



CONCEPTION D'UNE MACHINE SYNCHRO-RELUCTANTE DE FAIBLE PUISSANCE SOUS FORTES CONTRAINTES

DOC Caroline, LANFRANCHI Vincent, VILAIN Jean-Paul

Adresse : Université de Technologie de Compiègne EA 1006 - Laboratoire d'Electromécanique de Compiègne - B.P. 20529 – 60205 Compiègne Cedex - FRANCE

Email : caroline.doc@utc.fr , vincent.lanfranchi@utc.fr , jean-paul.vilain@utc.fr

Résumé

Le but de l'article est de présenter la démarche ayant conduit à la conception d'une machine synchro-réductante destinée à l'actionnement d'un accessoire automobile sous fortes contraintes. Après avoir mené une étude bibliographique conduisant à choisir le type de moteur adéquat, la conception du moteur synchro-réductant à rotor segmenté retenu est développée. Celle-ci se compose de deux phases : le choix du nombre de paire de pôles et du nombre d'encoche (paramètres discrets) et le dimensionnement du moteur (paramètres continus). Le critère prépondérant est le niveau de couple moyen imposé, sans pour autant négliger les pulsations de couple.

Mots Clés. : Conception, dimensionnement, machine synchro-réductante, rotor segmenté, qualité du couple

Index des symboles utilisés

$B_{e_{iq}}$: induction dans l'entrefer au niveau de la dent i en position d
 $B_{e_{iq}}$: induction dans l'entrefer au niveau de la dent i en position q
 C : couple moyen
 $C_{\text{étal}}$: coefficient d'étalement du flux dans l'entrefer
 e : largeur de l'entrefer
 I : amplitude du courant dans un enroulement
 l_{mag} : largeur de la partie amagnétique
 l_{epd} : largeur de l'épanouissement dentaire (pied de dent)
 l_{isthme} : largeur de l'ouverture d'encoche
 l_u : longueur utile de la machine
 L_d : inductance directe
 L_q : inductance quadrature
 N : nombre de conducteur par encoche
 N_{app} : nombre d'encoche par pôle et par phase
 p : nombre de paires de pôle
 PF_{max} : facteur de puissance maximal
 β : angle de calage (ou angle de charge)
 Δ_{couple} : ondulations relative de couple
 μ_0 : perméabilité du vide
 ϕ_d (resp. ϕ_q) : flux sous un pôle en position d (resp. q)
 Φ_d (resp. Φ_q) : flux coupé par un enroulement en position d (resp. q)

INTRODUCTION

Avec l'électrification d'un nombre sans cesse croissant d'accessoires automobiles, les machines électriques sont maintenant utilisées sous de nouvelles contraintes et dans des environnements pour lesquels le type de machine le mieux adapté a rarement été défini. Parmi ces environnements, l'environnement sans doute le plus contraignant est le compartiment moteur. A proximité du bloc moteur, les températures peuvent dépasser les 100°C et les encombrements disponibles sont relativement réduits. L'actionneur dont il est question ici devra avoir un diamètre de l'ordre de 45mm. D'autre part, ceux-ci doivent fonctionner sous 14V (tension maximale délivrée par la batterie) et 50 A. Ce courant est limité par les cahiers des charges constructeur qui préconisent que les accessoires ne doivent pas faire baisser de manière remarquable le courant dans le réseau électrique.

Dans de telles conditions, la machines sychro-réductante s'avère être compétitive par rapport aux machines alternatives traditionnellement employées. La machine synchro-réductante (SynchRel) a largement été développée durant les années 60 [5], [10] mais présentait alors une mise au synchronisme nécessitant un dispositif alternatif (cage d'écureuil...) lors de l'alimentation par réseau. D'une commande similaire à celle des machines brushless traditionnelles et d'un fonctionnement la rendant proche des machines à reluctance variable, la machine SynchRel a été remise au goût du jour grâce à la démocratisation de l'électronique de puissance.

Dans cet article, nous mettrons en exergue les principaux avantages et inconvénients des différentes machines alternatives susceptibles de convenir grâce à une étude bibliographique. Puis, nous développerons une démarche permettant d'obtenir un dimensionnement de cette machine.

