



HAL
open science

Comparaison du couple massique de diverses architectures de machines synchrones à aimants

Bernard Multon, Hamid Ben Ahmed, Marie Ruellan, Gaël Robin

► **To cite this version:**

Bernard Multon, Hamid Ben Ahmed, Marie Ruellan, Gaël Robin. Comparaison du couple massique de diverses architectures de machines synchrones à aimants. *Electrotechnique du Futur* 2005, Sep 2005, GRENOBLE, France. 8p. hal-00676118

HAL Id: hal-00676118

<https://hal.science/hal-00676118>

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.

Comparaison du couple massique de diverses architectures de machines tournantes synchrones à aimants

B. MULTON, H. BEN AHMED, M. RUELLAN, G. ROBIN
SATIE (membre de SPEE Labs) UMR CNRS 8029
ENS de Cachan – Antenne de Bretagne – Campus de Ker Lann 35170 BRUZ

Résumé— Sur la base d'analyses aux lois de similitudes, puis en les validant par des caractéristiques de machines électriques réelles, nous proposons de mettre en évidence les valeurs du couple massique de différentes architectures magnétiques de machines synchrones à aimants permanents, cylindriques à champ radial. Il s'agit des architectures à bobinages et couplages polaires (« classiques » à nombre de pôles constant ou variable avec le facteur d'échelle radial) ainsi que des architectures à couplage dentaire (à bobinage global d'une part et à bobinage polaire et effet Vernier d'autre part). La caractéristique de couple massique est particulièrement importante dans le cas des entraînements directs à basse vitesse soumis à des contraintes fortes de masse (générateurs éoliens, moteurs-roues intégrés...). Cette étude permettra d'élaborer des lois de similitude et d'effectuer une comparaison, sur la base de ce critère, bien sûr restrictif, des principales architectures magnétiques à aimants en fonction des niveaux de couple requis. Une analyse critique sera menée en conclusion pour pondérer ces résultats en considérant d'autres critères de dimensionnement.

I. INTRODUCTION

Le couple massique est l'un des critères de dimensionnement importants dans la conception d'un moteur ou d'un générateur électrique, tout particulièrement dans les applications, existantes ou à venir, à très basse vitesse et en entraînement direct (moteurs intégrés dans les roues d'automobiles, éoliennes...). Ce critère fait l'objet d'un compromis de dimensionnement important avec le rendement. En effet, il est bien connu qu'accepter des pertes plus élevées permet d'accroître les champs magnétiques et par conséquent le couple électromagnétique. Cependant, ce sont généralement les échauffements qui constituent la première contrainte de dimensionnement ; dans ces conditions, à échauffement et à moyens de refroidissement donnés, comment améliorer le couple massique des machines électriques ?

Les machines à excitation par aimants permanents ont la réputation, à juste titre, d'offrir le meilleur compromis entre couple massique et rendement. Il faut cependant remarquer que, dans bon nombre d'applications où le poids est un critère important, c'est en réalité la puissance massique qui doit être maximisée. Mais si l'on exclut la possibilité d'une adaptation mécanique (réducteur, multiplicateur ou autre transmission), il devient nécessaire de maximiser le couple massique à la vitesse de rotation requise, sinon, il faut rechercher le produit vitesse x couple massique le plus élevé. Dans tous les cas (couple ou puissance spécifiques élevés), le dimensionnement optimal conduit à des fréquences d'alimentation élevées et

à des pertes magnétiques du même ordre de grandeur que les pertes par effet Joule.

Le nombre de pôles est un paramètre fondamental du dimensionnement, il dépend, bien entendu du cahier des charges (vitesse de base notamment) et des matériaux magnétiques utilisés. Des matériaux magnétiques performants à faibles pertes, autorisant un grand produit fréquence x induction maximale, permettent d'améliorer considérablement les performances massiques. Aujourd'hui, les ferrites et les matériaux amorphes offrent, de ce point de vue des possibilités qui sont encore loin d'avoir été complètement explorées dans les machines électriques. Cependant, nous ne considérerons pas cette éventualité dans la présente étude.

Hypothèse majeure : nous ne traiterons que les applications à très basse vitesse (moteurs couple) dans lesquelles les pertes prépondérantes seront celles par effet Joule dans le bobinage d'induit. Si l'on ne veut pas exclure les autres cas où l'on a recherché à maximiser la puissance massique, on pourra supposer que les pertes par effet Joule admissibles seront égales à une fraction (par exemple la moitié) des pertes totales incluant les effets magnétiques et aérodynamiques. Cette étude, bien qu'a priori restrictive, conserve alors une relative étendue en s'affranchissant de la complexe prise en compte des pertes magnétiques et mécaniques dans ces situations.

