Etude d'un moteur à reluctance à feuilletage axial

M. Pakdel, G. Quichaud, J. Robert

► To cite this version:

M. Pakdel, G. Quichaud, J. Robert. Etude d'un moteur à reluctance à feuilletage axial. Revue de Physique Appliquée, 1980, 15 (2), pp.331-339. 10.1051/rphysap:01980001502033100 . jpa-00244733

HAL Id: jpa-00244733

<https://hal.science/jpa-00244733>

Submitted on 1 Jan 1980

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.

Classification
Physics Abstracts
83.00

Etude d'un moteur à reluctance à feuilletage axial

M. Pakdel, G. Quichaud et J. Robert

Laboratoire de Génie Electrique des Universités Paris VI et Paris XI (*)
E.S.E. Plateau du Moulon, 91190 Gif sur Yvette, France

(Reçu le 19 juin 1979, révisé le 22 octobre 1979, accepté le 25 octobre 1979)

Résumé. — Les auteurs étudient de façon théorique et expérimentale les performances d'un moteur à reluctance muni d'un rotor feuilleté constitué de tôles planes parallèles et dirigées selon son axe. Ils développent une méthode prenant en compte les flux de fuites entre tôles et qui conduit à l'expression du couple de la machine. Cette expression est vérifiée expérimentalement et les performances des moteurs munis de divers types de rotors comparées. Les auteurs procèdent ensuite à l'étude du fonctionnement de ce moteur en régimes respectivement non auto-piloté et autopiloté et établissent les diagrammes tension-courant correspondants.

Abstract. — The authors investigate both theoretically and experimentally the performances of a reluctance engine. This laminated rotor is constituted of plane steel sheets parallel to the axis. The authors work out a method taking into consideration the leakage flux between sheets which leads to the expression of the motor torque. This expression is checked experimentally and the performances of motors using various rotor patterns are compared. In the second part of their paper, the authors study respectively the non self controlled and self controlled workings of this engine and draw the corresponding voltage-current diagrams.

1. Introduction. — Une machine à reluctance variable alimentée à fréquence fixe à partir du réseau présente des caractéristiques synchrones. Il en résulte pour l'utilisateur divers inconvénients tel que difficultés de démarrage, problèmes de stabilité de fonctionnement, nécessité de faibles inerties de charge.

En intercalant un système relevant de l'électronique industrielle entre le réseau et la machine, on confère à cette dernière un regain d'intérêt considérable. Les inconvénients dont il vient d'être question disparaissent avec l'auto-pilotage [1]. Dès lors, les machines à reluctance sont utilisables comme moteur d'entraînement à vitesse variable. Notons en outre que certaines configurations de machines à entrefer axial ou machines à disques imbriqués [2], conduisent à des puissances massives très élevées particulièrement intéressantes pour des entraînements à basse vitesse.

Ces applications potentielles nouvelles des machines à reluctance rendent légitime la recherche d'un dimensionnement optimal et de performances accrues. Dans cet ordre d'idées, un feuilletage axial du rotor est équivalent à l'introduction d'une anisotropie de la perméabilité magnétique de ce dernier. Aussi nous proposons-nous dans le présent travail d'étudier

l'influence d'un tel feuilletage sur les performances de machines à reluctance à entrefer radial et de comparer ces performances à celles d'une machine à reluctance classique.

2. Etude élémentaire de l'influence d'un feuilletage axial du rotor sur le couple statique d'une machine à reluctance. — 2.1 POSITION DU PROBLÈME. STRUCTURES CONSIDÉRÉES ET CALCUL DU COUPLE STATIQUE DANS UN CAS IDÉAL. — Nous nous proposons de comparer les performances de machines cylindriques à reluctance, bipolaires, à champ tournant dont les rotors sont respectivement

- massif (structure *classique*, Fig. 1a)
- feuilleté axialement (Fig. 1b).

Dans un second temps, nous superposerons un feuilletage radial au feuilletage axial (feuilletage *mixte*).

Nous négligerons les effets d'extrémités et travaillerons dans les deux dimensions d'un plan sécant normal à l'axe de la machine.

