



HAL
open science

Les actionneurs électromagnétiques : quels choix pour la robotique ?

Hamid Ben Ahmed, Bernard Multon

► **To cite this version:**

Hamid Ben Ahmed, Bernard Multon. Les actionneurs électromagnétiques : quels choix pour la robotique ?. Journées Nationales de Recherche en Robotique 2007, Oct 2007, OBERNAI, France. 11p. hal-00676126

HAL Id: hal-00676126

<https://hal.science/hal-00676126v1>

Submitted on 3 Mar 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.

Les actionneurs électromagnétiques : quels choix pour la robotique ?

H. BEN AHMED, B. MULTON
 SATIE, ENS Cachan, Bretagne, UEB
 Avenue R. Schuman, Campus de Ker Lann
 F35170 Bruz
nom@bretagne.ens-cachan.fr

Résumé - A partir d'une classification descriptive des actionneurs électromagnétiques et d'un formalisme simplifié de calcul de leurs performances, les auteurs tentent, dans cet article, de dégager et de comparer différentes solutions, industrielles ou en développement, d'entraînement linéaires et tournants aussi bien directs et qu'indirects. En particulier, les rendements, les performances massiques et dynamiques sont analysées à partir des lois de similitude et validées par des caractéristiques de machines électriques réelles. Enfin, les aspects convertisseur-machine et leur incidence sur le choix du type d'entraînement seront aussi abordés.

Mots-clé - Actionneur rotatif, actionneur linéaire, poussée, couple, couple massique, accélération, fonctionnement en défluxage.

I. INTRODUCTION

Avant de nous intéresser plus précisément aux convertisseurs électromagnétiques (EM), examinons, plus généralement, les domaines de performances des entraînements électromécaniques et électro-hydrauliques à travers quelques exemples d'actionneurs industriels ou au stade de la recherche et développement [6].

Considérons la puissance volumique développée par un actionneur donné. Celle-ci peut, d'une manière générale, s'écrire :

$$\frac{P}{V_a} = \left(\frac{F}{S_a} \right) \cdot \left(\frac{v}{\ell} \right) \quad (1)$$

où F est la force moyenne motrice, S_a la surface active (surface d'interface entre la partie fixe et la partie mobile, siège des échanges d'énergie et des forces), v la vitesse de déplacement de la partie mobile, ℓ est une dimension caractéristique de l'actionneur de volume actif V_a .

En utilisant l'expression (1), on peut qualitativement comparer les performances intrinsèques de différentes technologies d'entraînement dans le plan *pression-vitesse relative*. C'est ce qui est indiqué sur le diagramme de la figure 1 [6].

Ce diagramme montre ainsi, que pour les entraînements électromagnétiques (EM), la puissance volumique générée est de l'ordre de 100 MW/m^3 , pour des vitesses relatives de 10^2 à 10^3 s^{-1} . Les pressions magnétiques obtenues sont de l'ordre de quelques N/cm^2 . Dans les entraînements hydrauliques, bien

que bénéficiant des possibilités d'obtention de pressions élevées (100 à 1000 fois supérieures), la limitation en vitesse relative (quelques s^{-1}) ne permet pas d'obtenir des puissances volumiques très importantes. Ces dernières sont en effet de même ordre de grandeur que celles des systèmes EM.

Signalons cependant que ce diagramme ne tient pas compte des effets d'échelle éventuels liés aux types de convertisseurs. Il ne tient pas compte non plus des volumes nécessaires pour obtenir les grandeurs physiques nécessaires (champ magnétique, pression hydraulique, etc...). C'est ce que nous allons examiner dans la suite de cet article en nous intéressant particulièrement aux actionneurs linéaires électromagnétiques directs (sans transmission mécanique : engrenages par exemple) et indirects après un bref rappel du principe de conversion et des topologies existantes.

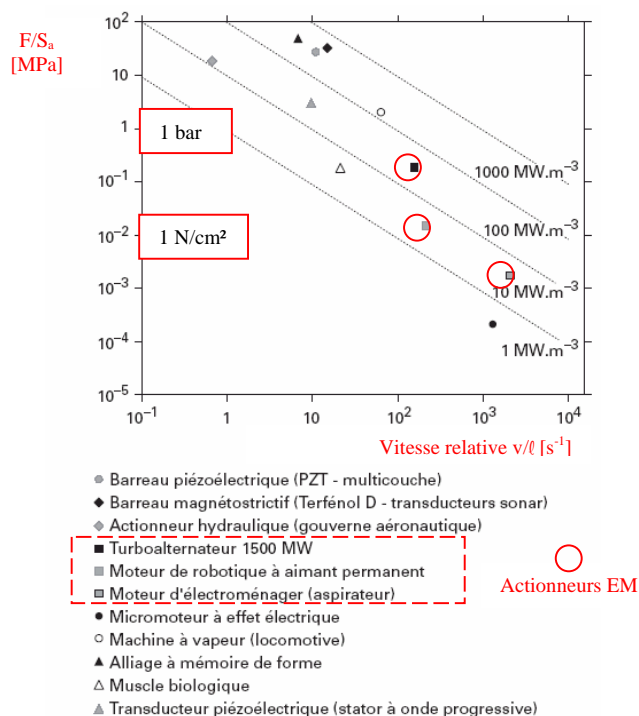


Fig. 1. Ordres de grandeurs des efforts surfaciques et des vitesses relatives pour quelques technologies de convertisseurs électromécaniques [6]

II. ENTRAINEMENTS ELECTROMAGNETIQUES

Principe

Un convertisseur électromécanique d'énergie, indépendamment de son architecture, est un système dans lequel le transfert de puissance électrique-mécanique (en fonctionnement moteur) est réalisé à partir d'une conversion intermédiaire électromagnétique. D'une manière schématique (voir fig. 2), la magnétisation du système, en particulier celle de l'entrefer, est réalisée à travers deux types de sources magnétiques. La première, l'induit, est qualifiée de source de puissance (bobinages permettant le transfert de puissance, la puissance moyenne transmittant correspond alors, aux pertes près, à la puissance mécanique). La seconde, l'inducteur, est dite également d'excitation (bobinée, à aimants, ...). Dans le cas d'une excitation bobinée, la puissance absorbée se limite aux pertes par effet Joule dans le bobinage.

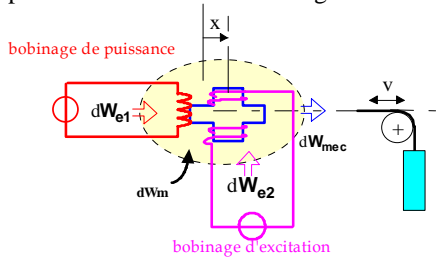


Fig. 2. Schéma de principe de conversion électromagnétique à deux sources magnétiques

La force générée à l'origine du déplacement de la partie mobile est liée à la variation de son énergie magnétique par rapport au déplacement. Ainsi, pour un déplacement x_j (rotation ou translation), la force généralisée (respectivement couple ou force) correspondante peut s'écrire [6, 7] :

$$F_j(x_j) = \frac{\partial W_m}{\partial x_j}$$

La valeur moyenne de la force magnétique générée est donc égale au rapport de l'énergie ΔW_m convertie sur un cycle et la période mécanique de conversion 2τ :

$$\bar{F} = \frac{\Delta W_m}{2\tau} \quad (2)$$

Pour un régime non-saturé, on peut aisément mettre en évidence l'expression de la pression magnétique tangentielle moyenne de la force générée :

$$\sigma_t = K \bar{B}_{fMax} \cdot A_{Leff} \cos(\psi) \quad (3)$$

Dans cette expression, \bar{B}_{fMax} est la valeur crête de l'induction moyenne sous un pôle créée par l'inducteur, A_{Leff} est la densité linéique de courant d'induit qui correspond également à la composante tangentielle du champ magnétique générée par l'induit. La valeur de cette dernière est directement liée aux ampères-tours totaux d'induit et à sa longueur active (dans le plan du déplacement) :

$$A_{Leff} = \frac{nI_{Max} \sqrt{2}}{\ell}$$

L'angle ψ , dit angle d'autopilotage, correspond au déphasage du courant d'induit et de la force électromotrice (FEM) générée aux bornes d'une phase.

