



Conception et étude d'un actionneur linéaire synchrone à aimants permanents et multi-plaques

Hamid Ben Ahmed, Pierre-Emmanuel Cavarec, Laurent Prevond, Bernard Multon

► To cite this version:

Hamid Ben Ahmed, Pierre-Emmanuel Cavarec, Laurent Prevond, Bernard Multon. Conception et étude d'un actionneur linéaire synchrone à aimants permanents et multi-plaques. Electrotechnique du Futur, Nov 2001, NANCY, France. pp.307-312. <hal-00674087>

HAL Id: hal-00674087

<https://hal.science/hal-00674087v1>

Submitted on 24 Feb 2012

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

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



HAL Authorization

Conception et étude d'un actionneur linéaire synchrone à aimants permanents et multi-plaques

H. BEN AHMED, P.E. CAVAREC, L. PRÉVOND, B. MULTON
Laboratoire d'Electricité, Signaux et Robotique (LESiR, UPRESA CNRS 8029)
ENS Cachan - Antenne de Bretagne
Campus de Ker Lann, 35170 BRUZ.
E-mail : benahmed@bretagne.ens-cachan.fr

Résumé-- Dans cet article, les auteurs s'intéressent à l'étude d'un actionneur linéaire à bobinage global polyentrefer. Cette topologie permet l'accroissement des densités volumiques d'effort par le fractionnement de la zone active. Après une brève étude comparative des performances de différentes architectures synchrones à aimants permanents, les auteurs décrivent l'architecture polyentrefer étudiée, la méthodologie de son dimensionnement ainsi que les résultats théoriques obtenus.

Mots clés—Actionneurs linéaires, aimants permanents, polyentrefer, bobinage global, multi-plaques.

I- INTRODUCTION

Dans de nombreuses applications, il est nécessaire de disposer d'un actionneur à très forte densité d'effort en entraînement direct. Les solutions mettant en œuvre des dispositifs mécaniques intermédiaires de transformation (réducteur, vis écrou) limitent les performances dynamiques et la qualité de conversion en introduisant des contraintes supplémentaire au système d'entraînement telles que l'usure, le bruit, l'inertie.

Les performances des dispositifs électromagnétiques sont limitées notamment par :

- Les caractéristiques des matériaux utilisés ;
- Les échauffements ;
- La saturation magnétique ;
- Les contraintes mécaniques.

En entraînement direct, ces limitations font que les performances volumiques obtenues dans les dispositifs linéaires électromagnétiques "classiques" dépassent difficilement les 300 N/dm³.

L'accroissement des performances spécifiques au delà de cette limite nécessite soit l'emploi de matériaux "spécifiques" non conventionnels (supraconducteurs), soit une réduction du pas de déplacement conduisant à une augmentation de la fréquence de conversion. Pour profiter pleinement des effets de la réduction du pas dans un volume donné, il est intéressant d'adopter un *bobinage global* et de fractionner la zone active en adoptant des structures *polyentrefer* [1, 2, 3].

Dans cet article, nous tenterons de montrer d'une part la supériorité théorique des systèmes polyentrefer et d'autre part la faisabilité mécaniques de telles structures.

II- INTERET DE LA MULTIPLICATION DES SURFACES D'ENTREFER

Afin de montrer l'intérêt de la multiplication des surfaces d'entrefer et du bobinage global dans les actionneurs synchrones à aimants permanents, nous avons comparé [4] les performances volumiques de 4 configurations d'actionneurs linéaires monophasés :

- Configuration 1 : structure mono-entrefer basique
- Configuration 2 : structure multi-actionneurs
- Configuration 3 : structures multi-entrefer
- Configuration 4 : structure multi-entrefer à bobinage global.

Les schémas de ces configurations sont donnés à la figure 1.

