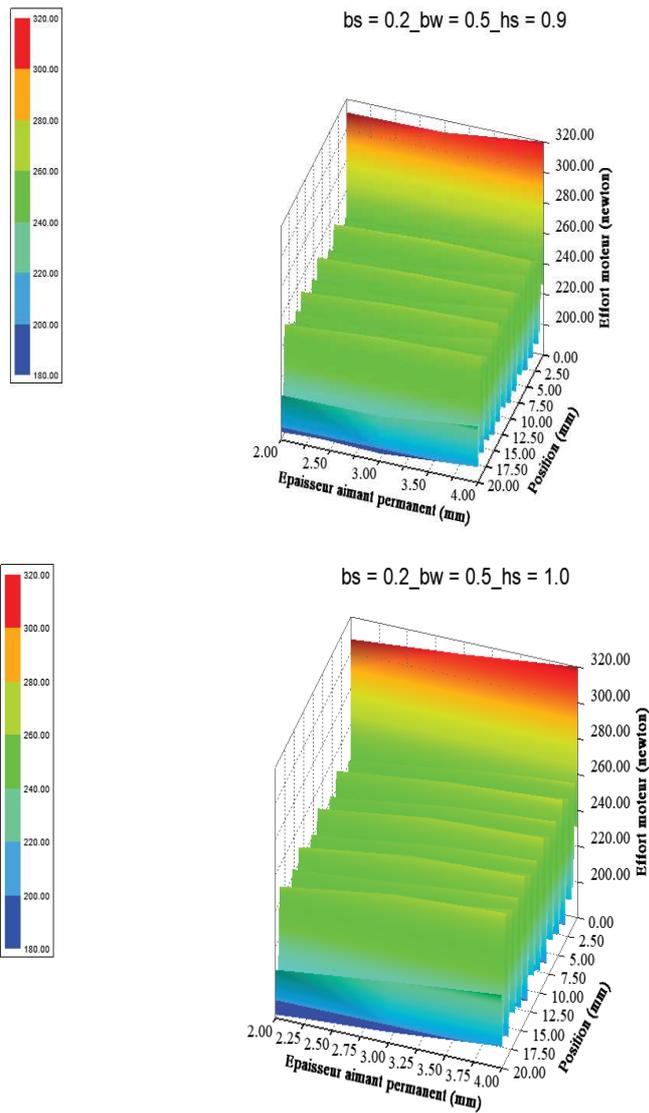


Figure 2.27 : Configurations retenues pour le choix.

Tableau 2.4: Dimensions de la génératrice linéaire.

Paramètres	Valeur	Paramètres	Valeur
Hauteur isthme	1.0 mm	Pas d'encoche	5.0 mm
Hauteur fermeture isthme	0.0 mm	Pas polaire	5.0 mm
Hauteur encoche	5.0 mm	Longueur PM	5.0 mm
Ouverture encoche	0.5 mm	Epaisseur PM	3.0 mm
Largeur encoche	2.5 mm	Entrefers	0.3 mm
Distance entre encoches	2.5 mm	Masse PM	0.25875 Kg
Largeur relative encoche (bw)	0.5	Surface barre	20 mm ²
Ouvert relative encoche (bs)	0.2	LongueurGéné	230 mm
Course	20.0 mm	Largeur Géné	50 mm

2.7 Simulation de la génératrice électrique linéaire plane à double stators.

Nous décrivons les simulations de la génératrice électrique linéaire à vide et en charge.

2.7.1 Simulation du fonctionnement à vide de la génératrice électrique linéaire.

Les caractéristiques statiques suivantes ont été considérées :

- **L'effort de détente.**

L'effort de détente est la force tangentielle à vide. Cet effort dépend de l'entrefer, de l'ouverture d'encoche. Les simulations sont illustrées en figure 2.28 en triphasé.

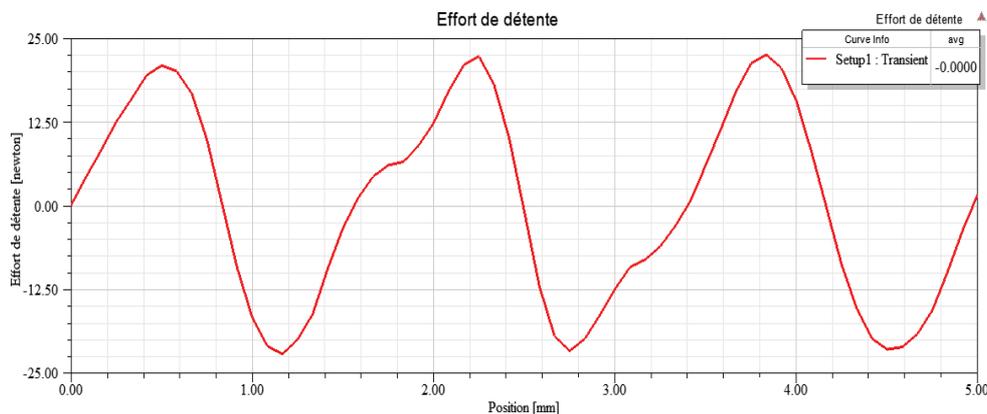


Figure 2.28 : Effort de détente en triphasé en fonction de la position.

- **La tension à vide.**

La tension à vide dépend de l'ouverture d'encoche et l'épaisseur de l'aimant. La figure 2.29 montre la tension à vide des trois phases de la génératrice électrique linéaire plane à double stators. Elle a une forme trapézoïdale.

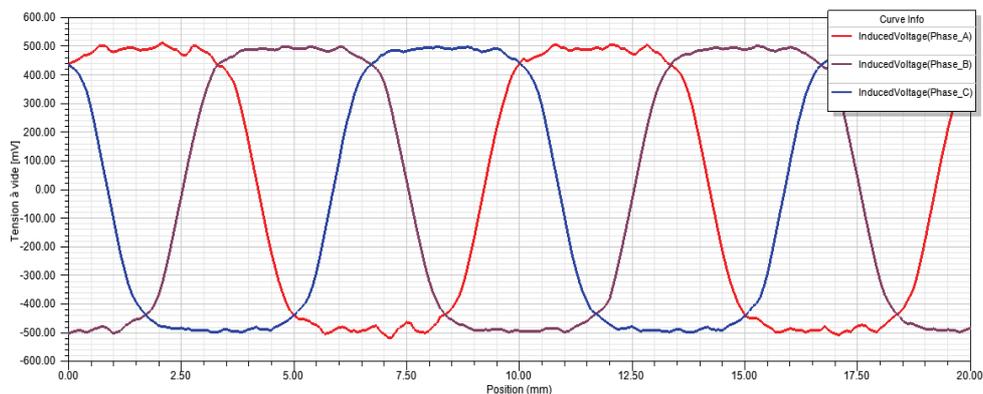


Figure 2.29 : Tension à vide.

- **L'effort normal.**

L'effort normal de contact entre les parties fixes et la partie mobile dépend de l'entrefer. Dans la pratique, il n'y a pas un centrage parfait, ce qui va donner naissance à une force normale qui va influencer les performances de la génératrice électrique linéaire, figure 2.30.

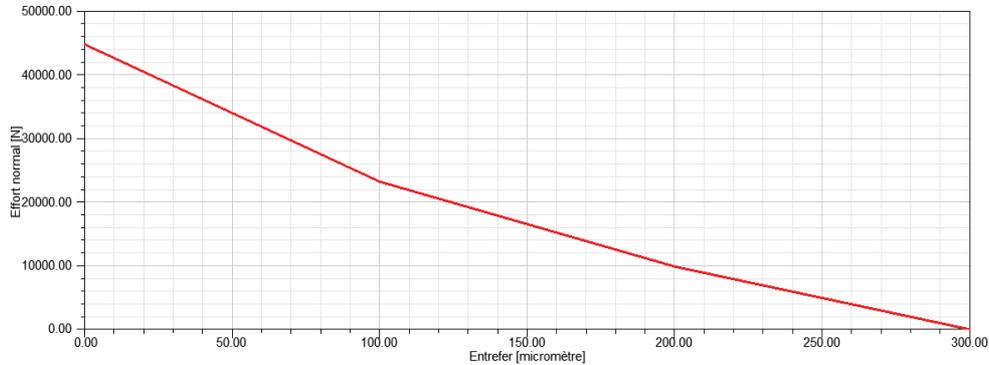


Figure 2.30 : Effort normal en fonction de l'entrefer.

2.7.2 Simulation du fonctionnement en charge de la génératrice électrique linéaire.

Nous nous intéressons au calcul de la force tangentielle instantanée, à la position et la compensation des frictions. La figure 2.32, illustre la force tangentielle avec le courant triphasé tel que représenté sur la figure 2.31

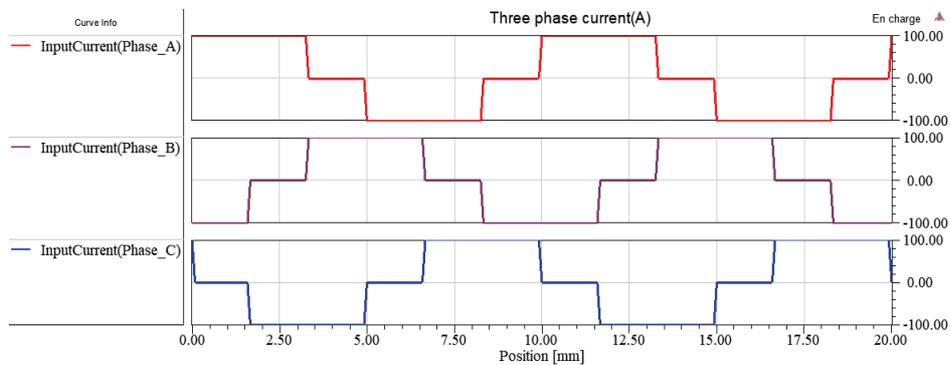


Figure 2.31 : Courant triphasé en fonction de la position.

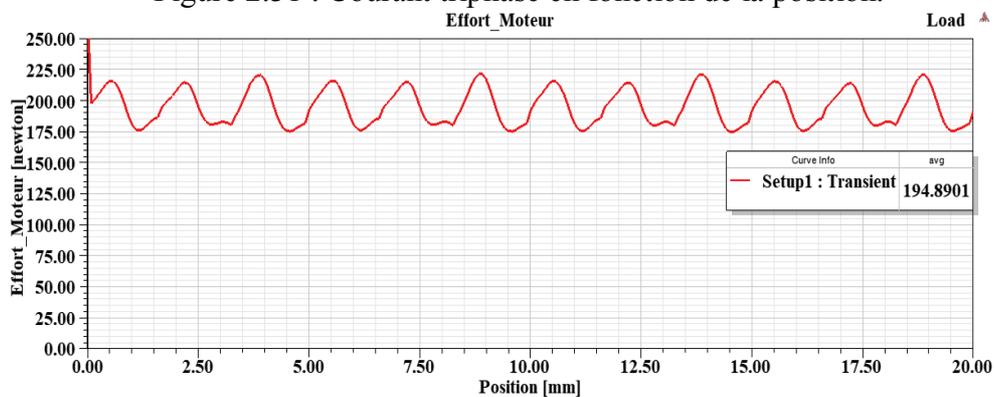


Figure 2.32 : Force tangentielle en fonction de la position.

Conclusion.

Nous avons analysé la structure et le dimensionnement de la génératrice électrique linéaire à structure polyentrefer à lames guidées ou frottantes plane à double stators.

Nous avons proposé une optimisation du dimensionnement de la génératrice électrique linéaire à structure polyentrefer à lames guidées ou frottantes sur la base de la méthode numérique. La méthode analytique réduit le temps de calcul par rapport aux méthodes numériques. Elle tient compte des géométries simples et la non-prise en compte de la saturation magnétique est son inconvénient majeur. Quant aux méthodes numériques, elles sont adaptées pour la modélisation multi-physique, plus fiables et précises de toutes les méthodes de modélisation. Son inconvénient majeur est le temps de calcul lié au maillage, la complexité de la géométrie et la nature du problème étudié.

Nous avons décrit les simulations numériques effectuées sur la génératrice électrique linéaire plane à double stators. En particulier, les forces de détente et tangentielle instantanée en fonction de la position, la force normale en fonction de l'entrefer mécanique.

L'objectif est d'éviter toutes les démarches longues pour se concentrer sur le problème et l'analyse critique des résultats. Le point sur le guidage tribologique sera mieux détaillé dans le chapitre 3.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.

- [Has&AL17] Adnan Hassan, Armin Bijanzad, and Ismail Lazoglu, Dynamic Analysis of a Novel Moving Magnet Linear Actuator, IEEE Transactions on Industrial Electronics, Vol.64, No.5, May 2017.
- [Huo&AL14] Yingjie Huo, An Zlang, and al, Research of Moving Magnet Linear Generator for Stirling Convecton, 978-1-4799-6768-1/14, IEEE 2014.
- [Ken&AL17a] Pierre Kenfack, Daniel Matt, Philippe Enrici, Designing a Permanent Magnet Linear Generator Multi Air- gap Structure using the Finite Element Method, 10th International Conference on Electrical and Electronics Engineering (ELECO 2017), 30 November - 2 December 2017, Bursa-Turkey (2017) Electronic ISBN: 978-605-01-1134-7 IEEE.
- [Bol&AL97] I. Boldea, S.A. Nasar, Linear Electric Actuators and generators, Cambridge University Press, New York, 1997.
- [Bol&AL87] I. Boldea, S.A. Nasar, Permanent-Magnet Linear Alternators, Part I&II, IEEE Transactions on Aerospace and Electronic Systems, Vol.AES-23, No.1 January 1987.
- [Den&AL87] Z. Deng, I. Boldea, S.A. Nasar, Forces and Parameters of Permanent Magnet Linear Synchronous Machines, IEEE Transactions on Magnetics, Vol. MAG-23, No.1, January 1987.
- [Den&AL86] Z. Deng, I. Boldea, S.A. Nasar, Fields in Permanent Magnet Linear Synchronous Machines, IEEE Transactions on Magnetics, Vol. MAG-22, No.2, March1986.
- [Aro&AL04] H. Arof, Ahmad.M. Eid, Khalid.M. Nor, Permanent Magnet Linear Generator Design using Finite Element Method, 0-7803-8575-6/2004 IEEE.
- [Pin&AL06] H.W. Ping, H. Arof, Wijono, Design of a Permanent Magnet Linear Generator, 1-4244-0427-4/2006 IEEE
- [Hua&AL12] Y. Huang, S. Zhou, G. Bao, Z. Wang, Design and Optomization for Unilateral Flat Permanent Linear Motor, 978-1-4673-0089-6/2012 IEEE.
- [Che&AL14] J. Chen, Y. Liao, C. Zhang, Z. Jiang, Design and Analysis of a Permanent Magnet Linear Generator for a free-Piston Energy Converter, 978-1-4799-4315-9/2014 IEEE.
- [Gar&AL07] J. A Garcia-Alzorriz, J. Grau, R. Cordoba, J. Muela, A novel double-sided flat rectangular linear permanent magnets synchronous generator for sea wave energy application, LDIA, Lille, France, September 16-19, 2007.

- [Cip&AL14] G. Cipriani, V. Franzin, A. Russo, M. Trapanese, A. Viola, A Ferrite Linear Permanent Magnet Generator (FTLPMG) analysis and design, 978-1-4799-4918-2/2014 IEEE.
- [Sch&AL14] S. Schneider, F. Rinderknecht, Horst E. Friedrich, Design of Future Concepts and Variants of the Free Piston Linear Generator, 978-1-4799-3787-5/2014 IEEE.
- [Sun&AL15] P. Sun, F. Zhao, C. Zhang, J. Zhang, J. Chen, Dynamic simulation of a Novel Free-Piston Linear Generator, 978-1-4673-9107-8/2015 IEEE.
- [Wan&AL05] J. Wang, D. Howe, A linear permanent magnet generator for a free-piston energy converter, 0-7803-8987-5/2005 IEEE.
- [Fai&AL09] J. Faiz, M. Ebrahimi-Salari, Gh. Shahgholian, Reduction of Cogging Force in Linear Permanent-Magnet Generator, 0018-9464/2009 IEEE.
- [Kwà&AL15] Young-shin Kwon, Won-jon Kim, Detent-Force Minimization of Double-Sided Interior Permanent-Magnet Flat Linear Brushless Motor, 0018-9464/2015 IEEE.
- [Zie&AL07] N. Ziegler, D. Matt, J. Jac, P. Enrici, G. Balducci, Multi-airgap direct linear actuator for an aeronautical application, LDIA, Lille, France, September 16-19, 2007
- [Rem&AL07] G. Remy, G. Krebs, A. Tounzi, P.J. Barre, Finite Element Analysis of a PMLSM: Cogging force and end-effect force calculations, LDIA, Lille, France, September 16-19, 2007.
- [Bol16] I. Boldea, Variable Speed Generators, CRC Press, Taylor & Francis Group, New York, 2016.
- [Bol16] I. Boldea, Synchronous Generators, CRC Press, Taylor & Francis Group, New York, 2016.
- [Gie&AL12] Jacek F. Gieras, Zbigniew J. Piech, Bronislaw Z. Tomczuk, Linear Synchronous Motors: Transportation and Automation Systems, CRC Press, Taylor & Francis Group, New York, 2012.
- [Bol&AL10] I. Boldea, Seyd A. Nasar, The Induction Machines Design Handbook, CRC Press, Taylor & Francis Group, New York, 2010.
- [Sch&AL14] Steven R. Schmid, Bernard J. Hamroch, Bo O. Jacobson, Fundamental of Machine Elements, CRC Press, Taylor & Francis Group, 2014.
- [Czi13] Horst Czichos, Fundamentals and Application to Structures and Systems,

Springer 2013.

- [Mat87] D. Matt, Etude de deux structures originales de machine à réluctance variable polyentrefer, thèse de doctorat, Paris VI, Avril 1987.
- [Yan&AL12] Z. Yang, A. Khaligh, A Flat Linear Generator with Axial Magnetized Permanent Magnets with Reduced accelerative Force for Backpack Energy Harvesting, 978-1-4577-1216-6/2012 IEEE.
- [Li&AL09] Q. Li, J. Xiao, Z. Haung, Flat-type permanent magnet linear alternator: A suitable device for a free piston linear alternator, Journal of Zhejiang University Science A-2009 10(3):345-352.
- [Dro&AL86] G. Droun, M. Gou, P. Thiry, R. Vinet, Elements de machines, Editions de l'Ecole Polytechnique de Montréal, 1986.
- [Org92] A. J Organ. Thermodynamics and Gas Dynamics of the Stirling Cycle Machine. Cambridge University Press, 1992.
- [Gie83] J. F. Gieras, Simplified theory of double-sided linear induction motor with squirrel-cage elastic secondary, IEEE PROCEEDINGS, Vol.130, Pt. B, No. 6, NOVEMBER 1983.
- [Leq92] Bruno Lequesne, Permanent Magnet Linear Motors For Short Strokes, 0-7803-0634-1/92\$03.00 IEEE.
- [Yok&AL92] T. Yokozuka, E. Baba, Force-displacement characteristics of linear stepping motors, IEEE PROCEEDINGS-B, Vol.139, No.1, JANUARY 1992.

Chapitre 3 : Le triboguidage de la génératrice électrique linéaire plane à double stator à structure polyentrefer à lames guidées ou frottantes.

Introduction	98
3.1 La tribologie	98
3.1.1 Histoire	98
3.1.2 Effets industriels et économiques.....	99
3.2 Analyse du guidage de la génératrice électrique linéaire plane à double stator.....	100
3.2.1 Topographie des surfaces.....	101
3.2.2 Tribologie du guidage de la génératrice électrique linéaire plane à double stator.	102
3.2.2.2 Charge.....	103
3.2.2.3 Vitesse.....	103
3.2.2.4 Etat de surface.	103
3.2.2.5 Environnement.	103
3.2.2.6 Phénomènes observés.	103
3.2.2.7 Mécanismes d'endommagement des surfaces.....	104
3.3 Les aspects mécaniques et thermiques du contact entre les parties fixes et mobile.....	104
3.3.1 Actions de contact des parties fixes et mobile.	104
3.3.2 Action de contact sans frottement.	105
3.3.3 Action de contact avec frottement.	105
3.4 Lois de frottement	106
3.4.1 L'adhérence.	107
3.4.2 La thermique du contact.	108
3.4.2.1 La température superficielle des parties fixes et mobile.	108
3.4.2.2 L'énergie dissipée dans le contact.	108
3.5 La lubrification	108
3.5.1 Le film.	109
3.5.2 Les catégories de lubrifiant.	109
3.5.3 La courbe de Stribeck.	111
3.5.4 Les régimes de lubrification.....	112
3.5.4.1 Le régime sec.	113
3.5.4.2 Le régime élasto-hydrodynamique.	113
3.5.4.3 Le régime onctueux.	113
3.5.4.4 Les régimes hydrostatique et hydrodynamique.	114
3.6 La conception des plaques lisses.....	116
3.6.1 Matériaux des plaques lisses.	116
3.6.2 Rapport longueur/largeur des plaques.	116

3.6.3 Epaisseur minimale du film de lubrifiant.....	117
3.7 Modélisation et compensation des frottements.....	118
3.7.1 Modélisation des frottements.....	118
3.7.1.1 Le domaine statique.....	118
3.7.1.2 Le domaine dynamique.....	119
3.7.2 Compensation des frottements.....	120
3.8 Solutions industrielles.....	121
Conclusion.....	123
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	124

Introduction.

Une génératrice électrique linéaire à structure polyentrefer à lames guidées ou frottantes est composée d'un ensemble de mécanismes et d'organes combinés destinés à transformer une énergie ou à transmettre un mouvement. Ces mécanismes, mobiles entre eux, ne peuvent fonctionner sans jeux, contraintes, efforts dynamiques dont les effets se manifestent principalement sous forme de vibrations et de bruits.

Pour minimiser les résistances passives et les frottements qui se manifestent dans les organes de liaison, de façon à limiter les pertes d'énergie et les températures élevées ; l'utilisation d'un lubrifiant est nécessaire. Le choix judicieux du lubrifiant aura aussi pour rôle d'évacuer la chaleur produite dans le contact et de réduire l'usure.

3.1 La tribologie.

La tribologie regroupe les sciences et technologies qui s'intéressent aux interactions entre surfaces en contact, à leurs causes, à leurs effets et aux moyens de les amplifier ou de les réduire.

La tribologie s'occupe des problèmes de contact, de frottement, d'usure et de lubrification. Par son interdisciplinarité, elle fait appel à des sciences fondamentales telles que la physique, la chimie, la science des matériaux, les mécaniques du solide et des fluides.

3.1.1 Histoire.

Le terme « tribologie » est né vers 1966, du grec *tribein* : frotter et *logos* : étude. Les périodes suivantes ont été déterminantes dans l'évolution de la tribologie.

Paléolithique :

La notion de frottement et de l'usure existe, car les hommes utilisaient ces techniques pour fabriquer les armes et pour allumer le feu.

Néolithique :

Utilisation du mouvement rotatif pour le perçage.

Mésopotamie :

- Les pivots dans les tours de Poitiers et de crapaudines pour les portes sont utilisés.
- Création de la roue.
- Création, découverte, utilisation des lubrifiants et de l'engrenage en Egypte pour le transport des charges importantes, faciliter le glissement et le frottement.

Moyen Age :

- Les progrès technologiques sur le contact reprennent après une longue période de régression.
- Utilisation des métaux pour la réalisation de paliers, des équipements résistants à l'usure et des huiles végétales ou animales pour la lubrification.

Renaissance :

Les sciences et les arts relancent la progression des problèmes tribologiques. Les nouveaux matériaux de friction (frottement) sont mis au point. Les problèmes de tribologie sont descriptifs et d'avantage quantitatifs.

- LÉONARD DE VINCI laisse des travaux sur le frottement de glissement, le roulement, sur les matériaux de friction et les engrenages.
- AMONTON en 1699 laisse des travaux sur les lois du frottement.
- BELIDOR en 1737 étudie l'influence de l'état de surface sur le frottement.
- Léonhard EULER en 1750 introduit l'approche analytique de la notion de frottement qui donne naissance à la notion d'angle de frottement.
- COULOMB en 1782 fait la mise au point des lois de frottement et en 1835, MORIN confronte ces lois avec les travaux expérimentaux.

Le développement de la lubrification voit le jour à la fin du XVIII^e siècle et au début du XIX^e, en 1822 NAVIER et STOKES proposent les équations du mouvement des fluides en tenant compte du frottement interne.

La fin du XIX^e siècle et le XX^e siècle apportent l'approche scientifique de la lubrification ; l'essor de la tribologie ; la physique du frottement, de l'usure et les phénomènes thermiques dans les contacts respectivement avec REYNOLDS en 1886 ; KINGSBURY et al ; SOMMERFELD et al et VERNOTTE et al.

Les besoins des technologies modernes en mécanismes et des composants plus performants, ont fait de la tribologie une science à part entière. Les recherches développées améliorent l'analyse et la description des surfaces techniques jusqu'à l'échelle nanométrique ; les études des contacts lisses ou rugueux, du frottement, de l'usure, de l'adhérence, de la lubrification ; la conception de nouveaux matériaux ou de nouveaux traitements et revêtement de surfaces.

3.1.2 Effets industriels et économiques.

L'impact de la tribologie sur la vie économique et industrielle est considérable. L'énergie consommée par frottement se situe entre 10 et 30% de l'énergie produite dans le monde.

L'American Society of Mechanical Engineers (ASME) estime, à plus de 10% l'énergie consommée par frottement de la consommation totale énergétique des Etats-Unis.

Le coût de l'usure varie en fonction des coûts matières ou des pertes de production, il est impressionnant :

- L'étude faite par JOST aux Etats-Unis (1975) évaluée à 100 milliards de dollars,
- L'étude de BMFT en Allemagne (1976) évaluée à 10 milliards de marks,
- En Grande-Bretagne (1966) le Département de l'Education et des Sciences projette 2,5 milliards de livres dont 20% « économisables »,
- Au Canada (1982), National Research Council of Canada projette 5 milliards de dollars canadiens, dont 25% « économisables »,
- En France (1994), CETIM évaluée à 164 milliards de francs.