Le facteur K dépend de la forme du courant d'alimentation et de la répartition des enroulements d'induit.

En considérant le cas académique de deux champs tournants idéaux, les conditions d'existence d'une force moyenne non-nulle sont (dans le cas une architecture tournante) :

$$\begin{cases} \omega_s = \omega_r + p\Omega \\ \psi = Cste \neq \pi/2 \end{cases} \quad (4)$$

où ω_s et ω_r sont respectivement les pulsations de courants statoriques et rotoriques. La vitesse de rotation du rotor est notée Ω .

Selon la façon dont sont réalisées techniquement ces deux conditions (4), on définit différentes catégories de machine.

La limite de conversion dans une machine électrique, notamment en terme de performances massiques, est souvent définie par l'échauffement toléré en régime thermique permanent. On montre que pour un refroidissement surfacique (en convection naturelle ou forcée, par air ou autre fluide), l'échauffement en régime permanent, dû aux seules pertes par effet Joule, peut se mettre sous la forme :

$$\Delta T \approx \frac{K_f \cdot \rho}{h} (A_L \cdot \delta) \quad (5)$$

où K_f est un coefficient de forme de la machine (proche de 1), lié également au lieu d'extraction des pertes ;

δ est la densité (surfacique) de courant dans les conducteurs du bobinage d'induit ;

ρ et h sont respectivement la résistivité du matériau conducteur et le coefficient d'échange thermique par unité de surface (en $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$).

Il en résulte une plage du produit $A_L \cdot \delta$ comprise entre 30 à 3000 A^2/mm^3 , selon les moyens de refroidissement mis en œuvre. Ainsi, les valeurs typiques de la densité de force obtenues sont comprises entre 0.1 N/cm^2 et 10 N/cm^2 . La valeur supérieure correspond aux systèmes à forts couples ou fortes poussées (en effet, l'effet d'échelle est favorable aux grandes dimensions).

Architectures

Les architectures de machines électriques ne sont limitées que par l'imagination des concepteurs. Bien que les machines électriques aient déjà près de 2 siècles d'existence, les nouveaux matériaux, l'électronique de puissance et de commande, les outils de simulation et surtout les nouvelles exigences et applications ont offert et offrent toujours des terrains exceptionnels à la créativité et à l'invention.

Bien que la diversité des machines soit très importante, il est possible, selon un certain nombre de critères structurels et fonctionnels pré-établis, de dégager une classification

relativement générique. L'une d'elle est proposée dans [8, 20, 22]. On limitera ici le propos uniquement aux grandes familles de machines électriques (les plus développées industriellement). La figure 3 schématise ces familles déclinées dans une version cylindrique tournante. Nous donnerons plus loin d'autres types d'architectures tournantes et en version linéaire.

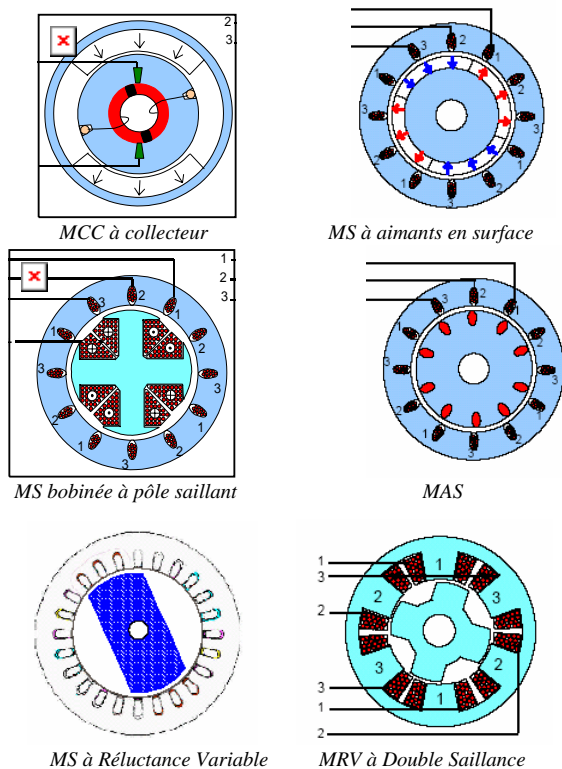


Fig. 3. Topologies de principe de machines tournantes à champ radial

La machine à collecteur mécanique (MCC), en particulier à inducteur à aimants, de par la facilité de son alimentation et de son contrôle (un simple hacheur 1, 2 ou 4 quadrants suffit) est le servomoteur ou moteur d'asservissement par excellence et a longtemps été considérée comme le moyen idéal d'entraînement à vitesse variable. Cette facilité d'alimentation est due à l'ingéniosité du collecteur mécanique : organe faisant office à la fois d'onduleur/redresseur de puissance et de capteur de position. « L'autopilotage » des courants d'induit (rotoriques) est ainsi rendu naturel. Les deux conditions citées précédemment sont ainsi satisfaites par ce fameux collecteur. Le MCC souffre cependant de deux inconvénients majeurs :

- le collecteur mécanique : usure, poussières, pertes par frottement, chute de tension au contact balais-collecteur, surdimensionnement axial
- l'induit est nécessairement tournant : forte inertie, pertes Joule principales concentrées au rotor et difficiles à évacuer.

La machine synchrone, quant à elle, est restée longtemps le générateur par excellence avant l'avènement de l'électronique

de puissance et de contrôle. Notons tout d'abord qu'en vitesse variable, la machine synchrone autopilotée est une MCC dont le collecteur mécanique (donc les deux fonctions onduleur/redresseur et capteur de position) a été « déportée » et confiée à un système électronique. La MS, en particulier à aimants, ne cesse d'étendre son champ d'application aussi bien en petite puissance qu'en moyenne et même forte puissance. Elle s'affranchit des inconvénients du collecteur mécanique au détriment d'une complexité accrue de son alimentation électronique. Elle est aujourd'hui à la base des systèmes d'entraînement les plus performants en terme de rendement, de masse et de performances dynamiques.

La machine asynchrone à rotor à cage (ou machine à induction) tient son avantage dans la simplicité de réalisation de la condition (4) sur les fréquences. La robustesse et le faible coût de son rotor à cage, les vitesses périphériques limites élevées, les possibilités d'alimentation directe par le réseau (sans contrôle de vitesse) ou le fonctionnement à vitesse variable à partir d'une alimentation électronique (éventuellement sans capteur de position) font de la machine à induction l'une des plus employées lorsque les exigences de performances ne sont pas trop sévères (en particulier sur le compromis rendement/masse). Signalons cependant que comme pour la MCC, le rotor est le siège de pertes Joule élevées et difficiles à évacuer.

Les machines à réductance variable MRV (de type synchrone ou à double saillance) nécessitent un autopilotage comme les machines synchrones (il s'agit en fait de la même grande famille). Elle présentent l'avantage majeur d'un rotor entièrement passif (sans bobinage, ni aimant) autorisant notamment des vitesses périphériques importantes. Les MRV synchrones offrent des performances intéressantes seulement avec des structures de rotor complexes (axialement laminées) ce qui a, jusqu'ici, limité leur champ d'applications. En revanche, les MRV à double saillance, très simples de réalisation, restent très attractives à condition que les contraintes sur le bruit acoustique et les ondulation de couple ne soient pas trop fortes.

Avant de clore cette très brève description, signalons que ce que l'on appelle vulgairement les moteurs pas-à-pas (MPP) [41] sont des moteurs de la famille des machines synchrones (avec des structures électromagnétiques spécifiques) fonctionnant en boucle ouverte (sans autopilotage) ce qui réduit sensiblement la robustesse de leur contrôle surtout si la charge varie dans des proportions importantes, et ce qui augmente leur consommation d'énergie. Nous ne retiendrons pas les MPP lorsqu'il s'agit de réaliser des entraînements performants.