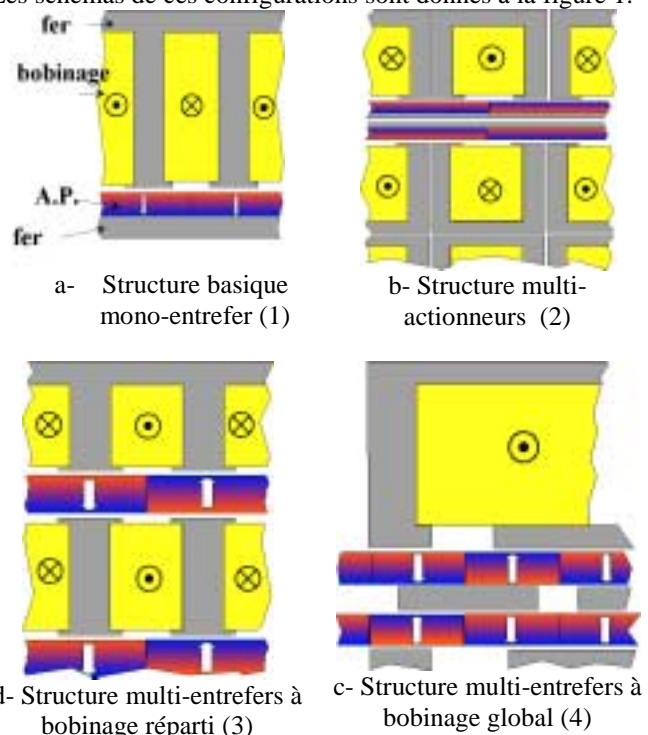


Fig. 1 : Configurations comparées

La comparaison de ces configurations a été effectuée dans les conditions suivantes :

- Jeu mécanique $E = 0.5$ mm constant quel que soit le nombre de surfaces d'entrefer ;
- Elévation maximale de Température du bobinage de $\Delta T = 100^\circ\text{C}$;
- Alimentation idéale en créneaux de courants ;

- Coefficient d'échange thermique surfacique $\alpha=10$ W/m².°C (par convection naturelle) ;
- Aimants permanents : $B_r = 1$ T et $H_k = 1000$ kA/m ;
- Matériaux magnétique non-linéaire à saturation brutale ($B_s=1.2$ T).

Pour chaque configuration, nous avons recherché la géométrie optimale qui maximise la force moyenne en fonction du volume de l'actionneur. Cette recherche a été réalisée par l'utilisation d'un algorithme génétique (voir figure 2).

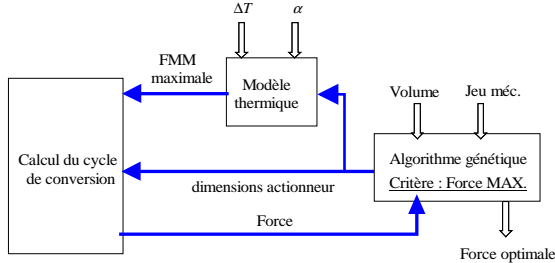


Fig. 2 : Schéma global d'optimisation

Les résultats obtenus [4] sont illustrés par la figure suivante.

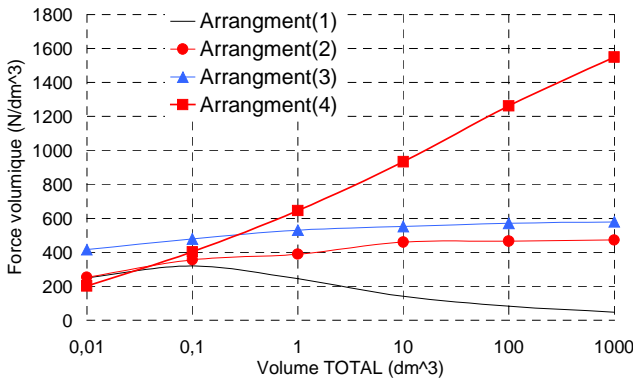


Fig.3 : Force volumique en fonction du volume de l'actionneur pour différentes configurations

Ces résultats montrent ainsi que l'architecture polyentrefers-bobinage global (courbe 4) offre le meilleur compromis entre la poussée générée et les pertes Joule évacuables. Notons d'autre part qu'il y a un effet d'échelle favorable aux grandes dimensions. En effet, compte tenu du fait qu'à jeu mécanique imposé, le fractionnement de la zone active pour des volumes faibles dégrade sensiblement la densité surfacique d'effort sans pour autant disposer d'un nombre de surfaces suffisant. Dans ce dernier cas, les dimensions « locales » du motif élémentaire sont comparables aux dimensions « globales » de l'actionneur.

III- ACTIONNEUR MULTI-PLAQUES

Sur la base de ces résultats théoriques, nous avons étudié un actionneur linéaire synchrone dit « multi-plaques ».

A. Description

La structure globale de l'actionneur linéaire est composée de plaques mobiles et fixes tel que schématisé par les figures 4 et 5.

Les plaques mobiles sont composées de plots ferromagnétiques non-jointifs. Les plaques fixes sont composées d'aimants permanents d'aimantation normale au déplacement (voir figure 6a).