Il existe de nombreuses possibilités [2, 3, 4, 5] pour réaliser des convertisseurs électro-magnéto-mécaniques tournants à aimants (moteurs ou générateurs), tant sur le plan des principes de conversion que sur celui des architectures générales. Nous proposons de comparer quelques unes des architectures cylindriques à champ radial exploitant une excitation par aimants permanents :

- bobinages et couplages polaires et nombre de pôles maintenu constant avec le changement d'échelle,
- bobinages et couplages polaires et croissant avec le rayon (structures annulaires),
- bobinages globaux et couplages dentaires
- bobinages polaires et couplages dentaires à effet Vernier.

Nous ne considérons ici que les architectures cylindriques à champ radial à rotor intérieur (configurations mécaniques les plus conventionnelles). Après avoir rappelé les principes de l'analyse aux lois de similitudes [6, 19, 20], les effets dimensionnels seront analysés en appliquant trois types de facteur d'échelle : axialement (uniquement selon la longueur), radialement (uniquement selon le rayon) et globalement (même facteur d'échelle sur toutes les dimensions).

La principale justification est la suivante : lorsqu'un constructeur réalise une gamme de moteur, il cherche à

répondre à un marché et à minimiser ses coûts tout en satisfaisant les contraintes imposées. Pour accroître le couple, en conservant les mêmes dimensions radiales (mêmes tôles notamment), il peut allonger la structure. Il peut également changer les dimensions radiales et, globalement sur une grande échelle de variation, les proportions sont sensiblement maintenues.

II. ARCHITECTURES MAGNETIQUES DES MACHINES COMPAREES

A. Architectures à bobinages et couplages polaires. Nombre de pôles constant avec le changement d'échelle.

Ce sont les structures que l'on pourrait qualifier de classiques. Les variantes de constitution des bobinages et des inducteurs à aimants sont nombreuses. Toutefois, on considérera qu'un inducteur est caractérisé par la seule valeur moyenne d'induction d'entrefer (sous un pôle) $\overline{B_e}$ qui, bien sûr, dépend de la nature des aimants de leur disposition, de la dimension de l'entrefer (relativement à celles du pôle) et de l'encoche du circuit magnétique d'induit. La figure 1 montre une coupe schématique d'une architecture à 4 pôles et à aimants en surface.

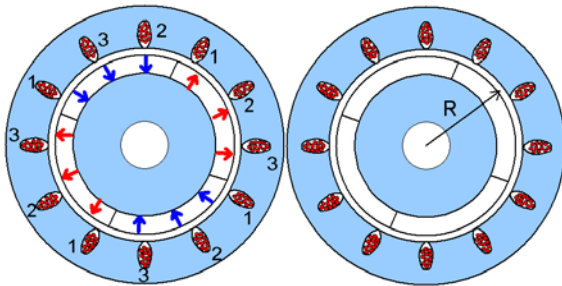


Figure 1. Coupe d'une architecture à bobinages et couplages polaires (ici à aimants jointifs en surface, à une encoche par pôle et par phase)

Quant au bobinage d'induit, sa caractéristique principale se résume ici à la densité linéique efficace de courant A_L (A/m) qu'il produit. Celle-ci est déterminée selon des considérations diverses (thermiques, magnétiques, notamment liées à la désaimantation des aimants).

La pression magnétique tangentielle moyenne σ_T , qui s'exerce dans l'entrefer et qui est à l'origine du couple électromagnétique peut alors s'exprimer sous la forme :

$$\sigma_T = K.A_L.\overline{B_e} \quad (1)$$

où K dépend de la répartition du bobinage d'induit polyphasé, de la forme d'onde des courants d'alimentation et de leur phase par rapport à la dérivée du flux inducteur ainsi que de la forme de l'induction d'entrefer. Les valeurs atteintes dépendent également des effets d'échelles à cause de l'échauffement et sont comprises entre 0,5 et 10 N/cm².

On montre qu'en situation d'extraction de la chaleur par la surface (convection naturelle ou forcée), l'échauffement

dû aux seules pertes par effet Joule peut se mettre sous la forme :

$$\Delta T = \frac{K_T.k_L\rho}{\alpha}.A_L.\delta \quad (2)$$

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

k_L est un coefficient de prise en compte des têtes de bobine (rapport de la longueur réelle sur la longueur active) ;

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

ρ et α sont respectivement la résistivité du matériau conducteur et le coefficient d'échange thermique par unité de surface (en W.m⁻².K⁻¹).

Il en résulte une plage du produit $A_L.\delta$ comprise entre 30 à 3000 A²/mm³, selon les moyens de refroidissement mis en œuvre.

Le couple électromagnétique s'exprime en fonction la pression tangentielle via l'expression :

$$C = \sigma_T.2\pi.R^2.L \quad (3)$$

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

On suppose alors qu'une optimisation de structure est menée pour minimiser la masse de la machine, à échauffement et à technologie d'aimants donnés et pour des valeurs données du couple et du nombre de paires de pôles.

