

Impact d'une structure de type « Machaon » sur les performances électromagnétiques d'une machine synchro-réductante assistée par aimants

Baptiste CHAREYRON, Adrien GILSON, Koua Malick CISSE, André NASR, Abdenour ABDELLI

IFP Energies nouvelles, 1 et 4 avenue de Bois-Préau, 92852 Reuil-Malmaison, France ; Institut Carnot IFPEN
Transports Energie

RESUME –Les machines électriques de type synchro-réductante assistée par aimants représentent aujourd'hui une part importante des topologies utilisées dans les applications automobiles. Dans ce papier, nous nous intéresserons à cette structure et plus particulièrement à l'impact sur les pertes d'un rotor asymétrique de type « Machaon ». Pour cela, nous analyserons l'effet de l'asymétrie du rotor sur le contenu harmonique de l'induction magnétique dans l'entrefer lors d'un fonctionnement à vide de la machine ainsi que son impact sur l'ondulation du couple à fort courant. Dans un second temps, nous évaluerons l'influence de cette structure sur les pertes fer et les pertes dans les aimants lors d'un fonctionnement à haute vitesse. Finalement, nous conclurons sur la pertinence de ce type de rotor pour réduire l'ondulation de couple, l'impact sur la diminution des pertes rotoriques et ainsi faciliter le refroidissement des machines synchro-réductantes.

Mots-clés—Machine synchro-réductante assistée par aimants, Pertes électromagnétiques, rotor Machaon, rotor asymétrique.

1. INTRODUCTION

Les groupes motopropulseurs électriques pour l'automobile sont aujourd'hui dominés par les machines synchro-réductantes assistées par aimants permanents (PM-SynRel) [1]. Ces machines ont l'avantage de combiner le couple généré par les aimants permanents (couple des aimants) et celui généré par la saillance de la machine électrique (couple de saillance ou réductant). Cela permet d'avoir de hautes densités de couple et de puissances tout en limitant la quantité d'aimant dans la machine et en assurant un bon niveau de rendement. Ainsi il est possible de respecter les fortes contraintes automobiles que sont les performances électromagnétiques, la masse, le volume et le coût [2].

De plus, l'addition de ces deux types de couple permet une utilisation limitée d'aimant de type Néodyme Fer Bore (NdFeB) ce qui permet de :

- Limiter la tension à vide et les courants de court-circuit aidant ainsi à diminuer les contraintes sur l'onduleur[3] ;
- Réduire la dépendance aux terres rares dont la disponibilité est fluctuante pour permettre une meilleure maîtrise des coûts [4].

Cependant, ce type de structure possède différents défauts pouvant impacter les performances du système. La littérature identifie 2 types de problèmes :

- Des ondulations de couple qui peuvent être source de vibration pouvant engendrer un bruit excessif, des problèmes de vieillissement prématuré des roulements mais aussi d'interface avec le système (réducteur, roues) [5] ;
- Des pertes rotoriques qui risquent d'échauffer et de faciliter la démagnétisation des aimants. Ceux-ci étant enterrés, ils ne sont pas au contact direct d'une source de refroidissement efficace.

Pour éviter la démagnétisation des aimants, il est possible d'intégrer des systèmes de refroidissement dans le rotor [6]. Toutefois cela a un coût important et peut engendrer des problèmes de fiabilité supplémentaires.

Pour répondre aux problèmes d'ondulation, une méthode classique consiste à vriller les paquets de tôles [7-8] du rotor entre eux de manière à compenser mécaniquement l'ondulation de couple. Cette méthode est assez simple à mettre en place, mais elle engendre une différence d'angle de pilotage entre les paquets de tôles. Cette différence d'angle de pilotage provoque alors de fortes quantités de pertes dans les aimants et donc un fort échauffement. De plus, l'ajout de ce décalage génère des effets 3D nécessitant des calculs supplémentaires.