CHOIX DU TYPE DE MACHINE

Le choix de la machine SynchRel retenue pour cette étude s'est déroulé en deux étapes. D'abord, les avantages et inconvénients des moteurs synchrone à aimants permanents (MSAP), synchro-réductante (SynchRel ou MSR), à reluctance variable (MRV) et asynchrone (MAS) ont été mis en avant en vue de réaliser un choix de machine pertinent vis à vis des contraintes à respecter. Puis, le type de géométrie du rotor a été fixé.

Comparaison des différents types de machine

La comparaison entre les types de machines alternatives disponibles fait l'objet d'un certain nombre d'étude dans la littérature. Ainsi, Miller [2] réalise la comparaison, en terme de couple et de couple/inertie, des différentes machines citées ci-dessus, plus une machine synchrone hybride (fonctionnant sur le principe d'aimants permanents et de reluctance variable) à partir de prototypes d'encombrement similaire. Une autre approche consiste en la mise en équation des circulations de champs au sein de chaque machine. A partir de ces équations, il est possible de comparer les performances en couple des machines étudiées en supposant des pertes Joules ou un facteur de puissance égales entre toutes les machines [3],[6] et [7]. Cette dernière approche permet de déterminer les environnements (encombrement, température, rendement...) où chaque machine est la plus performante. Enfin, il ne faut pas négliger les comparaisons qualitatives comme [2], [6] et [8], qui ont l'avantage de faire entrer en ligne de compte des considérations pratiques.

Dans le Tableau 1, nous avons synthétisé les avantages et inconvénients pour les machines de faible puissance exposées dans ces articles.

Tableau 1 : avantages et inconvénients des machines alternatives

type de machine	Avantages	Inconvénients
MSAP	<ul style="list-style-type: none"> - bon couple massique - bon rendement - possibilité de défluxage 	<ul style="list-style-type: none"> - dégradation des performances avec l'augmentation de la température - possibilité démagnétisation des aimants (température, pic de courant, défluxage...) - assemblage aimants - coût
MRV	<ul style="list-style-type: none"> - bobinage facile à réaliser, bon coefficient de remplissage - matériaux peu chers - facilité de fabrication - absence de pertes Joules au rotor - machine bon marché 	<ul style="list-style-type: none"> - nécessité de saturer le fer (pertes par circulation dans le fer) - facteur de puissance inférieur à celui d'une MSAP - petit entrefer nécessaire - fortes ondulations de couple, vibrations et bruit
MSR	<ul style="list-style-type: none"> - robuste - faible coût des matériaux - absences de pertes Joules au rotor 	<ul style="list-style-type: none"> - faible facteur de puissance - difficulté de réalisation - rendement inférieur à celui d'une MSAP
MAS	<ul style="list-style-type: none"> - robuste - faible coût de réalisation - faible d'ondulation de couple 	<ul style="list-style-type: none"> - faible couple volumique - mauvais rendement global - mauvais facteur de puissance - pertes Joules au rotor difficiles à évacuer

A partir de cette synthèse, il est possible d'évaluer qualitativement quelle machine est la plus propice à un usage donné, sans avoir à développer une géométrie spécifique. Au regard du cahier

des charges de notre application, la machine la mieux adaptée à notre usage s'avère être la machine synchro-réductante. En effet, la température rend le couple massique de la machine synchrone à aimants permanents inférieur à celui des autres types de machines. D'autre part, la machine asynchrone, bien que d'un facteur de puissance légèrement supérieur à la machine synchro-réductante, a l'inconvénient de plus grandes pertes Joules. Or, dans un environnement où la température est déjà élevée, des pertes Joules supplémentaires sont un facteur critique. Non seulement, l'énergie de cette source de chaleur supplémentaire est difficile à évacuer mais l'augmentation de température au sein de la machine fait accroître la valeur des résistances des bobinages, dégradant d'autant les performances. La machine à réductance variable, quand à elle, pose le problème des ondulations de couple. Ces ondulations peuvent s'avérer problématiques lorsque la charge à entraîner est conséquente ou le minimum de couple trop faible. De plus, elle nécessite de travailler à un niveau d'induction du matériau ferromagnétique élevé. Ceci implique soit une densité de courant élevée qui est difficilement atteignable sous les contraintes d'alimentation propre aux actionneurs d'accessoire automobile, soit des dents de section petite à l'échelle de la machine, ce qui pose alors la question de la fabricabilité. Ainsi malgré son faible facteur de puissance, l'absence de pertes Joules au rotor ainsi que l'absence d'aimant, dont les performances décroissent avec l'augmentation de la température, s'imposent la machine synchro-réductante comme la meilleure réponse au cahier des charges décrit en introduction.