Toutes les dimensions radiales et axiales sont respectivement proportionnelles à R et à L . La masse active est alors proportionnelle à $R^2.L$, via un coefficient K_M dépendant de la répartition des matières et de leur densité :

$$M_a = K_M.R^2.L \quad (4)$$

B. Architectures annulaires à bobinages et couplages polaires (nombre de pôles croissant avec le rayon).

Cette fois, on considère que lors d'un changement d'échelle radial, on fait varier le nombre de pôles proportionnellement au rayon. Bien entendu, l'évolution est discontinue car le nombre de paires de pôles est entier, mais, raisonnant sur de larges plages, nous la considérons continue.

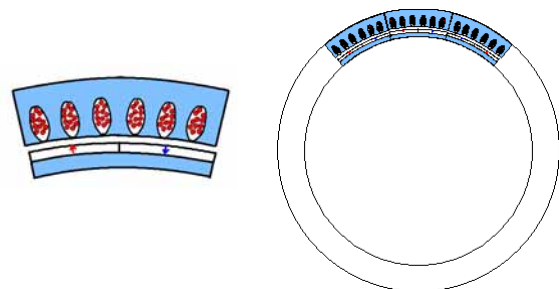


Figure 2. Structure bipolaire élémentaire (à gauche) permettant, via une duplication et un ajustement de courbure, de réaliser des structures annulaires (à droite)

Nous partons d'une structure bipolaire élémentaire, censée elle-même optimisée selon des critères spécifiques, telle que la montre schématiquement la figure 2. La courbure de cette structure bipolaire est adaptée aux dimensions radiales de la machine complète et on néglige les effets de cette courbure lors des évolutions dimensionnelles radiales.

La pression magnétique tangentielle s'exprime toujours à partir de (1). Si on note τ le pas polaire, sa surface S_p vaut (L reste la longueur active) :

$$S_p = \tau.L \quad (5)$$

Alors l'effort tangentiel produit par la structure bipolaire élémentaire vaut :

$$F_{T1} = \sigma_T \cdot 2.S_p = \sigma_T \cdot 2.\tau.L \quad (6)$$

En conservant approximativement le même échauffement pour la structure globale que pour la structure élémentaire, les densités de courant, l'induction moyenne et la pression tangentielle resteront constantes.

Le nombre p de paires de pôles est proportionnel au rayon R d'entrefer :

$$p = \frac{\pi.R}{\tau} \quad (7)$$

L'expression du couple électromagnétique, résultant de l'association des p paires de pôles, via (3), devient :

$$C = p.F_{T1}.R = K_{c1} \cdot \sigma_T.R^2.L = K_{c2}.p^2.L \quad (8)$$

Il varie alors comme le carré du nombre de pôles ou du rayon et proportionnellement à la longueur. Mais la masse totale active est proportionnelle à la masse unitaire de la structure élémentaire et au nombre de fois où elle est dupliquée, c'est-à-dire au nombre de paires de pôles :

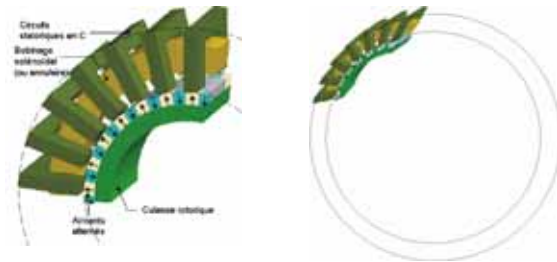
$$M_a = K'_M \cdot R.L \quad (9)$$

La structure devient ainsi creuse ou annulaire lorsque p croît, ce qui fait que le couple croît plus vite que la masse, ainsi le couple massique s'améliore assez rapidement avec les dimensions radiales. Lorsque ces structures sont intégrées à la mécanique entraînée ou entraînant, la masse totale est proche de la masse active, en revanche lorsqu'il faut rendre solidaire le rotor d'un arbre de transmission, une jante est nécessaire et peut grever fortement le poids [10].

C. Architectures à bobinages globaux et couplages dentaires.

Considérons maintenant les architectures magnétiques à couplages dentaires et bobinages globaux multi-monophasées, par exemple celles dites à flux transverses [7, 8, 9] dont font partie les machines à induits dits à griffes [9]. Ici également, il existe une grande variété d'agencements, notamment en ce qui concerne les circuits inducteurs à aimants. Mais pour simplifier la présentation, comme nous l'avons fait avec les inducteurs de machines

« classiques », et bien qu'il s'agisse d'une disposition plutôt inefficace, nous considérerons une disposition à aimants en surface (Fig. 3 issue de [11]).



sous-ensemble de modules élémentaires croissance radiale de la structure à module élémentaire conservé (entrefer constant)

Figure 3. Structure de base à couplage dentaire et bobinages globaux (partie d'une seule phase représentée), dessin extrait de [11].

Dans une machine complète, les phases sont juxtaposées axialement.