L'autre solution mise en avant par différents auteurs est d'utiliser des rotors dits « Machaon » de manière à réduire l'ondulation de couple de la machine et lisser la tension à vide [5], [9-10]. Le principe consiste à introduire une asymétrie en modifiant l'ouverture angulaire des barrières de flux d'un pôle à l'autre. Cette asymétrie peut engendrer des différences de passage de flux entre chaque pôle et donc des différences sur la génération de pertes. L'avantage de cette structure est qu'elle n'entraîne pas un déphasage mécanique entre les différents paquets de tôles et permet d'éviter d'imposer un fort défluxage sur certains aimants.

Dans ce papier, on s'intéressera dans un premier temps à comparer une machine à rotor symétrique et à rotor Machaon sur l'enveloppe du couple en fonction de la vitesse ainsi que l'induction magnétique dans l'entrefer à vide. Dans un

deuxième temps, nous introduirons notre méthodologie de calcul harmonique des pertes fer et des pertes dans les aimants. Finalement, nous regarderons l'impact qu'a l'asymétrie du rotor sur un point de fonctionnement à haute vitesse ou nous comparerons les pertes fer stator et rotor ainsi que les pertes dans les aimants.

2. COMPARAISON PERFORMANCES MACHINE SYNCHRONE

2.1. Caractéristiques de la machine

Dans ce papier, nous regarderons une machine pour une application de traction automobile, permettant de fournir environ 240 N.m, 140 kW et allant jusqu'à 16 000 tr/min. Les grandeurs caractéristiques sont regroupées dans le Tableau 1.

Pour l'ensemble de l'étude, nous considérerons un même stator avec 48 encoches, 3 phases (2 encoches par phases) et un bobinage distribué. Le rotor est composé de 3 barrières de flux contenant chacune d'elle un aimant. Le refroidissement (non représenté ici) est composé d'un serpentín situé autour du stator.

Nous comparerons 2 types de rotors : le premier sera un rotor symétrique, le second sera de type Machaon. La Figure 1 montre la différence entre les deux rotors. Sur le rotor asymétrique, nous constatons que les barrières de flux latérales sont plus ouvertes sur le pôle rouge que le pôle bleu. De plus, l'angle d'ouverture des deux barrières est choisi de manière à diminuer l'ondulation de couple, un mauvais choix d'angle pouvant introduire une forte baisse de couple.

La quantité d'aimant dans la machine ci-dessous représente environ 5 % de la masse totale des parties actives de la machine.

Tableau 1: Grandeurs caractéristiques de la machine

Grandeur	Unité	Valeur
Tension de bus DC	[V]	350
Courant pic max	[A]	640
Vitesse maximale	[tr/min]	16000
nombre de pôles	[-]	8

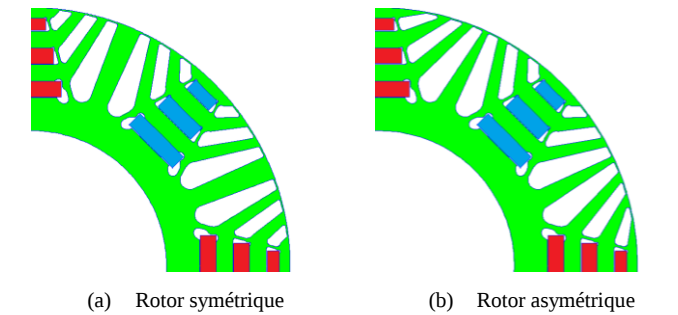


Figure 1: Rotor symétrique (a) et asymétrique (b)

2.2. Performances électromagnétiques

Pour comparer les deux designs, nous regarderons l'enveloppe de couple en fonction de la vitesse pour chacun des deux designs ainsi que l'ondulation de couple pour le courant maximal.

Sur la Figure 2, nous observons le couple maximal en fonction de la vitesse pour les 2 rotors présentés ci-dessus. Nous constatons que l'asymétrie réduit légèrement le couple à haute vitesse (-4 N.m à 16 000 tr/min) lorsqu'il est nécessaire de défluxer pour piloter la machine.