Le stator rapporté à un système d'axes Oxy supporte un système de courants tournants dont la densité angulaire mesurée sur l'axe Oz de la machine a pour expression :

$$j = -I_0 \cos(u - \omega t), \quad I_0 = Cte \quad (1)$$

(*) Associé au C.N.R.S., N° 127.

Fig. 1. — Définition des structures et des notations. a) rotor à reluctance classique; b) rotor à reluctance feuilleté axialement.

[Definition of structures and notations. a) Classical rotor, b) axially laminated rotor.]

u désigne l'abscisse angulaire d'un point courant M de la surface interne du stator et ω la vitesse angulaire constante de la machine.

Le rotor est rapporté à un référentiel OXY dont la position par rapport au stator est définie par :

$$Ox, OX = \omega t - \theta_0. \quad (2)$$

Dans ce nouveau repère, la densité de courant j est indépendante du temps et s'exprime par

$$j = -I_0 \cos(\theta - \theta_0) \quad (3)$$

où θ désigne la position angulaire du point M .

Nous adopterons les notations suivantes :

- R, l_1 : rayon et longueur du rotor,
- e_0 : largeur de l'entrefer dans sa partie constante,
- $2\theta_1$: extension angulaire de chaque méplat limitant le rotor.

La structure générale de la machine étant ainsi précisée, nous nous proposons d'évaluer les efforts exercés sur le rotor au moyen du tenseur des contraintes de Maxwell. Introduisons pour ce faire une surface cylindrique fictive S liée au rotor et infiniment proche du stator (Fig. 1a). On sait que l'effort cherché s'exprime en fonction de l'excitation magnétique locale $\mathbf{H}$ et de l'élément de surface $d\mathbf{s}$ orienté vers l'intérieur de S par la relation [3], [4] :

$$d\mathbf{F} = \mu_0 \left[\frac{H^2}{2} d\mathbf{s} - (\mathbf{H} \cdot d\mathbf{s}) \mathbf{H} \right] \quad (4)$$

où μ_0 est la perméabilité magnétique du vide.

On en déduit les expressions des contraintes normales et tangentielles s'exerçant sur S :

$$\left(\frac{dF}{ds} \right)_t = -\mu_0 H_t H_n \quad (5)$$

$$\left(\frac{dF}{ds} \right)_n = \mu_0 (H_t^2 - H_n^2) \quad (6)$$

où H_t et H_n sont les composantes normales et tangentielles de $\mathbf{H}$ (relativement à S). Par intégration de la relation (5) sur S , on obtient l'expression du couple engendré sur l'arbre du rotor :

$$\Gamma = \int_0^{2\pi} -\mu_0 H_t H_n R^2 l_1 d\theta. \quad (7)$$

On détermine la composante tangentielle H_t , en appliquant le théorème d'Ampère le long du contour élémentaire ABCD de la figure 1a :

$$H_t = \frac{I_0}{R} \cos(\theta - \theta_0). \quad (8)$$

On notera que cette expression est indépendante de la géométrie et de la structure du rotor.

2.2 CAS DE LA MACHINE A FEUILLETAGE AXIAL. —

Le rotor est constitué par un empilage de tôles magnétiques minces de perméabilité suffisamment élevée pour pouvoir, au moins dans un premier temps, négliger le flux de fuite entre deux tôles. Nous négligerons également la composante normale de l'excitation dans les zones de l'entrefer où la largeur de ce dernier est variable.

Dans ces conditions, on aboutit en appliquant la loi de conservation du flux à une tôle et le théorème d'Ampère au circuit MM'N (Fig. 1b), aux relations suivantes :

$$H_n(\theta) + H_n(-\theta) = 0 \quad (9)$$

$$e_0 [H_n(\theta) - H_n(-\theta)] = 2 I_0 \cos \theta_0 \sin \theta \quad (10)$$

d'où nous tirons l'expression de la composante normale de l'excitation dans les zones où la largeur de l'entrefer est constante :

$$H_n(\theta) = \frac{I_0}{e_0} \cos \theta_0 \sin \theta. \quad (11)$$

En portant (8) et (11) dans (7), on obtient l'expression du couple

$$\Gamma = \mu_0 C(\theta_1) \frac{R l_1 I_0^2}{2 \theta_0} I_0^2 \sin 2 \theta_0 \quad (12)$$