En conclusion, les machines synchrones autopilotées, en particulier à aimants, sont sans nul doute les plus performantes en terme de rendement, de masse et de performances

dynamiques, ce qui leur confère la meilleure position dans le domaine de la robotique. C'est donc naturellement vers ce type d'entraînement que nous allons ensuite focaliser notre propos.

III. ENTRAÎNEMENTS ROTATIFS

Nous ne considérons ici que les entraînements à base de machines tournantes cylindriques, les architectures discoïdes ne seront que rapidement évoquées au début de ce chapitre., leur principal intérêt étant de permettre de bonnes performances lorsque le rapport diamètre sur longueur (axiale) est très faible. En effet, le couple électromagnétique pour une machine discoïde, s'exprime en fonction la pression tangentielle comme suit :

$$C = \sigma_t (\bar{R}_e)^2 \Delta R \quad (6)$$

où \bar{R}_e est le rayon moyen d'entrefer, ΔR est la « hauteur » radiale de la zone active d'entrefer.

Le couple volumique (volume actif) s'écrit alors :

$$\frac{C}{V_a} = \sigma_t \left(\frac{\bar{R}_e}{L} \right) \quad (7)$$

où L est la longueur axiale.

Ainsi, le couple et le couple volumique est d'autant meilleur que le rapport \bar{R}_e/L est élevé.

Sur les deux figures ci-dessous sont schématisées deux machines discoïdes. La première est mono-entrefer. La longueur axiale est d'autant faible que le nombre de paires de pôles est élevé (machine couple). On peut ainsi disposer de plusieurs modules mono-entrefer (cf. figure 4) permettant d'occuper efficacement l'encombrement alloué et donc d'obtenir des couples volumiques à basse vitesse (quelques tr/s) très élevés. Cette dernière disposition a notamment été proposée à la fin des années 1990 par la société Jeumont Industrie pour différentes applications (propulsion navale : 10 MW, aérogénérateur : 750 kW).

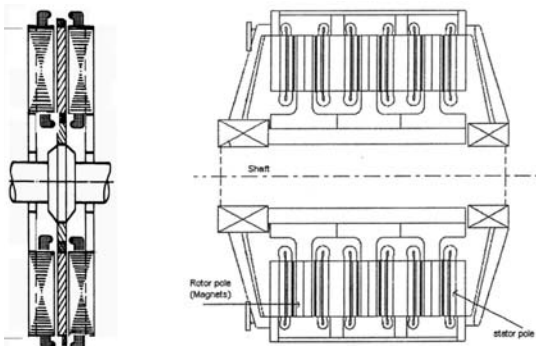


Fig. 4. Machine discoïdes à aimants : mono-disque (a) et polydisques (b) [Jeumont]

Intéressons nous maintenant aux architectures cylindriques. Le couple dans ce cas s'écrit :

$$C = \sigma_t \cdot 2\pi \cdot R_e^2 \cdot L \quad (8)$$

où R_e est le rayon d'entrefer et L la longueur active.

Le couple ramené à la cylindrée rotorique peut donc s'écrire simplement :

$$\frac{C}{V_r} = 2\sigma_t \quad (9)$$

Si l'on admet que l'induction d'excitation peut être imposée, voisine de l'induction à saturation du CM, quelle que soit la dimension de la machine (ici à aimant), et en considérant un refroidissement surfacique, alors on montre [39] que l'évolution théorique du couple massique à nombre constant de paires de pôles s'écrit :

$$\begin{cases} \frac{C}{M_a} \propto C^{1/7} \\ p \propto Cste \end{cases} \quad (10)$$

La figure ci-dessous donne, pour la série NX de chez Parvex (machines synchrone à aimants NdFeB à 10 paires de pôles, cf. fig.6) l'évolution du couple massique en fonction du couple généré. A titre d'exemple, le couple ramené à la masse active est de 2.2 Nm/kg (1.2 Nm/kg par rapport à la masse totale) pour un couple de 10 Nm.

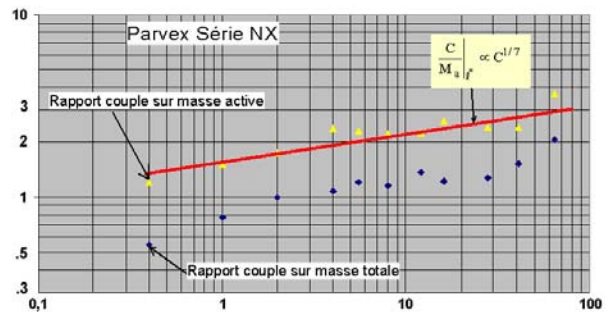


Fig. 5. Evolution du couple massique en fonction du couple des moteurs de la série NX de Parvex ($2p = 10$) [39]

Si maintenant nous considérons le cas où le nombre de paires de pôles croît proportionnellement au rayon de la machine (machines dites annulaires) alors le couple massique présente une évolution sensiblement plus favorable comparativement au cas précédent [39].

$$\begin{cases} \frac{C}{M_a} \propto C^{1/2} \\ p \propto C^{1/2} \end{cases} \quad (11)$$

Il faut noter cependant que pour ces machines sont généralement utilisées à très basse vitesse de rotation (moteurs appelés moteur-couple), ainsi fréquence électrique et pertes magnétiques restent inférieures à des valeurs raisonnables.

La figure 7 montre l'évolution du nombre de pôles et du couple massique (en refroidissement par air en convection naturelle) pour les moteurs de la série TMB du fabricant ETEL [18].

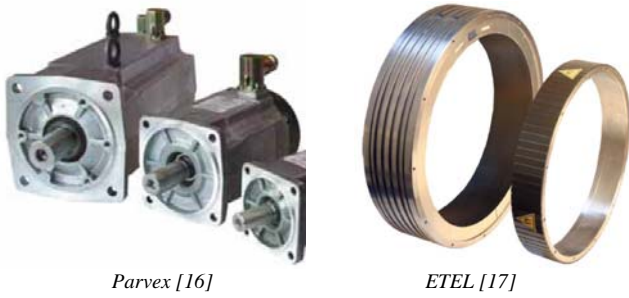


Fig. 6. Moteurs à aimants Parvex NX et ETEL TMB (annulaires)

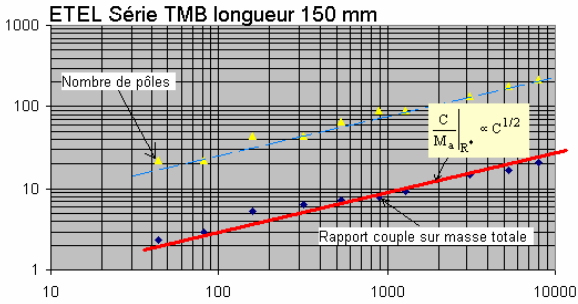


Fig. 7. Evolution du couple massique et du nombre de pôles en fonction du couple (refroidissement à air) de moteurs annulaires à aimants [39].

Dans ces moteurs, proposés en kit à intégrer, la masse totale (celle utilisée ici) est peu supérieure à la masse active car il n'y a ni arbre de transmission, ni flasques, ni roulements.

Il existe également des architectures, dites à couplages dentaires, intrinsèquement plus favorables aux couples massiques élevés. La figure 8 en présente un exemple, il s'agit d'une machine site TFM (Transverse flux Motor, développée notamment par le laboratoire du prof. Weh en Allemagne). C'est un moteur diphasé de 400 N.m ($\sigma_T = 12 \text{ N/cm}^2$) ; la masse active est de 14 kg (27 N.m/kg) et la masse totale est de 23 kg (17 N.m/kg), enfin le couple impulsional est de 600 N.m.