On considère que le module élémentaire (à une paire de pôles) est, comme dans le paragraphe B, optimisé selon des critères spécifiques, notamment par rapport à la valeur du jeu magnétique (entrefer) qui sera maintenu constant lors de toutes les évolutions dimensionnelles. Mais cette fois, il est défini en 3D. Pour un échauffement Joule donné et à la même échelle dimensionnelle, on peut obtenir une pression tangentielle plus élevée (supérieure à 10 N/cm², y compris en petites dimensions) que dans les machines classiques [7, 20], mais au prix d'un facteur de puissance dégradé [12].

Alors à échauffement donné, l'effort tangentiel résultant d'un seul module (pas polaire donné) est proportionnel à sa longueur axiale, et, si le nombre de modules est proportionnel au rayon (figure 3 partie droite), le couple suit l'évolution des architectures précédentes (§II.B) donnée par l'expression (8). Il en est de même pour la masse active donnée par l'expression (9).

En revanche, si notamment pour des raisons mécaniques, l'entrefer ne peut être conservé et qu'il augmente proportionnellement au rayon, la structure complète doit alors subir une homothétie radiale complète, car le pas polaire τ optimal doit rester proportionnel à la valeur de l'entrefer. D'ailleurs, nous verrons au chapitre III comment la pression tangentielle évolue avec les dimensions.

Dans ces conditions, la masse active suit l'évolution des structures classiques, à nombre de pôles constant, donnée par l'expression (4).

L'assemblage mécanique de cet ensemble complexe nécessite, outre une grande précision, car le pas polaire « optimal » est relativement faible (environ 10 fois l'épaisseur d'entrefer), des pièces « inactives » qui augmentent la masse totale. Le peu de réalisations ne permet pas de donner de règles générales, mais un facteur 2 semble réaliste pour le rapport masse totale sur masse active.

D. Architectures Vernier à couplages dentaires et bobinages polaires [13].

Il s'agit ici de profiter des avantages des couplages dentaires en terme de pression tangentielle élevée tout en exploitant une structure de circuit magnétique « 2D » constituée d'un empilage de tôles classique. Les

bobinages polyphasés sont polaires et offrent un degré de liberté supplémentaire dans la conception puisque le pas dentaire se trouve découplé du pas polaire [13].

L'effet Vernier, qui consiste à réaliser un pas dentaire légèrement différent au stator (sous les pôles bobinés) de celui du rotor (inducteur à aimants) tout en assurant une périodicité convenable, permet également de réduire considérablement les composantes réluctante et de détente du couple électromagnétique. La fréquence de conversion (et d'alimentation) reste, comme dans les architectures précédentes à couplages dentaires et bobinages globaux, proportionnelle au nombre de paires d'aimants.

Le module élémentaire comprend une paire de pôles

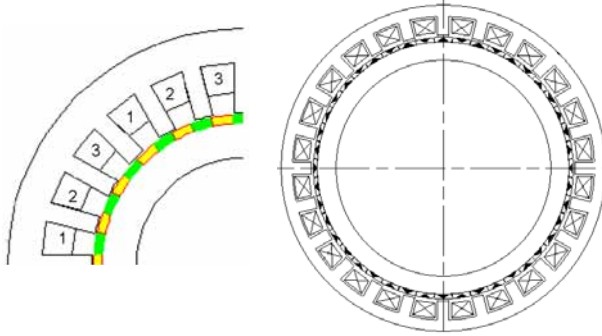


Figure 4. Structure à couplage dentaire et bobinages polaires (stator 3 phases, 4 pôles 24 dents, rotor 22 paires d'aimants dessin extrait de [14] Matt

statoriques dentés et un ensemble de paires d'aimants rotoriques. Relativement à l'exemple de la figure 4, il comprendrait 12 dents statoriques et 11 paires d'aimants rotoriques. C'est cette structure élémentaire qui sera dupliquée lorsque l'on accroîtra le diamètre et qui conduira également à des structures annulaires. Cela implique, comme précédemment, une conservation de la valeur de l'entrefer lorsque les dimensions radiales évoluent.

Dans ces conditions, sur la base d'une pression magnétique tangentielle élevée profitant des effets du couplage dentaire, on retrouvera les expressions du couple (8) et de la masse active (9) des structures classiques à nombre de pôles proportionnel au diamètre.

Si l'entrefer ne peut être conservé et qu'il évolue proportionnellement au rayon, il n'y a plus conservation du motif optimal mais seulement de ses proportions radiales, le nombre de pôles de la structure reste alors constant. On retrouve alors les mêmes lois que dans les architectures à bobinages globaux précédentes lorsque l'entrefer ne peut être conservé.

III. APPLICATION DES LOIS DE SIMILITUDE

Comme indiqué au début du chapitre précédent, on propose d'étudier les effets d'échelle en faisant évoluer :

- les dimensions axiales : facteur L^* ,
- les dimensions radiales : facteur R^*
- toutes les dimensions avec le même facteur Γ^* .