Les nouveaux aspects concernant la compréhension du frottement, la conception des mécanismes, des matériaux à usage tribologique, des méthodes et moyens de lubrification, sont améliorés par des techniques connues ou nouvelles (tribologie spatiale, bio-tribologie, nano tribologie.....).

3.2 Analyse du guidage de la génératrice électrique linéaire plane à double stator.

Le choix des matériaux est généralement orienté par les propriétés électriques ou magnétiques, le poids et le coût, dans le souci de s'attacher aux propriétés volumiques des matériaux, qui ont peu ou pas à voir avec la tribologie.

La nature du problème tribologique, leur variété, leur complexité ainsi que le nombre de variables qui interviennent, nécessitent une approche analytique fonctionnelle de façon à pouvoir détecter et prendre en compte les facteurs et paramètres principaux les plus critiques qui gouvernent le comportement du guidage.

L'analyse tribologique, vise à atteindre cet objectif en suivant cette démarche:

- Identification des différents contacts qui interviennent dans le guidage.
- Extraction pour chaque contact des paramètres fonctionnels (variables opérationnelles).
- Identification des effets générés par le fonctionnement et évaluation de leur influence (nuance) sur le contact.
- Détection des processus physiques (physico-chimiques) qui se produisent et conduisent à l'endommagement des surfaces.
- Affectation à chaque contact les fonctions tribologiques explicites à remplir.

Le choix des matériaux de surface sera orienté de manière à assurer l'adéquation entre leurs propriétés superficielles et volumiques et les impératifs exigés par les fonctions mécaniques, thermiques et tribologiques des éléments constitutifs.

3.2.1 Topographie des surfaces.

❖ Défauts de surface.

Les surfaces de la plaque mobile ou lame mobile de la génératrice électrique linéaire plane à double stator peuvent paraître lisses à la vue ou au toucher de l'homme. Or toutes les surfaces fabriquées présentent des imperfections de trois types : les défauts d'ondulation, de forme et de rugosité.

- **Les défauts de forme.**

Il s'agit, par exemple, d'un défaut, macroscopique, de cylindricité ou de planéité. L'ordre de grandeur se situe entre 2.5 à plus de 100 μ m.

- **Les défauts d'ondulation et de rugosité.**

Ils mesurent entre 0.1 et 3 μ m, ils sont espacés de cette même grandeur.

Le profil d'une surface est la superposition des trois types de défauts.

❖ Instruments et techniques de mesure.

Il existe plusieurs instruments ou techniques pour analyser les surfaces et les caractériser. Nous notons quatre grandes catégories.

- **Microscopes.**

Les microscopes utilisés sont optiques, électroniques et ioniques. L'ordre de détails de surfaces est respectivement de 1000, 10 et 0.001 μ m.

- **Méthodes analytiques.**

Elles sont basées sur l'analyse d'un spectre de diffraction. Les méthodes utilisées sont : Low Energy Electron Diffraction (LEED) ; X-Ray Photoemission Spectroscopy (XPS) avec une résolution de 10⁻⁴ μ m.

- **Profilographes.**

Ces appareils fonctionnent comme une tête de lecture d'un phonographe. Ils sont constitués d'un bras porteur, d'un patin-guide, d'un stylet, d'un capteur de déplacement et d'un ressort de rappel avec une résolution de 100 μ m.

- **Techniques recourant à l'attaque chimique.**

Elles sont utilisées pour les surfaces métalliques et révèlent les phases et les dislocations, l'orientation cristalline de surface, sa résolution est de l'ordre 0.01 à 0.10 μ m.

3.2.2 Tribologie du guidage de la génératrice électrique linéaire plane à double stator.

Un guidage tribologique ou triboguidage est un ensemble composé d'éléments en interaction statique ou dynamique généralement organisé en fonction d'un but: guidage, transmission d'énergie, étanchéité statique ou dynamique, freinage [Czi13], [Mat&AL03].

Dans notre cas, notre contact tribologique est composé des éléments représentés sur la figure 3.1

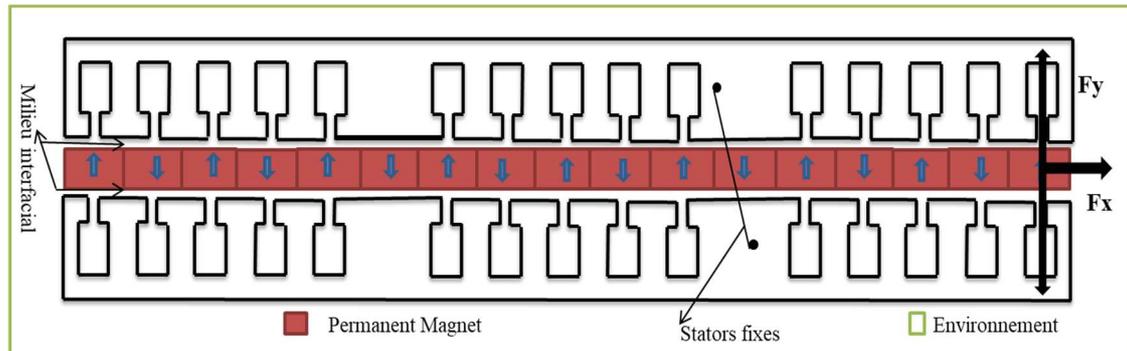


Figure 3.1 : Configuration des contacts tribologiques de la génératrice électrique.

Pour décrire le guidage, nous allons nous appuyer sur le tableau 3.1 qui liste les éléments à identifier.

Les paramètres définissent une situation tribologique, se trouvent dans la première colonne et précisent les conditions d'utilisation ou d'expérimentation (initiale, nominale ou maximale).

Les phénomènes observés, se manifestant lors du fonctionnement et modifiant les conditions initiales se trouvent dans la deuxième colonne.

La troisième colonne présente les processus qui conduisent à l'endommagement des surfaces.

Nous allons identifier les différents contacts et extraire les paramètres qui définissent notre guidage.

Tableau 3.1 Eléments de description d'une situation tribologique [Mat&AL03]

Paramètres	Phénomènes observés	Mécanismes d'endommagement
Mode de contact	Résistance au déplacement	Adhésion
Etat de surface	Vibrations	Abrasion
Charge	Phénomènes thermiques	Erosion (Cavitation)
Vitesse	Transformations superficielles	Déformation
Ambiance	Transformations structurales	Fatigue de contact (Fretting fatigue)
(avec lubrification)	Pertes de matière	Corrosion (tribocorrosion)
Matériaux		

3.2.2.2 Charge.

C'est l'ensemble des forces ou torseur dynamique auquel est soumis le contact. La puissance mise en jeu par frottement est calculée en utilisant la loi de frottement de Coulomb.

3.2.2.3 Vitesse.

C'est l'ensemble des vitesses appliquées au contact. La vitesse intervient dans l'évaluation de la durée de vie des surfaces et permet de calculer la distance parcourue.

3.2.2.4 Etat de surface.

Ce paramètre englobe deux éléments descriptifs clés du contact.

- La microgéométrie apprécie l'aire réelle de contact, les raideurs normales et tangentielles du contact, les résistances mécanique, électrique et thermique de l'interface, l'aptitude à l'adhésion et la perméabilité du contact.
- La physicochimie détermine l'aptitude à l'adhésion et au glissement, ainsi que la réactivité de la surface avec l'environnement.

3.2.2.5 Environnement.

Le milieu intervient sur le comportement tribologique du guidage par sa nature, sa température, ses propriétés mécaniques, physiques et chimiques. La présence et le rôle de champs magnétiques et électriques sont évalués avec précision.

3.2.2.6 Phénomènes observés.

Les phénomènes suivants apparaissent lors du fonctionnement du guidage tribologique.

- La résistance au déplacement, que l'on exprime par un facteur de frottement. Les vibrations sont issues des variations instantanées des efforts normaux et tangentiels.
- L'énergie dissipée dans le contact se transforme en grande partie en énergie thermique. Les phénomènes thermiques jouent un rôle important dans les transformations apparues en service, conditionnant le fonctionnement et la survie du mécanisme.
- Les matériaux constituant le contact, sous l'action des contraintes et des échauffements vont être soumis à des modifications géométriques, à des transformations superficielles, à des évolutions structurales et des pertes de matière : l'usure.

3.2.2.7 Mécanismes d'endommagement des surfaces.

Les effets suivants apparaissent en fonction de la qualité ou du type des matériaux intervenant dans le comportement du guidage tant par leurs propriétés mécaniques que physicochimiques.

- L'adhésion se caractérise par l'établissement de liaisons inter-faciales entre les surfaces en contact.
- L'abrasion se manifeste par l'action de particules dures libres ou liées à l'une des aspérités (surfaces), qui agressent les surfaces par action de coupe ou de déformation.
- L'érosion se manifeste par l'action de particules solides, liquides ou de vapeur animées par un fluide, qui frappent les surfaces solides.
- La déformation naît lorsqu'une surcontrainte ponctuelle entraîne le dépassement de la limite d'élasticité des matériaux et crée un défaut sur la surface par plastification.

Les sollicitations d'origine mécaniques ou thermiques peuvent causer l'endommagement des surfaces par fatigue de contact.

3.3 Les aspects mécaniques et thermiques du contact entre les parties fixes et mobile.

Les efforts et échanges thermiques entre les parties fixes et mobile de la génératrice électrique linéaire plane à double stator transitent par les zones par lesquelles la lame entre en contact. Ces efforts et échanges thermiques font partie des variables fondamentales qui gouvernent le fonctionnement et le comportement de ces contacts [Dup90], [Tak08], [Ham&AL04], [Pra06].

3.3.1 Actions de contact des parties fixes et mobile.

Les actions de contact entre deux parties fixes et mobile, sont des efforts et moments qu'elles exercent l'une sur l'autre au niveau de leur surface commune.

La figure 3.2 représente les parties fixes (S_1) et mobile (S_2), en contact en O suivant une aire Λ contenue dans le plan tangent(Q) commun aux parties fixes et mobile.

Soit $T_{1/2}$ le torseur en O représentatif de l'action des parties fixes sur la partie mobile.

$$T_{1/2} = \begin{cases} \int_{(\Lambda)} q(N) d\Lambda \\ \int_{(\Lambda)} ON \times q(N) d\Lambda \end{cases} \quad (1)$$

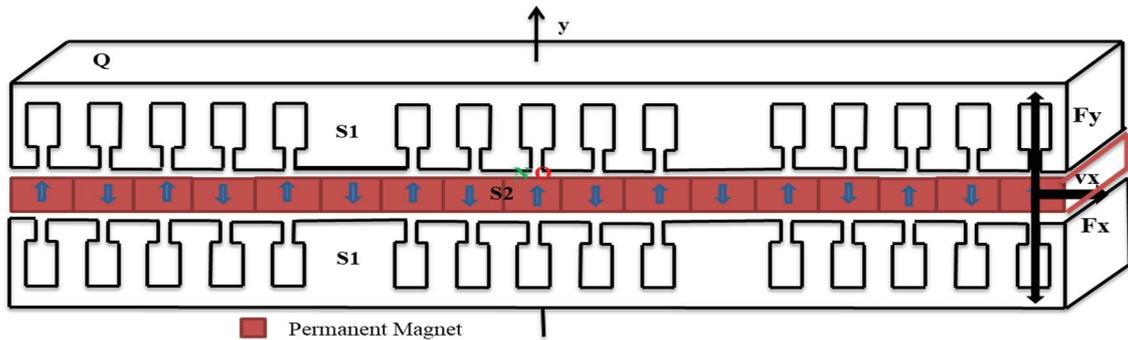


Figure 3.2 : Contact de parties fixes et mobile.

Les coordonnées du torseur représentent la résultante et les moments des actions exercées par les parties fixes (stator) sur la partie mobile (aimants permanents) ; $q(N)$ la fonction de répartition de la pression de contact agissant au point N appartenant à la surface Λ et $d\Lambda$ un élément de la surface autour de N .

3.3.2 Action de contact sans frottement.

S'il n'existe pas de résistance au déplacement de la plaque mobile, la liaison est parfaite ou idéale. Ce cas particulier en pratique est utile pour une approximation suffisante pour un premier calcul.

3.3.3 Action de contact avec frottement.

Les lois du contact sont complexes quand une résistance passive au déplacement existe [Han13], [Wan74], [Sak77b], [Sak77a], [Bra&AL06]. Les lois d'Amontons-Coulomb interviennent pour caractériser le frottement.

La première loi concerne la résultante. Deux situations se présentent :

- **Vitesse de glissement nulle.**

Les parties fixes et mobile resteront immobiles, rouleront ou pivoteront sans glisser.

- **Vitesse de glissement non nulle.**

- ✓ μ_0 est alors le facteur de frottement statique.

La résultante des actions des parties fixes par rapport à la partie mobile se trouve sur le cône de frottement. La direction de la force de frottement est fixée.

- ✓ μ_d est le facteur de frottement dynamique.

Pour la plupart des matériaux ($\mu_d < \mu_0$).

Le tableau 3.2 donne une idée sur les valeurs indicatives des facteurs de frottement entre les différents matériaux.

Tableau 3.2 : Valeurs indicatives des facteurs de frottement [Mat&AL03].

	μ_0	μ_d
Acier/Acier	0.2 – 0.6	0.2 – 0.6
Aluminium/Acier	≥ 0.8	≥ 1
Chrome/Acier dur	0.4	0.4
Garniture de frein/Acier	0.3 – 0.4	0.25 – 0.35
Graphite/Acier	≈ 0.1 (Air)	≈ 0.1 (Air)
PTFE/Acier	$\approx 0.05 - 0.1$	< 0.1 (V faible)
Caoutchouc/Métal	≈ 1	$\approx 0.5 - 1.5$
Caoutchouc/Route	≈ 1	0.5 – 0.6
Bronze au plomb/Acier	≈ 0.2	0.15 – 0.2
Polyéthylène/Acier	$\approx 0.15 - 0.2$	0.1 – 0.15
Acier austénitique/Acier austénitique	0.4 – 0.8	0.45 – 0.6

3.4 Lois de frottement.

Léonard de Vinci a exprimé les lois de base du frottement au XV^e siècle.

- ✓ La force de frottement est indépendante de la surface de contact entre deux corps rigides.
- ✓ La force de frottement est proportionnelle à la force normale qui s'exerce entre les surfaces.

L'expression mathématique s'exprime par la relation (2), avec F_f : force de frottement ; F : la force normale et μ : le coefficient de frottement.

$$F_f = \mu \times F \quad (2)$$

Les lois du frottement sont complétées par les lois d'Amontons-Coulomb en 1699 (Amontons) et en 1785 (Coulomb).

- ✓ La force de frottement est fonction de la nature des surfaces en contact.
- ✓ La force de frottement est indépendante de la vitesse relative entre les surfaces.

En 1833, Morin propose la théorie sur la rugosité. Le frottement représente le travail nécessaire pour déplacer deux solides en contact lorsque les aspérités de leurs surfaces passent les unes par-dessus les autres.

En 1929, Thomlinson a exprimé la théorie du frottement basée sur l'attraction des molécules de surface. Il se heurte à la difficulté de faire abstraction de la surface de contact.

La différence qui existe entre une aire réelle de contact et l'aire apparente de contact est faite par Holm (1938), Ernest et Merchant (1940), Bowden et Tabor (1942). Ils ont repris la théorie de Thomlinson et ont proposé la théorie de l'adhérence.

3.4.1 L'adhérence.

Lorsqu'on met en contact deux solides l'un contre l'autre, en exerçant une force normale à leurs surfaces, ces surfaces ont pour seuls points de contact les crêtes les plus hautes de leur topographie.

$$F = \sum_{i=1}^n F_i \quad (3)$$

F_i : La force à chaque point de contact, n : le nombre de points de contact.

L'aire réelle de contact est donnée par l'expression suivante.

$$A = \sum_{i=1}^n A_i \quad (4)$$

A_i : L'aire de contact de chaque point de contact.

Lorsque les matériaux pour lesquels l'adhérence se produit sont des métaux, on dit qu'il y a contact métal à métal. La force de frottement est alors la force nécessaire pour briser l'adhérence aux points de contact.

$$F_f = \sum_{i=1}^n A_i \times S_i = A \times S \quad (5)$$

S_i : Résistance au cisaillement de l'adhérence au point de contact i ; S : Résistance moyenne au cisaillement aux n points de contact.

L'expression du coefficient de frottement est donnée par la formule (6), étant donné qu'il y a déformation plastique aux points de contact.

$$\mu = \frac{S}{\epsilon} \quad (6)$$

ϵ : Résistance à la pénétration du matériau le plus mou.

La formule (6) est plus réaliste en intégrant les modifications suivantes :

- ✓ La résistance moyenne au cisaillement aux points de contact,

$$S_c = \delta \times S \quad 0 \leq \delta \leq 1 \quad (7)$$

La constante δ traduit le fait que les films de contaminants qui recouvrent la surface d'un métal ont une résistance au cisaillement.

- ✓ La relation (8) relie les variables aux points de contact. α et β sont des constantes à déterminer.

$$\left(\frac{F}{A}\right)^2 + \alpha \left(\frac{F_f}{A}\right)^2 = \beta^2 \quad (8)$$

La nouvelle expression du coefficient de frottement est donnée par :

$$\mu = \frac{\delta}{[\alpha(1-\delta^2)]^{1/2}} \quad (9)$$

3.4.2 La thermique du contact.

La dissipation de l'énergie à l'interface des parties fixes et mobile en glissement, générée par les forces de frottement, provoque l'échauffement global de la génératrice électrique linéaire plane à double stator.

La chaleur formée au niveau de l'interface s'évacue par convection et par conduction.

Les phénomènes thermiques seront déterminants sur les performances de la génératrice électrique linéaire. La situation tribologique sera fiable avec l'évaluation de la température des parties superficielles qui affecte le fonctionnement de la génératrice électrique linéaire en modifiant les propriétés des matériaux.

3.4.2.1 La température superficielle des parties fixes et mobile.

La température atteinte par la surface en cours de fonctionnement (glissement) est la somme de trois termes :

- ✓ La température de l'environnement dans lequel se produit le contact.
- ✓ L'échauffement moyen des matériaux à l'équilibre thermique.
- ✓ L'échauffement local instantané du sommet des aspérités soumises lors du contact à un flux thermique intense, appelé température éclair.

3.4.2.2 L'énergie dissipée dans le contact.

Le travail exercé par la force de frottement est l'énergie mécanique fournie à l'interface du contact glissant.

$$W = F_f \times d \quad (10)$$

d: la distance parcourue par la partie mobile.

L'évaluation de la thermique du contact sera bien approfondie avec le choix du régime de lubrification.

3.5 La lubrification

L'objectif de la lubrification, est de minimiser les résistances passives et les frottements parasites qui se manifestent dans les parties fixes et mobile de la génératrice électrique linéaire, de façon à limiter les pertes d'énergie et les élévations de température, d'évacuer la chaleur produite dans le contact et de réduire l'usure [Sch&AL14], [Czi13], [Czi78], [Ham&AL04], [Sto90], [Pra06].

Cet objectif est de séparer les surfaces en mouvement par un matériau (le lubrifiant) dont la propriété est d'avoir une résistance au cisaillement faible.

3.5.1 Le film.

Un paramètre important qui indique l'efficacité de la lubrification est le film. Lorsque le film n'a pas une épaisseur adéquate pour fournir une séparation complète entre les aspérités dans la zone de contact, la durée du glissement (déplacement) est affectée par les contraintes de cisaillement élevées résultant d'un contact direct entre les parties fixes et mobile. L'expression ci-dessous donne l'épaisseur minimale du film et permet de définir aussi le régime de lubrification.

$$\Delta = \frac{h_{\min}}{(A_f^2 + A_m^2)^{\frac{1}{2}}} \quad (11)$$

h_{\min} : épaisseur minimale ; A_f et A_m : surfaces fixe et mobile

- Lubrification limite : $\Delta < 1$
- Lubrification partielle : $1 \leq \Delta < 3$
- Lubrification hydrodynamique : $3 \leq \Delta$
- Lubrification élasto-hydrodynamique : $3 \leq \Delta < 10$

3.5.2 Les catégories de lubrifiant.

Les lubrifiants sont classés en trois grandes catégories :

- **Les poudres sèches (solides)**

Les poudres sèches sont utilisées sous forme solide entre les surfaces en mouvement pour assurer la lubrification. Le frottage est la façon la plus courante d'appliquer les poudres sèches sur les surfaces et de les maintenir en place (l'incorporation à une résine ou à un liant, et la réaction chimique).

Le tableau 3.3 présente les propriétés et les plus courantes des poudres.

- **Les graisses (pâteuses ou semi-liquides).**

Les graisses sont des matières semi-solides qui se comportent comme des solides. Les graisses utilisées en industrie sont des produits artificiels. Elles sont constituées d'un agent épaississant, d'un fluide lubrifiant et d'additifs. Les propriétés, les caractéristiques des graisses sont dans le tableau 3.4. Les graisses sont caractérisées en fonction du type d'agent épaississant. La classification dans chaque catégorie est liée à la consistance (résistance à la déformation sous l'action d'une force). La classification est présentée dans le tableau 3.5.

Tableau 3.3 : Propriétés des lubrifiants solides les plus utilisés [Dro&AL86].

Poudre	Vie (Cycle)	Coefficient de frottement	Utilisations
Graphite ou MoS ₂ avec liant	10 ⁴ – 10 ⁶	≈ 0.06 – 0.12	Mécanisme à usage intermittent (serrures)
Téflon collé	10 ³ – 10 ⁵	≈ 0.02 – 0.1	Mécanisme à usage intermittent (serrures)
Placage de plomb, indium, cadmium (métaux mous)	10 ³ – 10 ⁵	≈ 0.15 – 0.2	Coussinets de pompes Protection temporaire de coussinets au démarrage Disjoncteurs
Graphite ou MoS ₂ déposé par frottage	10 ³ - 10 ⁵	≈ 0.04 – 0.1	Formage, emboutissage, étirage
Réaction chimique avec des composées de chlore, de phosphore ou de soufre	Quelques secondes	≈ 0.2	Travail des métaux à chaud
Films anodisés	-	≈ 0.2	Apprêt pour films avec liant ou pour lubrifiants onctueux

Tableau 3.4 Propriétés, caractéristiques des graisses [Dro&AL86].

Graisses	Propriétés et caractéristiques								
	Temp.lim. (agent épale) (°C)	Temp.max (graisse) (°C)	Texture	Stabilité en service*	Résist. à l'oxydation*	Protection centrée (usure)*	Résist. à l'eau*	Type d'usage **	Utilisations
Calcium	70	-20 – 50	lisse	M – B	M	B – E	B – E	S	Châssis de véhicules ; pompe à eau ; avionnerie
Sodium	90 – 120	-20 – 100	fibreuse	B – E	E	B – E	-	S	Roulements ; joints universels ; hautes températures en avionnerie
Lithium	150 – 180	-20 – 130	lisse	E	M – B	B – E	B – E	G	Générales
Aluminium	70	-20 – 70	lisse	B	B	B	M	S	Convoyeurs ; châssis.
Barium	190	-20 – 150	lisse - fibreuse	M	-	-	B – E	G	Générales dans l'industrie.
Calcium complexe	-	-20 – 150	lisse	B – E	M – B	B – E	B – E	G	Générales à hautes températures ; avionnerie.
Produit inorganique	-	***	lisse	B – E	B – E	B – E	B – E	S	Hautes températures ; spéciale en avionnerie.

* M : Médiocre ; B : Bon ; E : Excellent ** S : Spécialisé ; G : Général *** Dépend de l'huile de base.

Tableau 3.5 : Classification des graisses [Dro&AL86].

Catégorie	Pénétration ASTM*	Consistance	Utilisations
000	445 – 475	Très molle	
00	400 – 430	Semblable à une huile épaisse	Engrenages
0	355 – 385	Molle	Engrenages ;
1	310 – 340		roulements
2	265 – 295	Onctueuse	
3	220 – 250	Dure	Roulements ;
4	175 – 205	Quasi solide	pompes
5	130 – 160	Dure comme un	Graisses noires
6	85 – 115	morceau de savon	taillées en bloc

- Les huiles.

Les huiles sont des lubrifiants liquides. Elles constituent la principale classe de lubrifiants. Elles sont onéreuses et polluantes pour l'environnement. La limitation à l'utilisation des huiles est aussi liée aux variations de température.

La quasi-totalité des huiles est obtenue à base du pétrole brut. Elles sont dites minérales par opposition aux lubrifiants synthétiques obtenues par un procédé différent qui est la combinaison, par des procédés chimiques, des dérivés gazeux du pétrole.

Stribeck a mené des expériences sur les paliers et a mesuré le coefficient de frottement qui change beaucoup avec les paramètres tribologiques. Lorsque l'épaisseur du film est suffisamment grande pour séparer complètement les corps en contact, le coefficient de frottement augmente avec la vitesse et les effets hydrodynamiques deviennent significatifs. En particulier, la diminution de la force aux basses vitesses est appelée l'effet Stribeck. La force de frottement en fonction de la vitesse du mouvement à vitesse constante est appelée courbe de Stribeck.

3.5.3 La courbe de Stribeck.

La figure 3.3 montre la courbe de Stribeck, les coefficients de frottement sont représentés graphiquement en fonction du paramètre $\frac{\eta V}{P}$, où η est la viscosité du lubrifiant, V est la vitesse de lubrifiant, et P est la charge normale.

Dans la région I, le coefficient de frottement est plus faible et augmente avec l'accroissement du paramètre $\frac{\eta V}{P}$. L'épaisseur du lubrifiant entre deux solides est supérieure à la rugosité de surface et le régime de lubrification est la lubrification hydrodynamique.

Dans la région II, le coefficient de frottement diminue brusquement avec l'augmentation du paramètre $\frac{\eta V}{P}$. L'épaisseur est à peu près égale à la rugosité de surface, et le régime de lubrification est une lubrification mixte.