avec

$$C(\theta_1) = \pi - 2 \theta_1 + \sin 2 \theta_1.$$

2.3 CAS DE LA MACHINE A RELUCTANCE CLASSIQUE. COMPARAISON AVEC LA PRÉCÉDENTE. — Considérons la machine *classique* (Fig. 1a) excitée par le courant j . Les relations (9) et (10) deviennent :

$$\iint_S H_n ds = 0 \quad (13)$$

$$e_0 \frac{dH_n}{d\theta} = -j \quad (14)$$

et conduisent à

$$H_n = \frac{I_0}{e_0} \sin(\theta - \theta_0). \quad (15)$$

Enfin le couple s'écrit :

$$\Gamma' = \mu_0 C'(\theta_1) \frac{R l_1 I_0^2}{2 e_0} \sin 2\theta_0 \quad (16)$$

avec

$$C'(\theta_1) = 2 \sin 2\theta_1.$$

Ainsi les couples Γ et Γ' ne diffèrent que par les coefficients $C(\theta_1)$ et $C'(\theta_1)$ dont nous avons porté les variations en fonction de θ_1 sur la figure 2. Dans les conditions magnétiques idéales que nous avons définies, nous observons un gain de couple maximum voisin de 60 % quand θ_1 est nul. Cette valeur de θ_1 qui correspond à une géométrie cylindrique ne peut être atteinte que dans le cas d'un rotor feuilleté.

Fig. 2. — Variations des coefficients C et C' en fonction de θ_1 .

[Variations of the coefficients C and C' versus θ_1 .]

3. Prise en compte du flux de fuites entre tôles. —

Le fait de négliger le flux de fuites entre tôles constitue une approximation qui n'est pas toujours légitime [5], [6]. Aussi avons-nous affiné les précédents calculs en tenant compte de ce flux de fuite [8].

3.1 GÉOMÉTRIE DU ROTOR. — La figure 3 est une vue en perspective du rotor étudié ; la figure 4 précise les notations. Soient :

- $2N$, le nombre total de tôles numérotées de 1 à $2N$.
- l , l'épaisseur uniforme de ces tôles.
- l' , l'épaisseur uniforme du matériau isolant non magnétique séparant deux tôles à l'exception du couple N ; $N+1$.
- θ_k et θ'_k les abscisses angulaires des arêtes de la k -ième tôle.
- α_1 , l'angle définissant le profil d'une tôle.
- $2h_1(y)$, l'épaisseur à l'abscisse y de l'isolant séparant les tôles N et $N+1$.
- $2h_1$, la valeur maximum du paramètre précédent.

Fig. 3. — Vue de l'ensemble des tôles d'un rotor feuilleté axialement.

[General view of the steel sheets of an axially laminated rotor.]

Fig. 4. — Paramètres géométriques définissant un rotor feuilleté axialement.

[Geometrical parameters defining an axially laminated rotor.]

3.2 PRINCIPE DE LA MISE EN ÉQUATION ET CALCUL DU COUPLE. — Une section droite du rotor admet son centre O comme centre de symétrie. Ce point est également centre de symétrie pour les conditions aux limites sur S puisque, d'après (8) :

$$H_i(\theta + \pi) = H_i(\theta). \quad (17)$$

Si donc P et P' sont deux points symétriques par rapport à O , il vient

$$H(P) = H(P') \quad (18)$$

d'où, pour le potentiel magnétique M :

$$M(P) = -M(P') \quad (19)$$

si nous supposons que M est nul en O. Dans ces conditions, le potentiel magnétique est défini sur la surface d'analyse S par les relations :

$$M(\theta) = \int H_i(\theta) R d\theta$$

$$M(\theta + \pi) = -M(\theta)$$

d'où nous tirons, compte tenu de (8) :

$$M(\theta) = I_0 \sin(\theta - \theta_0). \quad (20)$$

Comme précédemment, nous nous proposons de déterminer le couple électromagnétique d'une machine à reluctance munie du rotor étudié. Pour ce faire, nous considérons les potentiels magnétiques M_k des N premières tôles comme des inconnues auxiliaires et écrivons la conservation du flux au niveau de chaque tôle. Soient s_k et s'_k les surfaces métalliques en contact avec l'isolant (Fig. 4), nous avons pour

$$2 \leq k \leq N - 1 :$$

$$\left(\frac{M_{k-1} - M_k}{l'} \right) s_k - \left(\frac{M_k - M_{k+1}}{l'} \right) s'_k =$$

$$= \int_{\theta_k}^{\theta_{k+1}} \frac{M_k - M(\theta)}{e_0} R l_1 d\theta + \int_{-\theta_k}^{\theta_k} \frac{M_k - M(\theta)}{e_0} R l_1 d\theta. \quad (21)$$