La figure 10 montre l'évolution du couple massique calculé ou extrapolé de ces moteurs TFM, en comparaison avec ceux des moteurs annulaires TBM d'EDEL

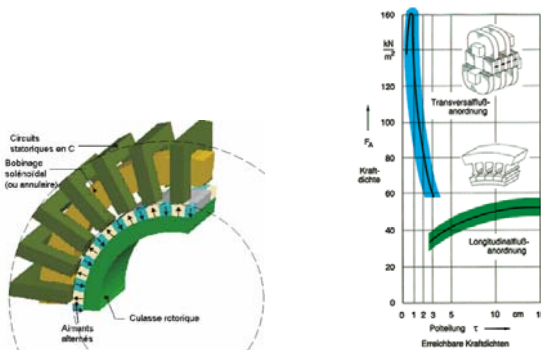


Fig. 8. Structure de base à couplage dentaire et bobinages globaux (partie d'une seule phase représentée), dessin extrait de [40].

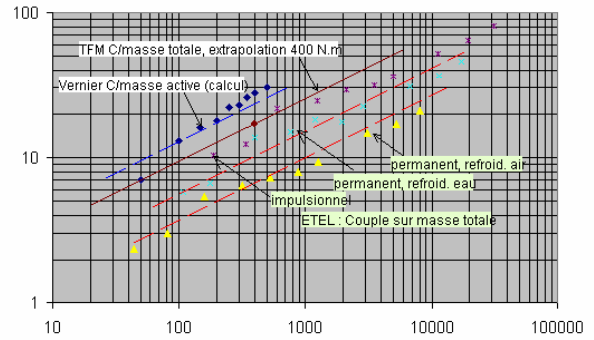


Fig. 9. Evolution du couple massique de moteur à fort couple massique (valeurs observées, calculées et extrapolées) [39]

A partir de cette brève analyse, nous venons de montrer que le couple massique des machines synchrones à aimants (c'est sensiblement le cas des autres types d'entraînement) croît avec la valeur du couple nominal, d'autant plus que l'on accepte des nombres de paires de pôles élevés. A partir de la même démarche, on montre également que le rendement d'une machine est d'autant meilleur que son couple nominal est élevé. Ceci implique donc que le fractionnement (en plusieurs sous-systèmes) d'un entraînement électromécanique est a priori moins en terme de compromis masse-rendement. Autrement dit, à rendement global donné, la masse M d'un seul moteur développant un couple total C donné, est inférieure à N fois la masse de N machines développant un couple C/N. Et à masse donnée, le rendement d'un système multi-poteurs décroît.

Toujours suivant la même procédure, on peut également s'intéresser aux performances dynamiques des machines. Nous limiterons cependant ici l'analyse à la seule capacité d'accélération à vide de la machine (égale au rapport couple/inertie).

L'inertie d'une machine « classique » (nombre de pôles constant) augmente plus vite que son couple, que le nombre de paires de pôles soit conservé ou non :

$$\begin{cases} J \propto C^{10/7} & \text{si } p \propto C^{\text{ste}} \\ J \propto C^{8/7} & \text{si } p \propto C^{1/2} \end{cases} \quad (12)$$

C'est ce qui est approximativement vérifié sur la figure 8 à partir des moteurs brushless à aimants terres-rares de Leroy-Somer.

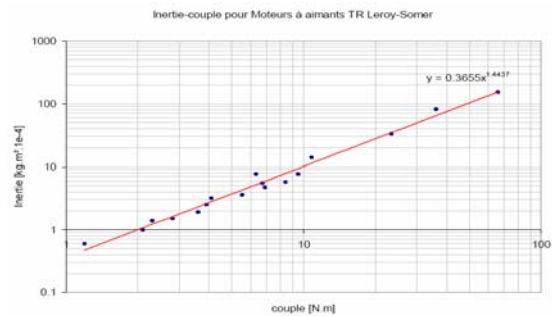


Fig. 10. Inertie en fonction du couple nominal des moteurs brushless à aimants terres-rares de Leroy-Somer (échelle log-log) [32]

La capacité d'accélération maximale (ici ramenée au couple nominal, sachant que l'on pourrait lui appliquer un facteur de crête pour prendre en compte le rapport couple crête sur couple nominal, autre critère de dimensionnement) décroît lorsque le couple nominal augmente. A l'inverse des critères couple massique rendement, le fractionnement est favorable vis à vis de la dynamique (en entraînement direct).

$$\begin{cases} C/J \propto C^{-3/7} & \text{si } p \propto Cste \\ C/J \propto C^{-1/7} & \text{si } p \propto C^{1/2} \end{cases} \quad (13)$$

Note sur l'entraînement rotatif indirect

La masse active d'une machine électrique étant imposée essentiellement par son couple nominal (et dans une moindre mesure par son couple crête), augmenter la vitesse de rotation entraîne donc, à puissance nominale donnée, la diminution de sa masse. On a alors souvent recours, pour les applications embarquées ou portables, à des systèmes indirects utilisant des démultiplicateurs de vitesse. Il faut cependant prendre garde à plusieurs points :

- La masse du réducteur augmente avec le rapport de réduction. Le gain en masse obtenu pour le moteur peut s'avérer plus faible que l'augmentation de la masse du démultiplicateur ;
- Il s'agit d'une pièce d'usure qui peut pénaliser la fiabilité dans certaines applications exigeantes ;
- Généralement, les démultiplicateurs tolèrent difficilement le cyclage (changement brutal de sens de rotation et à-coups de couple) ;
- Enfin, le rapport de démultiplication doit être adapté aux caractéristiques du moteur et de la charge. En effet, en négligeant l'inertie du démultiplicateur devant l'inertie de la charge J_{ch} et du moteur J , l'accélération angulaire maximale d'un tel système peut s'écrire :

$$\gamma_{opt} = \frac{C}{2\sqrt{J \cdot J_{ch}}} \quad (14)$$

Comme nous l'avons vu précédemment, l'inertie d'une machine augmentant plus vite que son couple, le choix d'une machine à plus fort couple n'engendre un gain en accélération que si le rapport de démultiplication a été soigneusement reconsidéré.

Nous venons d'analyser quelques unes des performances statiques et dynamiques des actionneurs synchrones à aimants sachant qu'il existe d'autres critères pouvant être pris en considération dans la conception et le choix d'un entraînement électrique.

A titre d'exemple, la figure ci-dessous montre les dimensions de machines différentes optimisées selon 4 critères différents : pertes Joule (rendement), volume aimants (coût), volume des parties actives (masse) et enfin une pondération de ces 4 critères.

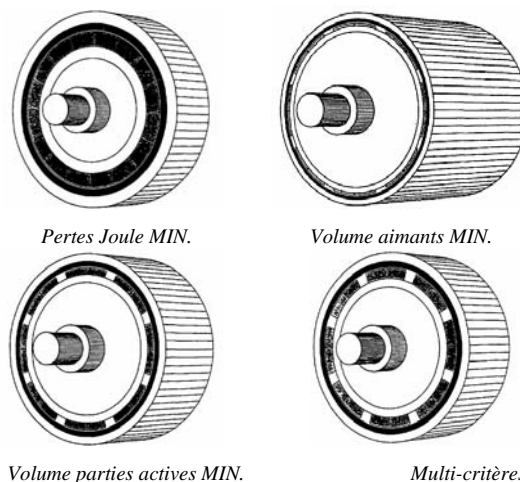


Fig. 11. Exemples de machine synchrones à aimants en surface optimisées selon différents critères [9]

IV. ENTRAINEMENTS LINEAIRES

Entraînements directs :

L'entraînement linéaire direct est aussi ancien que l'entraînement rotatif. Les différentes expériences réalisées depuis les années 1850 par les savants de l'époque (Arago, Tesla, Faraday, Ferraris, Van Depoele, Mershon, Zehden) ont concerné à la fois la mise en évidence des modes de conversion électromagnétique et de vrais systèmes pré-industriels, dont des actionneurs ou générateurs linéaires.

Comme le montre la figure 15, le moteur linéaire, utilisé pour l'actionnement direct, est un « simple » déroulement du moteur rotatif. De la même façon, il est parfaitement réversible du point de vue énergétique. Les modes et les conditions fondamentales de conversion électromagnétique, les moyens et principes d'alimentation ainsi que les modèles électriques équivalents sont rigoureusement identiques.