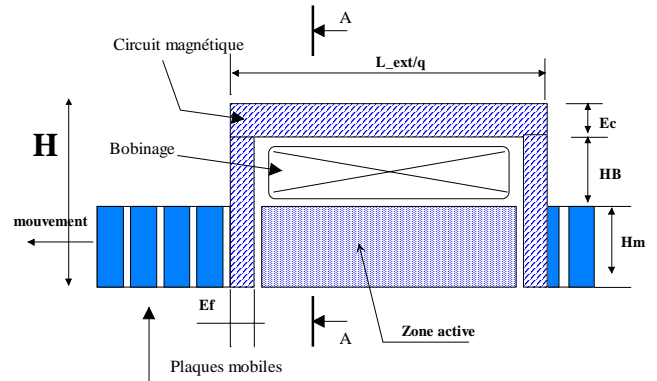


Fig. 4 : Dimensions extérieures
largeur extérieure = L_g

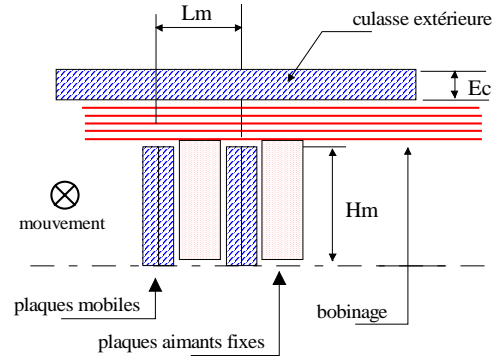


Fig. 5 : Coupe AA partielle

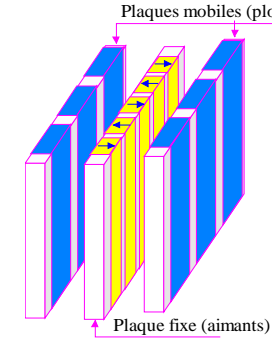


Fig. 6a : Composition des plaques

Un motif élémentaire est la plus petite cellule composant la zone active. Dans le cas de l'actionneur multi-plaques étudié ici, le motif utilisé est de type champ longitudinal/aimantation normale (voir figures 6b et 6c).

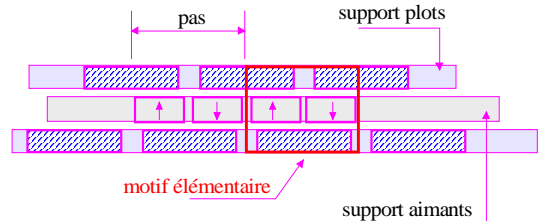


Fig. 6b : Identification d'un motif élémentaire

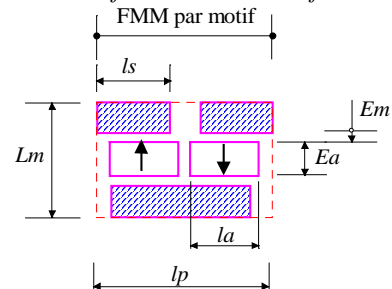


Fig. 6c : Paramètres dimensionnels du motif élémentaire

Les grandeurs normalisées relatives au motif élémentaire utilisées par la suite sont définies comme suit :

$$\begin{aligned}\lambda &= L_m / E_m & : \text{ hauteur motif} \\ \tau &= l_p / E_m & : \text{ pas dentaire} \\ a &= E_a / L_m & : \text{ épaisseur d'aimant} \\ s &= l_s / l_p & : \text{ longueur des plots} \\ t &= l_a / l_p & : \text{ taux de remplissage des aimants}\end{aligned}$$

Le bobinage induit (enroulement de puissance) est de forme solénoïdale entourant totalement la zone active. L'actionneur comporte 3 phases magnétiquement découplées et décalées dans l'espace (dans le sens du déplacement d'un tiers de pas). L'évacuation des calories est assurée par un refroidisseur multi-couches inséré directement au sein du bobinage (voir figure 7, conception Radio-Energie). L'alimentation est assurée par un onduleur triphasé MLI.

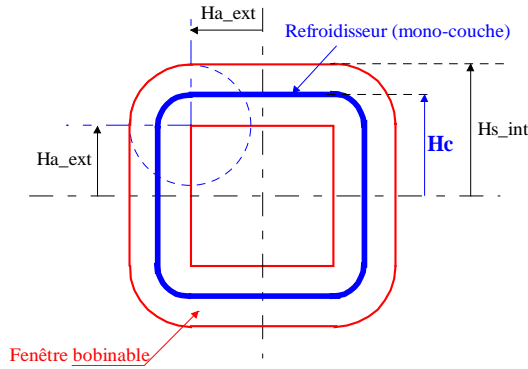


Fig. 7 : Bobinage global et refroidisseur (1 phase, 1 couche)

B. Pré-dimensionnement et étude de faisabilité

Nous avons tout d'abord effectué une étude de faisabilité compte tenu du cahier des charges imposé en termes de poussée moyenne souhaitée, des pertes Joule évacuables, du jeu mécanique réalisable et enfin du type de matériaux utilisés.