Pour la 1^{re} tôle, il faut écrire le nombre de gauche de cette équation

$$\int_{-\theta_1}^{\theta_1} \frac{M(\theta) - M_1}{e(\theta)} R l_1 d\theta - \left(\frac{M_1 - M_2}{l'} \right) s'_1. \quad (22)$$

On a de même pour la n -ième tôle

$$\left(\frac{M_{n-1} - M_n}{l'} \right) s_N - \int_{-R}^R \frac{M_n}{h_1(y)} l_1 dy. \quad (23)$$

Le système des N équations peut être condensé sous la forme matricielle

$$[A][M] = [E] \quad (24)$$

où $[M]$ est la matrice colonne des N inconnues M_k et $[A]$ une matrice carrée tridiagonale de la forme :

$$\begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & 0 & 0 & 0 & \vdots & 0 & 0 \\ A_{21} & A_{22} & A_{23} & 0 & 0 & \vdots & 0 & 0 \\ 0 & A_{32} & A_{33} & A_{34} & 0 & \vdots & 0 & 0 \\ 0 & 0 & A_{43} & A_{44} & A_{45} & \vdots & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \vdots & A_{NN-1} & A_{NN} \end{bmatrix}$$

dont l'inversion est simplifiée même quand N est grand.

Les potentiels magnétiques M_k étant calculés à partir de (24), la relation

$$H_k(\theta) = \frac{M_k - M(\theta)}{e_0}$$

permet d'obtenir la composante radiale de l'excitation sur S . Notons que cette relation est valable pour $|\theta| < \theta'_1$ (Fig. 4), en y faisant $k = 1$ et en remplaçant e_0 par $e(\theta)$.

Seul le fondamental de H_n est nécessaire pour calculer le couple à partir de (7). Nous avons calculé ce fondamental à partir des expressions précédentes et l'avons mis sous la forme :

$$H_{nF}(\theta) = \frac{I_0}{\pi e_0} (C_d \cos \theta_0 \sin \theta - C_q \sin \theta_0 \cos \theta) \quad (25)$$

où C_d et C_q sont calculés à partir des M_k . La relation (7) conduit alors à l'expression du couple moteur :

$$\Gamma = (C_d - C_q) \frac{\mu_0 R l_1}{2 e_0} I_0^2 \sin 2 \theta_0 \quad (26)$$

3.3 RÉSULTATS THÉORIQUES. — Nous avons comparé deux rotors feuilletés de caractéristiques géométriques communes

$$R = 31 \text{ mm} \quad e_0 = 0,3 \text{ mm} \quad \theta_2 = \frac{\pi}{2}$$

le premier étant constitué de tôles minces ($l = 1 \text{ mm}$, $l' = 0,1 \text{ mm}$), le second de tôles épaisses ($N = 1$, $h_1 = 10 \text{ mm}$). Il s'agit dans ce dernier cas d'un rotor dit à *plots* [7], dont une coupe est donnée sur la figure 5. En négligeant le flux de fuite entre les 2 plots ainsi que sur les méplats, on trouve que :

$$C_d - C_q = \frac{4}{\theta_2 - \theta_1} (\sin \theta_2 - \sin \theta_1) +$$

$$+ 2(\sin 2 \theta_1 - \sin 2 \theta_2).$$

Les résultats des calculs effectués sur ordinateur sont consignés sur la figure 6, dont l'examen conduit aux remarques suivantes :

• Seule une machine à feuilletage axial mince permet d'obtenir le couple maximum correspondant

Fig. 5. — Géométrie d'un rotor à plots.

[Segmental rotor.]

Fig. 6. — Variations du coefficient du couple en fonction de l'extension angulaire θ_1 des méplats. a) Rotor à feuilletage axial; b) rotor à plots.