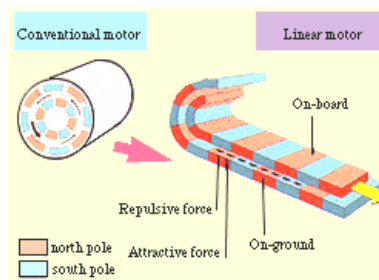


Fig. 12. Equivalence schématique entre un moteur tournant et un actionneur linéaire

Il subsiste cependant quelques différences de second ordre ou d'ordre technologique. On peut noter :

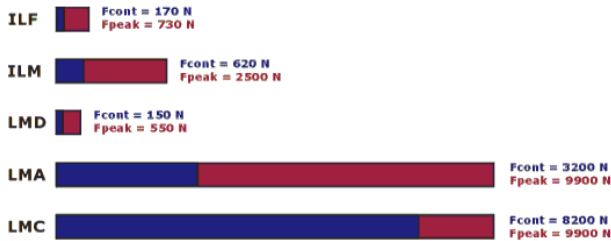
- les circuits magnétiques fixes et mobiles sont « ouverts » ou finis ;
- des effets d'extrémité suivant deux dimensions : celle du de déplacement (effets de longueur finie ou d'extrémité) et celle perpendiculaire dans le cas des architectures

planes (effet de largeur finie ou de bord, comme dans les machines tournantes). Ce dernier effet est inexistant pour les architectures tubulaires ;

- les forces magnétiques d'attraction (composantes normales) non compensées pour les structures planes et à une seule surface d'entrefer ;
- le débattement nécessairement limité conférant aux actionneurs linéaires un fonctionnement difficilement qualifiable de permanent (sauf sur une voie ferroviaire à propulsion magnétique pouvant être considérée comme quasi-infinie) ;
- un entrefer plus important du fait des difficultés de guidage ;
- un auto-refroidissement de l'induit moins performant en cas de vitesses de translation relativement faibles.

Plusieurs entreprises proposent aujourd'hui une large gamme d'actionneurs linéaires directs [2]. A titre d'exemple, nous donnons à la figure 17 la gamme d'actionneurs linéaires à aimants (force continue et force crête) fabriqués par ETEL (CH), l'un des leaders européens dans ce domaine.

Linear motors forces ranges



Série IL actionneurs à bobine mobile (autoportée). Série LM actionneurs « classique » à aimants permanents, mono-surface. Tous les actionneurs sont à refroidissement naturel sauf la série LMC (ref. à eau).

Fig. 13. Gamme d'actionneurs linéaire du fabricant ETEL (CH) (<http://www.etel.ch/linear>)

Il existe différentes architectures d'actionneur linéaires. On peut en particulier les distinguer via le nombre de degrés de liberté par exemple. Les figures suivantes donnent quelques exemples dans le cas d'un seul degré de liberté et de plusieurs degrés (rotation+translation ou translation plan).

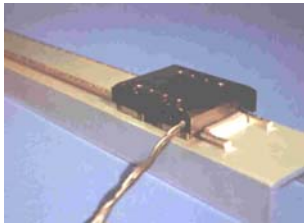


Fig. 14. Exemples d'actionneur linéaire à un degré de liberté (translation suivant un seul axe) (ETEL)

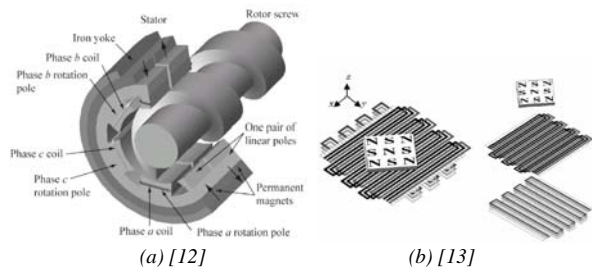


Fig. 15. Exemples d'actionneurs à plusieurs degrés de liberté : rotation+translation (a), actionneur plan (b).

Un autre critère de distinction réside dans la forme de la surface d'entrefer. En effet, la surface d'entrefer (surface d'interaction entre parties fixe et mobile) peut être **cylindrique** (actionneurs tubulaires) ou **plane** (voir figure 16). La partie mobile (« mover ») peut être **entourée** ou **entourante**. Enfin, dans le cas d'une surface plane, l'actionneur peut être à **une** seule ou encore à **deux** surfaces d'entrefer (structure dite en « U »). Dans le premier cas, il subsiste des composantes d'effort normales à la surface d'entrefer, non négligeables, pouvant atteindre des valeurs 100 fois supérieures à celles des composantes tangentielles utiles. Ces efforts, devant être supportés par le système de guidage, rendent ce dernier délicat et peuvent générer des pertes par frottements importantes. A l'inverse, dans le cas des structures en U ou tubulaires, la composante résultante des efforts normaux est assez bien compensée par un bon centrage.

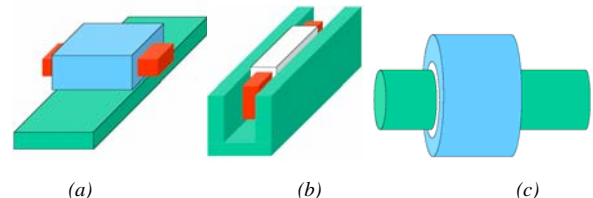


Fig. 16. Différentes architectures d'actionneur linéaires en fonction des formes de surface d'entrefer : (a) mono-surface plane, (b) bi-surfaces planes, (c) tubulaire

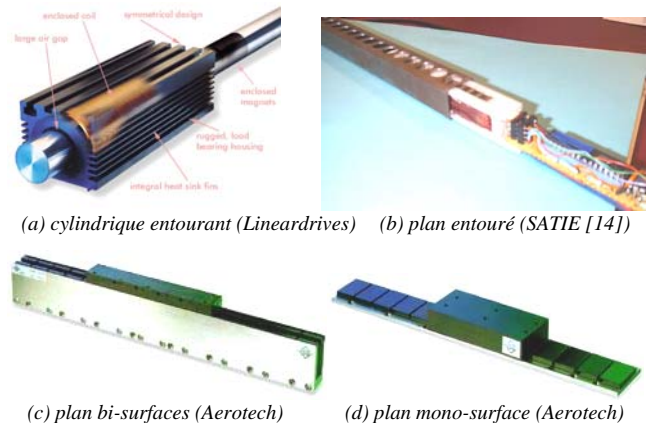


Fig. 17. Exemples d'architectures selon la disposition des surfaces d'entrefer.

Concernant les performances de ces différentes structures, nous avons reproduit à la figure 18, les résultats comparatifs issus d'une publication très intéressante de J.F. Gieras [1]. Ce graphique présente la pression tangentielle moyenne σ_t développée par divers actionneurs en fonction de la poussée nominale. L'influence du type de refroidissement sur les performances de l'actionneur y est également représentée. Il y est indiqué par ailleurs l'effet d'échelle sur la pression magnétique souligné précédemment.

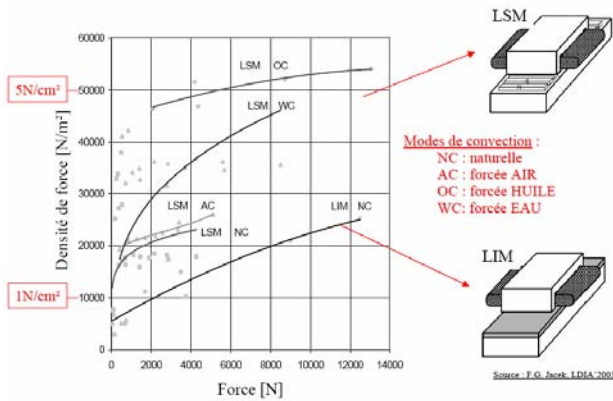


Fig. 18. Performances comparées dans le plan densité de force en fonction de la force de quelques actionneurs linéaires [1]

Dans le paragraphe suivant, comme pour les machines tournantes, nous allons analyser les performances typiques (poussée et accélération) des actionneurs linéaires à aimants. Pour cela, prenons le cas simple d'un actionneur de forme tubulaire (figure 16c). La valeur moyenne de la force (ou poussée) générée par un tel actionneur s'écrit à partir de la pression tangentielle magnétique :

$$F = \sigma_t \cdot 2\pi R_e L \quad (15)$$

où R_e est le rayon moyen d'entrefer et L la longueur active.