Cette première étude a permis ainsi de définir les valeurs des principales grandeurs géométriques notamment celles relatives au motif élémentaire ainsi que le nombre de plaques mobiles nécessaires.

1) Formalisme :

Le pré-dimensionnement de l'actionneur est réalisé pour une alimentation en courant sinusoïdal. Les sections des circuits magnétiques sont calculées en limite de saturation. Afin de minimiser les pertes Joule, il est nécessaire d'injecter un courant dans le moteur en phase avec la fem à ses bornes (commande dite à flux croisé). Dans ce cas, le diagramme vectoriel des tensions est donné par la figure 8a. Le cycle de conversion électromagnétique correspondant à ce type d'alimentation est donné à la figure 8b.

Dans ces conditions, on montre que l'effort moyen généré par N_p plaques et 3 phases peut se mettre sous la forme générale suivante :

$$\bar{F}_T = \frac{3\pi}{4} B_r J_{\max} k_r H^3 K_{cg} \quad (1)$$

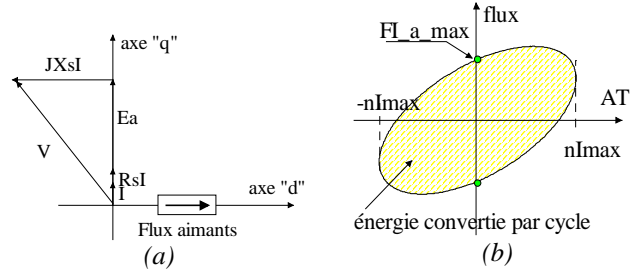


Fig. 8 : Diagramme vectoriel (a) et cycle de conversion limite (b)

Où :

B_r : Induction rémanente des aimants utilisés

J_{\max} : Densité de courant crête

H : Hauteur de l'actionneur (dimension caractéristique – voir figure 5a)

k_r : Coefficient de remplissage du bobinage correspondant au rapport des sections effective et bobinable

K_{cg} est dit **coefficient de couplage global** dont la valeur est donnée par :

$$K_{cg} = N_p \left[4 \frac{\bar{b}_{ao}}{\tau} \right] \lambda \gamma_h \sigma_B \quad (2)$$

Où $\gamma_h = H_m / H$ hauteur normalisée des plaques

$\sigma_B = S_B / H^2$ section normalisée de la fenêtre bobinable

\bar{b}_{ao} est la densité de flux utile maximale dû aux aimants seuls (normalisée par rapport à B_r) calculée dans un motif élémentaire par éléments finis.

Les pertes Joule générées sont données par l'expression suivante, exprimées en fonction de l'effort moyen que devra développer l'actionneur.

$$P_J = \frac{16\rho}{3\pi^2 k_r} \left[\frac{\bar{F}_T}{B_r} \right]^2 \frac{1}{H^3} K_J \quad (3)$$

Où :

ρ : Résistivité du cuivre.

K_J : **Coefficient de pertes** qui dépend de la géométrie de l'actionneur :

$$K_J = \frac{\sigma_B \sigma_l}{K_{cg}^2} \quad (4)$$

avec $\sigma_l = l_B / 2H$ longueur normalisée d'une spire moyenne.

L'équation (3) permet de déterminer, à cahier des charges donné, la dimension caractéristique (H) de l'actionneur.

La densité volumique d'effort \bar{F}_v (calculée par rapport au volume TOTAL de l'actionneur) vaut, à pertes Joule évacuables données :

$$\bar{F}_v = \frac{3\pi^2 k_r B_r^2}{32\rho\gamma} \left[\frac{P_J}{\bar{F}_T} \right] \frac{1}{K_J} \quad (5)$$

où $\gamma = L_z L_g / 3H^2$ correspond à un facteur de forme de l'encombrement extérieur de l'actionneur (voir figures 4 et 5).

L'équation (5) montre tout d'abord que sans contraintes mécaniques la valeur maximale de la densité de force est homothétique par rapport au facteur « nombre de Watt admissible / nombre de Newton exigé ». Ensuite, elle montre que l'obtention d'un effort volumique maximal impose un coefficient de pertes K_J minimal, ce dernier étant fonction uniquement des dimensions de l'actionneur.

2) Etude paramétrique :

Ce formalisme simple nous a permis en premier lieu de mener une étude paramétrique aisée. Celle-ci permet d'analyser, à effort et pertes Joule fixes, l'influence des principaux paramètres géométriques normalisés sur le coefficient de pertes, le coefficient de couplage global et sur l'effort volumique (en N/dm^3) pour un cahier des charges donné ci-dessous.