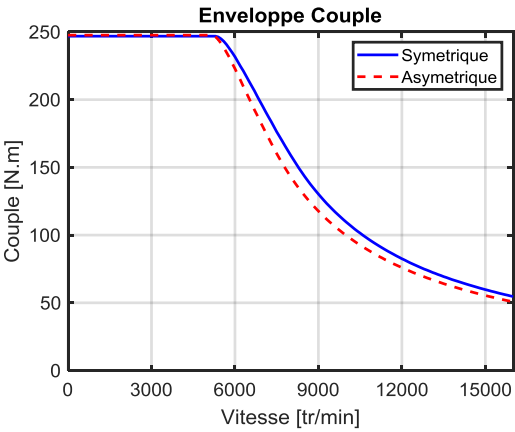


Figure 2: Évolution du couple en fonction de la vitesse pour les 2 types de rotor

De plus, comme vu dans la littérature, le rotor asymétrique permet de réduire de manière significative les ondulations de couple. Sur la figure 3, nous observons le couple maximal fourni par la machine en fonction de la position, mécanique.

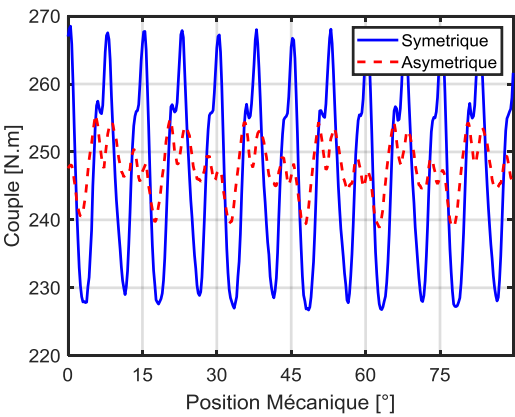


Figure 3: Evolution du couple maximal en fonction de la position

Le Tableau 2 donne les performances au courant maximal. Le couple maximal est quasi-identique mais avec une division par deux de l'ondulation de couple.

Tableau 2: Couple et ondulation pour le courant maximal

Grandeur	Unité	Valeur
Rotor Symétrique	Courant pic	[A]
	Couple moyen	[N.m]
	Ondulation de Couple	[%]
Rotor Asymétrique	Courant	[Ap]
	Couple moyen	[N.m]
	Ondulation de Couple	[%]

Par la suite, nous allons observer les pertes rotoriques pour un point situé à 16 000 tr/min et pour une puissance de 60 kW (~ 36 N.m). Ce point à haute vitesse en zone de défluxage permettra de mettre en avant l'impact du rotor asymétrique sur les pertes.

2.3. Forme d'onde de l'induction à vide dans l'entrefer

L'utilisation d'un rotor de type Machaon a un impact non négligeable sur la forme de l'induction dans le matériau et dans l'entrefer. En effet, l'asymétrie entre les 2 pôles va engendrer des différences dans la forme de l'induction.

Sur la Figure 4, nous traçons l'induction magnétique suivant la direction radial dans l'entrefer à un instant donné à vide. Dans le cas du rotor symétrique (courbe bleu), nous notons que la partie négative et positive de l'induction sont bien identiques. Par contre dans le cas du rotor asymétrique (courbe rouge), l'induction est différente. Le maximum est plus important, mais la largeur de la partie positive diminue de façon à avoir une induction moyenne nulle.

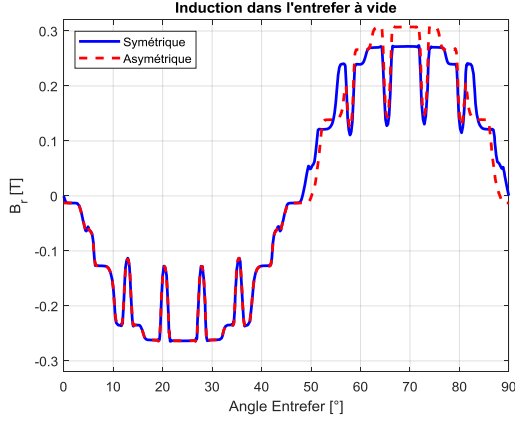


Figure 4: Induction radiale au milieu de l'entrefer à vide à la position mécanique 0° du rotor

L'impact de cette asymétrie engendre l'apparition d'un contenu harmonique différent. En effet, la symétrie entre le pôle nord (partie négative) et sud (partie positive) permet d'avoir uniquement des harmoniques impaires ce qui n'est pas le cas du rotor asymétrique (présence d'harmonique 2 et 14 pour le rotor asymétrique sur la Figure 5). Par la suite, cette différence d'harmonique pourra générer des pertes différentes entre les deux machines.