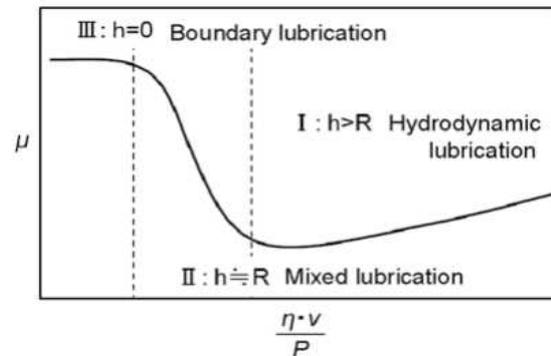


Figure 3.3 Courbe de Stribeck [Wan&AL16].

Dans la région III, le coefficient de frottement est plus élevé et maintenu à une valeur constante. L'épaisseur est pratiquement égale à 0, et le régime de lubrification est une lubrification de frontière.

$$\lambda = \frac{\sigma}{h} \quad (12)$$

$$\sigma = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2} \quad (13)$$

λ : Valeur de classification du régime de lubrification ; σ : Rugosité combinée de surface ;

σ_1 : Rugosité de surface du solide 1 ; σ_2 : Rugosité de surface du solide 2.

Le régime de lubrification peut être classé par la courbe de Stribeck.

3.5.4 Les régimes de lubrification.

Il existe deux techniques distinctes pour réduire le frottement entre deux surfaces en mouvement relatif :

❖ Les paliers à roulements.

Les éléments roulants sont placés entre les surfaces.

❖ Les paliers lisses.

Un film de lubrifiant est introduit entre les surfaces. Le tableau 3.6 présente et résume les aspects importants des différents régimes de lubrifications.

Les régimes de lubrification sont : le régime sec, le régime onctueux, le régime hydrostatique, le régime hydrodynamique et le régime élasto-hydrodynamique [Sch&AL14], [Czi13]. Nous allons mettre l'accent sur les régimes onctueux et hydrodynamique.

Tableau 3.6 : Caractéristiques des différents régimes de lubrification [Dro&AL86].

Régime	Nature du film	Epaisseur du film (10^{-6} m)	Coefficient de frottement	Usure	Vitesse m/s
Sec	Solide	0.001 à 1.0	0.04 à 0.5*	Important et augmentant	≤ 0.05
Onctueux	Pâteux	0.0001 à 1.0	0.02 à 0.2*	avec la charge	≤ 0.3
Hydrostatique		25 à 250	≈ 0 à 0.0055*		≥ 0
Hydrodynamique	Liquide	5 à 25	0.0005 à 0.01**	nulle	≥ 0.1
Elasto-hydrodynamique		0.5 à 1.0	≈ 0 à 0.06**	nulle à faible	très variable selon la géométrie

* Fonction de la résistance au cisaillement du film de lubrifiant et du métal.

**Fonction de la viscosité du lubrifiant et du gradient de vitesse dans le film

3.5.4.1 Le régime sec.

En régime sec, les surfaces sont en contact par leurs aspérités. La force de frottement est réduite par un dépôt de lubrifiant solide entre les aspérités dont la résistance au cisaillement est inférieure à celle du métal de base.

Le lubrifiant est entraîné dans la zone de contact par le mouvement des surfaces. Le coefficient de frottement est élevé et engendre une grande quantité d'énergie.

3.5.4.2 Le régime élasto-hydrodynamique.

Les surfaces sont théoriquement en contact selon une ligne ou un point dans le régime élasto-hydrodynamique. La géométrie des contacts ne permet pas la formation d'un film d'huile. Le film est très mince et le coefficient de frottement est pratiquement nul.

3.5.4.3 Le régime onctueux.

En régime onctueux, les surfaces sont en contact par leurs aspérités. Le lubrifiant est constitué d'un film de liquide adsorbé en surface et de faible épaisseur. Le degré d'adhérence de ce film avec les surfaces détermine son efficacité à prévenir le contact métal à métal et, par conséquent, à réduire le frottement. Cette qualité du film, qui constitue la propriété la plus importante du liquide qui le forme, est appelée onctuosité. Les adsorptions chimique et physique régissent la formation des films de surfaces. L'adsorption physique est réversible à une température relativement basse (les films formés peuvent quitter les surfaces). Le régime onctueux a un coefficient de frottement plus faible que le régime sec.

Le régime onctueux est utilisé lorsqu'on ne peut pas renouveler facilement le lubrifiant ou qu'on ne peut pas l'appliquer en grande quantité. Ce régime est privilégié lorsque les plaques fonctionnent à basse vitesse ou qu'il y a alternance du sens du déplacement. Le frottement est donné par l'équation (14).

$$F = F_o + F_h \quad (14)$$

F : la charge totale à laquelle est soumis le palier, F_o : la charge adsorbée par le film onctueux et F_h : la charge à laquelle est soumis le film hydrodynamique.

La température de la plaque à l'équilibre thermique est déterminée par la relation :

$$pv = \frac{X(T_2 - T_a)}{f_m} \quad (15)$$

p : pression unitaire, v : vitesse, X : une constante à déterminer, T_2 et T_a les températures moyenne du lubrifiant et ambiante et f_m : le coefficient de frottement en régime mixte.

La température admissible de T_2 est fonction du matériau dont est faite la plaque.

La constante X est déterminée, pour chaque matériau par :

$$X = \frac{(pv)_{\max} f_m}{T_{2\max} - T_a} \quad (16)$$

Les valeurs permettant de déterminer la valeur de X, sont données dans le tableau 3.7, qui exprime les valeurs limites en régime onctueux.

Le tableau 3.7 donne les valeurs limites de quelques paramètres relatifs aux plaques fonctionnant en régime onctueux, en fonction des matériaux les plus utilisés.

Tableau 3.7 : Valeurs limites de fonctionnements en régime onctueux pour quelques matériaux [Dro&AL86].

Matériaux	Pmax (MPa)	T ₂ max (°C)	Vmax (m/sec)	(pv)max [N/(m*s)]
Bronze solide	30	160	7.5	1.7*10 ⁶
Bronze fretté	30	65	7.5	1.7*10 ⁶
Acier fretté	55	65	4	1.7*10 ⁶
Phénoliques	40	90	12.5	0.5*10 ⁶
Nylon	6.9	90	5	0.1*10 ⁶
Téflon	3.4	260	0.5	0.03*10 ⁶
Téflon armé	17	260	5	0.35*10 ⁶
Téflon tissé	410	260	0.25	0.88*10 ⁶
Acétal	6.9	80	5	0.10*10 ⁶
Graphite	4	400	12.5	0.50*10 ⁶
Bois	14	65	10	0.50*10 ⁶

3.5.4.4 Les régimes hydrostatique et hydrodynamique.

La première étude des paliers en régime hydrodynamique, a été faite par Beauchamp Tower (1880) en Angleterre.

Reynolds a conclu le phénomène hydrodynamique en 1886 avec une théorie de la lubrification sur l'analyse mathématique de la répartition de la pression et de la vitesse dans un coin d'huile.

Le film dans le régime hydrodynamique, se forme de lui-même sous l'action combinée du mouvement relatif des plaques, de la viscosité du lubrifiant et de la géométrie. Le régime hydrodynamique est utilisé pour une certaine vitesse relative des surfaces et une quantité suffisante de lubrifiant, les plaques sont soumises à l'action des charges axiale ou radiale.

Le film est formé par l'action de l'huile introduite sous pression dans les plaques en régime hydrostatique. Ce régime est utilisé lorsque le mouvement est très lent et le contact métal à métal est à éviter.

Ces deux régimes sont caractérisés par des surfaces en mouvement relatif qui ne sont pas en contact par leurs aspérités parce qu'elles sont séparées par un épais film de lubrifiant. Ces régimes sont fonction de la viscosité du fluide et du gradient de vitesse dans le film. Ils sont indiqués pour la haute vitesse, les charges élevées ou les deux.

La chaleur (puissance) due au frottement est dissipée dans les plaques sous trois formes. La puissance dissipée par le lubrifiant est :

$$P_H = \rho Cq(T_2 - T_1) \quad (17)$$

P_H : L'apport de lubrifiant destiné à compenser les frictions ; ρ : la masse volumique du lubrifiant ; C : capacité thermique massique ; T_2 température moyenne dans le film ; q : débit du lubrifiant à température T_1 .

La puissance dissipée par la surface externe est :

$$P_S = KA(T_S - T) \quad (18)$$

P_S : La convection à la surface externe des plaques ; A : aire externe des plaques ; T_S température de la surface externe des plaques ; T température ambiante ; K coefficient de transfert de chaleur par convection K , coefficient par convection.

P_C : La conduction à travers les plaques et la structure de la génératrice électrique linéaire.

La puissance totale dissipée.

P_T : La puissance totale dissipée, elle est donnée par la relation suivante.

$$P_T = P_H + P_S + P_C \quad (19)$$

La figure 3.4 montre le comportement du coefficient de frottement dans les différents régimes de lubrification. Le coefficient moyen de frottement augmente de l'ordre de grandeur de 3 à la transition entre le régime hydrodynamique et le régime limite (frontière).

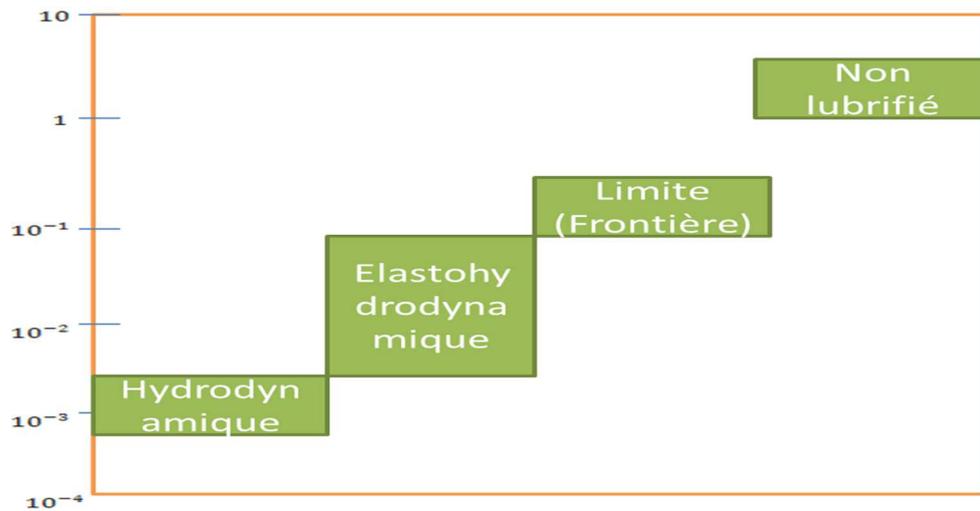


Figure 3.4 : Le coefficient de frottement en fonction du régime de lubrification.

3.6 La conception des plaques lisses.

Les performances des plaques reposent sur une bonne évaluation des paramètres liés au fonctionnement, sur le choix des matériaux qui les composent et des dimensions [Tak08].

3.6.1 Matériaux des plaques lisses.

La fabrication des plaques se repose sur les propriétés des matériaux, par exemple :

- Conductibilité thermique.
- Facilité d'adsorption de particules solides.
- Résistance au striage.
- Résistance à la fatigue.
- Résistance au matage.
- Résistance à la corrosion.
- Facilité de fluage sous l'action d'efforts importants.

Le choix d'un matériau constitue un compromis. Il y a incompatibilité entre les propriétés recherchées. La résistance à la fatigue et la résistance au matage sont des matériaux relativement durs, alors que la facilité de fluage et la facilité d'adsorption de particules solides se trouvent chez les matériaux mous.

3.6.2 Rapport longueur/largeur des plaques.

Le choix du rapport longueur/largeur des plaques doit être judicieux.

Pour un rapport trop petit, il y a diminution de la capacité portante des plaques et les frottements sont importants.

Pour un rapport trop élevé, la flèche créée dans les plaques ainsi que les déformations thermiques peuvent provoquer un contact métal à métal des plaques (plaquage).

3.6.3 Epaisseur minimale du film de lubrifiant.

L'épaisseur minimale du film doit être maintenue constante à une valeur environ 10 fois supérieure à celle du fini de surface des plaques pour un régime hydrodynamique, ou maintenir l'épaisseur du film de 1 à 2 fois supérieure à la capacité de filtration absolue du filtre. Un film mince favorise une usure plus rapide des plaques.

Les techniques expérimentales d'investigation et d'essais dans la tribologie (pluridisciplinaire) jouent un rôle très important. Coulomb a créé un dispositif de mesure de frottement où tout le champ d'étude expérimentale en tribologie est résumé : La tribométrie. Ce sujet est très large, s'étendant de la friction et des mesures d'usure, le test de lubrifiants et l'évaluation de composants tribo-techniques au contrôle des machines et le test de fiabilité. Bien qu'à première vue la détermination expérimentale du comportement tribologique des matériaux ou des lubrifiants semble facile, dans la mesure où la friction et l'usure ne sont apparemment pas difficiles à mesurer, les difficultés résident dans l'interprétation des résultats des tests en relation avec les différentes applications de tribo-technique des matériaux et des lubrifiants. Les principaux paramètres pertinents pour les tribo-tests sont compilés dans la figure 3.5.

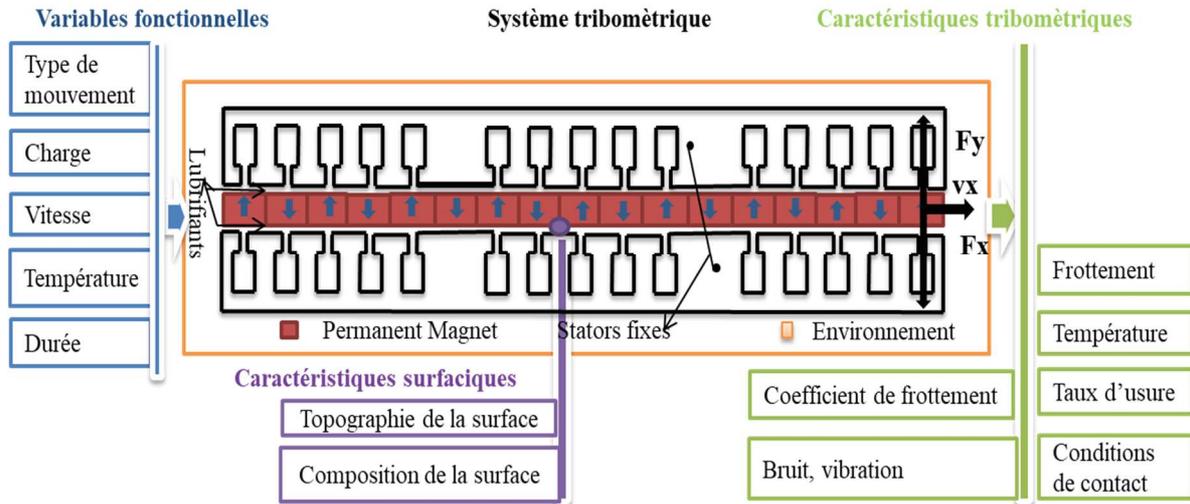


Figure 3.5 : Caractéristiques et paramètres de la génératrice électrique linéaire.

Les entrées du système sont données par les variables d'exploitation compilées sur le côté gauche de la figure 3.5. Par l'action des paramètres (variables) de fonctionnement sur les éléments du système test, le frottement et l'usure se produisent. Pour la description du processus tribologique les caractéristiques tribométriques compilées sur la droite de la figure

3.5 doivent être mesurées. Afin de compléter ces caractéristiques tribométriques, les caractéristiques de surface des parties fixes et mobile doivent être déterminées.

3.7 Modélisation et compensation des frottements.

Les frottements sont présents dans les systèmes mécaniques, et causent des pertes de performance de la génératrice électrique linéaire à structure polyentrefer à lames frottantes ou glissantes. Le contrôle (régulation) automatique et la compensation des forces de frottement passent par la modélisation de ces phénomènes [Ols&AL98], [Hal78], [Wan&AL16], [Alb&AL05], [Swe&AL00], [Wang&AL16].

3.7.1 Modélisation des frottements.

Il y a deux domaines : statique et dynamique.

3.7.1.1 Le domaine statique.

Le domaine statique est caractérisé par 3 modèles : le modèle classique, le modèle de Karnopp et celui d'Armstrong.

- **Modèle classique.**

Le modèle classique de frottement a de composants différents, qui prennent en charge certains aspects de la force de frottement. La force de frottement s'oppose au mouvement et son ampleur est indépendante de la vitesse du déplacement et de la surface de contact. Les modèles de frottements sont illustrés sur la figure 3.6.

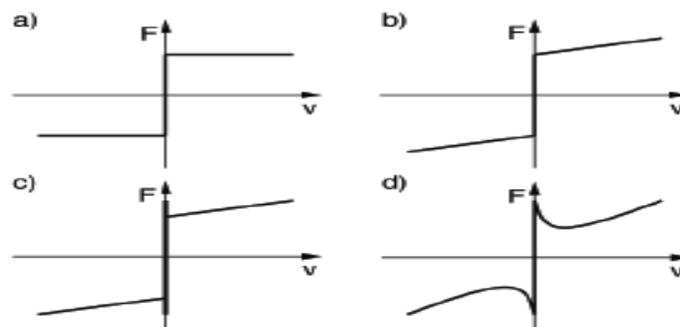


Figure 3.6 : Modèles de frottement a) modèle de Coulomb, b) modèle de Coulomb + visqueux, c) modèle de Coulomb + visqueux + statique, d) modèle complet avec effet de Stribeck [Hal78]

- **Modèle de Karnopp.**

Le principal inconvénient de l'utilisation de ce modèle, pour la simulation ou le contrôle consiste à déterminer quand est-ce que la vitesse est nulle. Il a été développé pour surmonter

les problèmes de détection du zéro de la vitesse et d'éviter la variation entre les différentes équations d'état pour le collage et le glissement.

L'inconvénient de ce modèle est qu'il est fortement couplé au reste du système. La force extérieure est un apport au modèle et cette force n'est pas explicitement toujours donnée. Le modèle doit donc être adapté pour chaque configuration.

- **Modèle d'Armstrong.**

Pour prendre en compte certains phénomènes de frottement dynamique observés, un modèle classique peut être modifié comme proposé par Armstrong-Helouvy et al. Ce modèle présente les dépendances temporelles entre le frottement statique et l'effet de Stribeck, mais ne gère pas le déplacement pré- glissant. En outre, les états du modèle doivent être initialisés de manière appropriée chaque fois qu'une variation se produit.

3.7.1.2 Le domaine dynamique.

Ces derniers temps, il y a eu un intérêt important dans les modèles dynamiques de frottement. Cela a été poussé par la curiosité intellectuelle, les demandes de précision et des avancées dans le matériel qui permettent de mettre en œuvre la compensation de frottement.

Nous allons résumer un certain nombre de modèles dynamiques les plus utilisés.

- **Modèle de Dahl.**

Le modèle de Dahl prend en compte un maximum de phénomènes liés aux frottements. Ce modèle dynamique assez simple comporte différents aspects de frottement, il ne dépend que du déplacement. Ce modèle exploite plus les phénomènes liés à de faibles déplacements. Le modèle de Dahl ne prend pas en compte l'effet de Stribeck, ni le cisaillement.

- **Modèles de Soie (Bristle) et d'intégrateur réinitialisé (remis).**

Haessig et Friedland ont proposé le modèle de Soie et le modèle d'intégrateur réinitialisé. Le modèle de soie est un modèle de frottement qui a tenté de saisir le comportement des points de contact entre deux surfaces microscopiques. En raison d'irrégularités dans les surfaces, le nombre de points de contact et leurs emplacements sont aléatoires. La force de frottement est donnée par:

$$F_t = \sum_{k=1}^N \sigma_0 (x_k - b_k) \quad (20)$$

N : le nombre de soie ; σ_0 : rigidité de la soie ; x_k : position relative de soies et b_k : le point(lieu) de formation.

La complexité du modèle augmente avec N . La rigidité des soies, peut être dépendante de la vitesse. Le modèle de soie intègre la nature aléatoire de frottement.

Le modèle d'intégrateur réinitialisé peut être considéré comme une tentative d'informatisation du modèle de Soie. Au lieu de claquer une soie, la liaison est maintenue constante, ce qui limite l'augmentation de la souche au point de rupture. Le modèle utilise un état supplémentaire pour déterminer la souche dans le lien.

- **Modèle de Bliman et Sorine.**

Le modèle de Bliman et Sorine dépend du signe de la vitesse et de la variable d'espace (distance glissante) définie par :

$$s = \int_0^{\tau} |u(\tau)| d\tau \quad (21)$$

Ce modèle capture l'effet de cisaillement et dépend du déplacement.

- **Modèle de LuGre.**

Le modèle LuGre (Lund-Grenoble) est un modèle dynamique de frottement présenté par Canudas de Wit et al. Ce modèle est lié à l'interprétation des soies de frottement de Haessig et Friedland. Le modèle résulte de la recherche conjointe entre les universités de Lund (Suède) et de Grenoble (France), intègre plus de phénomènes physiques.

Le modèle LuGre repose sur l'approche microscopique de la modélisation des surfaces de contact par les lames. La figure 3.7 illustre la déformation d'une lame pendant le déplacement.

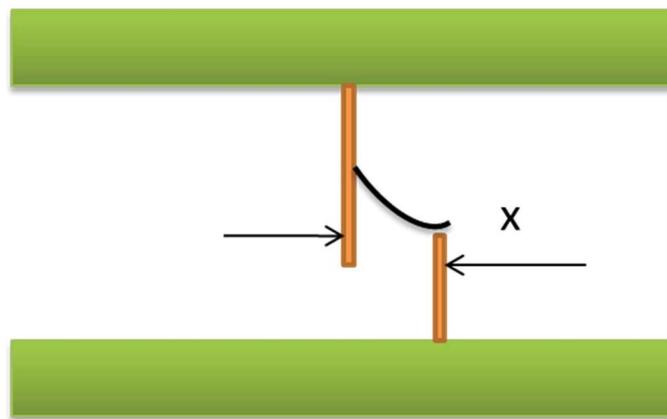


Figure 3.7 : Déformation d'une lame pendant le déplacement.

3.7.2 Compensation des frottements.

Il existe plusieurs moyens de compensation de frottement. [Ver&AL16], [Wil&AL16], [Zha&AL02], [Lee&AL95], [Arm&AL94], [Wang&AL16]. Une façon simple d'éliminer certains effets de frottement est d'utiliser un signal de vibration (tremblement).

Afin d'obtenir une compensation de frottement efficace, il est nécessaire que la vitesse soit mesurée ou estimée avec une bonne résolution et une petite temporisation. La compensation de frottement est plus difficile s'il y a une dynamique élevée entre le signal de commande et la force de frottement.

Townsend et Salisbury, ont employé la description de l'analyse fonctionnelle pour étudier les systèmes de commande de frottement statique, cinétique, visqueux et le contrôle intégral ; la stabilité de la réponse du système à différentes entrées. Ils concluent que ces systèmes peuvent être stables pour certaines entrées, mais pas pour d'autres et indiquent les implications pour les contrôleurs empiriquement accordés.

Canudas de wit, Astrom, Braum et Craig [Can&AL95], ont mené plusieurs études de compensation de frottement adaptatives traitant de la variabilité de paramètres identifiés de frottement.

Si un bon modèle de frottement est obtenu, il est possible d'utiliser un modèle de base de la compensation de frottement. L'idée est très simple. La force de frottement est estimée en utilisant un certain modèle, et un signal qui compense la force de frottement estimée est ajouté au signal de commande. Le modèle de base de la compensation de frottement est représenté sur la figure 3.8.

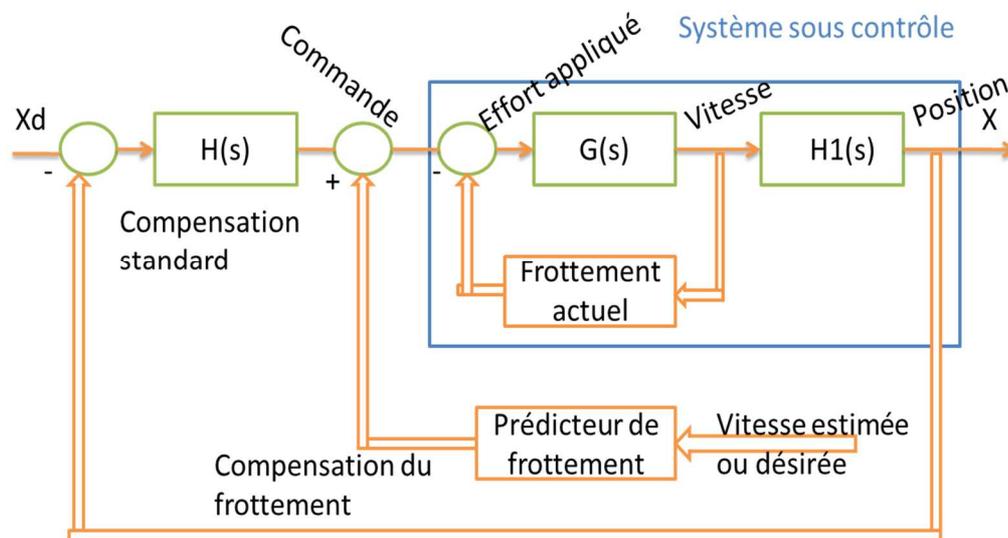


Figure 3.8 : Modèle de base de la compensation de frottement.

3.8 Solutions industrielles.

Les solutions industrielles sont plus axées sur les régimes hydrodynamique et onctueux. Il existe sur le marché des lames ou plaques autolubrifiantes, imprégnées d'huiles spécifiques et

revêtues d'un film lubrifiant solide : bisulfure de molybdène (MoS₂). Les lames autolubrifiantes permettent un fonctionnement en régime permanent.

Les performances, la sécurité des lames autolubrifiantes sont en fonction de la nuance de l'alliage métallique et de la nature du lubrifiant.

❖ Performance.

La performance est liée aux conditions d'utilisation et environnementales : la charge dynamique ; la vitesse ; la température ; l'atmosphère et les liquides corrosifs ou non compatibles avec les huiles.

❖ Economie.

La maintenance est presque inexistante, le fonctionnement des lames ne demande aucun entretien.

❖ Sécurité.