Choix de la topologie du rotor SynchREL

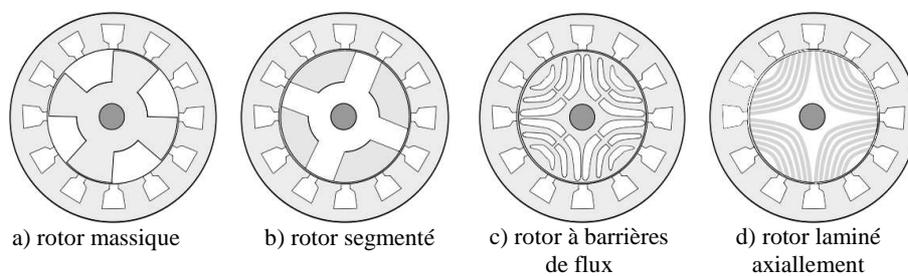


Figure 1 : topologies classiques de rotor de machines SynchRel

Dans les références [6], [8] et [10], on peut trouver l'équation de couple classique à laquelle obéit la MSR :

$$C = \frac{3}{2} p (L_d - L_q) I^2 \sin(2\beta) \quad (1)$$

ainsi que son facteur de puissance maximal, défini dans [10] comme :

$$PF_{\max} = \frac{\frac{L_d}{L_q} - 1}{\frac{L_d}{L_q} + 1} \quad (2)$$

Au vue des équations (1) et (2), nous pouvons remarquer l'importance des paramètres L_d et L_q . Il faut tendre vers, d'une part, la plus grande différence $L_d - L_q$, c'est à dire la plus grande saillance magnétique, afin d'avoir le couple moyen le plus important et, d'autre part, vers le plus grand rapport de saillance $\frac{L_d}{L_q}$ afin d'avoir le meilleur facteur de puissance. Ceci conduit à rechercher le rotor présentant le plus grand L_d et le plus petit L_q possible. Nous pouvons supposer qu'aux saturations près, toutes les topologies des rotors des MSR peuvent présenter une valeur de L_d de même ordre de grandeur. La discussion porte alors sur les différentes valeurs de L_q .

Il existe différentes géométries pour le rotor de la machine SynchRel (Fig.1) [6]. Le rotor Figure 1a est un rotor massif. Il est robuste et particulièrement adapté aux fonctionnements à hautes vitesses de part sa tenue mécanique. Cependant, pour des machines de faible diamètre, les petites valeurs de L_q sont difficiles à atteindre. En effet, rien empêche les lignes de champs de rejoindre le stator en passant, non pas par tout l'entrefer maximal, mais par les matériaux ferromagnétiques.

L'obtention de faible valeur de L_q justifie l'utilisation de rotor de fabrication plus complexe tels que les rotors à laminations transversales encore appelés à barrières de flux (Fig.1c), à laminations axiales, encore appelés ALA (Fig.1d) ou segmentés, encore appelé à pôles discrets [3] [10] (Fig.1b). Les rotors à laminations transversales sont des empilements de tôles dans lesquelles sont découpées des barrières de flux. Les rotors ALA sont constitués d'une succession de tôles ferromagnétiques et d'isolants formant des chemins canalisant le flux. Leur maintien en position est cependant assez délicat et limite la vitesse maximale. Il peut être réalisé par une série de vis pour lesquelles il faut alors laisser de la place au rotor afin d'y intégrer les têtes de vis.

Les rotors à barrières de flux et à laminations axiales permettent de canaliser le flux pour le forcer à passer à travers le plus de matériau amagnétique possible et ainsi d'obtenir des valeurs de L_q plus petites que pour une machine constituée d'un rotor massif. De plus, ces deux topologies de rotor sont particulièrement intéressantes pour la limitation des ondulations de couple car elles permettent une variation de perméance plus douce dans l'entrefer [9].