[Variation of torque coefficient *versus* flat parts angular extension θ_1 . a) Axially laminated rotor; b) segmental rotor.]

à l'utilisation de toute la surface du rotor ($\theta_1 = 0$), tandis que pour un rotor à plots le couple maximum est obtenu pour $\theta_1 = 35^\circ$.

• Pour $\theta_1 < 35^\circ$, les couples respectifs des machines à feuilletage mince et à plots sont comparables et toujours supérieurs à celui d'une machine classique. Le gain maximum réel est de 40 %, alors que nous l'avions évalué à 60 % en négligeant les fuites entre tôles.

La figure 7 traduit l'influence de l'épaisseur relative des tôles et de l'isolant sur le couple. L'optimum est obtenu pour un coefficient de remplissage

$$\frac{l}{l' + l} \neq 0,9.$$

Fig. 7. — Variation du coefficient de couple en fonction du rapport des épaisseurs respectives des isolants et des tôles.

[Variation of torque coefficient *versus* the ratio of the respective thickness of insulators and steel sheets.]

4. Caractéristiques théoriques des machines à feuilletage axial. — 4.1 DÉTERMINATION DE L'IMPÉDANCE SYNCHRONES. — En utilisant la relation (25) nous avons été conduits à déterminer l'expression suivante de l'impédance synchrone d'une machine à feuilletage axial :

$$\bar{Z} = r + \frac{j}{2} (X_d - X_q) \exp(-2j\theta_0) + \frac{j}{2} (X_d + X_q) \quad (27)$$

où r est la résistance d'une phase. Les réactances synchrones longitudinale X_d et transversale X_q sont telles que :

$$X_d = L_d \omega = 1 + L_0 C_d \omega \quad (28)$$

$$X_q = L_q \omega = 1 + L_0 C_q \omega \quad (29)$$

où l est l'inductance de fuite d'une phase et L_0 a pour expression :

$$L_0 = \frac{\mu_0 n_0^2 l_1 R}{l_0} \quad (30)$$

n_0 désigne la densité linéique maximale de conducteurs de chaque bobinage de l'enroulement statorique supposé diphasé. Enfin θ_0 représente le retard angulaire de l'axe longitudinal du rotor (parallèle au feuilletage) sur l'axe de la f.m.m. tournante due aux courants statoriques (Fig. 8). Ce dernier coïncide avec l'axe du bobinage équivalent tournant.

Fig. 8. — Diagramme de la tension d'un moteur à reluctance non autopiloté alimenté à courant constant et fréquence fixe.

[Voltage diagram of a non self controlled reluctance engine fed with constant current at invariable frequency.]

Aussi si $\bar{V}$ et $\bar{I}$ sont les amplitudes complexes des tensions et courants d'une phase de la machine, nous avons d'après (27) :

$$\bar{V} = \bar{Z} \cdot \bar{I}. \quad (31)$$

Il apparaît que $\bar{V}$ décrit un cercle lorsque θ_0 varie si $\bar{I}$ est constant (Fig. 8). Notons également que dans ces conditions l'expression du couple développé par la machine se met sous la forme :

$$\Gamma = \frac{X_d - X_q}{\omega} I^2 \sin 2\theta_0 = (L_d - L_q) I^2 \sin \theta_0. \quad (32)$$

4.2 DIAGRAMME CIRCULAIRE DU COURANT D'UNE MACHINE ALIMENTÉE EN TENSION. — Dans le cas d'une machine alimentée sous tension constante, l'angle ψ_0 de cette dernière par rapport à l'axe longitudinal du rotor constitue le paramètre de réglage. On a (Fig. 8) :

$$\operatorname{tg} \psi_0 = \frac{\operatorname{tg} \theta_0 + \operatorname{tg} \varphi_d}{1 - \operatorname{tg} \theta_0 \operatorname{tg} \varphi_q} \quad (33)$$

où

$$\operatorname{tg} \varphi_d = \frac{X_d}{r} \quad \operatorname{tg} \varphi_q = \frac{X_q}{r}.$$

Il est commode d'inverser, compte tenu de (27)

$$\bar{I} = \left[g - \frac{j}{2} (y_d - y_q) \exp(-2j\psi_0) - \frac{j}{2} (y_d + y_q) \right] \bar{V} \quad (34)$$

avec

$$g = \frac{r}{r^2 + X_d X_q}, \quad y_d = \frac{X_d}{r^2 + X_d X_q},$$

$$y_q = \frac{X_q}{r^2 + X_d X_q}.$$

Fig. 9. — Diagramme du courant d'un moteur à reluctance non autopiloté, alimenté à tension constante et fréquence fixe.