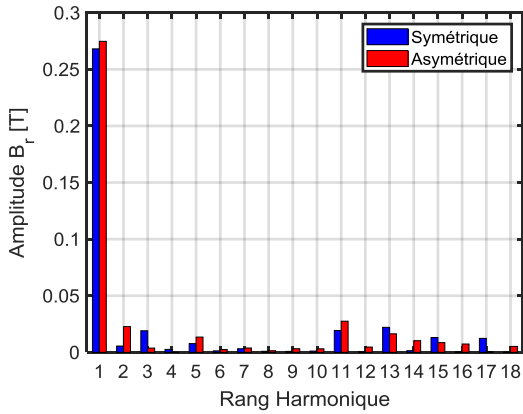


Figure 5: Contenu harmonique de l'induction radiale au milieu de l'entrefer

3. METHODOLOGIE DE CALCULS DES PERTES

3.1. Calculs des pertes fer rotoriques et statoriques

Pour calculer les pertes rotoriques (P_{Rotor} [W]) et statoriques (P_{Stator} [W]), nous utiliserons un modèle de pertes polynomial basé sur trois termes en B^2 , $B^{1.5}$, B^2 inspiré des travaux de Bertotti [10] appliqué pour chacune des mailles numérotée (i) du maillage provenant du calcul par éléments finis. De plus, l'induction n'étant pas purement sinusoïdale dans chaque maille, une décomposition en série de Fourier suivant la direction radial et tangentiel est réalisée à l'aide de la formule ci-dessous [12] :

$$P_{Rotor/Stator}(\Omega) = \sum_{i=1}^{Nbr\ maille} M_{Maille} \left(\sum_{n=1}^{Nbr\ har} \left[k_h (B_{r,i,n}^2 + B_{t,i,n}^2) \frac{n\Omega p}{60} + k_c (B_{r,i,n}^2 + B_{t,i,n}^2) \left(\frac{n\Omega p}{60} \right)^2 + k_e \left(B_{r,i,n}^{\frac{3}{2}} + B_{t,i,n}^{\frac{3}{2}} \right) \left(\frac{n\Omega p}{60} \right)^{\frac{3}{2}} \right] \right) \quad (1)$$

Avec :

- M_{Maille} : La masse de matière dans chaque maille en kg ;
- $B_{r,i,n}$: L'amplitude radial de l'induction pour l'harmonique n dans la maille i en T ;
- $B_{t,i,n}$: L'amplitude tangentiel de l'induction pour l'harmonique n dans la maille i en T ;
- Ω : La vitesse de rotation en tr/min ;
- p : Le nombre de paires de pôles ;
- $Nbr\ har$: Le nombre d'harmoniques utilisées ;
- $Nbr\ maille$: Le nombre de mailles dans le rotor.

Le coefficient k_c étant le coefficient de pertes lié aux courants induits dans la tôle et peut donc être déterminé de manière analytique :

$$k_c = \frac{\pi^2 \sigma}{6 \rho} d^2 \quad (2)$$

Avec :

- σ : La conductivité de la tôle [$\Omega^{-1} \cdot m^{-1}$] ;
- ρ : La masse volumique de la tôle [$kg \cdot m^{-3}$] ;
- d : l'épaisseur de la tôle [m].

Les coefficients k_h des pertes par hystérésis et k_e des pertes excédentaires sont déterminés à partir d'essai normalisé réalisé sur cadre d'Epstein.