Néanmoins, pour les machines de petits diamètres, ici 45mm, la machine ALA est à proscrire du fait de sa complexité de réalisation. D'autre part, les machines à barrières de flux nécessitent, par construction, la présence d'un pont magnétique entre les barrières. Ce pont est dimensionné pour tenir à la centrifugation. Il doit également être suffisamment grand pour permettre sa découpe. Il est le plus souvent suffisamment fin pour saturer très rapidement et présenter alors une perméabilité relative μ_r proche de 1. Dans les cas des machines de tailles courantes, ces « fuites » n'interviennent que dans faible proportion dans L_q . Dans les machines de petites tailles, L_d et L_q sont petits et l'influence de fuites par le pont magnétique sont alors critiques.

Les rotors segmentés, contrairement aux deux précédents, sont adaptés aux petites tailles de rotor bien que de réalisation délicate.

Pour un faible diamètre ($\varnothing \approx 45\text{mm}$), les rotors segmentés (Fig.1b et Fig. 4) [1] permettent d'atteindre des différences $L_d - L_q$ et donc des niveaux de couple difficilement atteignables par les autres topologies.

Notre dimensionnement consistera à déterminer les paramètres d'une machine SynchRel à rotor segmenté en vue d'atteindre le couple requis sous 14V – 50A.

CONCEPTION DE MACHINE SYNCHRO-RELUCTANTE

Pour mener à bien ce dimensionnement, les paramètres ont été divisés en deux catégories : les paramètres discrets (nombre de paires de pôles, nombre d'encoche par pôles et par phase) et les paramètres continus (dimensions géométrique, densité de courant). Les critères retenus pour l'étude sont le niveau de couple moyen ainsi que l'amplitude des ondulations de couple.

Paramètres de conception discrets

Dans le cas de machines de petites dimensions, le nombre d'encoches est limité par des contraintes de réalisation. Considérant le cas triphasé du à l'utilisation du moteur pour un accessoire automobile, il faut alors déterminer la combinaison : nombre de paires de pôles / nombre d'encoche par pôles et par phase (N_{ep}) permettant d'obtenir le meilleur couple.

Le nombre d'encoche par pôles et par phase permet d'avoir différentes repartitions de champs.

Pour $N_{\text{ep}}=1$:

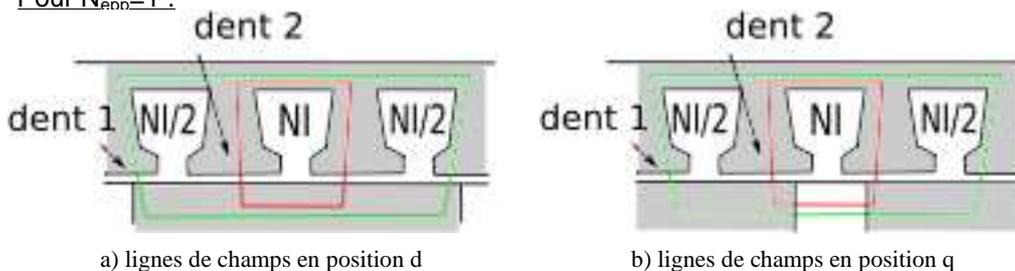


Figure 2 : circulation des lignes de champs pour $N_{\text{ep}}=1$

En négligeant la circulation dans le fer et les fuites d'encoches, nous pouvons écrire que:

En position d : $Be_{1d} = \frac{NI\mu_0}{e}$ et $Be_{2d} = \frac{NI\mu_0}{2e}$.

Or $\phi_d = \phi_1 + 2\phi_2 = \frac{\mu_0 NI}{e} (2l_{epd} - l_{amag}) l_u C_{\acute{e}tal}$

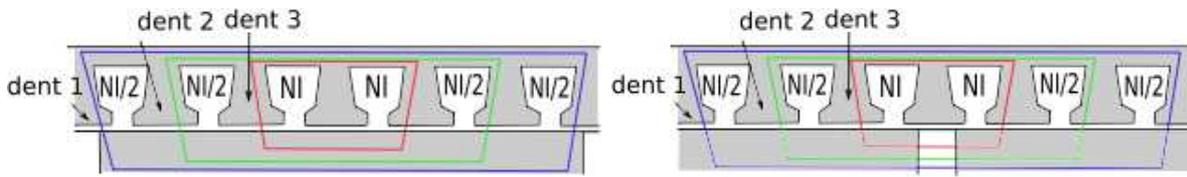
D'où
$$L_d = \frac{\Phi_d}{I} = \frac{N\phi_d}{I} = N^2 \mu_0 \frac{l_u (2l_{epd} - l_{amag}) C_{\acute{e}tal}}{e} \quad (3)$$