[Current diagram of a non self controlled reluctance engine fed with constant voltage at invariable frequency.]

Ce système de relations conduit au diagramme circulaire du courant de la figure 9.

Le couple s'écrit :

$$\Gamma = K \frac{V^2}{\omega} \left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d} \right) \sin(\psi_0 - \varphi_d) \cos(\psi_0 - \varphi_q) \quad (35)$$

$$K = 2 \frac{[(1 + \operatorname{tg}^2 \varphi_d)(1 + \operatorname{tg}^2 \varphi_q)]^{1/2}}{\operatorname{tg} \varphi_d \operatorname{tg} \varphi_q + (\operatorname{tg} \varphi_d \operatorname{tg} \varphi_q)^{-1}}.$$

Les variations de Γ en fonction de ψ_0 à diverses fréquences sont précisées sur la figure 10, les données étant les suivantes :

$$V = 51 \text{ V}, \quad L_d = 0,39 \text{ H},$$

$$L_q = 0,1 \text{ H}, \quad r = 6,7 \Omega.$$

Fig. 10. — Variations en fonction de ψ_0 du couple d'une machine à feuilletage axial alimentée sous tension constante pour diverses fréquences. 1. $f = 0$ Hz; 2. $f = 5$ Hz; 3. $f = 10$ Hz; 4. $f = 20$ Hz; 5. $f = 30$ Hz.

[Torque variations of an axially laminated engine versus ψ_0 at constant voltage and various frequencies. 1. $f = 0$ Hz; 2. $f = 5$ Hz; 3. $f = 10$ Hz; 4. $f = 20$ Hz; 5. $f = 30$ Hz.]

4.3 MACHINE AUTOPILOTÉE ALIMENTÉE EN TENSION.

— Au paragraphe 5.1 suivant nous décrivons une réalisation d'une machine autopilotée alimentée en tension. Comme nous le verrons, pour une telle machine ψ_0 est imposé par le calage du rotor par rapport à la tension $\bar{V}$ d'alimentation nécessairement variable. Le diagramme circulaire du courant (Fig. 8)

n'est plus valable. Nous avons montré que l'extrémité du courant $\vec{I}$ décrit une ellipse [6]. Les composantes directe I_d et en quadrature I_q de $\vec{I}$ sont respectivement données par

$$I_d = I \cos \theta_0 = \frac{V}{r} \frac{\cos \psi_0 + K_q \omega \sin \psi_0}{1 + K_d K_q \omega^2}$$

$$I_q = I \sin \theta_0 = \frac{V}{r} \frac{\sin \psi_0 - K_d \omega \cos \psi_0}{1 + K_d K_q \omega^2}$$

avec

$$K_d = \frac{L_d}{r} \quad K_q = \frac{L_q}{r}.$$

De tels diagrammes elliptiques sont tracés sur la figure 11 pour diverses valeurs de ψ_0 . On notera que le fonctionnement en moteur correspond à θ_0 positif.

Fig. 11. — Diagramme du courant d'une machine autopilotée alimentée sous tension constante.

[Current diagram of a self controlled engine fed with constant voltage.]

L'expression du couple en fonction de la pulsation de rotation est obtenue à partir de (35)

$$\Gamma = \frac{2 V^2 \cos^2 \psi_0}{r} (K_d - K_q) \times \frac{(\operatorname{tg} \psi_0 - K_d \omega) (1 + K_q \omega \operatorname{tg} \psi_0)}{1 + K_d K_q \omega^2}. \quad (38)$$

Nous avons tracé sur la figure 12 le réseau de caractéristiques mécaniques en conservant, pour les para-

Fig. 12. — Variation du couple avec la vitesse d'une machine autopilotée alimentée sous tension constante.

[Torque variations *versus* speed of a self controlled engine fed with constant voltage.]

mètres du moteur et la tension d'alimentation, les valeurs définies lors du tracé de la figure 10.