La présence du film de lubrifiant est permanente, ce qui permet d'avoir un bon coefficient de frottement ; un fonctionnement silencieux et une bonne résistance à la corrosion.

Les tableaux 3.8 à 3.10 présentent les produits autolubrifiants, le choix d'une nuance et les nuances avec lubrifiant antifricition utilisés par la société SINTERTECH.

Tableau 3.8 : Choix des nuances.

Bronze BP 25	Alliage ferreux FP 20	Alliage ferreux SO 16
Bon coefficient de frottement	Conseillé pour des vitesses moyennes ou faibles	Conseillé pour des vitesses moyennes ou faibles
Bonne résistance à la corrosion	Bonne résistance au matage	Bonne résistance au matage
Conseillé pour des vitesses élevées	Conseillé pour des charges élevées	Conseillé pour des charges très élevées
Arbre de rugosité Ra ≤ 0,6	Arbre de rugosité Ra ≤ 0,3	Arbre de rugosité Ra ≤ 0,3
Dureté de l'arbre ≥ 80 kg/mm ²	Dureté de l'arbre ≥ 120 kg/mm ²	Dureté de l'arbre ≥ 120 kg/mm ²

Tableau 3.9 : Produits autolubrifiants.

NUANCES STANDARD	Bronze BP 25	Alliage ferreux FP 20	Alliage ferreux SO 16 (uniquement en ébauche)
Équivalent AFNOR	FU-E10-62	FC10-U3-56	FC50-U20-60
Équivalent DIN 30910	Sint A50	Sint A10	Hors Norme
Masse volumique (g/cm ³)	6,2	5,6	6
Pression Maxi (daN/cm ²)	100	225	600
Vitesse linéaire Maxi (m/s)	6	4	0,3
PV Maxi (daN/cm ² x m/s)	18	18	9
Plage de température (°C)	-5 / +90	-5 / +90	0 / +105
Huile d'imprégnation	MT100	MT100	METADOP
Porosité ouverte minimale	23	20	16

Tableau 3.10 : Nuances avec lubrifiant antifriction

Désignation	Vitesse Maxi (m/s)	Charge Maxi (daN/cm ²)	Charge x vitesse (daN/cm ² x m/s)	Température d'utilisation (°C)	Charge à V=0 (daN/cm ²)	Arbre	
						Ra Maxi	Dureté HB
BP 25 + PTFE	1	100	3	-180 / +180	200	0,3	240
FP 20 + PTFE	1	225	3	-180 / +180	450	0,3	300
BP 25 + MoS2	0,1	100	1	-180 / +300	200	0,3	355
FP 20 + MoS2	0,1	225	1	-180 / +300	450	0,3	355
BG 10 à 5 % de graphite	0,1	60	1	-180 / +250	120	0,3	355

Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons développé les relations qui rendent compte du frottement en exploitant les atouts de la tribologie et du triboguidage. Nous avons analysé les différents régimes de lubrification en mettant l'accent sur les régimes onctueux et hydrodynamique. Ce chapitre a aussi pour objectif la modélisation et la compensation des frottements dans la génératrice électrique linéaire à structure polyentrefer à lames guidées ou frottantes. La modélisation a permis d'analyser les frottements statiques et dynamiques, choisir le modèle de frottement adapté à la génératrice électrique linéaire à structure polyentrefer à lames guidées ou frottantes. L'étude tribologique est clôturée par une solution industrielle sur les plaques autolubrifiantes.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.

- [Han&AL13] Dave Hannes, Bo Alfredsson, Modelling of surface initiated rolling contact fatigue damage, *Procedia engineering* 66 (2013) 766-774.
- [Wan&AL74] T. Wanheim, N. Bay and A. S. Petersen, A Theoretically Determined Model for Friction in Metal Working Processes, *Wear*, 28 (1974) 251-258.
- [kat02] K. Kato, classification of wear mechanisms/models, *Proc Instn Mech Engrs Vol 216 Part J: J Engineering Tribology*, 2002.
- [Kaz&AL12] Kazunori Shinohara, Ryoji Takaki, Takeshi Akita, Dynamic Contact Problem for Slide Hinge, *Open Journal of Applied Sciences*, 2012.
- [Bla09] Peter J. Blau, Embedding Wear Models into Friction Models, *Tribol Lett* (2009) 34:75-79.
- [Men&AL95] H.C. Meng, K.C Ludema, *Wear models and predictive equations: their form and content*, 1995 Elsevier Sciences S.A.
- [Sak&AL77a] N. Saka, A.M. Eleiche and N.P. Suh, Wear of metals at high sliding speeds, *wear*, 44 (1977) 109-125.
- [Sak&AL77b] N. Saka, J.J Pamies Teixeira and N.P. Suh, Wear of two-phase metals, *wear*, 44 (1977) 77-86.
- [Bra&AL06] Milenko Braunovic, Valery V. Konchits, Nikolai K. Myshkin, *Electrical Contacts: Fundamentals, Applications and Technology*, CRC Press, Taylor & Francis Group, 2006.
- [Sch&AL14] Steven R. Schmid, Bernard J. Hamrock, Bo O. Jacobson, *Fundamental of Machine Elements*, CRC Press, Taylor & Francis Group, 2014.
- [Czi13] Horst Czichos, *Fundamentals and Application to Structures and Systems*, Springer 2013.
- [Czi78] Horst Czichos, *Tribology: a systems approach to science and technology of friction, lubrication and wear*, Elsevier Scientific Publishing Company, 1978.
- [Sto90] T. A. Stolarski, *Tribology in Machine Design*, Butterworth Heinemann, 1990.
- [Ham&AL04] Bernard J. Hamrock, Steven R. Schmid, Bo O. Jacobson, *Fundamentals of Fluid Film Lubrication*, Marcel Dekker, Inc, New York, 2004.
- [Dro&AL86] G. Droun, M. Gou, P. Thiry, R. Vinet, *Eléments de machines*, Editions de l'Ecole Polytechnique de Montréal, 1986.
- [Hal78] J. Halling, *Principles of Tribology*, The Macmillan Press LTD, 1978.

- [Tak08] Jamal Takadoum, *Materials and Surface Engineering in Tribology*, John Willey & Sons, Inc, USA, 2008.
- [Mat&AL03] Hans Mathieu, Erich Bergmann, René Gras, *Analyse et Technologie des Surfaces : Couches minces et tribologie*, Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, 2003.
- [Dup90] Pierre E. Dupont, *Friction Modeling in Dynamic Robot Simulation*, CH2876-1/90/0000/1370/1990 IEEE.
- [Wan&AL16] Lijun Wang, Qing Li and AL, *Tracking of Stribeck Friction based on Second-Order Linear Extended State Observer*, 978-1-4673-9714-8/2016 IEEE.
- [Ver&AL16] K. A. J. Verbert, R. Tóth, R. Bakuška, *Adaptive Friction Compensation: A Globally Stable Approach*, IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, Vol.21, No.1, February 2016.
- [Lee&AL95] Seon-Woo Lee, Jong-Hwan Kim, *Robust Adaptive Stick-Slip Friction Compensation*, IEEE Transactions on Industrial Electronics, Vol.42, No. 5. October 1995.
- [Zha&AL02] Y. Zhang, G. Liu, A. A. Goldenberg, *Friction Compensation with Estimated Velocity*, 0-7803-7272-7/2002 IEEE.
- [Ols&AL98] H. Olsson, K. J. Åström, C. Canudas de Wit, M. Gäfvert, P. Lischinsky, *Friction Models and Friction Compensation*, European Journal of Control 4:176-195/1998 EUCA.
- [Swe&AL00] Jan Swevers, Farid Al-Bender, Chris G. Ganseman, Tutuko Prajogo, *An Integrated Friction Model Structure with Improved Presliding Behavior For Accurate Friction Compensation*, IEEE Transactions on Automation Control, Vol.45, No. 4, April 2000.
- [Al-b&AL05] Farid Al-Bender, Vincent Lampaert, Jan Swevers, *The Generalized Maxwell-Slip Model: A Novel Model for Friction Simulation and Compensation*, IEEE Transactions on Automation Control, Vol.50, No. 11, November 2005.
- [Can&AL95] C. Canudas de Wit, H. Olsson and AL, *A New Model for Control of Systems with Friction*, IEEE Transactions on Automation Control, Vol.40, No. 3, March 1995.
- [Arm&AL94] Brian Armstrong-Hélouvry, Pierre Dupont, Carlos Canudas de Wit, A

Survey, Analysis Tools and Compensation Methods for the Control of Machines with Friction, *Automatica*, Vol.30, No 7, 1994.

- [Wil&AL16] Frédéric Wilhelm, Tsutomu Tamura and AL, Friction Compensation Control for Power Steering, *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, Vol.24, No.4, July 2016.
- [Wang&AL16] Wang Ligun, Jiao Ruihua, Li Qing &AL, Active Disturbance Rejection Control in Stribeck Friction Dynamic Compensation for High-accuracy Servo Systems, *Proceedings of the 35th Chinese Control Conference*, July 27-29, 2016, Chengdu, China.
- [Pra06] Har Prashad, *Tribology in Electrical Environments*, Elsevier B.V., 2006.

Chapitre 4 : Validation expérimentale de la génératrice électrique linéaire plane à double stator à structure polyentrefer à lames guidées ou frottantes.

Introduction.	131
4.1 Présentation du circuit magnétique de la génératrice électrique linéaire plane à double stator à structure polyentrefer à lames guidées ou frottantes.	131
4.1.1 Description de la structure.	131
4.1.2 Fabrication du circuit magnétique.	133
4.1.2.1 Le montage d'assemblage de tôles.	133
4.1.2.2. Influence des trous.	135
4.1.2.3 Influence humaine.	135
4.1.3 Le bobinage.	135
4.1.4 Plaque mobile.	138
4.2 Le modèle thermique de la génératrice électrique linéaire plane à double stator.	141
4.2.1 Le transfert thermique.	141
4.2.1.1 Conduction.	141
4.2.1.2 Convection.	142
4.2.2 Les sources de chaleur.	148
4.2.2.1 Les pertes Joule dans les conducteurs.	148
4.2.2.2 Les pertes fer dans le circuit magnétique.	149
4.2.2.3 Les pertes additionnelles (supplémentaires).	150
4.2.2.4 Les pertes mécaniques.	151
4.2.2.5 Les pertes dans l'aimant permanent.	151
4.3 Déplacement linéaire de la plaque mobile.	153
4.3.1 Phase d'accélération.	154
4.3.2 Dimensionnement du ressort magnétique.	155
4.4 Principe de guidage de la plaque mobile.	156
4.4.1 Structure de la génératrice électrique linéaire à double stator sans technique de guidage.	157
4.4.2 Structure de la génératrice électrique linéaire plane à double stator avec technique de guidage.	158
4.4.3 Mode de contrôle/commande.	159
4.4.3.1 Compensation par ressort.	159
4.4.3.2 Compensation par couplage des forces tangentielle et normale.	159
4.5 Expérimentation.	161
4.5.1 Présentation de la plateforme d'essais.	161
4.5.1.1 Objectifs de l'étude expérimentale.	161
4.5.1.2 Spécifications de la plateforme d'essais.	162
4.5.1.3 Configuration de la structure de mesure.	162

4.5.1.4 Mesure des paramètres mécaniques et acquisition des caractéristiques.....	162
4.5.1.5 Mesure des paramètres électriques.	163
4.5.2 Evaluation expérimentale.	163
4.5.2.1 Réglage du dispositif de guidage.....	163
4.5.2.2 Evaluation de la force de frottement.....	164
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.	167
CONCLUSION GENERALE	171
ANNEXE : PUBLICATIONS SCIENTIFIQUES.	176

Introduction.

Le contexte de ce chapitre est la compensation des frottements et la minimisation de l'usure mécanique en s'intéressant aussi au modèle thermique avec les modes de transfert de la chaleur et l'expérimentation.

Les connaissances de base sur le modèle thermique sont introduites avec les sources de chaleur (les pertes fer, les pertes Joule dans les conducteurs, les pertes dans les aimants permanents et les pertes mécaniques). Le transfert de la chaleur se fait soit par conduction, par convection et le rayonnement est négligé.

Le triboguidage de la génératrice électrique linéaire plane à double stator par un système de ressorts, a pour fonction de centrer la plaque mobile de sorte qu'elle soit exempte de frottement et d'usure mécaniques.

De nombreuses méthodes expérimentales ont été utilisées pour étudier l'usure par glissement. Les études d'usure en laboratoire sont généralement effectuées soit pour examiner les mécanismes par lesquels l'usure se produit, soit pour simuler des applications pratiques et fournir des données de conception utiles sur les taux d'usure et les coefficients de frottement. Dans les deux cas, la sélection, le contrôle et la mesure de toutes les variables qui peuvent influencer l'usure sont très importants. Le taux d'usure et le frottement dépendent souvent de manière critique des conditions de glissement ; même des changements apparemment mineurs peuvent entraîner des modifications radicales du mécanisme dominant et du taux d'usure associé.

4.1 Présentation du circuit magnétique de la génératrice électrique linéaire plane à double stator à structure polyentrefer à lames guidées ou frottantes.

Ce paragraphe décrit et fait le point sur la technique de fabrication du circuit magnétique de la génératrice électrique linéaire plane à double stator à structure polyentrefer à lames frottantes. Le circuit magnétique assure l'établissement du flux magnétique, le maintien des barres, la conduction thermique et la rigidité mécanique de la génératrice électrique linéaire. Le circuit magnétique se caractérise par ses performances thermiques, magnétiques et mécaniques (une grande résistivité électrique pour réduire les pertes dues aux courants de Foucault, un cycle d'hystérésis étroit pour réduire les pertes d'hystérésis).

4.1.1 Description de la structure.

Les parties fixes de la génératrice linéaire sont constituées d'un circuit magnétique en tôles laminées, en matériau M300-35A de forme rectangulaire en tôles laminées équipées d'un

bobinage triphasé à barres en aluminium. Les parties fixes comportent les encoches destinées à recevoir les barres du bobinage. Les stators sont logés dans une enceinte parallélépipédique. Cette structure subit des forces exercées pendant, notamment des forces d'attraction dues aux aimants, comme illustré sur la figure 4.1.

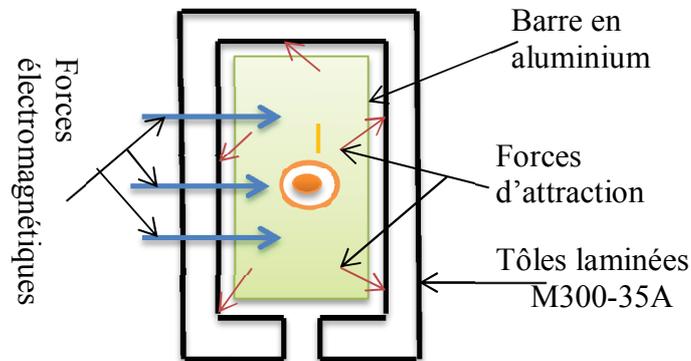


Figure 4.1 : Forces mécaniques sur la barre dans une encoche.

- La partie mobile oscille. La force électromagnétique induit des efforts tangentiels le long du déplacement de la partie mobile. Ces efforts sont repris par les rivets de fixation sur les deux parties fixes. Pour éviter des déplacements par rapport aux rivets de fixation, il faut tenir compte de la réversibilité des efforts ; les rivets de fixation doivent être insensibles au sens des efforts. Cette insensibilité aux efforts doit être obtenue par une conception de rivetage telle que les parties fixes soient sans jeu. Cette disposition permet de pallier le déplacement de la valeur du jeu, en le matant. Sinon les parties fixes prendraient davantage de jeu par fatigue cumulée jusqu'à se dégrader. Les parties fixes sont soumises à des contraintes thermiques dues à la température. Elles doivent permettre une dilatation, et posséder des jeux de montage fonctionnels.
- Les tôles magnétiques sont soumises aux efforts d'attraction magnétique qui naissent au niveau de l'entrefer par création de pôles magnétiques Nord-Sud qui s'attirent. Cet effort normal aux surfaces doit être repris par les piges d'assemblage.
- Le circuit magnétique est composé de tôles empilées. Le nombre de tôles empilées est proportionnel à la largeur du circuit magnétique. Le circuit magnétique est maintenu serré en permanence, quel que soit le fonctionnement en régime stabilisé ou en régime transitoire (phase d'arrêt ou phase de démarrage).

Le serrage longitudinal permanent doit être assuré par un simple système souple, avec une bonne élasticité de façon à ce que la dilatation thermique longitudinale du circuit magnétique soit possible en fonctionnement et que le circuit magnétique reprenne sa

longueur initiale lors du retour à l'état froid après l'arrêt de la génératrice électrique linéaire (respiration libre du circuit magnétique sans se desserrer).

- Le circuit magnétique composé des lames (figure 4.2) est soumis transversalement aux forces de dilatation et aux forces magnétiques. Ces contraintes induisent dans le temps un phénomène de tassement des tôles qui conduit à un desserrage relatif de l'empilage. Il faut concevoir à l'origine, un système permettant le resserrage éventuel du circuit magnétique en période de fonctionnement.



Figure 4.2 : Tôle magnétique découpée.

4.1.2 Fabrication du circuit magnétique.

4.1.2.1 Le montage d'assemblage de tôles.

Les deux circuits magnétiques statoriques sont réalisés à partir d'un empilage de tôles revêtues sur chaque face d'un vernis thermocollant. L'ensemble, maintenu sous pression, est porté à une température de 200°C pendant deux heures, le vernis assurant alors la cohésion des tôles. Le dispositif de serrage du circuit magnétique est représenté sur la figure 4.3. La force de serrage est répartie sur les deux faces à l'aide de plaques épaisses disposées de part et d'autre.



Figure 4.3 : Dispositif de serrage du circuit magnétique.

La photographie de la figure 4.4 montre l'empilage des tôles magnétiques découpées pour obtenir la largeur requise de la génératrice électrique linéaire.



Figure 4.4 : Empilage des tôles.

La pression de serrage pourra influencer les performances du circuit magnétique. Un serrage trop important tendra à augmenter les pertes fer du circuit magnétique, la pression détériorant les performances des tôles magnétiques et augmentant le nombre de courts circuits interlaminaires dus aux bavures de coupe. Un serrage insuffisant aura pour effet de ne pas assurer une bonne cohésion des tôles.

Les tôles, en fer-silicium, d'épaisseur 0,35 mm sont découpées au laser. Le vernis thermocollant, qui est appliqué avant la découpe (les tôles sont livrées vernies au découpeur) subi une légère altération due à l'échauffement durant la découpe, mais ce procédé de fabrication n'altère que très peu les propriétés des tôles.

La photographie de la figure 4.5 montre le circuit magnétique assemblé ou fabriqué.

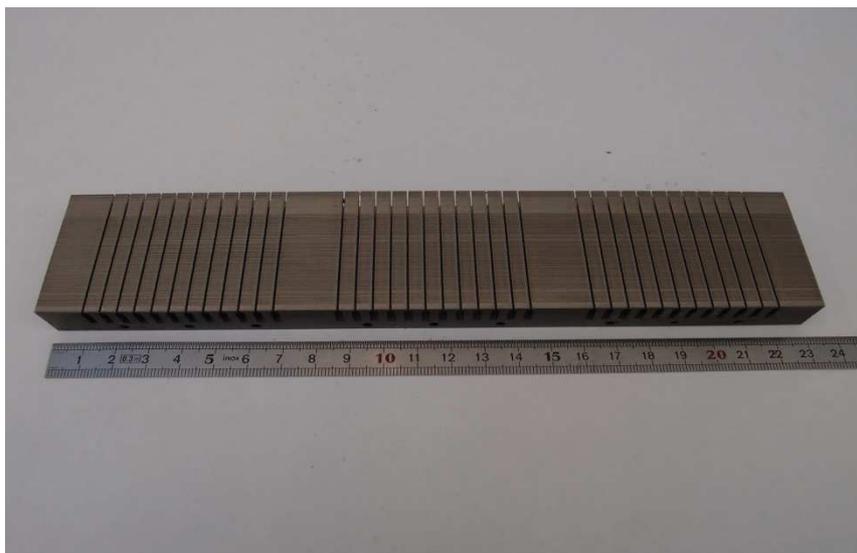


Figure 4.5 : Le circuit magnétique fabriqué.

4.1.2.2. Influence des trous.

Les trous dégradent les performances des tôles magnétiques. La distribution du flux dans le circuit crée des saturations locales qui augmentent les pertes. L'augmentation est fonction de la taille du trou : Les pertes augmentent dans le même sens que le diamètre du trou.

4.1.2.3 Influence humaine.

La plupart des circuits magnétiques sont réalisés manuellement. L'influence humaine, étant que responsable du montage influe sur les performances du circuit magnétique, car le circuit magnétique mal assemblé est moins performant.

4.1.3 Le bobinage.

La génératrice électrique linéaire possède deux parties fixes (stator), chacune possédant 36 encoches réparties en trois groupes monophasés, les trois groupes sont séparés par une dent plus large permettant d'effectuer le déphasage de 120° , conformément à ce qui apparaît sur la photographie de la figure 4.6. L'ensemble (stator plus bobinage) est logé dans une glissière illustrée par la photographie de la figure 4.7.

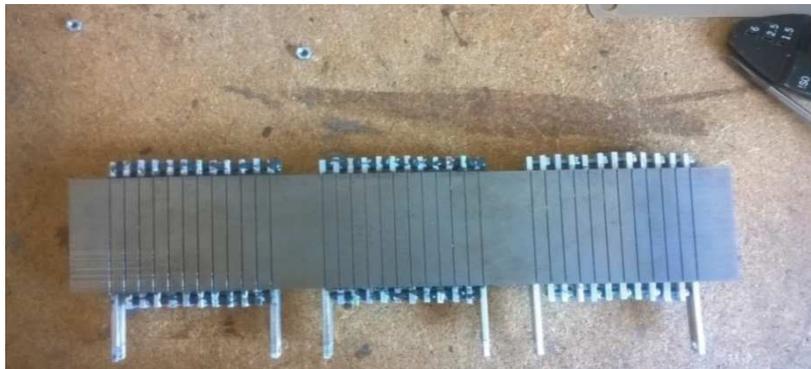


Figure 4.6 : Bobinage à barre vue du côté des encoches.

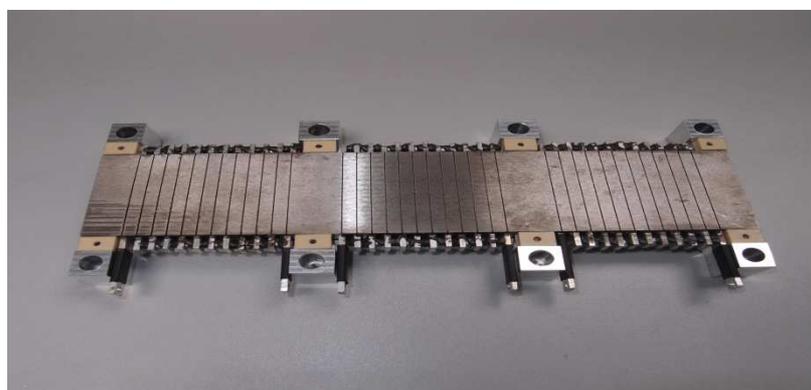


Figure 4.7 : Stator avec glissière.

Le bobinage utilise une technique spécifique longuement décrite dans [Bou16] : le bobinage à barre massive. Cette technique consiste à réaliser un bobinage comportant une seule spire par encoche, ce conducteur unique étant constitué d'une barre massive en cuivre ou en aluminium. Pour notre prototype de génératrice nous avons choisi l'aluminium en tant que conducteur pour optimiser la masse et simplifier la mise en œuvre, notamment la connexion entre barres (encoches nombreuses de très petite taille). Chaque phase est constituée de 24 barres de section rectangulaire (7mm*2mm).

L'isolation des barres est faite avec le ruban adhésif 3M 5490 posé par enrubannage continu figure (4.8). Ce ruban possède des **caractéristiques anti-adhérentes** grâce à son support TEFLON PTFE extrudé **couplées à une résistance aux températures élevées** grâce à son adhésif silicone.



Figure 4.8 : Barres de bobinage enrubanné du 3M 5490.

Le téflon a les caractéristiques suivantes :

- ✓ Il favorise le glissement dans tout type de procédés où les températures sont élevées (jusque 205°C en continu).
- ✓ Il assure également la protection et l'étanchéité des surfaces.
- ✓ Il représente une barrière chimique dans des environnements agressifs et hostiles (résistance aux acides et solvants sauf solvants organiques).
- ✓ Il augmente significativement la durée de vie des matériaux en diminuant également le bruit et les vibrations.

Les extrémités droites des barres sont recouvertes d'un vernis permettant d'éviter le phénomène des décharges partielles dans les encoches. Un vernis autorise l'écoulement des charges électriques naissant dans les développantes vers l'électrode de masse.

Le calage d'encoches est réalisé par un procédé avec calage souple appelé « Ripple Spring » agissant comme un ressort précontraint. Ce système de précontrainte sur les barres dans l'encoche, permet d'éviter le desserrage du calage dû au tassement dans le temps des éléments composant les barres qui sont soumises aux forces électrodynamiques créées par le champ transversal d'encoches.

Le bobinage à barres présente les avantages et les inconvénients suivants:

- **Avantages du bobinage à barres.**

Le bobinage à barres possède trois avantages fondamentaux, à savoir la possibilité d'optimiser le remplissage en cuivre (ou aluminium) de l'encoche (jusqu'à 90%) et la possibilité de fermer au maximum l'encoche, le conducteur n'étant pas introduit par l'ouverture d'encoche : il en découle le troisième avantage qui est une optimisation des échanges thermiques entre la barre et l'encoche, cette dernière épousant la forme de la barre.

- ✓ Un bon coefficient de remplissage de l'encoche (jusqu'à 90%) ; ce qui a pour conséquence directe la réduction de la résistance, des pertes Joule, de la résistance thermique, et donc de l'élévation de la température, tout ceci participe à l'amélioration des performances de la génératrice électrique.

Le coefficient de remplissage de l'aluminium dans l'encoche est défini par la relation suivante :

$$f_{Al} = \frac{S_{Al}}{S_s}$$

Sal : Surface de la barre en Al et Ss : Surface d'une encoche.