En position q : $Be_{1q} = \frac{2NI\mu_0}{2e + l_{amag}}$ et $Be_{2q} = \frac{\mu_0 NI}{2e + l_{amag}}$

D'où
$$L_q = N^2 \mu_0 \frac{(4l_{epd} + l_{isthme} - l_{amag}) l_u C_{\acute{e}tal}}{2e + l_{amag}} \quad (4)$$

Ainsi
$$L_d - L_q = \frac{2l_{amag} l_{epd} - l_{amag} e - l_{amag}^2 - l_{isthme} e}{e(2e + l_{amag})} N^2 \mu_0 l_u C_{\acute{e}tal} \quad (5)$$

Pour $N_{\text{epp}}=2$, selon la même méthode, on a :



a) lignes de champs en position d

b) lignes de champs en position q

Figure 3 : circulation des lignes de champs pour $N_{\text{epp}}=2$

$$Be_{1d} = \frac{4NI\mu_0}{2e}, \quad Be_{2d} = \frac{3NI\mu_0}{2e} \quad \text{et} \quad Be_{3d} = \frac{NI\mu_0}{e}$$

d'où
$$L_d = 2N^2 \mu_0 C_{\acute{e}tal} \frac{(14l_{epd} - 4l_{amag}) l_u}{2e} \quad (6)$$

$$Be_{1q} = \frac{4NI\mu_0}{2e + l_{amag}}, \quad Be_{2q} = \frac{3NI\mu_0}{2e + l_{amag}} \quad \text{et} \quad Be_{3q} = \frac{2NI\mu_0}{2e + l_{amag}}$$

d'où
$$L_q = 28N^2 \mu_0 C_{\acute{e}tal} \frac{l_{epd} l_u}{2e + l_{amag}} \quad (7)$$

Ainsi
$$L_d - L_q = \frac{14l_{amag} l_{epd} - 8l_{amag} e - 4l_{amag}^2}{e(2e + l_{amag})} N^2 \mu_0 l_u C_{\acute{e}tal} \quad (8)$$

Une étude de fonction sur les équations (5) et (8) montre que la différence de saillance pour $N_{\text{epp}}=2$ est plus grande que la différence de saillance pour $N_{\text{epp}}=1$ quelque soit la largeur de la partie amagnétique. Une machine ayant deux encoches par pôles et par phase a donc un couple plus élevé à courant et nombre de paire de pôles identiques (équation (1)).

Cependant, d'après l'équation (1), le couple est directement proportionnel au nombre de paire de pôles. D'où, à nombre d'encoche fixé, une augmentation du nombre de paire de pôle, p , permet de rendre pertinente, pour atteindre le couple désiré, des solutions dont la différence $L_d - L_q$ est plus faible mais compatible avec un plus grand nombre de paires de pôles. Ainsi, la combinaison (N_{epp} , p) la plus intéressante au niveau du couple retourne une machine à 12 encoches, $N_{\text{epp}}=1$ et deux paires de pôles.

Paramètres de dimensionnement continus

Une fois la combinaison p/N_{epp} choisie, il est alors possible de définir un certain nombre de paramètres géométriques déterminant le moteur. Les largeurs de culasse et de dent, par exemple, peuvent être calculées afin de limiter leur saturation en fonction du matériau ferromagnétique utilisé ce qui permet de travailler dans le domaine linéaire du matériau et de limiter le nombre de paramètres à étudier.