Nous constatons que :

- le moteur ne peut démarrer seul que pour $\psi_0 < \frac{\pi}{2}$,
- le couple de démarrage est maximum pour

$$\psi_0 < \operatorname{Arc} \operatorname{tg} \sqrt{\frac{L_d}{L_q}},$$

- la vitesse maximale est théoriquement infinie pour $\psi_0 > \frac{\pi}{2}$.

Nous avons tracé en pointillé les caractéristiques relatives à un fonctionnement en générateur obtenu à faible vitesse pour $\psi_0 > \frac{\pi}{2}$ et à grande vitesse pour $\psi_0 < \frac{\pi}{2}$.

5. Réalisations pratiques et études expérimentales. —

5.1 PRINCIPE ET RÉALISATION D'UN MOTEUR A RELUCTANCE AUTOPILOTÉ. — Afin de vérifier la validité de

Fig. 13. — Schéma du montage d'un moteur autopiloté.

[Diagram of self controlled engine wiring.]

ces résultats théoriques, nous avons réalisé un moteur à reluctance autopiloté dont le principe est précisé sur la figure 13. Dans un stator de machine asynchrone diphasée nous avons placé divers rotors à reluctance à feuilletage axial ou classique [6]. Un résolveur à effet Hall (trigonmètre sinus-cosinus) dont le rotor à aimant permanent est lié rigidement au rotor à reluctance fournit les deux tensions de Hall :

$$e_1 = k \cos(\alpha - \gamma)$$

$$e_2 = k \sin(\alpha - \gamma).$$

La constante k est proportionnelle au courant de commande des sondes à effet Hall. Lors d'une rotation uniforme :

$$\alpha = \omega(t - t_0)$$

nous obtenons deux tensions en quadrature qui alimentent par l'intermédiaire de deux amplificateurs opérationnels de puissance les phases du stator. Le calage γ des sondes de Hall définit le retard ψ_0 de l'axe longitudinal du rotor par rapport à la tension. Dans ce qui suit, nous décrivons les résultats relatifs aux fonctionnements de cette machine munie de chacun des trois rotors de la figure 14. L'un est classique (avec $2\theta_1 = 90^\circ$). Le second est à feuilletage simplement axial ; le dernier est à feuilletage mixte axial radial. Le feuilletage radial est, pour des raisons constructives, assez grossier. Il est destiné à diminuer les pertes Joule rotor dues aux harmoniques du champ magnétique. En effet les tôles utilisées sont en acier extra-doux dont la résistivité est plus faible que celle des tôles au silicium. Les caractéristiques communes des 3 rotors sont les suivantes :

diamètre $2R_2 = 62,2$ mm ,

longueur utile $l_1 = 85$ mm.

Enfin l'épaisseur de l'entrefer est de 0,3 mm.

Fig. 14. — Rotors expérimentés. De gauche à droite, classique, à feuilletage axial, à feuilletage mixte.

[Tested rotors. From left to right, classical, axially laminated, mixed laminated.]

5.2 RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX. — Nous avons porté sur la figure 15 les couples statiques mesurés, la machine étant munie de chacun des 3 rotors précé-

Fig. 15. — Couple statique d'une machine autopilotée alimentée en tension. a) Calculé pour un rotor à feuilletage axial ; b) mesuré pour un rotor à feuilletage axial ; c) mesuré pour un rotor à feuilletage mixte ; d) mesuré pour un rotor classique.

[Static torque of a self controlled engine fed with voltage. a) Computed for an axially laminated rotor ; b) measured for an axially laminated rotor ; c) measured for a mixed laminated rotor ; d) measured for a classical rotor.]

dents et alimentée dans les mêmes conditions, ainsi que le couple statique calculé dans le cas du rotor à feuilletage axial par rapport aux machines à reluctance du rotor à feuilletage axial. La déformation de la courbe de couple du rotor à feuilletage axial est probablement due à une dissymétrie géométrique. L'ensemble de ces mesures confirme les résultats théoriques en démontrant la supériorité des machines munies d'un rotor à feuilletage axial par rapport aux machines à reluctance classiques.

Fig. 16. — Caractéristiques de couples $\Gamma(\psi_0)$ du moteur non autopiloté pour diverses valeurs de la fréquence d'alimentation. ——— courbe expérimentale ; — — — courbe théorique.