- ✓ Les têtes de barres sont moins encombrantes que les chignons (bobinage à fils) qui dissipent de l'énergie néfaste à la puissance et à la force tangentielle.

- **Inconvénients du bobinage à barres.**

Ces avantages l'emportent largement sur l'inconvénient majeur qui est une augmentation des pertes Joule par effet de refoulement du courant dans l'encoche à cause du flux de fuite se refermant au travers du conducteur au sein de l'encoche, comme décrit dans [Bou16]. Cette solution de bobinage à barre n'est toutefois pas adaptée à toutes les réalisations car elle induit naturellement un fonctionnement à basse tension d'alimentation.

- ✓ Les pertes Joule Supplémentaires.

Elles sont produites dans les encoches, les points de jonction et les têtes de barres. Les pertes parasites dues aux flux de fuites dans les encoches se rebouclent transversalement à travers les barres pour y créer les courants de Foucault. Les courants induits génèrent une

répartition non homogène de la densité de courant à la surface de la barre (augmentation de la résistance).

- ✓ La difficulté de réaliser le bobinage à plusieurs couches.
- ✓ La soudure de plusieurs barres par encoche impacte la fiabilité du bobinage.

Dans notre cas, nous avons utilisé les vis pour diminuer les pertes supplémentaires au niveau des points de jonction des barres.

L'aluminium est choisi pour le bobinage, pour des raisons de légèreté (masse), et de la facilité de mise en œuvre. L'aluminium présente les caractéristiques particulières suivantes :

- ✓ Poids beaucoup plus faible par rapport au cuivre.
- ✓ Coût du marché relativement faible (moins cher que le cuivre et métal le plus répandu dans le monde).
- ✓ Plus grande résistivité en comparant au cuivre (à résistance électrique égale, la section d'une barre en aluminium est d'environ 60% supérieure à celle d'une section de barre en cuivre ; il pèse environ 35% de moins que le cuivre).
- ✓ Difficile à souder.
- ✓ Flexibilité élevée qui le rend malléable.
- ✓ Les propriétés physiques de l'aluminium le rendent adapté à la réalisation des barres avec peu de joints, ce qui réduit les pertes.
- ✓ Les techniques de pose sont très similaires.

Nous pouvons établir un comparatif des caractéristiques aluminium-cuivre.

Caractéristiques Aluminium Cuivre		
	Aluminium	Cuivre
Poids spécifique (Kg/dm ³)	2.7	8.89
Résistivité à 20°C (Ω mm ² /Km)	28.2	17.241
Charge de rupture (N/mm ²)	50	60

4.1.4 Plaque mobile.

La plaque mobile, est constituée d'un assemblage de petits aimants (N35EH) de dimensions 54mm*5mm*3mm alternés Nord-Sud, en forme de lame (figure 4.9). Les aimants sont collés sur un cadre en laiton (figure 4.10). Le support de collage, soit la tôle de friction, est en bronze d'épaisseur 0.1 mm pour assurer la résistance, la rigidité mécanique et, nous le verrons plus loin, l'interface de friction avec le stator. La colle anaérobique (polymérise en absence d'air) de type acrylique est utilisée.



Figure 4.9 : Aimant permanent N35EH

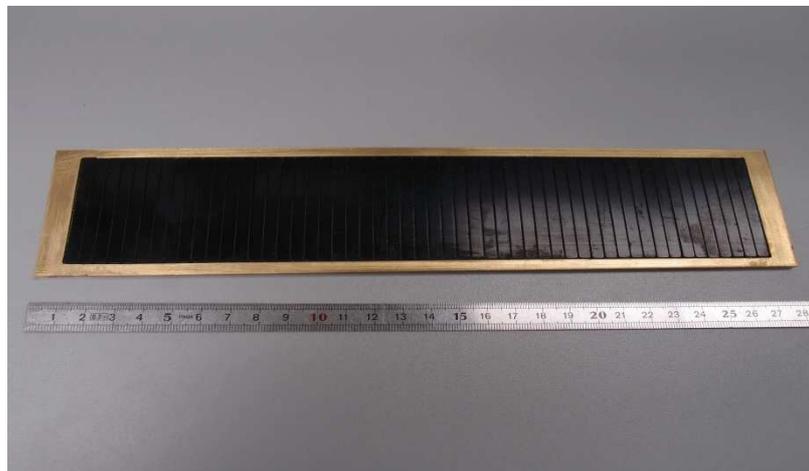


Figure 4. 10 : La plaque mobile.

La photographie de la figure 4.11, montre la lame translator (plaque mobile) dont les deux faces sont entièrement couvertes avec la tôle de friction en bronze.



Figure 4.11 : lame translator (plaque mobile).

Les stators, de part et d'autre de la plaque mobile, sont constitués de trois modules monophasés, déphasés électriquement de $2\pi/3$. Cette disposition permet de mettre en œuvre un très grand nombre de pôles, augmentant ainsi la fréquence de conversion électromécanique, et permettant donc une minimisation de masse de la partie mobile.

L'usage d'aimants de faible épaisseur permet d'obtenir une plaque mobile très légère, compatible avec la dynamique recherchée pour cette génératrice électrique linéaire à double stators. Toute la difficulté réside alors dans la conception du dispositif de guidage de la lame mobile, comme nous le verrons au paragraphe 4.4.

Une structure en deux parties accueille les deux stators fixes, comme il apparaît sur les figures 4.12 et 4.13, la plaque mobile, constituée d'une lame d'aimants permanents, est prise en sandwich entre ces deux stators. Cette lame est en équilibre magnétique entre les deux stators grâce à un dispositif de frictions contrôlées. La structure est faite d'un matériau (aluminium) qui facilite l'évacuation de la chaleur.

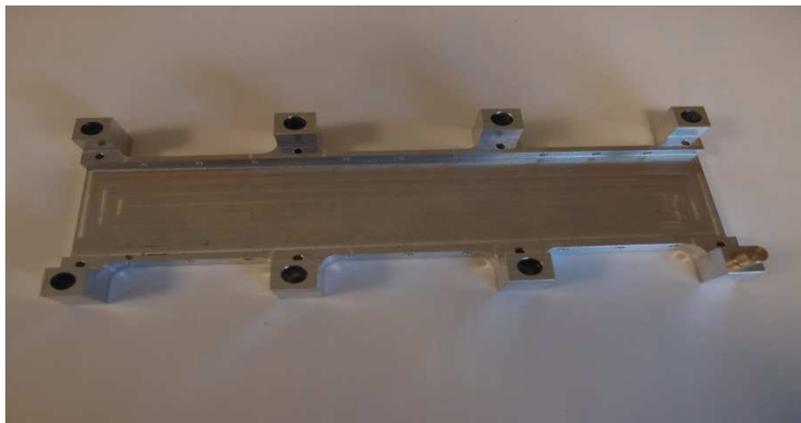


Figure 4.12 : Support stator



Figure 4.13 : Enceinte accueillant la génératrice électrique linéaire plane à double stators.

4.2 Le modèle thermique de la génératrice électrique linéaire plane à double stator.

Ce paragraphe aborde les pertes induites dans la génératrice électrique linéaire à structure polyentrefer. La résistivité des conducteurs augmente avec la température et l'augmentation de pertes Joules en est la conséquence directe. La température limite à partir de laquelle les matériaux ferromagnétiques perdent leurs propriétés ferromagnétiques est la température de curie. L'augmentation de la température entraîne la dégradation et le vieillissement des isolants, et la possibilité de désaimantation des aimants permanents. Le transfert de chaleur est le principal effet restrictif sur la puissance de la génératrice électrique linéaire plane à double stator.

Le transfert thermique est très complexe. Les échanges thermiques sont de trois types (conduction, convection et rayonnement) et sont décrits par des lois phénoménologiques (constatations expérimentales), nous négligerons le rayonnement. Plusieurs méthodes (nodale, éléments finis) existent pour l'étude thermique. La méthode nodale est fondée sur une approche à base de réseaux équivalents (résistances thermiques) et de sources de chaleur (sources de courant). La méthode par éléments finis est la plus précise pour obtenir des simulations détaillées et proches de la réalité, [Zul17], [Ser&AL14], [Thu13], [Kre&AL11].

4.2.1 Le transfert thermique.

4.2.1.1 Conduction.

La conduction est un phénomène qui se traduit par l'écoulement d'un flux de chaleur à travers un milieu (solide, liquide ou gazeux) du fait de l'existence d'un gradient de température. Elle est décrite par la loi de Fourier (1807). La figure 4.14 montre la conduction le long de la surface d'un tube [Jan00].

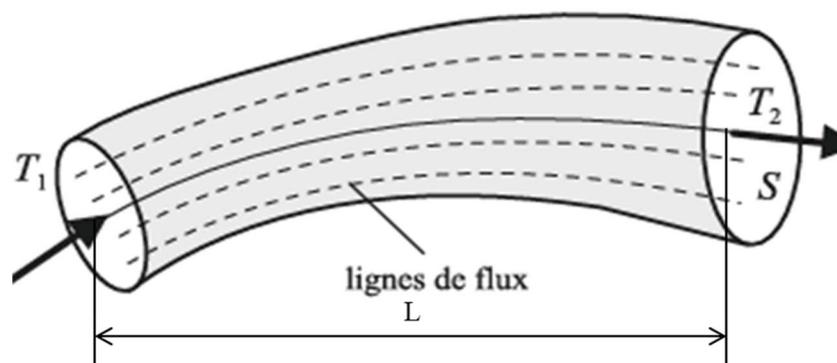


Figure 4.14 : Tube de flux de chaleur.

L'équation du flux de la chaleur par unité de volume est donnée par (4.1).

$$q = \lambda * S * \frac{\Delta T}{\Delta x} + C * \rho * V * \frac{\partial T}{\partial t} \quad (4.1)$$

λ : conductivité thermique ; ρ : densité ; C : capacité thermique spécifique ; S : surface ; V : volume.

En régime stationnaire et monodimensionnel, l'équation (4.1) est simplifiée, en ajoutant la résistance thermique de conduction, elle devient :

$$q = \lambda * S * \frac{\Delta T}{\Delta x} = \frac{T_2 - T_1}{R_{th}} \quad \text{avec} \quad R_{th} = \frac{L}{\lambda * S} \quad (4.2)$$

La conductivité thermique λ est essentielle dans cette expression et ne s'obtient souvent que par méthode expérimentale, notamment lorsque les structures sont très hétérogènes. Son calcul est fastidieux par une approche analytique (dépendance à la température et à la nature du matériau). Le tableau 4.1 donne les valeurs de λ pour certains matériaux utilisés pour les machines électriques à 20°C.

Tableau 4.1 : Propriétés de transfert de chaleur des matériaux pour les machines électriques.

Matériaux	Conductivité thermique λ [W/mK]	Capacité thermique spécifique C [kJ/kgK]	Densité ρ [kg/m ³]	Résistivité [10 ⁻⁸ Ωm]
Air	0.025	1	-	-
Aluminium (électrotechnique)	209	0.896	2700	2.8
Cuivre	386	0.385	8890	1.724
PM (NdFeB)	8-9	0.45	7500	120 - 160
Téflon (PTFE)	0.250	-	-	-

4.2.1.2 Convection.

La convection décrit le transfert d'énergie entre une surface solide et un fluide en mouvement par rapport à cette surface. Les convections forcée et naturelle sont plus répandues dans les machines électriques linéaires que la convection accompagnée d'un changement de phase (évaporation ou condensation), [Zol17], [Bej13], [Kay&AL93].

En convection forcée, le mouvement du fluide est créé par une différence de pression (ventilateur, radiateur, pompe).

En convection naturelle (libre), le mouvement est provoqué par les forces massiques dans le fluide dues aux différences de température (masse volumique du fluide).

La convection est décrite de façon macroscopique par la loi de Newton (1701). Le flux échangé sur toute la surface est donné par l'équation (4.3).

$$q = h_c * S(T_S - T_{inf}) \quad (4.3)$$

h_c : Coefficient convectif moyen ; S : Surface.

Le coefficient d'échange moyen est déterminé par l'équation (4.4).

$$h_c = \frac{1}{S} \int_S h dS \quad h : \text{le coefficient convectif local} \quad (4.4)$$

Dans la génératrice électrique linéaire plane à double stator des contraintes de cisaillement interviennent dans les plans parallèles au déplacement (vitesse), ce qui introduit les notions de couche limite hydrodynamique et de couche limite thermique.

- **Couche limite hydrodynamique.**

La théorie de couche limite (Ludwig Prandtl, 1904) apporte les solutions théoriques au problème de convection. Etudions l'écoulement sur la partie mobile de la génératrice électrique linéaire plane à double stator figure 4.15.

δ : Epaisseur de la couche limite hydrodynamique (distance à la surface $u=0.99 u_{inf}$; u : La vitesse de déplacement).

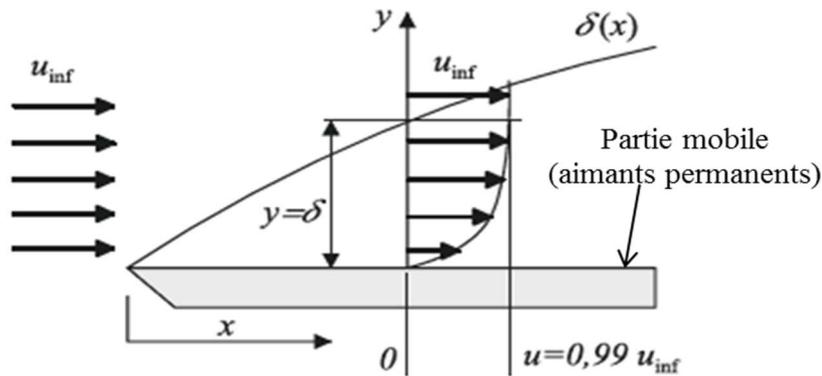


Figure 4.15 : Développement de couche limite hydrodynamique sur la surface mobile.

La couche limite hydrodynamique est fondamentale pour le transfert par convection. Elle est liée aux contraintes de cisaillement à la surface τ (Effets de frottement). Son épaisseur augmente avec le déplacement de la partie mobile. L'équation (4.5) donne l'expression du coefficient de frottement.

$$f = \frac{2\tau}{\rho u_{inf}^2} \quad (4.5)$$

Considérant le fluide Newtonien (visqueux), le cisaillement à la surface est évalué par le gradient de la vitesse à cette surface équation (4.6).

$$\tau = \mu \frac{\partial u}{\partial y} |_{y=0} \quad \mu : \text{viscosité dynamique} \quad (4.6)$$

La présence de gradients de vitesse et contraintes de cisaillement caractérisent la couche limite hydrodynamique et le coefficient de frottement est le paramètre clé.

- **Couche limite thermique.**

La couche limite thermique se développe quand la température du fluide est différente de celle de la surface de la partie mobile figure 4.16.

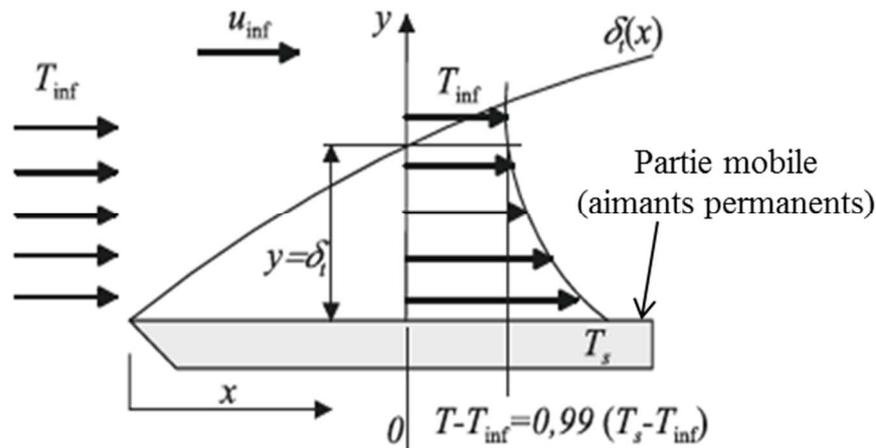


Figure 4.16 : Développement de couche limite thermique sur la surface mobile.

Les particules fluides en contact avec la surface de la partie mobile sont à la température de celle-ci. L'échange d'énergie avec le voisinage donne naissance à un gradient de température dans un domaine où se développe ce gradient appelé courbe limite thermique (δ_t) : distance pour laquelle $\frac{T-T_{inf}}{T_s-T_{inf}} = 0.99$. Elle augmente avec le déplacement. Le coefficient thermique de convection est calculé à partir de l'équation (4.7).

$$h = \frac{-\lambda \frac{\partial T}{\partial y} |_{y=0}}{(T_s - T_{inf})} \quad (4.7)$$

La présence du gradient de température caractérise la couche limite thermique et le coefficient thermique de convection est le paramètre clé.

- **Le régime d'écoulement.**

La résolution du problème de convection passe par la détermination du régime d'écoulement du fluide : laminaire ou turbulent figure 4.17. Le coefficient de convection dépend du régime d'écoulement.

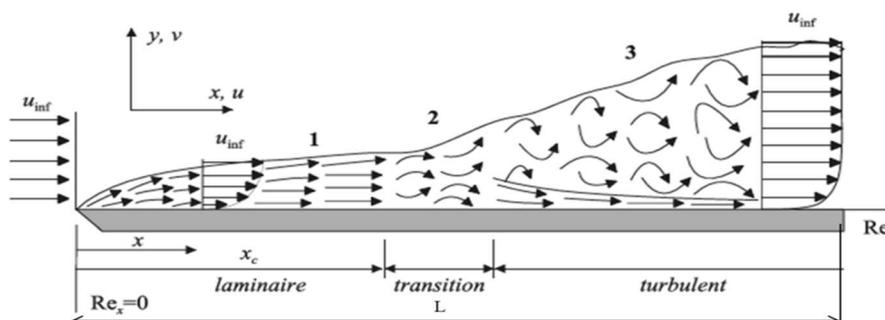


Figure 4.17 : Régimes d'écoulement : (1) : laminaire ; (2) : transition ; (3) : turbulent.

La couche limite est laminaire au début. Les fluctuations apparaissent à partir d'une distance et s'amplifient par la suite. Le régime turbulent apparaît après la région de transition, caractérisé par les mouvements du fluide dans l'espace.

Le nombre de Reynolds permet de prédire les régimes d'écoulement équation (4.8).

$$Re = \frac{\rho * u_{inf} * L}{\mu} \quad (4.8)$$

L : longueur de la plaque mobile (partie mobile).

Le nombre de Reynolds est fonction de la rugosité de la surface et de la turbulence. Il est encadré comme suit pour un écoulement le long d'une plaque plane.

$$10^5 \leq Re \leq 3.10^6$$

La plaque mobile (partie mobile) est constituée des aimants permanents. Elle est en mouvement (frottement) de façon permanente, d'où la nécessité de faire un bilan de matières.

- **Bilan de matières.**

Le bilan de matières est à la base de la modélisation des phénomènes dans la couche limite. Les équations sont établies avec le champ de vitesse en exploitant la mécanique des fluides, les lois de conservation (masse, quantité de mouvement) en tenant compte des phénomènes de conduction et de convection dans le fluide. Prenons un élément aimant permanent de taille infinitésimale (δ_x, δ_y) figure 4.18. La vitesse du mouvement a pour composantes (u,v) respectivement suivant les directions x et y, [Ber&AL11] [Kay&AL93], [Sin&AL84].

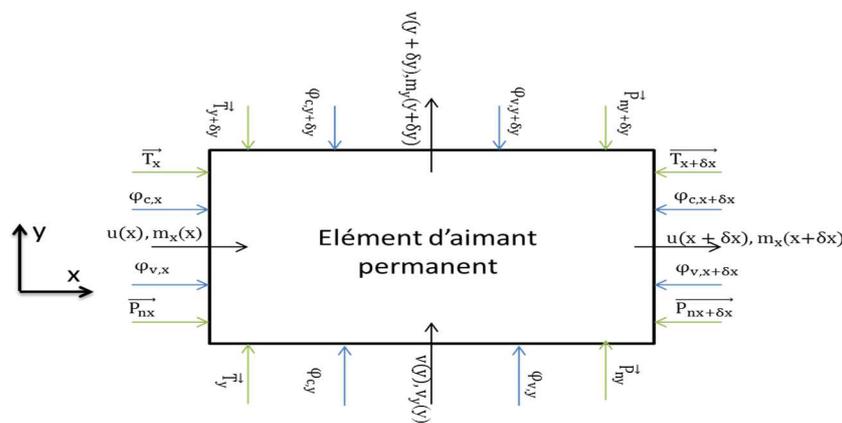


Figure 4.18 : Bilan de matières.

La conservation de la masse consiste à écrire que l'élément aimant permanent ne peut être ni créé ni détruit dans le temps. Le débit masse entrant est égal au débit masse sortant.

$$\dot{m}(x) = \dot{m}_x(x + \delta_x) \quad (4.9)$$

$$\dot{m}_y(y) = \dot{m}_y(y + \delta_y) \quad (4.10)$$

Nous obtenons une relation vectorielle pour la vitesse, car le débit masse est fonction de la vitesse.

Le bilan de quantité de mouvement s'obtient en appliquant le principe fondamental de la dynamique sur l'élément aimant permanent (la variation de quantité de mouvement est égale à la somme des efforts (gravité, pression, visqueux) exercés sur l'élément aimant permanent.

$$(u\dot{m})_{x+\delta x} - (u\dot{m})_x = (-P\vec{n} + \vec{T})_{x+\delta x} * \vec{x}\delta S_x - (-P\vec{n} + \vec{T})_x * \vec{x}\delta S_x \quad (4.11)$$

$$(v\dot{m})_{y+\delta y} - (v\dot{m})_y = (-P\vec{n} + \vec{T})_{y+\delta y} * \vec{y}\delta S_y - (-P\vec{n} + \vec{T})_y * \vec{y}\delta S_y \quad (4.12)$$

T : effort visqueux ; P : pression ; S : surface ; \vec{n} : la normale sortant à δS .

La résolution du système d'équations formé par (4.9), (4.10), (4.11) et (4.12) donne les valeurs de la vitesse.

Le bilan thermique s'obtient en égalant la variation d'énergie interne de l'élément aimant permanent à la somme des flux entrant par conduction et par convection.

$$\rho C \delta V \frac{\partial T}{\partial t} = -\lambda \delta S_x \left[\frac{\partial T(x)}{\partial x} - \frac{\partial T(x + \delta x)}{\partial x} \right] - \lambda \delta S_y \left[\frac{\partial T(y)}{\partial y} - \frac{\partial T(y + \delta y)}{\partial y} \right] - \rho C \delta S_x (u_{x+\delta x} T(x + \delta x) - u_x T(x)) + Q \quad (4.13)$$

L'équation (4.13) devient (4.14) en introduisant la dérivée.

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \left(\frac{\partial^2 T(x)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T(y)}{\partial y^2} \right) - \rho C u \frac{\partial T(x)}{\partial x} - \rho C v \frac{\partial T(y)}{\partial y} + \dot{Q} \quad [W/m^3] \quad (4.14)$$

La résolution de l'équation (4.14) permet de déterminer le coefficient de frottement, l'effort moteur (trainée) qui caractérisent la couche limite hydrodynamique en utilisant les vitesses trouvées en résolvant les équations (4.9) ; (4.10) ; (4.11) et (4.12). Le coefficient thermique de convection est déterminé en utilisant le champ de températures (équation (4.7)).

- **Signification des nombres adimensionnels.**

- ✓ Convection forcée.

Le nombre de Prandtl : Il compare la distribution de masse devant la distribution thermique.

$$Pr = \frac{\mu C}{\lambda} \quad (4.15)$$

Le nombre de Reynolds : Il compare les efforts visqueux et les efforts d'inertie.

$$Re = \frac{\rho u D}{\mu} \quad (4.16)$$

Le nombre de Nusselt : Il est proportionnel au coefficient convectif, compare le transfert par convection devant le transfert par conduction dans le fluide.

$$Nu = \frac{h D}{\lambda} \quad (4.17)$$

Le nombre de Péclet : Il compare le transfert par distribution et par convection dans le fluide.

$$Pe = Re_L Pr_L = \frac{uL}{\alpha} \quad (4.18)$$

μ : viscosité dynamique ; D : distance entre les surfaces ; C : chaleur massique ; u : vitesse moyenne ; L : longueur ; α : diffusivité thermique, h : coefficient convectif.

Le calcul de l'écoulement sur la plaque mobile (partie mobile) de la génératrice électrique linéaire, avec une vitesse moyenne u se calcule de la manière suivante :

Régime laminaire : Le coefficient moyen est donné par (4.19).

$$\bar{Nu}_L = 0.664 Re_L^{0.5} Pr^{0.33} \quad Pr \geq 0.6 \text{ et } Re \leq 5.10^5 \quad (4.19)$$

Régime turbulent : Le coefficient moyen est donné par (4.20).

$$\bar{Nu}_L = 0.0296 Re_L^{0.8} Pr^{0.33} \quad 0.6 < Pr < 60 \text{ et } Re > 5.10^5 \quad (4.20)$$

✓ Convection naturelle (libre).

Le nombre de Grashof : Il est comparable au nombre de Reynolds en convection forcée. Les efforts visqueux sont comparés aux efforts de gravité.

$$Gr = \frac{\beta \rho^2 g (T_s - T_{inf}) L^3}{\mu^2} \quad (4.21)$$

En introduisant la viscosité cinématique, le nombre de Grashof est donné par (4.24).

$$Gr = \frac{\beta g (T_s - T_{inf}) L^3}{\nu^2} \quad \text{avec } \nu = \frac{\mu}{\rho} \quad (4.22)$$

Par corrélations dimensionnelle et expérimentale pour la convection naturelle, on obtient les nombres de Nusselt et de Rayleigh pour déterminer le coefficient de convection naturelle.

$$\bar{Nu}_L = k. Ra_L^n \quad k : \text{constante liée à la configuration} \quad (4.23)$$

$$Ra_L = Gr_L Pr = \frac{\beta g (T_s - T_{inf}) L^3}{\nu \alpha} \quad (4.24)$$

$n=1/4$: Convection laminaire et $n=1/3$: Convection turbulent.