A. Bobinages et couplages polaires et nombre de pôles constant

Sachant que, par définition :

$$A_L \propto nI.(R^*)^{-1} \quad (10)$$

$$\delta \propto nI.(R^*)^{-2} \quad (11)$$

Alors, d'après (2), à échauffement et moyens de refroidissement constants :

$$A_L.\delta \propto nI^2.R^{*-3} = C^{te} \quad (12)$$

Donc la force magnétomotrice d'induit et par suite la densité linéique de courant évoluent respectivement en :

$$nI \propto R^{*3/2} \quad \text{et} \quad A_L \propto R^{*1/2} \quad (13)$$

Il faut donc noter que, dans ces conditions, la densité linéique thermiquement acceptable augmente avec les dimensions radiales et que cela présente un risque de désaimantation des aimants aux grandes dimensions. Si les proportions radiales restent inchangées comme nous le supposons ici, A_L devra être plafonnée, à partir d'un certain rayon, à une valeur dépendant des dimensions relatives, de la topologie de l'inducteur et de la nature des aimants.

La pression tangentielle (d'après (1)) comme A_L et par conséquent, le couple (d'après (3)) évolue en :

$$C \propto R^{*5/2}.L^* \quad (14)$$

Sauf, au-delà d'un certain rayon, où A_L est limitée à une valeur A_{LMax} et où l'on a alors :

$$C \propto R^{*2}.L^* \quad (14bis)$$

Quant à la masse active, d'après (4), elle évolue en :

$$M_a \propto R^{*2}.L^* \quad (15)$$

Donc le couple massique (toujours ramené à la masse active) vaut respectivement en dessous ou au-dessus d'une valeur limite de dimensions radiales critique (limite de désaimantation) :

$$\frac{C}{M_a} \propto \begin{cases} R^{*1/2}.L^{*0} & \text{pour } A_L < A_{LMax} \\ R^{*0}.L^{*0} & \text{pour } A_L > A_{LMax} \end{cases} \quad (16)$$

Traisons d'abord, pour décrire la méthode, le cas où la structure ne subit qu'une homothétie radiale R^* et que la longueur est maintenue constante.

Les équations (14) et (16) deviennent respectivement :

$$C|_{R^*} \propto \begin{cases} R^{*5/2} & \text{pour } A_L < A_{LMax} \\ R^{*2} & \text{pour } A_L > A_{LMax} \end{cases} \quad (17)$$

$$\frac{C}{M_a}|_{R^*} \propto \begin{cases} R^{*1/2} & \text{pour } A_L < A_{LMax} \\ R^{*0} & \text{pour } A_L > A_{LMax} \end{cases} \quad (18)$$

D'après (17) :

$$R^* \propto \begin{cases} C^{2/5} & \text{pour } A_L < A_{LMax} \\ C^{1/2} & \text{pour } A_L > A_{LMax} \end{cases} \quad (19)$$

En remplaçant les expressions de R^* dans (16), on obtient l'évolution du couple massique en fonction du couple suivante :

$$\frac{C}{M_a}|_{R^*} \propto \begin{cases} C^{1/5} & \text{pour } A_L < A_{LMax} \\ C^0 & \text{pour } A_L > A_{LMax} \end{cases} \quad (20)$$

Ce qui donne l'évolution de la figure 5, courbe $\frac{C}{M_a}|_{R^*}$ (en rouge) sur un graphique logarithmique. On a arbitrairement placé la limitation de A_L pour une valeur de couple de 300 N.m qui, rappelons-le est fonction de nombreux éléments comme le champ de désaimantation des aimants et la géométrie.

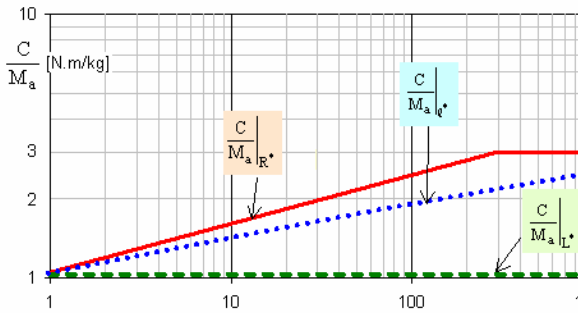


Figure 5. Evolution du couple massique en fonction du couple des

Pour une évolution axiale de coefficient L^* , on obtient par la même méthode :

$$\frac{C}{M_a}|_{L^*} \propto C^0 = C^{te} \quad (21)$$

et pour une homothétie globale de facteur I^* , le couple massique suit la loi suivante :

$$\frac{C}{M_a}|_{I^*} \propto C^{1/7} \quad (22)$$

Ces évolutions du couple massique sont également décrites sur la figure 5.

Notons que, outre la désaimantation des aimants, la saturation magnétique limite la pression tangentielle. Dans ces conditions, le couple massique finit toujours par atteindre une quasi asymptote.