Désignation	Valeurs
Force moyenne (N)	100 000
$\left[\frac{P_J}{F_T} \right]$ (W/N)	0.15
Coefficient de forme γ	4/3
Jeu mécanique (mm)	1
Coef. de remplissage du Cu	0.45
Induction rémanente des aimants (T)	1.05
Champ démagnétisant (kAt/m)	750
Résistivité cuivre (ohms.m)	1.8E-8

Table 1 : Exemple de CdC

D'autre part, certaines grandeurs géométriques ont été déterminées à partir de considérations magnétiques :

- les sections des circuits magnétiques sont calculées en limite de saturation ;
- Le champ magnétique dans les aimants est inférieur aux champ démagnétisant des aimants utilisés.

Ainsi, pour un nombre de plaque fixé à 24, la première figure met en évidence un optimum relativement plat du pas dentaire. Celui-ci doit donc être compris entre 11 fois et 13 fois le jeu mécanique. La deuxième figure montre que la hauteur des plaques doit valoir 30 à 40 % la hauteur H de l'actionneur. La troisième figure montre qu'un taux de remplissage des aimants (rapport du volume des aimants sur le volume des plaques fixes) de l'ordre de 80% permet d'envisager des systèmes de tenue des aimants sans pour cela dégrader les performances de l'actionneur. Nous pouvons également faire la même remarque concernant la longueur des plots magnétiques normalisée (s) où une valeur comprise entre 0.8 et 0.95 semble optimale. Enfin, une épaisseur du motif (conditionnant l'épaisseur des plaques) valant 20 fois le jeu mécanique s'avère optimale.

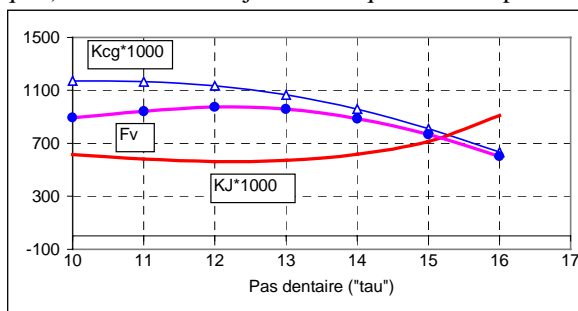


Fig. 9 : Influence du pas dentaire relatif

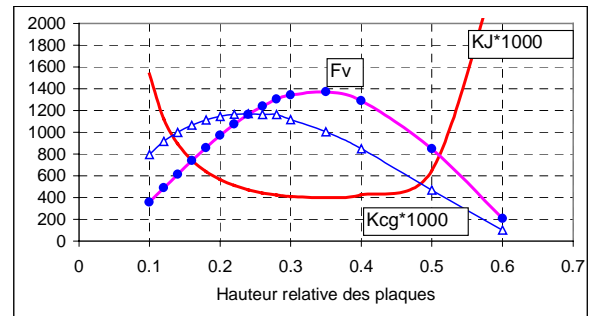


Fig. 10 : Influence de la hauteur relative des plaques

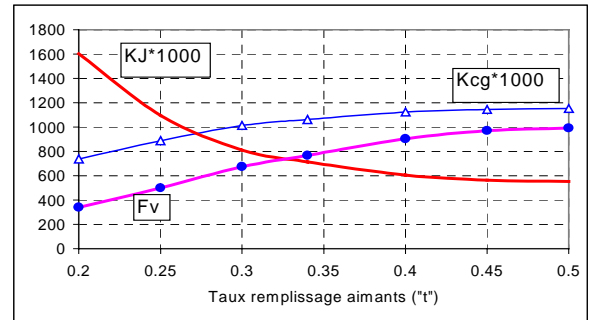


Fig. 11 : Influence du taux de remplissage des aimants (0.5 : aimants jointifs)

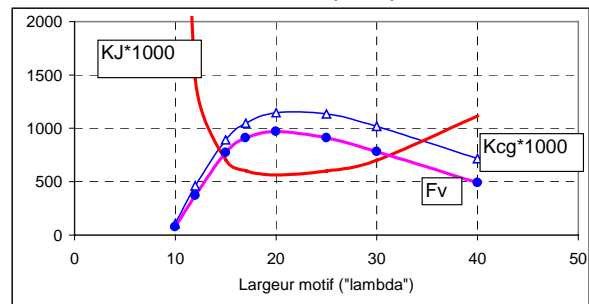


Fig. 12 : Influence de l'épaisseur relative du motif

3) Optimisation :

L'étude paramétrique nous a permis d'analyser l'influence des paramètres géométriques sur les performances de l'actionneur notamment en termes de sensibilité et de couplage. Nous avons recherché ensuite la géométrie optimale de l'actionneur qui maximise l'effort volumique pour un cahier des charges donné et prenant en compte cette fois-ci les contraintes mécaniques liées à la réalisation des pièces, à leur rigidité et à leur assemblage.