Dans les mêmes conditions que pour les actionneurs cylindriques tournants (induction d'excitation fixe et refroidissement surfacique), on montre que la force et la force volumique évoluent selon les dimensions caractéristiques que sont le rayon et la longueur active comme suit :

$$\bar{F} \propto L \cdot (R_e)^{3/2} \quad (16)$$

$$\bar{F}/V_a \propto (R_e)^{-1/2} \quad (17)$$

Bien qu'approximatives, ces deux relations mettent en évidence deux résultats intéressants :

- la force volumique est indépendante de la longueur active L de l'actionneur et décroît lorsque le rayon augmente ;
- la valeur moyenne de la poussée est proportionnelle à la longueur active L et au rayon d'entrefer. L'action sur L plutôt que sur R_e pour accroître l'effort s'avère donc être plus efficace.

En conclusion, la force volumique d'un actionneur linéaire est au mieux constante et indépendante de la force, à l'inverse des machines tournantes. On montre ainsi, par calcul et par l'analyse des actionneurs commercialisés, que pour un

refroidissement surfacique par convection naturelle, les poussées volumiques maximales obtenues sont comprises entre 300 et 600 N/litre.

Il existe un moyen structurel permettant de dépasser cette limite. Cela consiste, à même volume, en l'augmentation du nombre de surfaces d'entrefer. On aboutit ainsi au concept dit poly-entrefer. Cette disposition, bien que très complexe mécaniquement, permet d'accroître sensiblement les forces volumiques par rapport aux structures mono-entrefers classiques. Sur les figures 19a et 19b sont représentés deux exemples d'actionneurs polyentrefers à aimants permanents conçus au laboratoire SATIE.

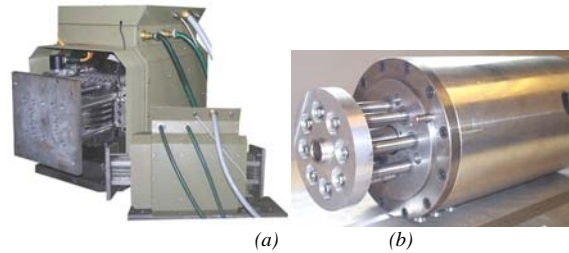


Fig. 19. Exemples d'actionneurs linéaires polyentrefers (SATIE) (a) : architecture multi-plaques [24], (b) : architecture multi-tiges 1000 N [11].

Dans cette disposition, on montre que la force volumique présente un effet d'échelle favorable [16] :

$$\bar{F}/V_a \propto (\bar{F})^{1/7} \quad (18)$$

Entraînements indirects

Pour formaliser quelque peu les différences entre un entraînement direct et indirect, prenons le cas d'un système vis-écrou et examinons tout d'abord ses performances statiques.

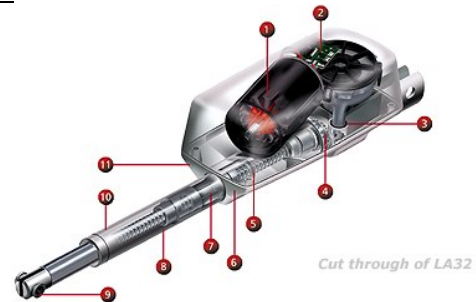


Fig. 20. Exemple de vérin électrique à prise indirecte – doc. Linak [2]

L'expression de la force exercée sur la charge linéaire en régime permanent peut s'écrire :

$$\bar{F} = C \cdot \eta_t \cdot k_t \quad (19)$$

où C est le couple du moteur tournant, $k_t = \Omega/v$ est le « facteur de transformation » de la transmission mécanique. Avec un système à vis sans fin, sa valeur est liée au pas de la vis τ_v :

$$k_t = \frac{2\pi}{\tau_v} \left(\frac{\Omega}{\Omega_v} \right) \quad (20)$$

η_t le rendement énergétique de l'ensemble vis-écrou et multiplicateur de vitesse (s'il existe), v , Ω et Ω_v sont respectivement les vitesses de translation de la charge, de rotation du moteur et de rotation de la vis.

Nous pouvons en déduire l'évolution de la force volumique du seul moteur tournant (donc **hors volume du système de transformation**) :

$$\frac{\bar{F}}{V_a} \propto (\bar{F})^{1/7} \left(\frac{\eta_t \Omega}{\tau_v \Omega_v} \right)^{6/7} \quad (21)$$

Minimiser le volume du moteur impose un pas de vis faible et/ou un facteur de démultiplication de vitesse élevé. On fera cependant attention à la dégradation du rendement et à l'augmentation du volume du système de transformation et de démultiplication qui résulte d'un accroissement du « facteur de transformation ». Enfin, l'accroissement de ce dernier entraîne, à vitesse de translation donnée (imposée généralement par le cahier des charges), l'augmentation de la vitesse de rotation Ω et donc l'énergie cinétique emmagasinée dans les parties tournantes. La valeur maximale de k_t est donc tributaire de la vitesse maximale de rotation admise par le moteur tournant.

L'accélération linéaire maximale a_{\min} , le couple minimal C_{\min} et le facteur de transformation optimal $k_{t_{opt}}$:

$$\begin{cases} a_{\max} = \frac{C}{2\sqrt{M \cdot J / \eta_t}} \\ C_{\min} = 2a \cdot \sqrt{M \cdot J / \eta_t} \\ (k_t)_{opt} = \sqrt{\frac{M}{J \cdot \eta_t}} \end{cases} \quad (22)$$

On notera qu'à la différence de l'accélération angulaire obtenue par un moteur tournant (proportionnelle au rapport C/J), l'accélération linéaire est proportionnelle à $\frac{C}{\sqrt{J}}$.

Maximiser les performances dynamiques de l'ensemble vis-écrou et démultiplicateur en fonction de la charge entraînée et du type de moteur utilisé revient donc à satisfaire la relation (23).

$$\frac{\left(\frac{\Omega}{\Omega_v} \right)}{\tau_v} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{M}{J \eta_t}} \quad (23)$$

Ce résultat indique clairement la supériorité en termes d'encombrement et d'accélération des systèmes à entraînement direct. Cette supériorité intervient au-delà d'une certaine valeur d'accélération, fonction notamment de la masse entraînée. Pour les très fortes accélérations et donc pour des valeurs d'effort élevées, la masse du « mover » devient prépondérante devant la masse entraînée.

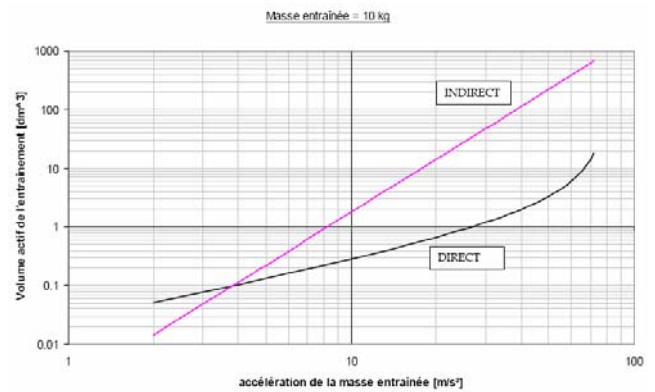


Fig. 21. Exemple de variation du volume actionneur en fonction de l'accélération maximale pour $M=10$ kg (volume système de transformation non pris en compte et pas de vis optimisé : $k_t=k_{t_{opt}}$)

V. ASPECTS CONVERTISSEUR-MACHINE

La maximisation des performances propres des machines électromagnétiques se fait souvent au détriment des contraintes sur le convertisseur statique qui doivent les alimenter. Le facteur de puissance des structures à hautes performances intrinsèques (couplages dentaires, polyentrefers...) est très faible. Ceci accroît, à tension de bus continu donnée, les courants commutés et par conséquent la masse et le coût du convertisseur statique.