B. Architectures annulaires à bobinages et couplages polaires (nombre de pôles croissant avec le rayon).

En reproduisant les raisonnements précédents, et en rappelant que la pression tangentielle reste constante à échauffement constant (maintien du module élémentaire) et, sur la base des expressions (7) à (9), on obtient un nombre de pôles proportionnel au rayon :

$$p \propto R^* \propto C^{1/2} \quad (23)$$

Alors les évolutions du couple massique et du nombre de paires de pôles, en fonction du couple, selon les 3 évolutions dimensionnelles, sont données respectivement par :

$$\frac{C}{M_a}|_{R^*} \propto C^{1/2} \quad (24)$$

$$p|_{R^*} \propto C^{1/2}$$

$$\frac{C}{M_a}|_{L^*} \propto C^0 = C^{te} \quad (25)$$

$$\frac{C}{M_a}|_{I^*} \propto C^{1/3} \quad (26)$$

C. Architectures à bobinages globaux et couplages dentaires.

Si l'entrefer est maintenu constant lors d'une évolution radiale des dimensions, on obtient les lois de similitudes données par les expressions (24) à (26), mais avec une pression tangentielle supérieure à celle des architectures à couplage polaire.

Si l'entrefer croît homothétiquement avec le rayon, le couple massique n'évolue pas très avantageusement et cela présente assez peu d'intérêt.

D. Architectures Vernier à couplages dentaires et bobinages polaires.

Les lois de similitudes sont identiques aux précédentes et il est également nécessaire que l'entrefer puisse être conservé afin de maintenir les dimensions radiales des motifs lors des changements d'échelle globale. Comme dans les machines B, le nombre de paires de pôles évolue alors proportionnellement au rayon.

IV. ANALYSE SUR DES MACHINES COMMERCIALES, REALISEES OU CALCULEES

En guise de validation de cette étude, a priori très simpliste, nous proposons d'examiner des machines réalisées et/ou commercialisées ou seulement calculées, toutes utilisant des aimants haute énergie NdFeB. Dans le cas des machines commercialisées, c'est la masse totale qui est considérée.

La masse totale d'une machine commerciale nécessite de considérer les structures mécaniques (carcasse, flasques, paliers, arbre de transmission), les capteurs de position, connecteurs... Pratiquement, le rapport entre masse totale et masse active dépend de nombreux paramètres et quelque peu de l'échelle, par exemple le capteur de position d'autopilote peut représenter une masse relativement élevée pour une petite machine. Le matériau de la carcasse (fonte ou aluminium) joue également un rôle important.



Figure 6. Evolution du couple massique en fonction du couple des moteurs de la série NX de Parvex (2p = 10)

A partir d'informations fournies par le fabricant Parvex, nous avons relevé un rapport, variant assez peu dans une gamme allant de 0,4 à 60 N.m, entre masse totale et masse active, de l'ordre de 2 (gamme NX, NdFeB, 10 pôles, carcasse aluminium, sans frein et avec codeur, fig. 7). La figure 6 montre l'évolution du couple massique de cette gamme de moteurs et l'évolution en moyenne selon la loi (22). D'autres analyses incluant un nombre beaucoup plus important de moteurs à nombre de pôles constant mettent en évidence la même évolution générale.



Parvex [16] ETEL [17]
Figure 7. Moteurs Parvex NX et ETEL TMB.

En pratique, les fabricants, afin de minimiser leurs coûts de production, jouent sur la longueur active pour obtenir plusieurs valeurs de couple à partir des mêmes tôles. Ainsi, « localement » (pour 2 ou 3 valeurs consécutives du couple), on trouve des évolutions du couple massique selon les lois (20) et (21).

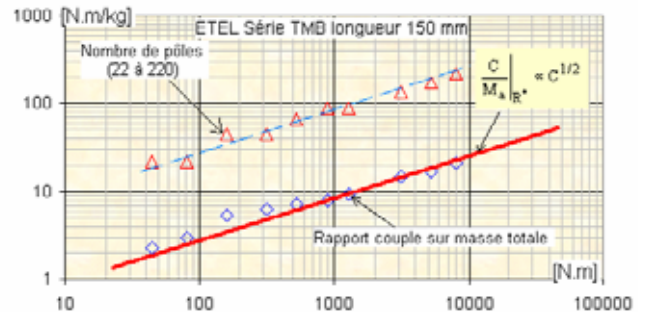


Figure 8. Evolution du couple massique et du nombre de pôles en fonction du couple (refroidissement à air) de moteurs annulaires d'ETEL

Pour valider les lois de similitude concernant les moteurs annulaires, nous avons considéré la série TMB (fig. 7) du fabricant ETEL [18].

La figure 8 montre l'évolution du nombre de pôles et du couple massique (en refroidissement par air en convection naturelle) pour les moteurs de cette série de longueur active 150 mm (couple permanent de 44 à 8020 N.m en refroidissement à air et de 107 à 17 600 N.m en refroidissement à l'eau). Les nombres de pôles évoluent de 22 à 220, mais certains changements de diamètre s'effectuent à nombre de pôles constant ce qui explique certaines « stagnations locales » dans la progression du couple massique. On observe toutefois globalement très bien les lois de similitude données par (24).