β : coefficient de dilatation thermique ; Ra : nombre de Rayleigh ; ν : viscosité cinématique.

La propriété du fluide pour le nombre de Rayleigh est déterminée à la température moyenne $T_m = \frac{T_s + T_{inf}}{2}$.

Le coefficient de dilatation thermique est défini par l'équation (4.25).

$$\beta = \frac{2}{T_s + T_{inf}} = \frac{1}{T_m} \quad (4.25)$$

Le calcul du transfert par convection libre dans la génératrice électrique linéaire se fait voir la figure 4.19 et le tableau 4.2.

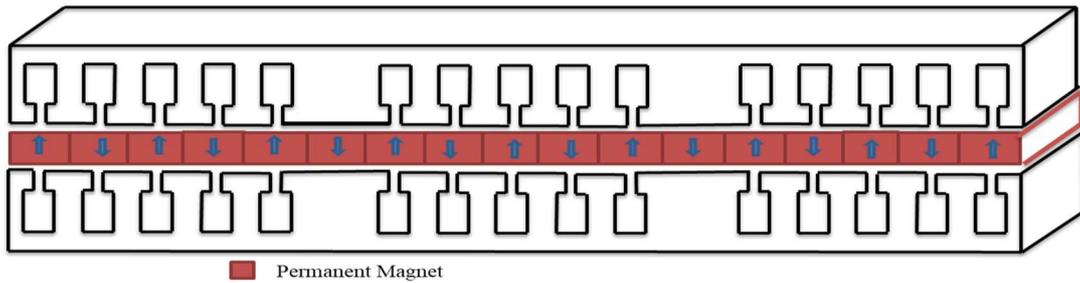


Figure 4.19 : Echange par convection naturelle dans la génératrice électrique linéaire plane.

Le tableau 4.2 donne les valeurs de k en fonction de la géométrie, du nombre de Nusselt en convection naturelle (libre).

Tableau 4.2 : Valeurs de k du nombre de Nusselt.

Géométrie	Dimension L	k : convection laminaire	k : convection turbulente
Plaque verticale	Hauteur	0.59	0.10
		$R_{aL} \leq 10^9$	$R_{aL} > 10^9$
Plaque horizontale chauffant vers le bas	Longueur	0.27	0.54
		$10^5 \leq R_{aL} \leq 10^{10}$	$10^{10} < R_{aL} \leq 10^{13}$
Plaque horizontale chauffant vers le haut	Longueur	0.54	0.15
		$10^4 \leq R_{aL} \leq 10^7$	$10^7 < R_{aL} \leq 10^{11}$

4.2.2 Les sources de chaleur.

Les pertes dans les machines électriques sont composées des éléments suivants : Les pertes par conduction dans les conducteurs (cuivre ou aluminium), les pertes, dites «pertes fer », dans le circuit magnétique, les pertes dans les aimants permanents, les pertes additionnelles (supplémentaires) sont la différence entre les pertes totales et la somme des pertes par conduction et les pertes mécaniques. Ces pertes doivent être évacuées en permanence pour assurer une stabilisation thermique dans la génératrice électrique à des températures respectant les limites imposées par le cahier des charges [Ama&Al10], [Hua&Al12], [Rin&Al13], [Jas&Al10], [Chu&Al03].

4.2.2.1 Les pertes Joule dans les conducteurs.

Les pertes résistives dans les conducteurs (ici, en aluminium) sont communément appelées pertes Joule, et par conséquent, l'indice Al est utilisé dans ce qui suit pour ces pertes. Elles dépendent de la température et sans tenir compte de l'effet de peau, l'expression de ces pertes est donnée par la relation 4.26.

$$P_{Al}(T) = 3R(T)I^2 = \varphi_{Al}V_{Al}J^2(1 + \alpha\Delta T) = \frac{J^2 m_{Al}}{\rho_{Al}\sigma_{Al}} \quad (4.26)$$

R : résistance d'une phase ; I : courant efficace d'une phase ; J : densité du courant ; V_{Al} : volume total utilisé ; φ_{Al} : résistivité de l'aluminium ; α : coefficient de température. σ_{Al} : conductivité spécifique de l'aluminium ; ρ_{Al} : densité de l'aluminium.

4.2.2.2 Les pertes fer dans le circuit magnétique.

Les pertes fer sont réparties dans tout le circuit magnétique laminé et dépendent essentiellement de la forme d'onde de la densité de flux, qui varie d'un point à l'autre de la section transversale. Les pertes fer se résument en pertes par hystérésis et par courants de Foucault (modèle de Steinmetz).

Les pertes par hystérésis sont dues à la non-linéarité entre la densité de flux B et le champ magnétique H dans un matériau, causées par les retards de magnétisation ou de démagnétisation du matériau (elles résultent de la "réticence" du circuit magnétique à modifier son état magnétique). Elles sont proportionnelles à l'aire du cycle d'hystérésis illustré par la figure 4.20 et peuvent être mises sous la forme suivante :

$$P_h = K_h * f * \widehat{B}^2 * m \quad (4.27)$$

K_h : Coefficient de pertes par hystérésis ; m : masse du matériau, f et B respectivement la fréquence et l'induction magnétique.

Les pertes par courants de Foucault naissent avec la variation du flux dans le matériau. Elles sont proportionnelles au carré de l'induction, B, au carré de la fréquence, f, et au carré de l'épaisseur des tôles, e. L'expression est donnée par (4.28).

$$P_F = K_F * f^2 * \widehat{B}^2 * e^2 * m \quad (4.28)$$

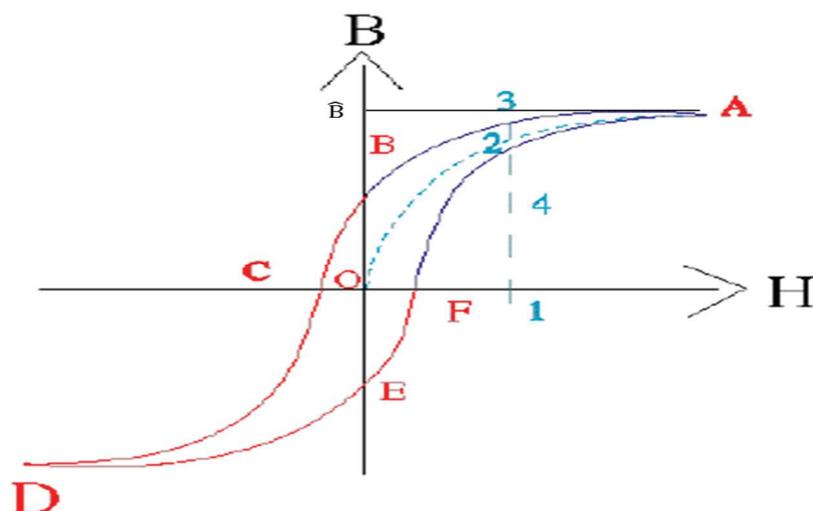


Figure 4.20 : Cycle d'hystérésis.

Les pertes fer peuvent être exprimées comme la somme de (4.29) et (4.30).

$$P_{Fe} = f * m * \hat{B}^2 [K_h + K_F * e^2 * f] \quad (4.29)$$

L'expression (4.29) se simplifie en (4.30). Les coefficients k et K_{Fe} sont donnés par les fabricants ou sont obtenus expérimentalement.

$$P_{Fe} = K_{Fe} (f)^k (\hat{B})^2 * m \quad (4.30)$$

La figure 4.21, illustre les pertes fer dans le circuit magnétique par la méthode des éléments finis, utilisant le logiciel ANSYS Maxwell. Les pertes fer dans le circuit magnétique moyennes sont de l'ordre de 1.6 W.

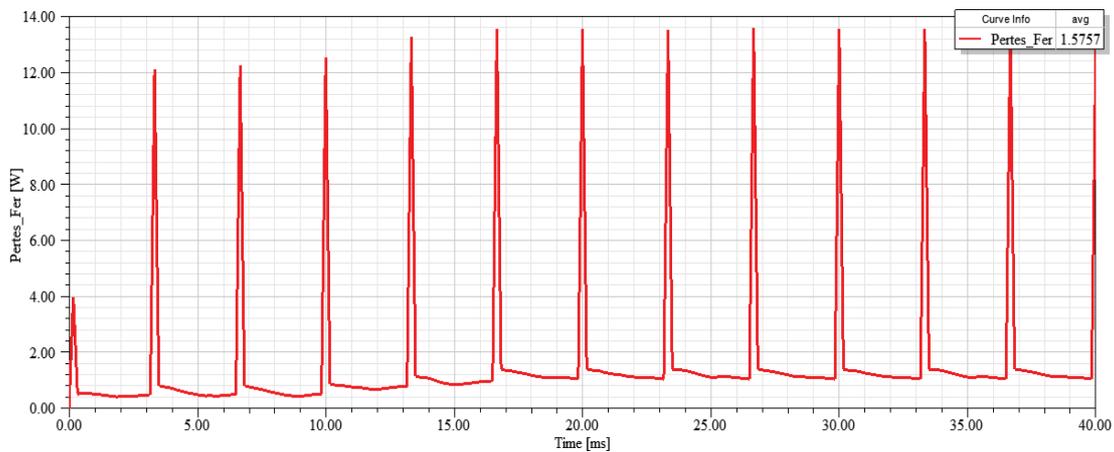


Figure 4.21 : Pertes fer dans le circuit magnétique.

4.2.2.3 Les pertes additionnelles (supplémentaires).

Les pertes additionnelles (supplémentaires) sont définies comme la différence entre les pertes totales et la somme des pertes Joule (résistives) dans les parties fixes et mobile, des pertes fer dans les parties fixes et des pertes mécaniques, toutes mesurées ou calculées à partir de la norme CEI 60034 -2-1 (2007). Les pertes additionnelles sont causées par plusieurs phénomènes différents. Certains phénomènes sont faciles à modéliser et à calculer, mais certains sont très difficiles à calculer avec précision. Selon la norme CEI 60034-2-1, les pertes Joule (résistives) sont calculées à partir de la résistance continue du bobinage et des pertes additionnelles peuvent être causées par l'effet de peau dans les barres, qui peut être calculée à l'aide d'un facteur de résistance. Les pertes fer sont déterminées à partir de l'essai à vide et, par conséquent, elles contiennent les pertes additionnelles. Les coefficients de correction K_{Fe} sont utilisés au cours des calculs pour évaluer empiriquement ces composantes de pertes additionnelles.

4.2.2.4 Les pertes mécaniques.

Les pertes mécaniques sont une conséquence des pertes par frottement et des pertes aérodynamiques (négligeables ici). Les pertes de frottement dépendent de la vitesse, du type de la plaque mobile, des propriétés du lubrifiant et de la charge sur la partie mobile, comme nous l'avons vu précédemment. Les fabricants de plaques donnent des directives pour calculer les pertes de frottement. Une expression de ces pertes est donnée par la relation 4.31.

$$P_{\text{mec}} = \mu_f * V * F \quad (4.31)$$

μ_f : Coefficient de frottement ; V : vitesse de déplacement ; F : charge extérieure.

Certaines possibilités permettent de diminuer les pertes dans la génératrice électrique linéaire. De tous les types de machines électriques, les machines électriques à aimants permanents ont le meilleur rendement car la création du champ magnétique à vide est en principe sans perte.

Les pertes par courant de Foucault peuvent être diminuées en utilisant des tôles d'acier plus minces et les pertes par hystérésis peuvent être diminuées en choisissant des tôles d'acier de qualité supérieure. L'augmentation de la taille de la génératrice électrique linéaire réduit la densité de flux dans le fer et la densité de courant dans le bobinage, et par conséquent, les pertes fer et les pertes Joules peuvent diminuer. Si on augmente les dimensions de la génératrice électrique linéaire en les multipliant par ζ , tous les diamètres, longueurs, largeurs et hauteurs seront proportionnels à ζ , les surfaces à ζ^2 et les volumes et masses à ζ^3 . Lorsque les sections des encoches, des dents et les carcasses augmentent, les densités de courant dans le bobinage et le flux dans le fer diminuent de façon inversement proportionnelles au carré à l'échelle de ζ^2 . L'optimisation des formes des encoches des parties fixes permet de diminuer les pertes.

Le processus de fabrication influence les pertes de la génératrice électrique linéaire, comme il est expliqué dans [Bou16].

Les harmoniques spatiales créent des pertes additionnelles dans le fer et le bobinage. Pour diminuer les harmoniques spatiales, le nombre d'encoches des parties fixes doit être aussi grand que les facteurs de construction et économiques. La largeur des encoches peut aussi être utilisée pour diminuer les harmoniques.

4.2.2.5 Les pertes dans l'aimant permanent.

La résistivité des aimants Néodyme-fer-bore (NdFeB) se situe entre (120 et $160 \cdot 10^{-8} \Omega \cdot \text{m}$). La dissipation thermique issue des deux stators stationnaires peut provoquer une élévation de

température qui désaimante les aimants NdFeB très sensibles à la température. L'échauffement des aimants NdFeB diminue l'induction rémanente B_r , et par conséquent l'effort moteur. De plus cet échauffement peut endommager les colles, les résines ou vernis ayant pour conséquence le décollage des aimants permanents.

Les pertes par courants de Foucault dans les aimants permanents sont créées par les harmoniques d'espace et de temps du champ de réaction d'induit, ainsi que par les variations de perméance vues par les aimants (alternances dents et encoches), elles ne peuvent pas être négligées.

La plaque mobile constituée d'aimants permanents est soumise à une densité de flux B , parallèle à la plaque mobile dans la direction Ox . Les courants induits de faible amplitude n'affecteront pas de manière significative la densité de flux B illustré par la figure 4.22. Dans ces conditions, on peut supposer que la densité de courant induite J ne dépend pas de x ou y . Les expressions de J et de E sont données respectivement par (4.32) et (4.33).

$$J = \sigma E \quad (4.32)$$

$$E_y(z) = \frac{\partial B_x}{\partial t} z \quad (4.33)$$

La puissance dissipée dans la plaque mobile est donnée par (4.34).

$$P_{PM} = \int_V \sigma E_y^2 dV = \frac{\sigma h_m^2}{12} \left(\frac{\partial B_x}{\partial t} \right)^2 V.N \quad (W) \quad (4.34)$$

$V=L.l.h_m$ (volume d'un aimant permanent), le volume total = $V.N$; N : nombre d'aimants.

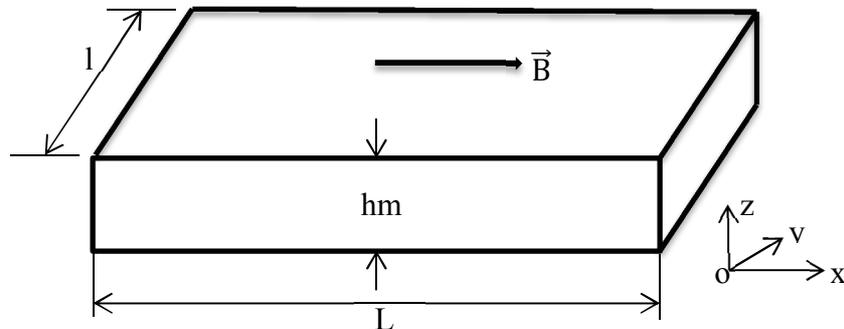


Figure 4.22 : Les pertes dans l'aimant permanent.

En introduisant la densité de puissance, et le temps moyen l'équation (4.34) devient (4.35).

$$P_{PM} = \frac{\sigma h_m^2}{12} \frac{1}{T} \left(\frac{\partial B_x}{\partial t} \right)^2 dt \quad (W/m^3) \quad (4.35)$$

T : période de l'induction B .

Si la composante de l'induction B suivant la direction Ox , est sinusoïdale, l'expression (4.35) devient (4.36).

$$P_{PM} = \frac{\sigma h_m^2}{24} \omega^2 B_m^2 \quad (W/m^3) \quad (4.36)$$

Les pertes dans les aimants permanents dépendent de façon quadratique de son épaisseur. La valeur globale des pertes dans les aimants permanents est la somme des pertes dues aux effets d'encoches et aux harmoniques spatio-temporels de la force magnétomotrice du bobinage statorique. Le principe de superposition est appliqué pour le calcul analytique, lorsque l'effet de peau et la saturation des tôles magnétiques sont négligeables.

La figure 4.23, illustre les pertes dans les aimants permanents par la méthode des éléments finis, utilisant le logiciel ANSYS Maxwell. Les pertes dans les aimants permanents moyennes sont de l'ordre de 2.3 W. La vitesse est égale à $2\tau_p f$, où τ_p , est le pas polaire et f , la fréquence. La plaque se déplace à une vitesse de 0.5 m/sec et le pas polaire étant 5 mm, on obtient une fréquence de 50 Hz.

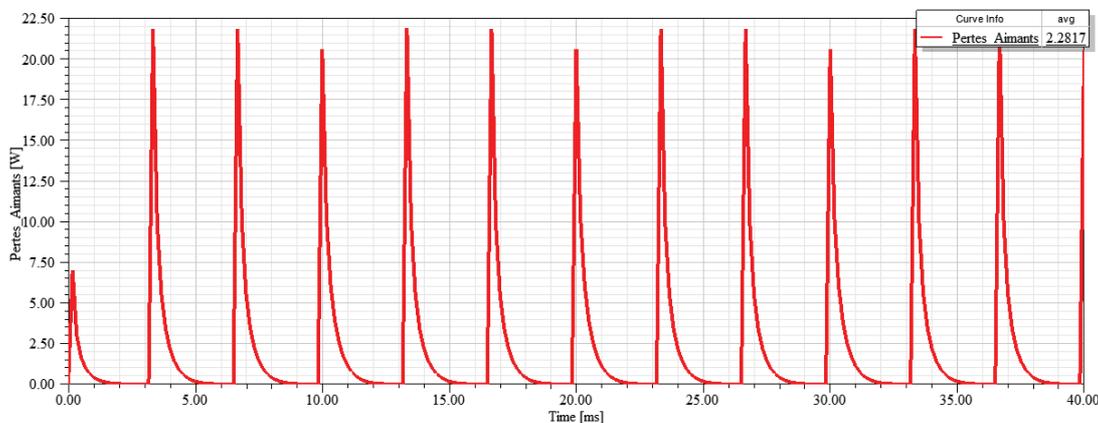


Figure 4.23 : Pertes dans les aimants permanents.

En résumé le rendement global de la génératrice électrique linéaire est de l'ordre de 93% (Puissance utile : 1 kW ; pertes joule dans le bobinage : 70 W ; pertes fer dans le circuit magnétique : 1,6 W ; pertes dans les aimants permanents : 2,3 W ; frottement et autres : 1,1 W).

4.3 Déplacement linéaire de la plaque mobile.

La plaque mobile de la génératrice électrique linéaire est entraînée par la puissance acoustique à la sortie de la ligne acoustique. L'amplification acoustique est estimée en mesurant la pression acoustique statique des enceintes, le débit acoustique et la pression acoustique à l'entrée et à la sortie de la ligne acoustique. La performance acoustique de la ligne est liée aux trois grandeurs ci-dessous mentionnées. L'expression de la puissance acoustique est donnée par l'équation 4.37.

$$P_{AC} = \frac{1}{2} Q P_{aco} \cos \rho \quad (4.37)$$

P_{AC} : Puissance acoustique (W) ; Q : Débit acoustique (m^3/sec) ; P_{aco} : Pression acoustique ;
 ρ : Déphasage entre la vitesse et la pression.

La plaque mobile est soumise à des phases d'accélération et de décélération, car considérée comme une masse en mouvement oscillatoire qui subit des accélérations et des décélérations. Une force d'inertie naît à la phase d'accélération ayant pour conséquence une puissance supplémentaire appelée, qui sera restituée pendant la phase de décélération [Pom&AL12], [Mon&AL12], [Wan&AL98], [Bol&AL96], [Eva&AL01], [Zul&AL08].

4.3.1 Phase d'accélération.

La force nécessaire au déplacement (ligne acoustique – génératrice électrique linéaire) est donnée par la seconde loi de Newton.

$$F(t) = M\ddot{a}(t) = M \frac{d^2x}{dt^2} \quad (4.38)$$

\ddot{a} : L'accélération (dérivée seconde de la position x).

M : La masse de la plaque mobile.

Le travail de la force d'accélération est donné par les équations (4.39) et (4.40).

$$dW = -Fdx \quad (4.39)$$

$$\frac{dW(t)}{dt} = -M \frac{dV(t)}{dt} V(t) \quad (4.40)$$

Le signe négatif est introduit car la force d'inertie s'oppose au déplacement imposé par la ligne acoustique. Le travail de la force s'obtient en intégrant sur un déplacement correspondant à un intervalle de temps d'une période $[0, T]$.

$$W(T) = -M \int_0^T \frac{dV(t)}{dt} V(t) dt = -\frac{1}{2} M [V(t)^2]_0^T \quad (4.41)$$

La puissance inertielle au déplacement est la dérivée de l'énergie.

$$P_1(t) = \frac{dW(t)}{dt} = -M\ddot{a}(t)V(t) \quad (4.42)$$

$$P_1(t) = 2ML_s^2\pi^3f^3 \sin(2\pi ft) \cos(2\pi ft) \quad (4.43)$$

$$P_1(t) = ML_s^2\pi^3f^3 \sin(4\pi ft) \quad (4.44)$$

M : La masse de la plaque mobile ($M = 0.25875$ Kg), calculée par éléments finis.

x : Position, $x = \frac{1}{2}L_s \sin(2\pi ft)$

L_s : La course ($L_s = 20$ mm).

f : Fréquence mécanique ($f = 50$ Hz).

La puissance inertielle maximale 400 W, est importante pour la génératrice linéaire étudiée. La compensation de cette puissance inertielle est envisagée à l'aide d'un système de ressorts externes décrit au paragraphe 4.4.

4.3.2 Dimensionnement du ressort magnétique.

Nous développons un ressort magnétique qui reprend l'architecture de notre génératrice électrique linéaire : une lame d'aimant se déplace entre deux stators ferromagnétiques (figure 4.24). L'effort de rappel est créé lorsque les aimants s'écartent de la partie ferromagnétique, un dimensionnement adéquat permet d'obtenir une raideur sensiblement constante sur toute la course de l'actionneur [Pol&A116], [Hol&A111], [Min&A115], [Umm&A108], [Umm&A109].

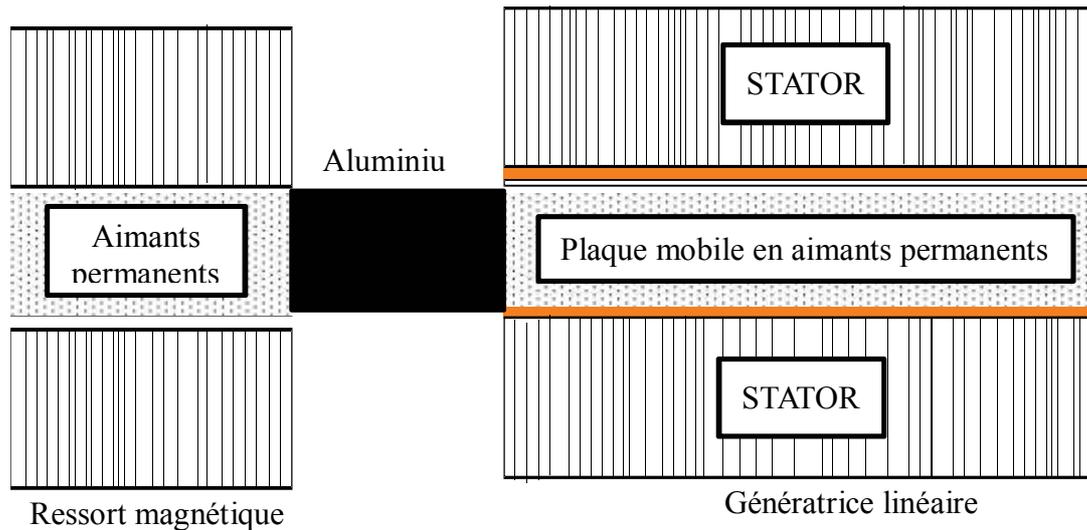


Figure 4.24 : Génératrice électrique linéaire avec ressort magnétique.

- **Dimensionnement du ressort.**

Le ressort magnétique est placé suivant la figure 4.24 ci-dessus. Le ressort magnétique permet de restituer la puissance inertielle de la plaque mobile emmagasinée pendant la phase de décélération lors de la phase d'accélération. La fréquence de résonance doit être égale à celle du fonctionnement du système (50 Hz).

La puissance restituée ou emmagasinée par un ressort est donnée par l'équation (4.45).

$$P_{RE}(t) = f \cdot V(t) \quad f = k \cdot x(t) \quad (4.45)$$

$$P_{RE} = \frac{1}{2} \pi f \cdot k \cdot L_s^2 \sin(2\pi f t) \cos(2\pi f t) \quad (4.46)$$

$$P_{RE} = \frac{1}{4} \pi f \cdot k \cdot L_s^2 \sin(4\pi f t) \quad (4.47)$$

k : La constante de raideur du ressort.

La puissance résultante (P_R) est la différence entre la puissance inertielle et la puissance de compensation du ressort magnétique.

$$P_R(t) = P_I(t) - 2 \cdot P_{RE}(t) \quad (4.48)$$

$$P_R = \pi^3 f^3 L_s^2 M \sin(4\pi f t) - \frac{1}{2} \pi f \cdot k \cdot L_s^2 \sin(4\pi f t) \quad (4.49)$$

$$P_R = \frac{1}{2} \pi f. L_s^2 (2\pi f^2 M - k) \sin(4\pi f t) \quad (4.50)$$

La puissance résultante crête (P_{RC}) est obtenue lorsque $\sin(4\pi f t) = 1$ c'est-à-dire $t = \frac{T}{8}$

$$P_{RC} = \frac{1}{2} \pi f. L_s^2 (2\pi f^2 M - k) \quad (4.51)$$

L'effort moteur au démarrage (F_D) est donné par l'expression (4.52).

$$F_D = k. \frac{L_s}{2} \quad (4.52)$$

- **Dimensionnement électromagnétique.**

Une force réluctante, généralement appelée force de détente, existe entre les aimants permanents et les deux stators ferromagnétiques situés de part et d'autre des aimants. Cette force apparaît dès lors que l'aimant n'est plus centré longitudinalement entre les deux stators [Wan&AL11], [Hol&AL12].