Pour cela, nous avons effectué une optimisation de la géométrie pour chaque nombre de plaques, les paramètres géométriques précédemment considérés étant variables à l'exception de la largeur des plots ($s=0.95$) et du taux de remplissage des aimants ($t=0.45$) vu leur très faible couplage avec les autres grandeurs (voir figure 13).

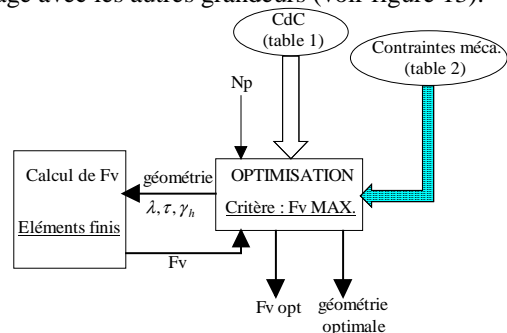


Fig. 13 : Organigramme d'optimisation

Pour un exemple de contraintes mécanique donné à la table 2 et compte tenu du même cahier des charges imposé précédemment (voir table 1), les résultats d'optimisation obtenus avec et sans contraintes mécaniques sont donnés aux figures 14, 15a et 15b.

Désignation	Valeurs
Hauteur des plaques mobiles (mm)	≤ 36
Epaisseur des plaques mobiles (mm)	≥ 8
Pas dentaire (mm)	≥ 12
Epaisseur des aimants (mm)	$\leq 10, \geq 4$

Table 2 : Exemple de contraintes mécaniques

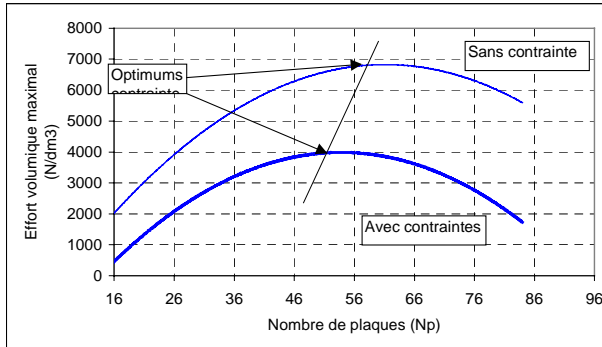


Fig. 14 : Force volumique MAXIMALE (N/dm³) en fonction du nombre de plaques (pour $s=0.95$, $t=0.45$)

Ces résultats montrent ainsi d'une part que la force volumique maximale dépend du nombre de plaques N_p et qu'il existe une valeur optimale de N_p qui donne le meilleur compromis entre le nombre de surfaces d'entrefer et la densité surfacique d'effort. D'autre part, cette valeur optimale est intimement liée aux contraintes mécaniques imposées. Quant aux paramètres géométriques, leur valeur optimale, sans et avec contraintes est précisée sur les figures 15a et 15b en fonction du nombre de plaques.

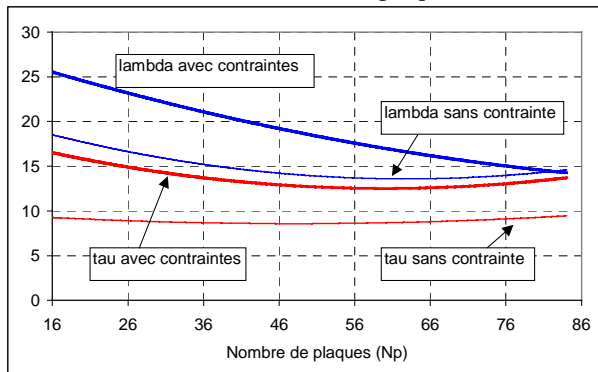


Fig. 15a : Paramètres géométriques optimaux en fonction du nombre de plaques (pour $s=0.95$, $t=0.45$)

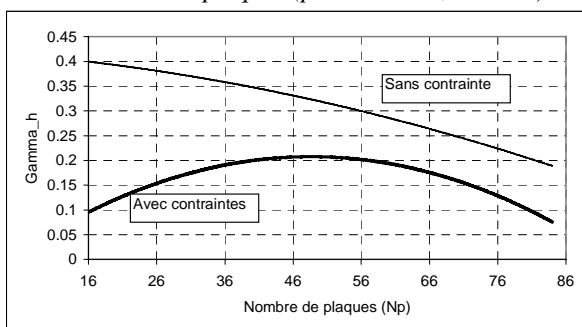


Fig. 15b : Hauteur normalisée OPTIMALE des plaques (pour $s=0.95$, $t=0.45$)

C. Dimensionnement

Le pré-dimensionnement que nous venons de décrire brièvement nous a permis de déterminer la géométrie optimale de l'actionneur en vue de maximiser l'effort volumique à pertes Joule données. Cette étude correspond à une première étape dans le dimensionnement. Une fois les grandeurs principales définies, nous avons effectué un dimensionnement plus précis tenant compte cette fois-ci de l'échauffement, de la désaimantation, de la saturation et des contraintes liées à l'électronique d'alimentation et celles liées aux aspects mécaniques afin de vérifier précisément la pertinence de la géométrie retenue et d'en modifier certains paramètres (épaisseur culasse, ...) le cas échéant.