Dans ces moteurs, proposés en kit, 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.

Les architectures à couplages dentaires, quant à elles, restent le plus souvent cantonnées aux domaines des petites puissances. Nous avons cependant considéré la réalisation [15] d'un prototype de moteur diphasé à flux transverse (Fig. 9) de 400 N.m ($\sigma_T = 12 \text{ N/cm}^2$) à double stator entourant le rotor avec une masse active de 14 kg (27 N.m/kg) et une masse totale de 23 kg (17 N.m/kg), le couple impulsif est de 600 N.m.

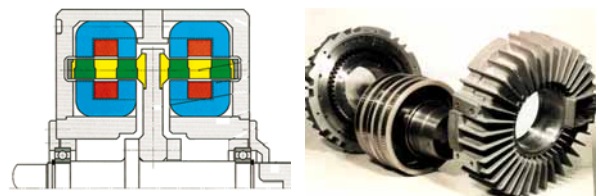


Figure 9. Moteur à flux transverse diphasé de 400 N.m permanents (couplage dentaire et bobinages globaux) Univ. de Braunschweig [15].

Pour les structures Vernier, nous nous fondons sur des calculs effectués par D. Matt [14] et dans lesquels le nombre de pôles évolue proportionnellement au couple et le nombre de paires d'aimants par pôle reste constant (motif conservé).

La figure 10 montre les couples massiques calculés ou extrapolés, en comparaison avec ceux des moteurs annulaires TMB d'ETEL (couple permanent en refroidissement par air et par eau et couple impulsif).

Cette comparaison est à considérer avec beaucoup de précautions (masses actives, masse totale, machines réalisées ou calculées).

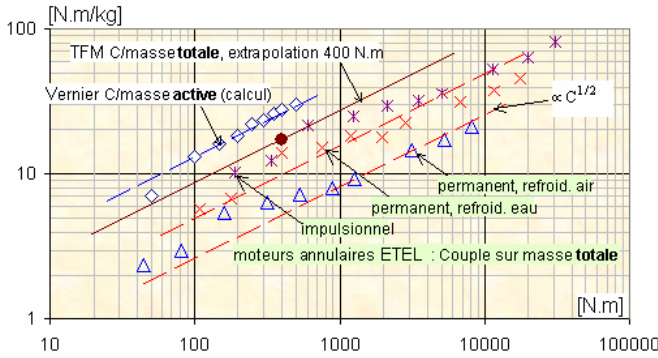


Figure 10. Evolution du couple massique de moteur à fort couple massique (valeurs observées, calculées et extrapolées)

Mais, on peut remarquer qu'il est possible d'obtenir des valeurs très élevées de couple massique (plusieurs dizaines de N.m/kg), d'autant plus que le couple est important. Il est cependant nécessaire, quelles que soient les architectures magnétiques, de conserver les valeurs d'entrefer avec le changement d'échelle. Si cela n'est pas possible, les plus pénalisées sont les machines à couplages dentaires dont la pression tangentielle, qui a généralement été maximisée, est très sensible à la valeur de e . Les structures à couplages polaires sont normalement moins sensibles à cet effet tant que le pas polaire reste suffisamment grand devant l'entrefer.

V. CONCLUSION

Nous avons deux objectifs dans ce papier, l'un était de mettre en évidence l'intérêt des lois de similitude pour l'observation du potentiel de couple massique des machines électriques à aimants, l'autre était de montrer comment il était possible d'atteindre de hautes valeurs de couple spécifique.

Une telle étude a toutefois ses limites : outre le fait que les « masses inactives » sont mal prises en compte, les effets des têtes de bobines, particulièrement importants sur les machines courtes n'ont pas été traités. Ceci est cependant possible [18].

Pratiquement, le concepteur de machine peut utiliser d'autres critères d'optimisation que ceux de minimisation de la masse et rechercher des compromis, c'est ce qui a généralement été fait sur les moteurs commerciaux utilisés pour illustrer cette étude. Ces autres critères peuvent être la minimisation du coût (notamment via la quantité d'aimants), la maximisation de l'accélération, la nécessité d'un fonctionnement en régime de défluxage... Enfin, la maximisation des performances propres des structures électromagnétiques se fait souvent au détriment des contraintes sur le convertisseur statique qui doit les alimenter. Le facteur de puissance des structures à haute pression tangentielle, tout particulièrement celles à

couplages dentaires, est très affaibli. Ceci accroît, à tension de bus continue donnée, les courants commutés et par conséquent la masse du convertisseur statique ainsi que son coût...

REMERCIEMENTS

Les auteurs tiennent à remercier Jean-François MAESTRE, Responsable R&D moteurs de la société Parvex, pour les données hors catalogue qu'il leur a aimablement transmises et Daniel MATT du LEM (Montpellier) pour les compléments d'information sur les machines Vernier par rapport à ses publications.