Le système ressort est indépendant du circuit magnétique de la génératrice électrique linéaire plane à double stator.

La caractéristique du ressort magnétique souhaitée est prédite par la méthode par éléments finis à l'aide du logiciel ANSYS Maxwell, elle est représentée sur la figure 4.25.

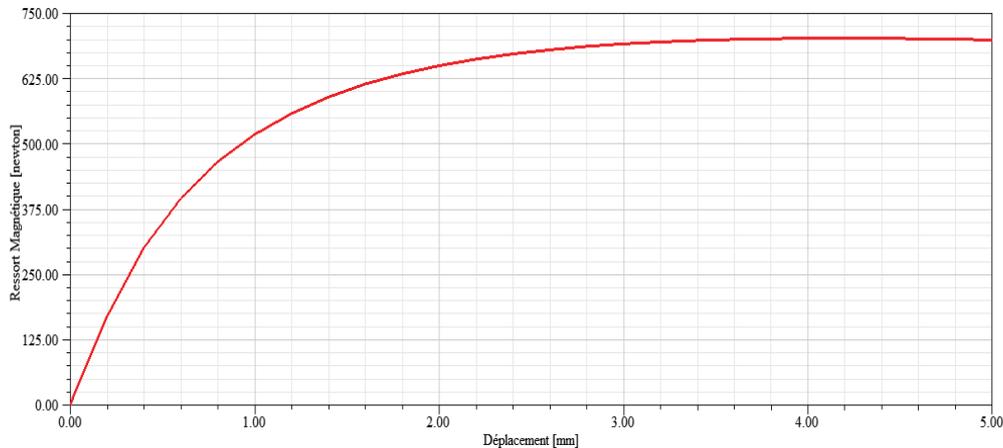


Figure 4.25 : Force magnétique du ressort.

4.4 Principe de guidage de la plaque mobile.

Le guidage de la plaque mobile par les ressorts extérieurs (figure 4.27 sous paragraphe 4.4.2) a pour fonction de centrer la plaque mobile de sorte qu'elle soit exempte de frottement et d'usure mécaniques.

La plaque mobile de la génératrice électrique linéaire plane à double stators est constituée d'une lame de faible épaisseur, obtenue par assemblage d'aimants de petites dimensions, ceci afin d'obtenir une inertie réduite.

Pour conserver une densité d'effort moteur élevée, dans l'objectif d'atteindre une puissance élevée pour la génératrice, il est fondamental de minimiser les épaisseurs d'entrefer. Par conséquent, si l'on tient compte du peu de rigidité de la plaque mobile, il est illusoire d'espérer obtenir un fonctionnement sans que n'interviennent des problématiques de friction entre stators fixes et plaque mobile. Ce phénomène est amplifié par le fait qu'il n'est pas possible d'introduire des éléments de guidage mécanique entre plaque mobile et stators du fait des dimensions réduites et des accélérations importantes, [Sig&AL14], [Whe&AL10], [Sin&AL84].

Le dispositif est donc conçu en tolérant d'emblée un contact mécanique entre pièces fixes et mobile. La solution ne fonctionne évidemment que si les efforts de contact sont proches de zéro [Ken&AL17b], [Ken&AL18]. Les figures 4.26 et 4.27 illustrent la mise en œuvre de ce système de guidage et le moyen d'obtenir un effort de contact nul.

4.4.1 Structure de la génératrice électrique linéaire à double stator sans technique de guidage.

Idéalement et théoriquement, la plaque mobile, constituée des aimants permanents, est centrée entre les deux stators stationnaires. Par effet de symétrie, l'effort normal sur la plaque mobile est égal à zéro. Ensuite, la plaque mobile est équilibrée. Dans la pratique, il n'y a pas de centrage parfait. Un positionnement asymétrique génère une différence de force qui tend à presser la plaque mobile contre les stators stationnaires.

Sur la figure 4.26, nous supposons que la plaque mobile de la génératrice électrique linéaire plane à double stators est libre en translation suivant la direction y . Les aimants de la partie mobile de la génératrice électrique linéaire exercent un effort magnétique d'attraction, F_m , sur le stator, qui vient donc se plaquer sur la surface de friction. La force de réaction, F_r , qui s'exerce sur cette surface est alors égale à F_m , et quelque-soit le coefficient de friction, le mobile est bloqué en translation car l'effort de friction est très important.

Nous cherchons donc à éliminer la force de réaction, F_r , au niveau de la surface de friction de façon à obtenir un contact, garantissant le centrage de la plaque mobile, mais avec une friction réduite.

L'effort parasite de contact entre stators et la partie mobile dépend de l'entrefer. Il est strictement lié à la position mutuelle de l'ensemble des aimants permanents et de l'ensemble du bobinage. L'entrefer mécanique, est quasi nul, car les pièces fixes et mobile sont en contact, et l'entrefer magnétique, correspond à l'épaisseur des couches de friction.

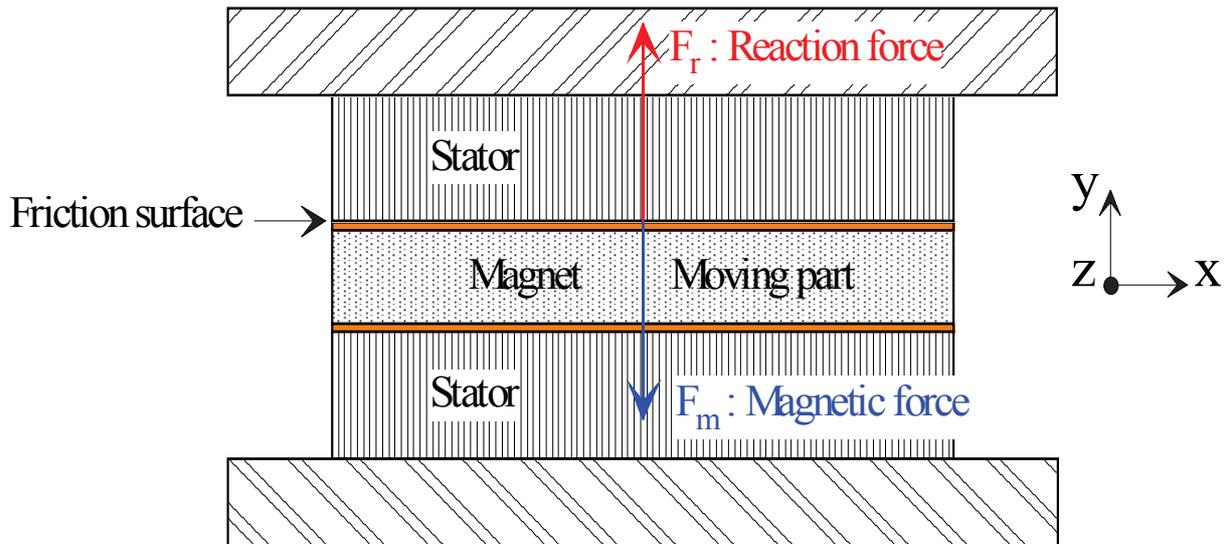


Figure 4.26 : Effort au point de contact.

Dans la pratique, il n'y a pas un centrage parfait. L'entrefer existe et un effort moteur est créé donnant naissance à une force normale qui va influencer les performances de la génératrice électrique linéaire. Les épaisseurs de part et d'autre du mobile ne sont pas rigoureusement identiques, il faut donc introduire le décentrage (e_d) figure 4.27, avec $e_1 = e - e_d$ et $e_2 = e + e_d$; e = entrefer mécanique théorique ; e_1 = entrefer supérieur ; e_2 = entrefer inférieur.

4.4.2 Structure de la génératrice électrique linéaire plane à double stator avec technique de guidage.

Nous présentons le dispositif qui permet de compenser, voire d'annuler, les efforts de friction qui apparaissent entre les stators et la plaque mobile en translation suivant z . Sur la figure 4.27, nous ajoutons un système de vis de pression agissant sur des ressorts, ce sont ces vis qui reprennent les efforts de réaction.

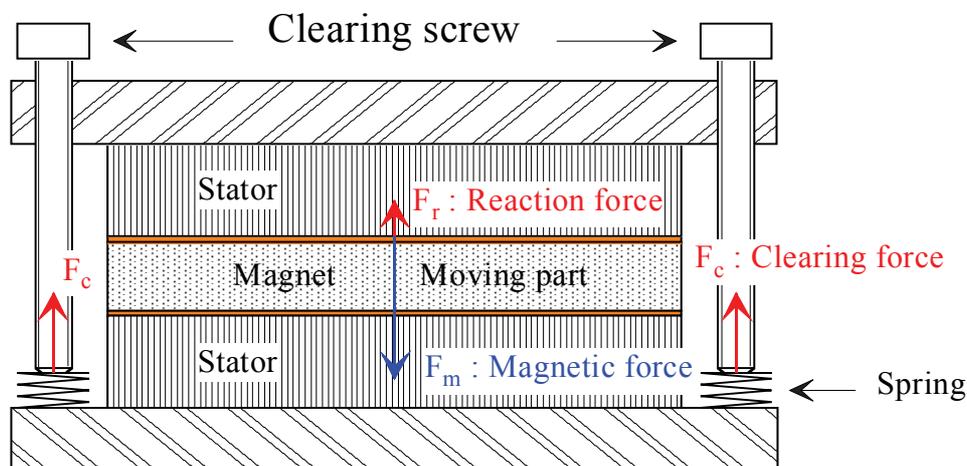


Figure 4.27 : Forces de compensation.

Les vis sont serrées de manière à garder un contact (entrefer mécanique nul). Cette action crée une force de compensation, F_c , au niveau des vis. Le stator étant en équilibre, la somme des forces appliquées est nulle, nous pouvons écrire :

$$2\vec{F}_c + \vec{F}_m + \vec{F}_r = \vec{0} \quad (4.53)$$

La force de réaction, F_r , au niveau de la surface de friction devient nulle, lorsqu'on a l'équation (4.54).

$$2\vec{F}_c + \vec{F}_m = \vec{0} \quad (4.54)$$

L'équation (4.56) est obtenue en ajustant la force de compensation. Si nous parvenons à tendre vers $F_r = 0$, l'usure de la surface de contact sera maîtrisée en régime dynamique.

La force \vec{F}_m est colinéaire avec le déplacement. Elle est appliquée perpendiculairement à la surface de l'entrefer S_e , où la densité du flux de l'entrefer est \vec{B} . La norme de la force F_m , exercée par les aimants est calculée par l'équation (4.55).

$$F_m = \frac{B^2}{2\mu_0} S_e \quad (4.55)$$

La force de compensation est donnée par l'équation (4.56).

$$F_c = k a \quad (4.56)$$

k : Constante du ressort a : La course de compression du ressort.

Pour la valeur de l'induction B , pour le matériau M300-35A au début de saturation, on obtient la valeur de k .

$$k = \frac{B^2 S_e}{4a\mu_0} \quad (4.57)$$

4.4.3 Mode de contrôle/commande.

4.4.3.1 Compensation par ressort.

Le principe est de reprendre exactement la force d'attraction entre la partie mobile et les deux stators stationnaires grâce à une force d'écartement réglable (action sur un ensemble de vis de pression sur des ressorts) entre les deux stators stationnaires, comme expliqué au paragraphe 4.4.2.

4.4.3.2 Compensation par couplage des forces tangentielle et normale.

Le couplage des forces pour compenser les efforts de frottement est une voie à explorer. La variation de raideur du ressort crée un amortissement pour compenser les efforts de frottement.

Le principe consiste à modifier la raideur du ressort pendant le fonctionnement de la génératrice électrique linéaire plane à structure polyentrefer à double stators (déplacement de la plaque mobile) afin de compenser les efforts de friction.

- ✓ A la position centrée (plaque mobile), la pression acoustique à la sortie de la ligne acoustique délivre une puissance acoustique à la plaque mobile. Elle se déplace avec une vitesse V .
- ✓ $0 < t \leq t_d$, la force de compensation créée par les ressorts fournit une force de réaction pour maintenir la plaque mobile centrée pendant le fonctionnement de la génératrice électrique linéaire plane à structure polyentrefer à double stators, t_d étant le temps mis pour parcourir la demie course.

Le couplage entre deux forces pour transférer l'énergie sur une force asservie, permet de récupérer l'énergie de vibration de la plaque mobile, comme apparait sur la figure 4.28.

Au niveau des correcteurs, la force normale (en y) peut être contrôlée par un correcteur classique. L'ajout d'un autre correcteur proportionnel permettra de commander le courant en fonction du déplacement suivant x .

- **La modélisation de la force tangentielle (en x).**

La position centrée est modifiée par le courant de commande lorsqu'il survient une perturbation. La force de réaction est obtenue en multipliant la force de compensation en x par le déplacement suivant x .

- **La modélisation de la force normale (en y).**

Nous ajoutons une liaison entre les forces tangentielle et normale. La constante de liaison est calculée par la méthode des éléments finis. La force de réaction est obtenue en multipliant la force de compensation en y par le déplacement suivant y . Le modèle de la force normale est identique à celle de la tangentielle : la force (en y) et la position (en y) sont régies par la même équation.

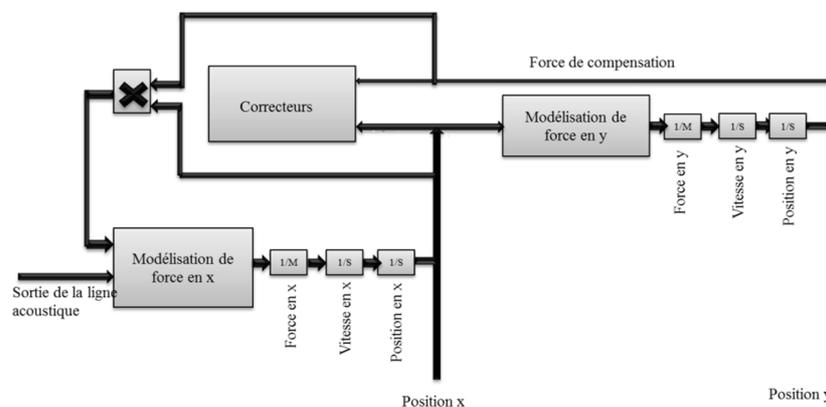


Figure 4.28 : Couplage des forces tangentielle et normale.

4.5 Expérimentation.

Ce paragraphe a pour objectif la validation expérimentale du modèle de la génératrice électrique linéaire plate à doubles stators fixes. La corrélation entre les caractéristiques tribologiques numériques ou théoriques et expérimentales communiquées à la plaque mobile constituée par des aimants permanents, met en évidence la précision et la pertinence basées sur l'analyse tribologique du comportement de l'interface stators fixes/plaque mobile. Par ailleurs, notre analyse montre que notre approche autorise l'évaluation de l'effort moteur appliqué à la plaque mobile.

4.5.1 Présentation de la plateforme d'essais.

4.5.1.1 Objectifs de l'étude expérimentale.

Le modèle développé a pour vocation le dimensionnement optimal de la génératrice électrique linéaire. Les développements numériques sont présentés au chapitre II du manuscrit. Ils ont été développés dans le but, de donner accès à des informations concernant l'effort moteur exercé sur la plaque mobile, et le triboguidage. Ce paramètre essentiel détermine pourtant l'ensemble des caractéristiques mécaniques de la génératrice électrique linéaire assemblée : accélération, vitesse, puissance, pertes à l'interface et rendement. La figure 4.29 présente le prototype de la génératrice électrique linéaire plane à double stators.

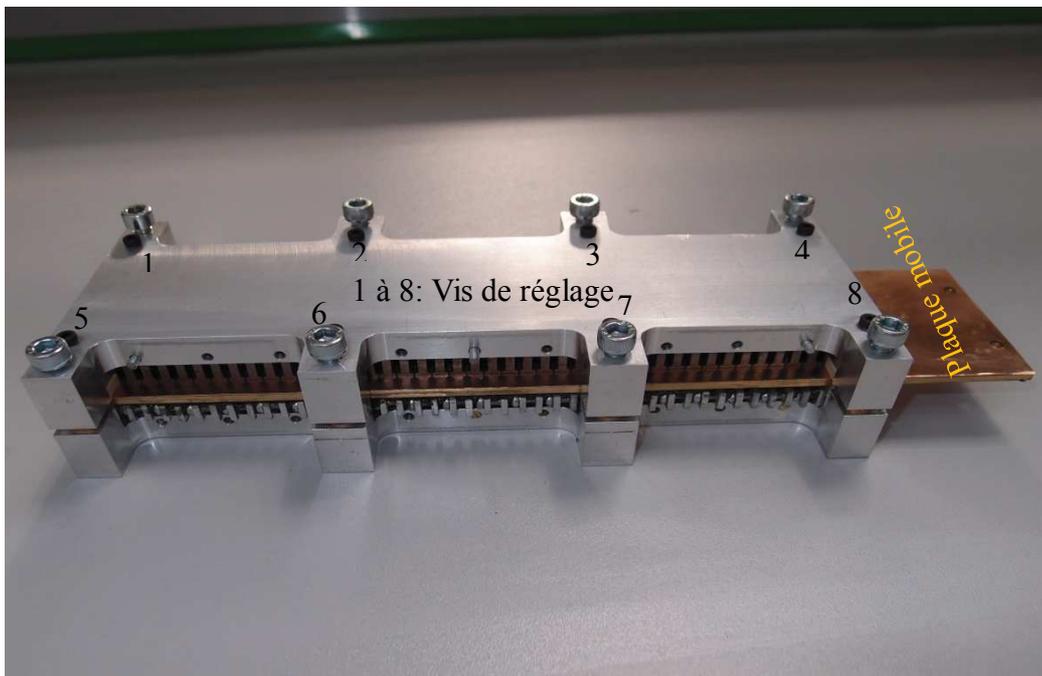


Figure 4.29 : Prototype de la génératrice électrique linéaire plane.

4.5.1.2 Spécifications de la plateforme d'essais.

La plateforme est conçue et réalisée autour de l'acquisition de matériels spécifiques : Capteurs de déplacement, multimètres (ampèremètre, voltmètre), caméra thermique, le peson électronique.....

La plateforme permet de répondre aux spécifications suivantes :

- Réaliser l'acquisition des paramètres de définition, que l'on ne peut évaluer théoriquement : Mesures des amplitudes des vibrations exercées sur la plaque mobile.
- Confirmer les résultats de l'analyse à fréquence de résonance ainsi que les performances tribologiques numériques ou théoriques.
- Assurer la caractérisation électromécanique du prototype.

L'architecture matérielle de la structure expérimentale intègre des structures de mesure optique, mécanique et électrique qui permettent d'accéder au comportement de la plaque mobile, aux performances électromécaniques de la génératrice électrique linéaire assemblée. Elle autorise une évaluation expérimentale des différents transferts énergétiques, la force de frottement, l'effort moteur, les pertes et la puissance de la génératrice électrique linéaire.

4.5.1.3 Configuration de la structure de mesure.

La conception modulaire de la structure de mesure permet de tester le prototype de la génératrice électrique linéaire plane à double stator. La structure est pilotée par une unité de commande et de contrôle, constituée par un ordinateur, figure 4.30.

La structure permet de piloter la commande, l'acquisition et le traitement des données, indépendamment des aspects matériels.

Une structure de mesure constituée, d'une unité d'acquisition des paramètres électriques et d'une unité d'acquisition des paramètres mécaniques prélève les informations issues des transducteurs de mesure.

4.5.1.4 Mesure des paramètres mécaniques et acquisition des caractéristiques.

L'unité de mesure des paramètres mécaniques permet de prélever et de traiter l'ensemble des paramètres mécaniques de la génératrice électrique linéaire et l'amplitude en tout point de la plaque linéaire.

La mesure de la vitesse de la génératrice électrique linéaire est effectuée par un capteur de position

L'effort moteur appliqué à la plaque mobile est effectué à partir d'un capteur de force qui permet de déterminer l'amplitude.

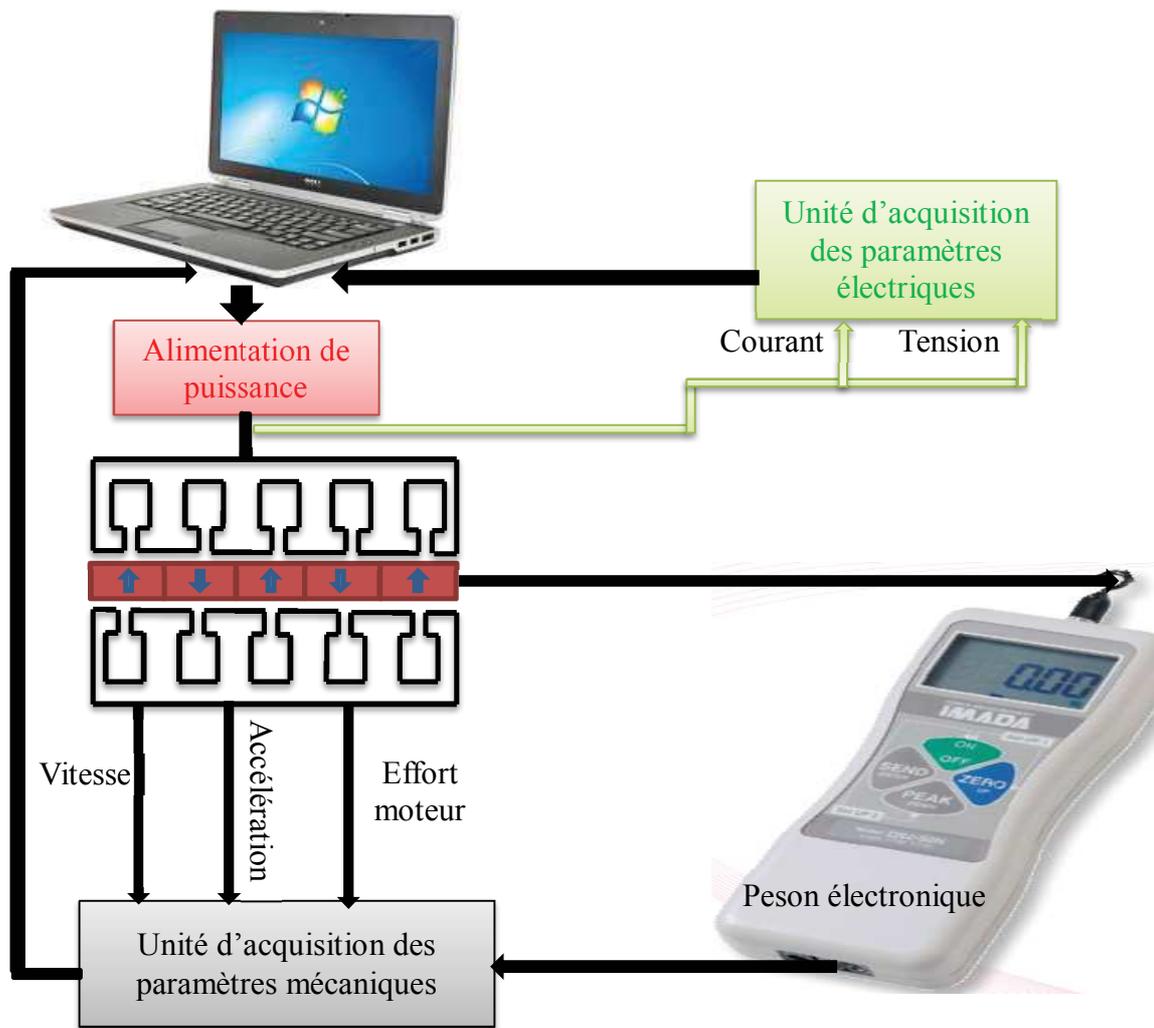


Figure 4.30 : Schéma de principe de la structure de mesure.

4.5.1.5 Mesure des paramètres électriques.

Cette structure permet de prélever et de traiter en temps réel l'ensemble des paramètres électriques de définition de la génératrice électrique linéaire : le courant et la tension. La tension et le courant sont prélevés sur chacune des voies d'alimentation de la génératrice électrique linéaire plane, à double stators fixes.

4.5.2 Evaluation expérimentale.

4.5.2.1 Réglage du dispositif de guidage.

Nous cherchons à régler l'écartement des deux stators pour annuler les frottements.

La photographie de la figure 4.31 illustre la planéité obtenue à partir du comparateur et les vis qui permettent d'obtenir le réglage de la planéité du dispositif de guidage.

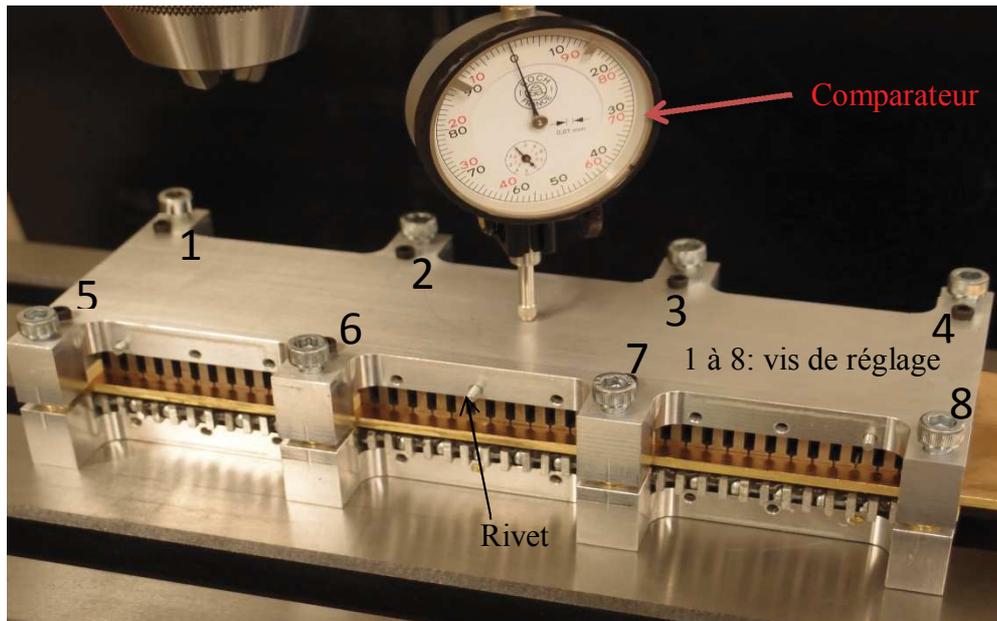


Figure 4.31 : Planéité

La photographie de la figure 4.32 montre la lame translator en sandwich entre les deux stators stationnaires.