Concernant les aspects mécaniques, il a été tout d'abord nécessaire de définir des modes d'assemblage des différents modules compte tenu des problèmes fondamentaux de guidage. L'architecture globale retenue est une architecture dite à « 4 côtés actifs » (voir figures 16). Par un dispositif adéquat, chaque plaque mobile est auto-centrée permettant ainsi d'assurer un jeu mécanique quasi-constant le long de la plaque.

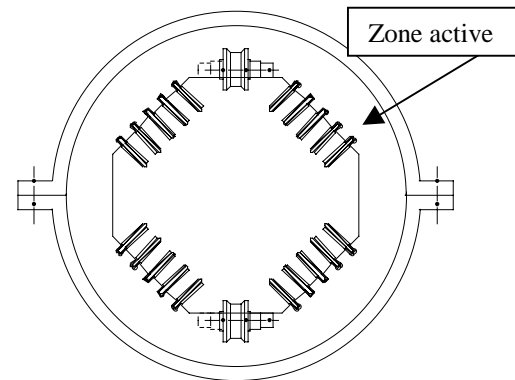


Fig. 16 : Concept d'assemblage de la chemise (Conception Radio-Energie)

Concernant le bobinage, celui-ci est surmoulé par une résine composite permettant une très bonne conduction thermique entre le bobinage et le système de refroidissement à eau. Rappelons que ce dernier est directement intégré dans le bobinage assurant un refroidissement efficace et une bonne protection thermique des aimants.

Un modèle thermique a été alors développé à partir d'essais effectués sur une maquette refroidie à eau. Le modèle identifié tient compte de la géométrie de l'actionneur et du système de refroidissement proprement dit (technique de réalisation, couplage au bobinage, débit eau, ...). Ce modèle multi-nodal permet, en régime stabilisé, de déterminer la température du bobinage et celle des aimants.

Concernant l'aspect dimensionnement, notons que la modélisation électromagnétique précise des structures polyentrefer nécessite une approche combinée *éléments finis - schéma réductant*. En effet, ces structures imposent, par définition, un fractionnement important de la zone active. Cette dernière est donc composée d'une multitude de motifs élémentaires identiques et de dimension très faible devant les dimensions globales de la machine. Un maillage complet de la machine serait par conséquent prohibitif aussi bien en taille mémoire qu'en temps de calcul. Une approche combinée permet une modélisation fine par éléments finis du motif élémentaire et une modélisation souple par schéma réductant non-linéaire des parties collectrices de flux [5 - 7].

Le calcul des performances s'effectue à partir du calcul du cycle de conversion représenté dans le plan flux/ampères-tours. Ce calcul est réalisé suivant l'algorithme de la figure 17. Dans cet algorithme, les données géométriques initiales sont celles obtenues à partir du pré-dimensionnement décrit au chapitre B-1.

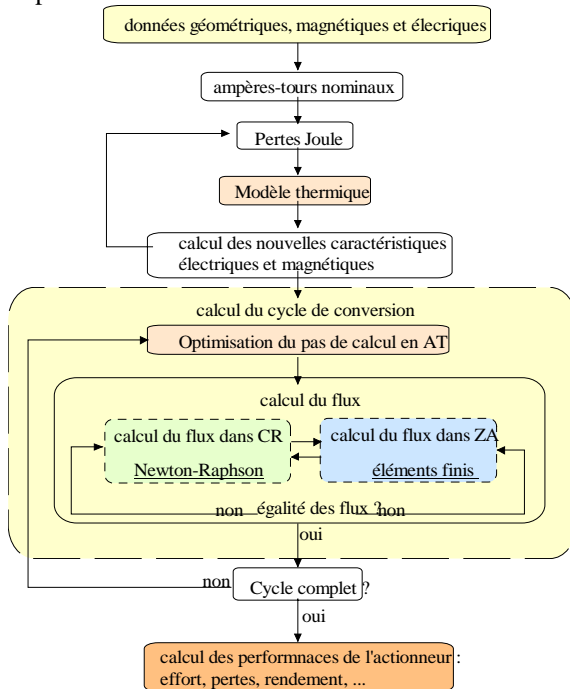


Fig. 17 : Algorithme de dimensionnement des structures polyentrefers (CR : circuit de retour, ZA : zone active)

A titre d'exemple, nous indiquons à la table 3 quelques résultats obtenus pour le cahier des charges et les contraintes précédemment données (tables 1 et 2).