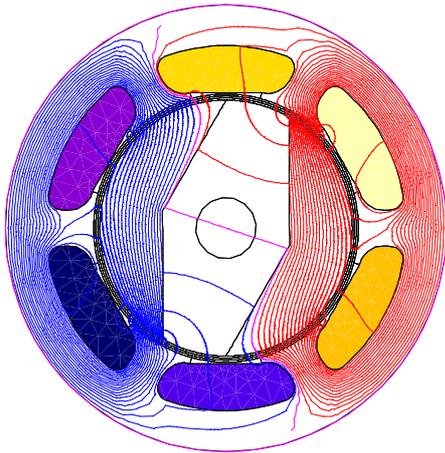
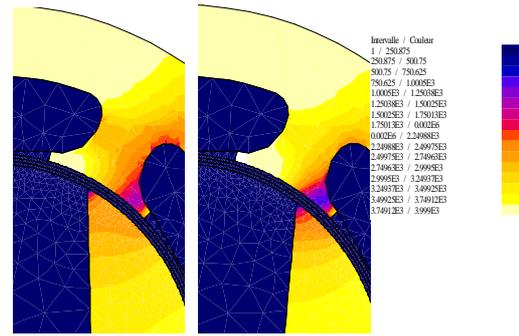


Figure 4 : modélisation par éléments finis d'une combinaison $p=1$ et $Ne_{pp}=1$



a) $L_{amag} = 4,2\text{mm}$ b) $L_{amag} = 7\text{mm}$

Figure 5 : Perméabilité relative dans une dent

De nombreux paramètres peuvent être modifiés afin d'atteindre un optimal. L'une des méthodes envisageables pour ce faire est une étude par plan d'expériences [4]. Parmi tous ces paramètres (dimensions géométriques et densité de courant), nous nous limiterons ici aux effets d'un paramètre prépondérant dans le dimensionnement d'une machine SynchRel à rotor segmenté : la largeur de la partie amagnétique du rotor (Fig. 4) influençant L_q , comme nous avons pu le voir ci-dessus. L_{amag} intervient également dans l'équation de L_d (équation (3)) mais les variations de L_{amag} engendrent des variations de L_d relativement faibles devant les variations de L_q . Les moteurs avec une large partie amagnétique sont donc à priori favorables à la production d'un fort couple.

L'augmentation de la largeur amagnétique tend à faire diminuer la valeur de L_q . Cependant, en position d, elle fait également diminuer la surface de passage du flux dans la dent en regard de la partie amagnétique du rotor. Cette variation de surface est prise en compte dans les équations (3) et (6). En conséquence de diminution de surface au passage du flux, l'induction dans cette dent augmente jusqu'à faire apparaître d'importants phénomènes de saturation locale. La Figure 5 montre la valeur de la perméabilité relative dans la dent 1 pour $l_{amag}=4.2\text{mm}$ et $l_{amag}=7\text{mm}$. En plus de la réduction de surface de passage du flux, la dent de la figure 5b) présente une zone au niveau du pied de dent dont la perméabilité relative est proche de 1, ce comportant alors comme de l'air. Ainsi, le flux passant dans la dent à travers cette zone voit un entrefer virtuel supérieur à l'entrefer réel e . L_d décroît donc avec l'augmentation de l_{amag} .

Ainsi, par plan d'expérience sur une modélisation éléments finis, nous pouvons quantifier la variation de couple en fonction de la largeur de la partie amagnétique du rotor en tenant compte des saturations locales. La valeur du couple en fonction de la largeur amagnétique est présentée en Figure 6. On peut voir sur la Figure 6 que l'augmentation de l_{amag} fait décroître le couple moyen au lieu de le faire croître en augmentant la différence de reluctance entre les positions d et q comme nous aurions pu nous y attendre.

La Figure 6 présente également les variations d'ondulations de couple en fonction de la largeur amagnétique. Ce critère peut se révéler important pour éviter d'avoir momentanément un couple instantané très faible ou plus globalement pour garantir la qualité du couple. Ces ondulations de couple sont exprimé relativement à la valeur moyen du couple par :

$$\Delta_{couple} = \frac{C_{max} - C_{min}}{C} \quad (9)$$

Les ondulations de couple relative présentent un minimal pour $l_{amag}=l_{epd}$. L'existence de cette valeur particulière se justifie par une surface constante de passage de flux de la pièce magnétique du rotor vers les dents du stator. La saillance du rotor n'amplifie alors pas l'effet de l'encoche sur les ondulations de couple. Cette solution présente néanmoins un couple moyen faible et n'est réservé qu'aux applications pour lesquelles les ondulations de couples perturbent le fonctionnement.