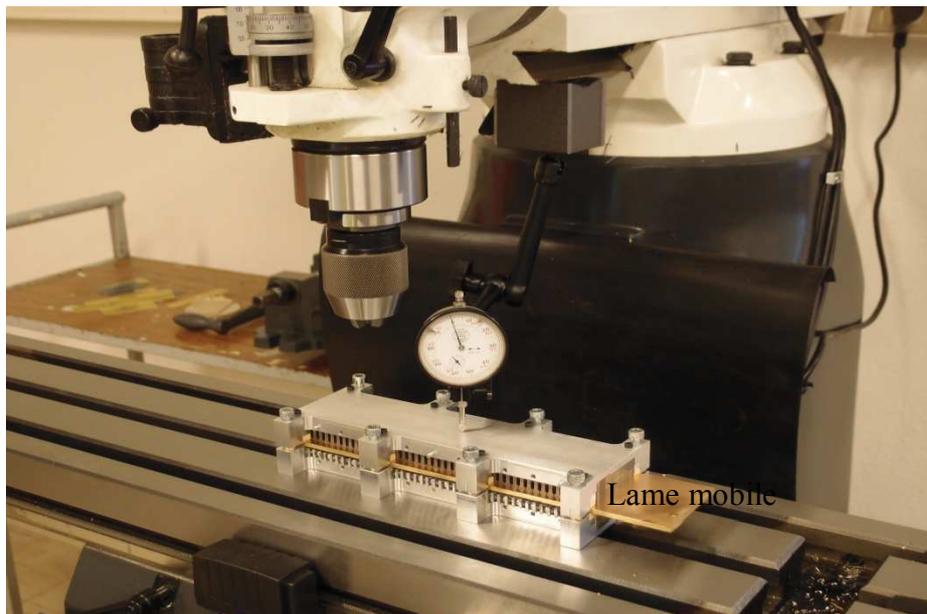


Figure 4.32 : Insertion de la lame mobile.

4.5.2.2 Evaluation de la force de frottement.

Les essais réalisés ont pour but de confirmer la prévisibilité du modèle numérique développé, de mettre en évidence les limites de validité des hypothèses essentielles de la modélisation. Les valeurs expérimentales correspondent à la mesure de la force de frottement.

Nous allons régler le glissement et faire la mesure de la force de frottement. Nous avons exploré les points suivants pour effectuer notre expérimentation :

- Le comportement tribologique et thermomécanique de la couche de friction déposée sur le bronze.
- Les critères mécaniques permettant de définir des zones d'adhérence et de glissement à l'interface stator fixe/plaque mobile.

La mesure de la force de frottement se fait avec le peson électronique illustrée, par la photographie de la figure 4.33.

L'opérateur tire manuellement sur le fil via le peson électronique et détermine la force nécessaire pour la faire avancer. Le peson indique la valeur mesurée sur un affichage digital, enregistre 2 à 10 mesures et restitue les valeurs moyenne et la plus élevée.

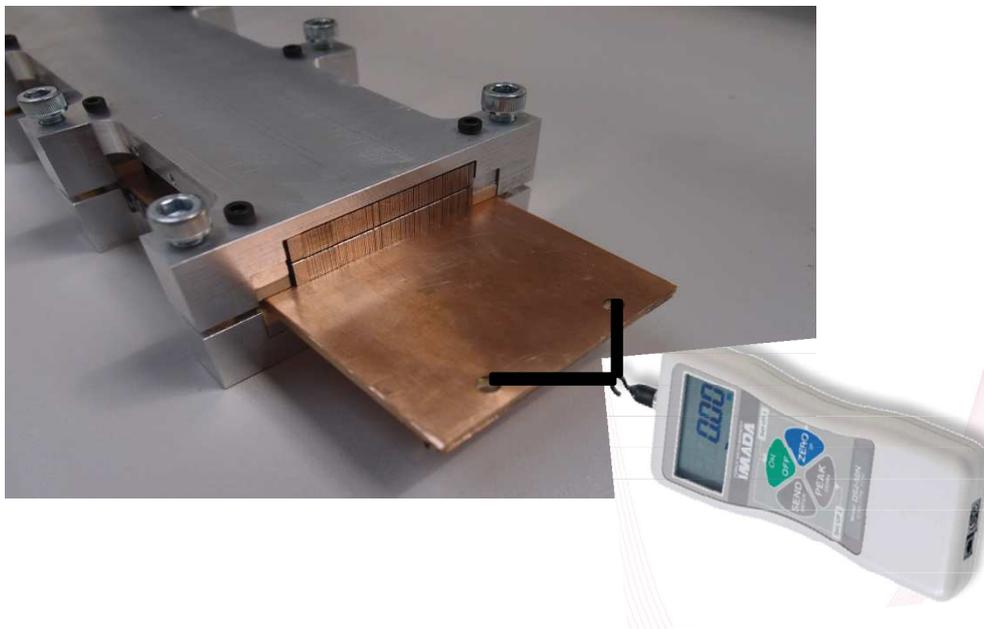


Figure 4.33 : Mesure de la force de frottement.

Conclusion.

Dans ce dernier chapitre, nous avons fabriqué le circuit magnétique, qui assure l'établissement du flux magnétique, le maintien des barres, la conduction thermique et la rigidité mécanique de la génératrice électrique linéaire. Le circuit magnétique se caractérise par ses performances thermiques, magnétiques et mécaniques, en matériau M300-35A de forme rectangulaire en tôles laminées équipées d'un bobinage triphasé à barres en aluminium.

Le bobinage utilise une technique spécifique: le bobinage à barre massive. Cette technique consiste à réaliser un bobinage comportant une seule spire par encoche, ce conducteur unique étant constitué d'une barre massive en aluminium.

La plaque mobile, est constituée d'un assemblage de petits aimants alternés Nord-Sud, en forme de lame, collés sur un cadre en laiton. Le support de collage, soit la tôle de friction, est en bronze pour assurer la résistance, la rigidité mécanique. La plaque mobile est soumise à des phases d'accélération et de décélération, car considérée comme une masse en mouvement oscillatoire qui subit des accélérations et des décélérations. Une force d'inertie naît à la phase d'accélération ayant pour conséquence une puissance supplémentaire appelée, qui sera restituée pendant la phase de décélération. Un ressort magnétique, indépendant du circuit magnétique de la génératrice électrique linéaire plane à double stator, permet de restituer la puissance inertielle de la plaque mobile emmagasinée pendant la phase de décélération lors de la phase d'accélération.

La plaque mobile, est centrée entre les deux stators stationnaires. Par effet de symétrie, l'effort normal sur la plaque mobile est égal à zéro. Ensuite, la plaque mobile est équilibrée. Dans la pratique, il n'y a pas de centrage parfait. Un positionnement asymétrique génère une différence de force qui tend à presser la plaque mobile contre les stators stationnaires. Un dispositif qui permet de compenser, voire d'annuler, les efforts de friction qui apparaissent entre les deux stators fixes et la plaque mobile a été conçu et réalisé.

Lors des essais expérimentaux pour caractériser les efforts de friction, dans l'état actuel du prototype le réglage de compensation des efforts ne peut pas être effectué correctement. Les efforts de frictions sont, pour l'instant rédhibitoires, beaucoup trop grands et donc non mesurables. Pour remédier à ce problème il faut corriger les défauts de géométrie, reprendre certains usinages, des stators et du translator, et augmenter légèrement l'entrefer. Ce travail n'a pas pu être fait par manque de temps.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.

- [Zul17] Yuri B. Zulin, Theory of Periodic Conjugate Heat Transfer, Springer-Verlag Berlin, 2017.
- [Ken&AL17b] P. Kenfack, D. Matt, P. Enrici, M. François, Impact of Mechanical Stresses on Flat double sided Linear Electric Motor Multi-air gap Structure guided or Friction Plates, IEEE International Magnetics Conference (INTERMAG Europe 2017), 24th – 28th April 2017, Dublin-Ireland (2017). **Electronic ISSN: 2150-4601.IEEE.**
- [Ken&AL18] Pierre Kenfack, Daniel Matt, Philippe Enrici, Mover Guide in a Linear Electric Generator with Double -Sided Stationary Stators, 9th International Conference on Power, Electronics, Machines and Drives (PEMD 2018), 17-19 April 2018, Liverpool ACC, Liverpool, UK.
- [Zoh17] Bahman Zohuri, Compact Heat Exchangers: Selection, Application, Design and Evaluation, Springer International Publishing Switzerland, 2017.
- [Ser&AL14] Robert W. Serth, Thomas G. Lestina, Process Heat Transfer: Principles, Applications and Rules of Thumb, Elsevier, Inc, 2014.
- [Bej13] Adrian Bejan, Convection Heat Transfer, John Willey & Sons, Inc, 2013.
- [Thu13] Kuppan Thulukkanam, Heat Exchanger Design Handbook, Taylor & Francis Group, LLC, 2013.
- [Kre&AL11] Frank Kreith, Raj M. Manglik, Mark S. Bohn, Principles of Heat Transfer, Cengage Learning, Inc, 2011.
- [Ber&AL11] Theodore L. Bergman, Adrienne S. Lavine, and AL, Fundamentals of Heat and Mass Transfer, John Wiley & Sons, Inc, 2011.
- [Jan00] William S. Janna, Engineering Heat Transfer, CRC Press LLC, 2000.
- [Pod&AL98] M. Podhorsky, H. Krips, Heat Exchangers: A Practical Approach to Mechanical Construction, Design, and Calculations, Begell House, Inc, 1998.
- [Kay&AL93] W. M. Kays, M. E. Crawford, Convection Heat and Mass Transfer, McGraw-Hill, Inc, 1993.
- [Sin&AL84] Krishana P. Singh, Alain I. Soler, Mechanical Design of Heat Exchangers and Pressure Vessel Components, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 1984.
- [Bol&AL96] I. Boldea, S. A. Nasar and AL, New linear reciprocating machine with stationary permanent magnets, 0-7803-3544-9/96\$5.00, 1996 IEEE
- [Eva&AL01] S. A. Evans, I.R. Smith, and J.G. Kettleborough, Permanent-Magnet Linear

Actuator for Static and Reciprocating Short-Stroke Electromechanical Systems, IEE/ASME TRANSACTIONS ON MACHATRONICS, VOL.6, No.1, MARCH 2001.

- [Zul&AL08] Saiful A. Zulkifli, Mohd N. Karsiti and A. Rashid A. Aziz, Starting of a Free-Piston Linear Engine-Generator by Mechanical Resonance and Rectangular Current Commutation, IEE Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC), September 3-5, 2008, Harbin, China.
- [Min&AL15] H. Ming Chen, Donald R. DelBalzo, Electromagnetic Spring for Sliding Wave Energy Converter, 978-0-933957-43-5, 2015 MTS.
- [Umm&AL08] Ravindra Babu Ummaneni, Robert Nilssen and Brennvall. J.E, Demonstration Model of a Linear Permanent Magnet Actuator with Gas Springs, Proceedings of the 2008 International Conference on Electrical Machines.
- [Ama&AL10] Yacine Amara, Georges Barakat and Brayima Dakyo, Analytical Prediction of Eddy-Current Loss in Flat Permanent Magnet Linear Machines, 14th International Power Electronics and Motion Control Conference, EPE-PEMC 2010.
- [Hua&AL12] Yunkai Huang, Jianning Dong, and AL, Core Loss Modeling for Permanent-Magnet Motor Based on Flux Variation Locus and Finite Element Method, IEEE TRANSACTIONS ON MAGNETICS, VOL. 48, NO.2, FEBRUARY 2012.
- [Rin13] F. Rinderknecht, Iron losses of a linear generator for hybrid vehicle concept, 4th International Conference on Power Engineering, Energy and Electrical Drives, Istanbul, Turkey, 13-17 May 2013.
- [Jas&AL10] A. Jassal, H. Polinder, and Al, Comparison of Analytical and Finite Element Calculation of Eddy-Current Losses in PM Machines, XIX International Conference on Electrical Machines – ICEM 2010, Rome.
- [Chu&AL03] Chunting Mi, Gordon R. Slemon, and Richard Bonert, Modeling of Iron Losses of Permanent-Magnet Synchronous Motors, IEEE TRANSACTIONS ON INDUSTRY APPLICATIONS, VOL.39, NO.3, MAY/JUNE 2003.
- [Umm&AL09] Ravindra Babu Ummaneni, Carolins Jaillot, and AL, Experimental Characterisation of Linear Permanent Magnet Actuator with Gas Springs,

978-1-4244-4252-2/09/\$25.00, 2009 IEEE.

- [Wan&AL98] J. Wang, W. Wang, and AL, Design and experimental characterisation of a linear reciprocating generator, IEEE Proc, Electr. Power Appl., Vol.145, No.6, November 1998.
- [Pom&AL12] Cristofaro Pompermaier, Kalluf Flavio, and AL, Small Linear PM Oscillatory Motor: Magnetic Circuit Modeling Corrected by Axisymmetric 2-D FEM and Experimental Characterization, IEEE TRANSACTIONS ON INDUSTRIAL ELECTRONICS, VOL.59, NO.3, MARCH 2012.
- [Sig&AL14] Leonardo Di G. Sigalotti, Jaime Klapp, and AL, Computational and Experimental Fluid Mechanics with Applications to Physics, Engineering and the Environment, Springer International Publishing Switzerland, 2014.
- [Whe&AL10] Anthony J. Wheeler, Ahmad R. Ganji, Introduction to Engineering Experimentation, Pearson Higher Education, New Jersey, 2010.
- [Pol&AL16] Florian Poltschak, Peter Ebetshuber, Design of Integrated Magnetic Springs for Linear Oscillatory Actuators, 978-1-5090-2538-1/16, IEEE 2016.
- [Wan&AL11] Jiabin Wang, Kais Atallah, and Weiya Wang, Analysis of a Magnetic Screw for High Force Density Linear Electromagnetic Actuators, 0018-9464, IEEE 2011.
- [Hol&AL11] Robert C. Holehouse, Kais Atallah, and Jiabin Wang, Design and Realization of a Linear Magnetic Gear, 0018-9464, IEEE 2011.
- [Hol&AL12] Robert C. Holehouse, Kais Atallah, and Jiabin Wang, A Linear Magnetic Gear, 978-1-4673-0142-8/12, IEEE 2012.
- [Bou16] Nadhem Boubaker, Étude des pertes atypiques dans les machines synchrones à aimants à hautes performances pour applications aéronautiques, thèse de doctorat de l'université de Montpellier, Juillet 2016.
- [Mon&AL12] Ryan Montagne, Chris Bingham, and Kais Atallah, Servo Control of Magnetic Gears, 1083-4435, IEEE 2011.

CONCLUSION GENERALE

Dans le présent manuscrit, le dispositif de compensation des frottements et d'usure a été conçu et réalisé, appliqué à la génératrice électrique linéaire plane à double stators à structure polyentrefer, accouplée à une machine thermoacoustique à apport de chaleur externe, pour fabriquer un groupe électrogène. La validation par les éléments finis a été faite avec ANSYS pour tester les performances de la solution retenue après optimisation. La tribologie a contribué à la compréhension des phénomènes physiques impliqués dans le fonctionnement de la partie mobile de la génératrice linéaire plane, double stators à structure polyentrefer. Les caractéristiques en charge ainsi que des paramètres de définition de l'interface stators fixes/plaque mobile (constituée des aimants permanents) ont été étudiés, puis validés expérimentalement.

Une revue des dernières avancées théoriques et techniques a été présentée, sur le calcul électromagnétique appliqué à la conception des machines électriques linéaires à structure polyentrefer. La méthode par éléments finis a été retenue pour l'analyse de la génératrice électrique linéaire plane à double stators en raison, de sa simplicité et de la flexibilité de son utilisation. L'art de la conception assisté par ordinateur a été brièvement introduit, avec une discussion sur les techniques de conception optimale des machines électriques linéaires à structure polyentrefer. Une analyse de l'état de l'art des machines électriques linéaires à structure polyentrefer montre d'une part l'essor récent, et d'autre part les freins technologiques actuels qui s'y rattachent. Nous avons également détaillé les caractéristiques de fonctionnement et de performances ainsi que les différentes architectures des machines thermoacoustiques et du moteur Stirling avec différentes applications allant de la génération électrique à la réfrigération domestique pour les machines thermoacoustiques, de la production d'énergie dans les navires et les sous-marins à la cogénération dans les secteurs tertiaire et résidentiel pour le moteur Stirling.

La méthodologie de conception de la génératrice électrique linéaire plane à double stators a été introduite. Nous avons parlé en détails des structures de la machine électrique linéaire et leur classement ainsi que des techniques de dimensionnement du circuit magnétique et le bobinage en aluminium de la machine linéaire plane. La méthode de calcul des paramètres de la génératrice linéaire plane à double stators par la configuration du bobinage et des dimensions du circuit magnétique a été présentée, ainsi que la méthode de calcul des pertes. La procédure de dimensionnement de la génératrice linéaire plane à double stators établie, l'introduction de la technique d'optimisation multi-objet par la formulation du compromis et le modèle par éléments finis développé, ont permis d'optimiser la conception de la génératrice linéaire plane à double stators selon les critères de masse et de l'efficacité énergétique. La

méthode par éléments finis est un excellent outil du prototypage. Les grands points ont été tracés, à savoir les équations électromagnétiques et électromécaniques, et la dynamique du mouvement par la technique de la surface de glissement. Nous avons décrit les simulations numériques effectuées sur la génératrice électrique linéaire plane à double stators. En particulier, les forces de détente et tangentielle instantanée en fonction de la position, la force normale en fonction de l'entrefer mécanique.

Nous avons développé les relations qui rendent compte du frottement en exploitant les atouts de la tribologie, puis l'analyse des différents régimes de lubrification en mettant l'accent sur le régime hydrodynamique caractérisé par des surfaces en mouvement relatif, qui ne sont pas en contact par leurs aspérités parce qu'elles sont séparées par un film de lubrifiant et les matériaux utilisés pour fabriquer les plaques. L'objectif étant la modélisation et la compensation des frottements dans la génératrice électrique linéaire à structure polyentrefer à lames guidées ou frottantes. Cette modélisation permet d'analyser les frottements statiques et dynamiques, choisir le modèle de frottement adapté à la génératrice électrique linéaire à structure polyentrefer. Une solution industrielle propose sur le marché français les plaques autolubrifiantes axées sur les régimes hydrodynamique et onctueux, imprégnées d'huiles spécifiques et revêtues d'un film lubrifiant solide : bisulfure de molybdène (MoS₂).

La technique de fabrication du circuit magnétique de la génératrice électrique linéaire plane à double stator à structure polyentrefer à lames frottantes est présentée. Le circuit magnétique assure l'établissement du flux magnétique, le maintien des barres, la conduction thermique et la rigidité mécanique de la génératrice électrique linéaire. Les deux circuits magnétiques statoriques sont réalisés à partir d'un empilage de tôles revêtues sur chaque face d'un vernis thermocollant. Les stators, de part et d'autre de la plaque mobile, sont constitués de trois modules monophasés, déphasés électriquement de $2\pi/3$. Cette disposition permet de mettre en œuvre un très grand nombre de pôles, augmentant ainsi la fréquence de conversion électromécanique, et permettant donc une minimisation de masse de la partie mobile. Les tôles magnétiques sont soumises aux efforts d'attraction magnétique qui naissent au niveau de l'entrefer par création de pôles magnétiques Nord-Sud qui s'attirent. Cet effort normal aux surfaces doit être repris par les piges d'assemblage.

Le bobinage utilise une technique spécifique: le bobinage à barre massive. Cette technique consiste à réaliser un bobinage comportant une seule spire par encoche, ce conducteur unique étant constitué d'une barre massive en aluminium. L'aluminium en tant que conducteur, a été choisi, pour optimiser la masse et simplifier la mise en œuvre, notamment la connexion entre barres (encoches nombreuses de très petite taille).

La plaque mobile, est constituée d'un assemblage de petits aimants alternés Nord-Sud, en forme de lame, collés sur un cadre en laiton, avec une colle anaérobie (polymérise en absence d'air) de type acrylique. La tôle de friction, support de collage est, en bronze d'épaisseur 0.1 mm pour assurer la résistance, la rigidité mécanique. La plaque mobile de la génératrice électrique linéaire est entraînée par la puissance acoustique à la sortie de la ligne acoustique, soumise à des phases d'accélération et de décélération, car considérée comme une masse en mouvement oscillatoire qui subit des accélérations et des décélérations. Une force d'inertie naît à la phase d'accélération ayant pour conséquence une puissance supplémentaire appelée, qui sera restituée pendant la phase de décélération. Un ressort magnétique, indépendant du circuit magnétique de la génératrice électrique linéaire plane à double stator, permet de restituer cette puissance inertielle de la plaque mobile emmagasinée pendant la phase de décélération lors de la phase d'accélération. La fréquence de résonance doit être égale à celle du fonctionnement du système (50 Hz).

La plaque mobile, constituée des aimants permanents, est idéalement et théoriquement, centrée entre les deux stators stationnaires. Par effet de symétrie, l'effort normal sur la plaque mobile est égal à zéro. La plaque mobile est équilibrée. Il n'y a pas de centrage parfait dans la pratique. Un positionnement asymétrique génère une différence de force qui tend à presser la plaque mobile contre les stators stationnaires. Un dispositif qui permet de compenser, voire d'annuler, les efforts de friction qui apparaissent entre les deux stators fixes et la plaque mobile a été conçu et réalisé. Son principe est de reprendre exactement la force d'attraction entre la partie mobile et les deux stators stationnaires grâce à une force d'écartement réglable en agissant sur un ensemble de vis de pression sur des ressorts, entre les deux stators stationnaires.

Le comportement thermomécanique sous sollicitations statique, dynamique et de contact a été observé. Ceci a été développé à partir des recherches amont sur les paramètres d'élaboration au chapitre 3. Une attention particulière a été portée sur l'examen des processus interfaciaux aux interfaces stator/plaque mobile (translator) afin d'expliquer les résultats des essais tribologiques exploratoires. L'essai de tribologie s'articule autour de deux axes, à savoir le choix des paramètres expérimentaux et le rôle du frotteur. Les conditions de frottement utilisées lors des essais tribologiques impliquent de répartir une pression considérable pour un frottement à sec. La solution envisagée pour compenser les efforts de friction est très intimement liée aux défauts de géométrie et donc à la qualité de la réalisation des pièces et de l'assemblage. Aujourd'hui il est impossible de conclure sur la faisabilité de cette solution.

Perspectives.

L'amélioration et certains tests n'ont pas pu être menés à terme. A ce stade certains résultats obtenus ne peuvent pas être validés. Les paramètres électromécaniques ne seront pas présentés, à cause des contraintes de mise au point du prototype.

Le modèle de transfert thermique de la génératrice électrique linéaire plane à double stators n'a pas été pris en considération. L'utilisation du diagramme de perméances plus complexe et détaillé permettrait d'améliorer la précision du modèle, l'efficacité du processus d'optimisation. L'élévation de la température due aux frictions influence les performances de la génératrice électrique linéaire à structure polyentrefer, plane à double stators. Une élévation de température désaimante les aimants permanents très sensibles à la température. L'échauffement des aimants NdFeB diminue l'induction rémanente B_r , et par conséquent l'effort moteur. De plus cet échauffement endommage les colles, les résines ou vernis ayant pour conséquence le décollage des aimants permanents.

Dans un prochain développement, l'objectif sera de compenser les frottements par couplage des forces tangentielle et normale. La variation de raideur du ressort de compensation crée un amortissement pour compenser les efforts de frottement durant le déplacement de la partie mobile (le fonctionnement de la génératrice électrique linéaire plane à structure polyentrefer à double stators). Le couplage des deux forces (effort moteur et la force normale) transfère l'énergie à une force asservie, permettant de récupérer l'énergie de vibration de la plaque mobile. La force normale (en y) peut être contrôlée par un correcteur classique. L'ajout d'un autre correcteur proportionnel permettra de commander le courant en fonction du déplacement suivant x.

ANNEXE : PUBLICATIONS SCIENTIFIQUES.

Articles présentés dans des conférences internationales avec comité de lecture.

- [1] Pierre Kenfack, Daniel Matt, Philippe Enrici, Mover Guide in a Linear Electric Generator with Double -Sided Stationary Stators, 9th International Conference on Power, Electronics, Machines and Drives (PEMD 2018), 17-19 April 2018, Liverpool ACC, Liverpool, UK. 6p.
- [2] Pierre Kenfack, Daniel Matt, Philippe Enrici, Designing a Permanent Magnet Linear Generator Multi Air- gap Structure using the Finite Element Method, 10th International Conference on Electrical and Electronics Engineering (ELECO 2017), 30 November - 2 December 2017, Bursa-Turkey (2017) PP: 1414-1418. (<http://ieeexplore.ieee.org/document/8266400/>)
- [3] P. Kenfack, D. Matt, P. Enrici, M. François, Impact of Mechanical Stresses on Flat double sided Linear Electric Motor Multi-air gap Structure guided or Friction Plates, IEEE International Magnetism Conference (INTERMAG Europe 2017), 24th – 28th April 2017, Dublin-Ireland (2017). (<http://ieeexplore.ieee.org/document/8007998/>)
- [4] P. Enrici, F. Dumas, N. Ziegler, J.Jac, N.Bekka, P. Kenfack, D. Matt, Formalism and Finite Element Study of Actuator with Toothed Coupling, IEEE International Magnetism Conference (INTERMAG Europe 2017), 24th – 28th April 2017, Dublin-Ireland (2017) (<http://ieeexplore.ieee.org/document/8007802/>).