[Torque curves $\Gamma(\psi_0)$ of non self controlled engine for various values of frequency. ——— experimental curve ; — — — theoretical curve.]

Fig. 17. — Caractéristiques couple-vitesse du moteur autopiloté. — ○ — mesurées pour le moteur à feuilletage mixte; — ▲ — mesurées pour le moteur à feuilletage axial; — — — théorique.

[Speed-torque curves of self controlled engine. — ○ — measured for mixed lamination engine; — ▲ — measured for axially laminated engine; — — — theoretical.]

Sur les figures 16 et 17 nous avons comparé les couples dynamiques mesurés et calculés, les machines alimentées sous 51 V fonctionnant en moteur. La première figure est relative au moteur à feuilletage axial non autopiloté alimenté à fréquence variable, la seconde au moteur autopiloté muni de chacun des deux rotors feuilletés. Nous avons reporté sur ces figures les résultats théoriques précédemment établis (Figs. 10 et 12).

Fig. 18. — Variations du rendement d'un moteur non autopiloté en fonction de la puissance absorbée. — — — à rotor classique; — — — à feuilletage mixte.

[Variations of non self controlled engine efficiency versus absorbed power. — — — classical rotor; — — — mixed lamination.]

Enfin, nous avons porté sur les figures 18 et 19 le rendement et le facteur de puissance mesurés en fonction de la puissance absorbée d'un moteur non autopiloté.

Fig. 19. — Variations du facteur de puissance d'un moteur non autopiloté en fonction de la puissance absorbée. Pour un moteur classique ○ $f = 11$ Hz; ▲ $f = 22$ Hz; X $f = 33$ Hz; — — — moteur à feuilletage mixte.

[Variations of non self controlled power factor versus absorbed power. Classical rotor ○ $f = 11$ Hz; ▲ $f = 22$ Hz; X $f = 33$ Hz; — — — mixed lamination.]

L'accord entre les mesures et les considérations théoriques que nous avons développées est satisfaisant, si l'on tient compte des imprécisions qui affectent la détermination de certains paramètres de la machine, l'entrefer en particulier. C'est probablement pour cette raison que sur la figure 17, les couples mesurés sont supérieurs aux couples calculés.

6. Conclusion. — La supériorité prévue théoriquement des machines à reluctance munies d'un rotor feuilleté axialement est confirmée par l'expérience.

Un tel résultat devrait encourager les physiciens à étudier d'autres types de machines à reluctance, dans lesquelles seraient introduites des anisotropies de perméabilité magnétique. Tel pourrait être le cas des machines à disques imbriqués déjà mentionnées pour lesquelles une optimisation des pertes magnétiques conduira sans doute à feuilletter les plots au moyen de fils magnétiques. Notre étude donne à penser que l'anisotropie ainsi introduite ne provoquera pas de diminution du couple électromagnétique.

Bibliographie

- [1] FAUCHER, LAJOIE MAZENC, AZIZI-GHANNADI, Proc. of the *International Conference on Electrical Machines* Bruxelles 11, 12, 13 septembre 1978.
- [2] GOYET, R., JABLON, C., RIOUX, C., *Compte rendu final du rapport DGRST n° 75.7.1236*, octobre 1976.
- [3] RIOUX, C., Théorie générale comparative des machines électriques, établie à partir des expressions du champ électromagnétique. *RGE* 79 (1970) 415.
- [4] RIOUX, C., Thèse de docteur ès-science, Paris, 1964.
- [5] CRUICKSHANK, A. J. O., ANDERSON, A. F., MENZIES, R. N. : Theory and performance of reluctance motors with axially laminated anisotropic rotors. *Proc. IEE* 118 (1971) 887.
- [6] PAKDEL, M., Thèse de docteur ingénieur. Université Paris VI, 1978.
- [7] LAWRENSON, P. J., AGU, L. A., Theory and performance of polyphase reluctance machine. *Proc. IEEE* 111 (1964) 1435.
- [8] PAKDEL, M., QUICHAUD, G., ROBERT, J., Influence of an axial lamination on the performance of a reluctance machine. Proc. of the « *International conference on electrical machines* » Bruxelles 11, 12, 13 septembre 1978.