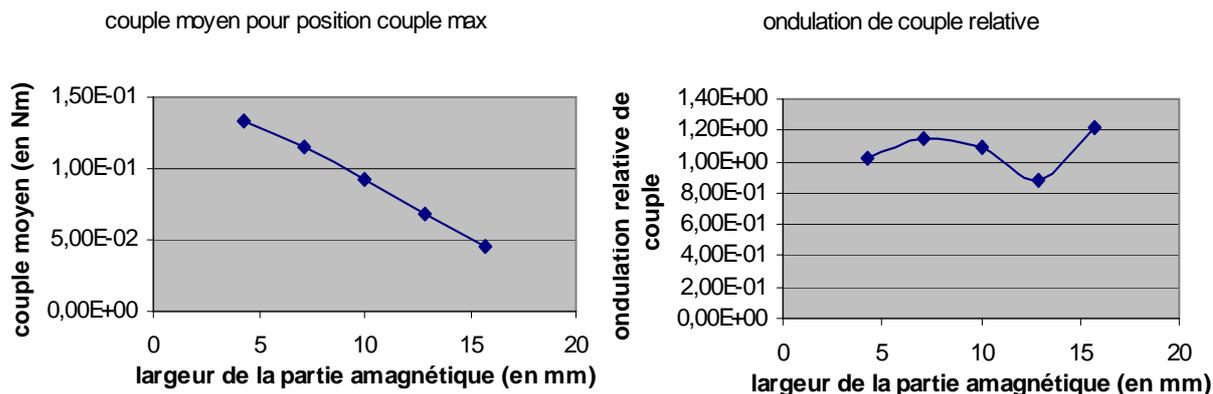


Figure 6 : variation du couple moyen et des ondulations de couple relatives en fonction de la largeur de la partie amagnétique

CONCLUSION

Dans cet article, nous avons présenté une topologie de rotor autorisant un fonctionnement à couple important sous les contraintes de faible diamètre et forte température extérieure sous alimentation 14V – 50A. Un plan d'expérience, appliqué à un modèle éléments finis permet de dimensionner les diverses grandeurs en tenant compte des effets de saturation (non linéaires). Il peut être reconduit sur les autres dimensions paramétrant le moteur afin d'obtenir une machine délivrant le plus de couple possible ou minimisant les ondulations de couple.

REFERENCES

- [1] HALL R., JACK A.G., MECROW B.C., MITCAM A.J., Design and initial testing of an outer rotating segmented rotor switched reluctance machine for an aero-engine shaft-line-embedded starter / generator, IEEE Industry Applications Society (2008)
- [2] MILLER T.J.E., HUTTON A., COSSAR C., STATON D.A., Design of a synchronous reluctance motor drive, IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 27, N°4, (July/August 1991)
- [3] VAGATI A., FRATTA A. and ROSSO G.F.P, AC motors for high-performance drives : a design-based comparison, IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 32, N°5, (Sept./Oct. 1996)
- [4] KIM K.C., AHN J.S., WON S.H., HONG J.P., LEE J., A study on the optimal design of SynRM for the high torque and power factor, IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 43, N°6, (June 2007)
- [5] CRUICKSHANK A.J.O., ANDERSON A.F., MENZIES R.W., Theory and performance of reluctance motors with axially laminated anisotropic rotors, IEE Proceedings, Vol. 118, N°7, (July 1971)
- [6] RAMINASOA T., Optimisation des performances des machines synchro-réductantes par réseaux de perméances, thèse soutenue à l'INPL, (2006)
- [7] LIPO T.A., Synchronous reluctance machine – a viable alternative for AC drives?, Electric Power Components and Systems, Vol. 19, N°6, (November 1991)
- [8] AMARA Y., Contribution à la conception et à la commande des machines synchrones à double excitation, Application au véhicule hybride, Soutenance de thèse, Laboratoire d'Electricité, Signaux et Robotique de l'ENS de Cachans, December 2001
- [9] VAGATI A., PASTORELLI M., FRANCESCHINI G, PETRACHE S. C., Design of low-torque-ripple synchronous reluctance motors, IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 34, (1998)
- [10] LAWRESON P and AGU L., Theory and performance of polyphase reluctance machines, PROC. IEE, Vol. 111, N°8 (August 1964)