NOMENCLATURE DES NOTATIONS

Symboles	Description	Unités
A_L	Densité linéique efficace de courant d'induit	A.m ⁻¹
A_{LMax}	Densité linéique maximale (désaimantation et/ou saturation)	
C	Couple électromagnétique (valeur moyenne)	N.m
$\frac{C}{M_a}$	Couple massique (à partir de la masse active)	N.m.kg ⁻¹
F_T	Effort tangentiel d'entrefer	N
L	Longueur active (machines cylindriques)	m
L^*	Facteur d'échelle axial	--
I^*	Facteur d'échelle global	--
M_a	Masse de l'ensemble des parties actives ou masse active	kg
M	Masse totale de la machine	kg
P	Nombre de paires de pôles du stator (induit)	--
R	Rayon d'entrefer	m
R^*	Facteur d'échelle radial	--
δ	Densité (surfactive) de courant	A.m ⁻²
ΔT	Echauffement global	K
σ_T	Pression tangentielle magnétique d'entrefer moyenne	N.m ⁻²
τ	Pas polaire	m
\propto	Signe proportionnel	

REFERENCES

- [1] B. MULTON, J. BONAL, « Les entraînements électromécaniques directs : diversité, contraintes et solutions. », Revue REE n°10, novembre 99, pp.67-80.
- [2] B. NOGAREDE, « Machines tournantes : conversion électromécanique de l'énergie », Techniques de l'Ingénieur, Traités de Génie Electrique, D3410, nov. 2000.
- [3] B. NOGAREDE, « Machines tournantes : principes et constitution », Techniques de l'Ingénieur, Traités de Génie Electrique, D3411, fev. 2001.
- [4] P.E. CAVAREC, H. BEN AHMED, B. MULTON, « Actionneurs électromagnétiques : performances comparées », Techniques de l'Ingénieur, Traités de Génie Electrique, D3414, mai 2004, 16p.

- [5] P.E. CAVAREC, H. BEN AHMED, B. MULTON, « Actionneurs électromagnétiques : Classification topologique », Techniques de l'Ingénieur, Traités de Génie Electrique, D3412, février 2004, 22p.
- [6] M. JUFER, « Electromécanique », Traité de l'école polytechnique fédérale de Lausanne, Presses Polytechniques Romandes (1995).
- [7] H. WEH, « Synchronous Machines with New Topologies », SM 100, Zürich, August 91, Part 2, ppC1-C9.
- [8] M. BORK, G. HENNEBERGER, « New Transverse Flux Concept for an Vehicle Drive System », Proc. ICEM 96, Vigo sept. 96, Vol. 2, pp.308-313.
- [9] S. GREHANT, « Contribution à l'étude de moteurs à flux transverse », Thèse de l'INPG-LEG, soutenue le 12 déc. 2003.
- [10] A. GRAUERS, « Design of Direct-driven Permanent-magnet Generators for Wind Turbines », PhD thesis report, Chalmers Univ. Of Technology Göteborg, Oct. 1996
- [11] G. KASTINGER, « Design of a novel transverse flux machine », proc. ICEM 2002, Brugge, August 2002.
- [12] P. ANPALAHAN, J. SOULARD, Nee H.P., « Design Steps towards a High Power Factor Transverse Flux Machine », Proc. of EPE, Graz, August 2001.
- [13] D. MATT, J.F. LLIBRE, « Performances comparées des machines à aimants et à réluctance variable. Maximisation du couple massique ou volumique », Journ. Phys. III, oct. 95, pp.1621-1641.
- [14] D. MATT, P. ENRICCI, « Couplage par effet de denture dans les machines électriques synchrones. Synthèse et comparaison : machine à réluctance variable et machine à aimants », à paraître dans la RIGE en 2005.
- [15] H. WEH, H. MAY, M. SHALABY, « Highly Effective Magnetic Circuits for Permanent Magnet Excited Synchronous Machines », ICEM 90, vol. II, pp.1040-1045
- [16] SSD Drives PARVEX, catalogue moteurs NX, <http://www.parvex.com/>
- [17] ETEL, « Torque Motors Handbook », version A, 1/10/2004, www.etel.ch
- [18] H. BEN AHMED, mémoire d'habilitation à diriger des recherches en fin de rédaction, à paraître fin 2005.
- [19] B. MULTON, « Conception d'actionneurs spéciaux », cours de Master STS mention IST, parcours Science de l'énergie et des systèmes de puissance, Paris 11-ENS de Cachan (transparents en ligne sur www.mecatronique.bretagne.ens-cachan.fr).
- [20] H. BEN AHMED, B. MULTON et P.E. CAVAREC, « Actionneurs linéaires directs et indirects : performances limites », Revue J3eA - Vol. 4, Hors-Série 1 - 5 (2005) 14 p.