Désignation	Valeurs
Force (N)	100 000
Pertes Joule totales (kW)	17.5
Nombre de plaques mobiles	24
Volume TOTAL (dm ³)	77.3
Nombre de couches du refroidisseur nécessaire	2
Perméance (μH)	0.11
Résistance spécifique (μohm)	4.1
Flux par spire maximal dû aux aimants (mWb)	2.5
Ampère-tours crêtes (kAt)	53.6
Elévation de température du bobinage (°C)	70

Table 3 : Exemple de résultats obtenus

IV- CONCLUSION

Une solution originale permettant d'accroître les performances volumiques des actionneurs synchrones est la multiplication des surfaces d'entrefer associée à des bobinages globaux. Un exemple d'actionneur linéaire multi-plaques basé sur ce principe est présenté dans cet article. Une première modélisation simplifiée a été tout d'abord effectuée. Celle-ci a permis de réaliser une optimisation aisée à partir d'un cahier des charges imposé exprimé notamment en termes poussée moyenne et de pertes Joule souhaitées, de jeu mécanique admissible et de type de matériaux utilisé et prenant en compte certaines contraintes mécaniques. Les résultats ont montré qu'il existe une configuration optimale (géométrie et nombre de plaques)

pour laquelle la force volumique est maximale. Cette configuration et ses performances sont cependant intimement liées au CdC et aux contraintes mécaniques imposés. A titre d'exemple, pour $P_J=15$ kW, $\bar{F}_T=100$ kN (soit un rapport de 0.15 W/N), $E=1$ mm et des aimants terre-rare, la force volumique maximale théorique sans contrainte mécanique est de $\bar{F}_v=7000$ N/dm³ pour 60 plaques mobiles. Elle n'est que de 4000 N/dm³ pour 50 plaques dans le cas avec contraintes.

La géométrie optimale obtenues a été ensuite utilisée comme base pour un calcul plus précis des performances de l'actionneur prenant en compte cette fois-ci les non linéarités magnétique et thermique ainsi que certaines contraintes liées à la faisabilité technique compte tenu de l'architecture retenue. Les résultats obtenus sont sensiblement proches de ceux déterminés par le pré-dimensionnement.

Il faut cependant noter que bien que cette étude ait montrée l'intérêt de ce type de topologie, néanmoins il reste à en valider la faisabilité technique.

Ainsi, le travail restant à effectuer consiste en :

- la prise en compte des pertes magnétiques et du critère « facteur de puissance » dans l'optimisation de l'actionneur ;
- l'expérimentation d'une maquette (dont les caractéristiques sont celles de la table 3) qui est en cours de réalisation par Radio-Energie.

REMERCIEMENTS

Les auteurs remercient M. AMIET de la DGA pour son soutien financier et MM. MARTIN et BOUALEM de la société Radio-Energie pour leur collaboration technique sur les aspects de la réalisation mécanique et thermique.

REFERENCES

- [1] Rioux C. « Théorie générale comparative des machines électriques établie à partir des équations du champ électromagnétique ». R.G.E. - mai 1970, N°5, pp.415-421.
- [2] Ben Ahmed H., Prévond L., Multon B., Salamand B., Lucidarme J. « Special Synchronous Linear Actuators : Structures and Performances », Revue Electromotion, 1998.
- [3] Amiet M., Lucidarme J. « Accélérateur ou actionneur linéaire », Brevet Français, déposé par l'Etat, N° 95 15703, Décembre 1995.
- [4] Cavarec P.E., Ben Ahmed H., Multon B., Prévond L. « Advantage of Increasing the Number of Airgap Surfaces in Synchronous Linear Actuators », Symposium Electromotion'01, juin 2001, Bologna (Italy), pp.: 251-256.
- [5] Prévond L., Ben Ahmed H., Multon B., Lucidarme J. « Méthode de pré-détermination des caractéristiques électromagnétiques de machines à bobinage global à commutation de flux », JP III, Juin 1997, pp.: 1307-1330.
- [6] Prévond L., Ben Ahmed H., Lucidarme J., Lesobre A. « Multi-airgap Permanent Magnet Linear Actuator », ICEM'98, september 1998, Istanbul (Turkey), pp.: 276-281.
- [7] Amouri A., Rioux C., Lucidarme J., Desesquelles P.F., Ben Ahmed H. « Longitudinal Field Multi-airgap Linear Reluctance Actuator », IMACS symposium MCTS Lille, avril 1991, vol. 1, pp.: 214-220.