S'ajoute à cette considération, la capacité de la machine à fonctionner sur une large plage de vitesse à puissance maximale constante (capacité au défluxage). Cette capacité permet donc d'élargir plus ou moins fortement l'étendue du fonctionnement à haute vitesse lorsque la puissance maximale requise reste constante (par exemple pour les broches de machines-outils).

Pour une machine à excitation bobinée à collecteur mécanique ou synchrone, le fonctionnement au-delà de la vitesse dite de base s'effectue par le maintien à une certaine valeur de la FEM inducteur quelle que soit la vitesse de rotation. Ceci est réalisé simplement par la diminution du courant inducteur proportionnellement à la vitesse.

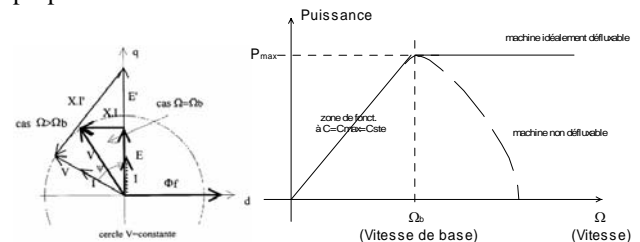


Fig. 22. Diagramme vectoriel pour deux vitesses de rotation (cas défluxage électronique) et caractéristiques typique puissance-vitesse

Dans une machine dont l'excitation n'est pas contrôlée telle que les machines à aimants permanents, le défluxage, dit électronique, consiste à agir sur l'angle d'autopilotage (déphasage FEM-courant). Ce mode de contrôle n'est réaliste

que dans les machines synchrones à collecteur électronique. Une partie du courant d'induit est alors utilisée pour générer un flux s'opposant au flux inducteur (réaction d'induit démagnétisante) de telle sorte que le flux résultant soit plus faible à forte vitesse.

La capacité de défluxage est donc liée à l'efficacité de démagnétisation de la réaction magnétique. Cette capacité est peut-être traduite sous forme d'un paramètre normalisé appelé réactance normalisée donnée par [42] :

$$r = \frac{L_d \cdot I_{\max}}{\Phi_{f \max}} \quad (24)$$

où L_d est l'inductance cyclique de la machine dans l'axe direct, I_{\max} est le courant maximal d'induit et $\Phi_{f \max}$ est le flux d'excitation maximal embrassé par une phase d'induit.

L'influence de ce paramètre sur la caractéristique de puissance maximale et le couple en fonction de la vitesse de rotation est donnée sur la figure 23. La variation nécessaire de l'angle d'autopilotage est représentée sur le graphique du bas de la figure.

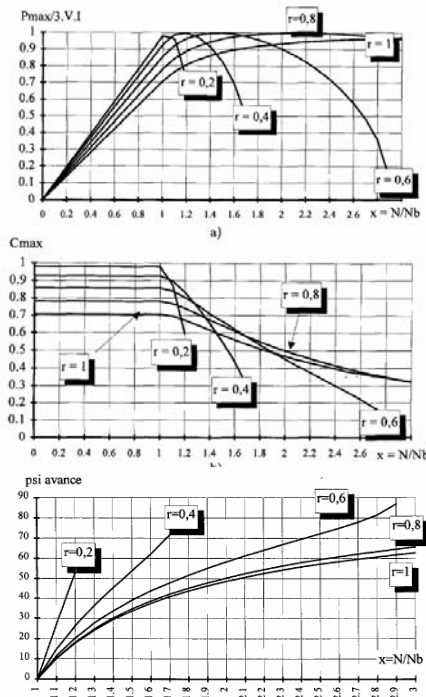


Fig. 23. Variations de la puissance maximale, du couple maximal et de l'angle d'autopilotage en fonction de la vitesse de rotation et pour différentes valeurs de RMI normalisée.

Il existe différentes structures de machines disposant intrinsèquement d'une grande capacité de défluxage. L'une d'elle, qui fait l'objet depuis quelques années de recherches, est la machine dite à double excitation. Il s'agit de combiner dans une même structure deux types d'excitation, l'une à aimants permettant de garantir des performances élevées (couple/masse et rendement) et l'autre bobinée permettant une

grande souplesse de défluxage par courant in,ducteur. En outre, ces machines permettent de focaliser le rendement maximal sur un point particulier, par exemple le plus sollicité.

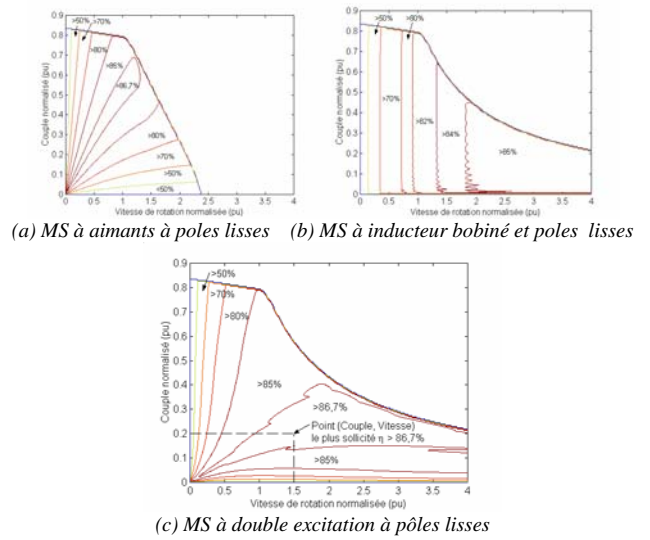


Fig. 24. Comparaison dans le plan couple-vitesse-rendement de trois machines synchrones [RI-14]

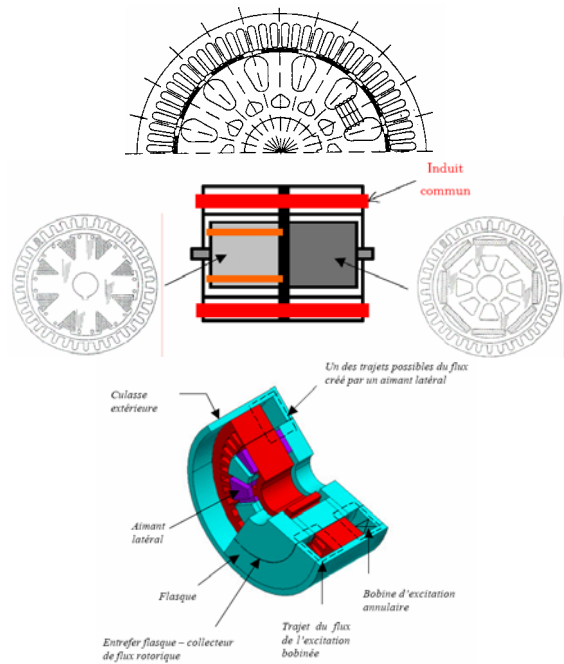


Fig. 25. Exemples de structures synchrones à double excitation

VI. CONCLUSION

Dans cet article, nous avons tenté de mettre en évidence les possibilités de performances, principalement, en terme de masse et d'accélération des machines électromagnétiques. Nous avons essentiellement considéré les machines à aimants permanents sachant qu'elles représentent, sans doute pour le domaine de la robotique, ce qui se fait de mieux. Les machines tournantes et linéaires ont été abordées mais

également leur utilisation en entraînements directs ou indirects. Nous avons mis en évidence le fait que les entraînements directs présentaient de meilleures potentialités dynamiques et que l'obtention de faibles masses (pour les machines tournantes) nécessitait des structures à très grand nombre de pôles. Hélas ces machines ne sont pas standardisées et nécessitent souvent des études spécifiques à chaque application, ce qui constitue évidemment un handicap de taille. Il faut également noter que si une telle étude est requise la possibilité d'intégrer la structure électromagnétique de conversion aux parties entraînées doit être envisagée. L'intégration est gage d'une plus grande qualité de conversion, notamment en ce qui concerne la précision et la fiabilité.

VII. BIBLIOGRAPHIE

- [1] **J. F. Gieras** : « Status of linear Motors in the United States », 4th Int. Symp. on Linear Drives for Industry Application (LDIA), September 2003, Birmingham (UK).
- [2] **A. Cassat, N. Corsi, R. Moser, N. Wavre** : « Direct linear drives : Market and Performance Status », 4th Int. Symp. on Linear Drives for Industry Application (LDIA), Sep. 2003, Birmingham (UK).
- [3] **O. Hörmann**, « Linear Direct Drives : Dynamic, Economics, Innovative », Intelligent Motion, June 1993 proceedings. pp. 82-87.
- [4] **T. Azukizawa** : « Status of linear drives in Japan », 4th Int. Symp. on Linear Drives for Industry Application (LDIA), September 2003, Birmingham (UK).
- [5] **A. Sagansan, S. Boyer**, « Les actionneurs électriques et l'aéronautique », Colloque CEMD, ENS Cachan, 4 février 1999, pp.135-141.
- [6] **B. Nogarede** : « Machines tournantes : conversion électromécanique de l'énergie », Techniques de l'Ingénieur, D 3 410.
- [7] **D.A. Staton., R.P. Deodhar, W.L. Soong., T.J.E. Miller**, « Torque prediction using the flux-mmf diagram in AC, DC and reluctance motors ». Proceedings IEEE trans. on Ind. Appl., vol. 32, Jan./Feb. 1996, pp.180-188.
- [8] **P.E. Cavarec, H. Ben Ahmed, B. Multon, M. Antunes** : « Actionneurs électromagnétiques : classification topologiques », Techniques de l'Ingénieur, D3 412, fev. 04.
- [9] **B. Nogarede** : « Machines tournantes : principes et constitution », Techniques de l'Ingénieur, D 3 411, nov. 00.
- [10] **D. Matt, J.F. Llibre**, « Performances comparées des machines à aimants et à réluctance variable. Maximisation du couple massique ou volumique », JPIII, octobre 1995, N° 5, pp.1621-1641.
- [11] **P.E. Cavarec** : « Conception, modélisation et optimisation des actionneurs polyentrefers à bobinages globaux : application aux structures linéaires multi-tiges », thèse de doctorat de l'ENS Cachan (SATIE), nov. 2002 (téléchargeable sur le site de l'ENS-bretagne).
- [12] **A. Dos Santos** : « Transverse flux linear motor leading to a tubular configuration », 4th Int. Symp. on Linear Drives for Industry Application (LDIA), Sept. 2003, Birmingham (UK).
- [13] **H. Ohsaki** : « Electromagnetic characteristics of a coreless surface motor using Halbach permanent magnet », 4th Int. Symp. on Linear Drives for Industry Application (LDIA), September 2003, Birmingham (UK).
- [14] **H. Ben Ahmed, B. Multon, L. Prévond, J. Lucidarme**, « Actionneur linéaire intégré pour application domotique », Revue 3E.I, N°21, juin 2000.
- [15] **A.G. Jack et al.**, « Permanent-Magnet Machines with Powder Iron Cores and Prepressed Windings », IEEE Trans. On Industry app., vol. 36, N°4, july/august 2000, pp.1077-1084.
- [16] **P.E. Cavarec, H. Ben Ahmed, B. Multon** : « Force density improvements from increasing their number of airgap surfaces in synchronous linear actuators », Revue IEE proc. Elec. Power Appl., vol. 150, N° 1, January 2003, pp.106-116.
- [17] **H. Ben Ahmed, P.F. Desesquelles, J. Lucidarme**, « Méthode semi-numérique de pré-dimensionnement des machines à aimants permanents et à bobinage global », Journal de Physique III, octobre 1995, pp : 703-725.
- [18] **B. Multon, J. Bonal** : « Entraînements électromécaniques directs : diversité, contraintes et solutions », Colloque CEMD, ENS Cachan, 4 février 1999, pp.1-14.
- [19] **R. Affouard**, « Vérins hydrauliques », Techniques de l'Ingénieur, B6 040.
- [20] **E. Favre, C. Brunner, D. Piaget**, « Actionneurs linéaires directs », Colloque CEMD, ENS Cachan, 4 février 1999, pp.:31-44.
- [21] **J. Lucidarme, A. Amouri, M. Poloujadoff**, « Optimum design of longitudinal field variable reluctance motors », IEEE trans. on Energy Conv., vol. 8, n°3, Sept. 93, pp.357-361.
- [22] **H Ben Ahmed, L Prévond, B Multon, B Salamand, J Lucidarme**, «Special synchronous linear actuators : Structures and performances», Electromotion n°5 p93 à 101, 1998.
- [23] **H. Ben Ahmed, L. Prévond, B. Multon**, « Structures polyentrefers : solutions pour les entraînements directs ? », Colloque CEMD, ENS Cachan, 4 février 1999, pp.95-100.
- [24] **H. Ben Ahmed, P.E.Cavarec, L.Prévond, B.Multon**, « Conception et étude d'un actionneur linéaire synchrone à aimants permanents et multi-plaques », Electrotechnique du Futur 14-15 novembre 2001 Nancy pp.307-312.
- [25] **P. W. Wheeler et al.** : « A matrix converter Motor Drive for an Aircraft actuation System », EPE 2003, Toulouse.
- [26] **S. Calloch, J.Y. Cognard, D.Dureisseix, D. Marquis**, « Les systèmes de transmission de puissance », édition Hermes, 2003.
- [27] **M. Poloujadoff**, « The theory of linear induction machinery ». Oxford Science Publication (1980).
- [28] **G. Kaminski**, « Moteurs électriques à mouvement composé ». Édition de l'École Polytechnique de Varsovie (1994).
- [29] **M. Kant**, « Les actionneurs électriques ». Édition Hermès Paris (1999).
- [30] **J.F. Eastham et al.**, « Linear Drive in Industrial Application : State of the Art and Open Problems », ICEM 2002.
- [31] **M. Aublin et al.** : « Systèmes mécaniques. Théorie et dimensionnement », édition DUNOD, 1992.
- [32] **G. Lacroux** : « Les aimants permanents », édition TecDoc (Lavoisier), 1989.
- [33] **H. Ben Ahmed** : « Sur la modélisation analytique des actionneurs linéaires tubulaire », Rapport interne ENS Cachan - SATIE, 2005. (document disponible sur le site Web de l'école)
- [34] **H. Ben Ahmed, B. Multon, P.E. Cavarec** : « Actionneurs linéaires directs et indirects : performances limites », Journées Electrotechnique du club EEA, 18-19 mars 2004, Université de Cergy-Pontoise.
- [35] Site internet Avcon Inc. (US) <http://www.calinear.com/>
- [36] Site internet Etel S.A. (CH) ML 2020 : <http://www.etei.ch/>
- [37] Site Trilogy Systems : <http://www.trilogysystems.com/>
- [38] Site internet Aerotech : <http://www.aerotech.com/>
- [39] **B. Multon, H. Ben Ahmed, M. Ruellan, G. Robin**, « Comparaison du couple massique de diverses architectures de machines synchrones à aimants », Electrotechnique du Futur 2005, Grenoble, CDRom proc., 14-15 sept. 05, 8pp.
- [40] **G. Kastinger**, « Design of a novel transverse flux machine », proc. ICEM 2002, Brugge, August 2002.
- [41] **B. Multon, H. Ben Ahmed, N. Bernard, P.E. Cavarec**, « Les moteurs électriques pour applications de grande série. », Revue 3E.I de juin 2000, pp.5-18.
- [42] **B. Multon, J. Lucidarme, L. Prévond**, « Analyse des possibilités de fonctionnement en régime de désexcitation des moteurs à aimants permanents. », J. Phys. III, vol 5, May 1995, pp.623-640.