3.2. Calculs des pertes dans les aimants

Dans le cas des aimants NdFeB, les pertes peuvent être modélisées par des courants induits. De nombreuses publications proposent des modèles analytiques permettant de les caractériser. Dans notre cas, nous utilisons des aimants de forme rectangulaire assez fins, nous pouvons donc utiliser la formulation proposée dans les travaux de A. Bettayeb [13] pour calculer les pertes dans les aimants pour chacun des harmoniques :

$$P_{Mag}(\Omega) = \frac{d^2 l^2}{d^2 + l^2} \frac{V \pi^2}{8 \rho} \sum_{n=1}^{Nbr\ har} \left(\left(\frac{n\Omega p}{60} \right)^2 B_n^2 \right) \quad (3)$$

Avec :

- V : Le volume de l'aimant [m^3] ;
- l : La longueur de l'aimant [m] ;
- d : La largeur de l'aimant [m] ;
- ρ : la conductivité de l'aimant [$\Omega^{-1} \cdot m^{-1}$] ;
- B_n : Amplitude de l'induction dans l'aimant pour l'harmonique n [T].

Il est à noter que cette méthodologie néglige l'effet de peau dans les aimants. Dans le cas de notre machine, ces effets peuvent être négligés car les aimants ne font que quelques millimètres d'épaisseur. En effet, dans le cas d'un aimant ayant une conductivité de $140 \cdot 10^{-8} \Omega^{-1} \cdot m^{-1}$ à 16 000 tr/min pour l'harmonique 36, nous obtenons une épaisseur de peau de 3mm, ce qui correspond à l'ordre de grandeur de l'aimant et

permet de conclure de l'absence d'effet de peau dans nos aimants.

4. COMPARAISON DES PERFORMANCES EN CHARGE A 60 kW - 16 KRPM

Dans cette partie, nous comparerons les deux machines pour un même point de fonctionnement 60 kW-16 krpm (~ 36 N.m). Nous appliquons le même courant (207 Ap) et le même angle de pilotage (75°).

4.1. Couple électromagnétique

La Figure 6 montre le couple en fonction de la position mécanique du rotor. Nous constatons que le couple moyen obtenu est dans les deux cas identique avec une ondulation fortement réduite pour le rotor asymétrique (Tableau 3).

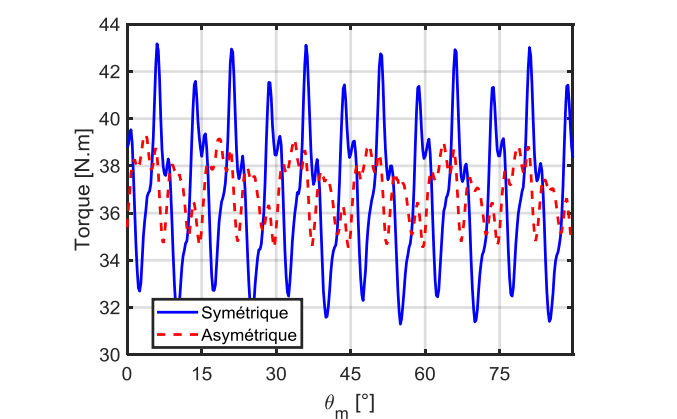


Figure 6: Couple électromagnétique à 16 ktr/min – 60 kW

Il est à noter que la périodicité du couple est la même dans les deux cas, celle-ci étant dû à la forme de l'entrefer et donc des encoches statoriques.

Tableau 3: performances à 16 krpm – 60 kW

Grandeur		Unité	Valeur
Rotor Symétrique	Courant pic	[A]	207
	Psi	[°]	75
	Couple moyen	[N.m]	37
	Ondulation de Couple	[%]	32
Rotor Asymétrique	Courant	[Ap]	207
	Psi	[°]	75
	Couple moyen	[N.m]	37
	Ondulation de Couple	[%]	13

4.2. Analyse de l'induction

Le but d'observer l'induction sera d'identifier les harmoniques physiquement présentes dans la machine et ne pas calculer les pertes pour des harmoniques n'ayant pas de réalité physique.

4.2.1. Induction dans le stator

Dans ce paragraphe, nous observons la forme d'onde de l'induction dans une dent (Figure 7). Nous remarquons que comme dans le cas à vide, dans le cas du rotor asymétrique, l'induction n'est pas symétrique.

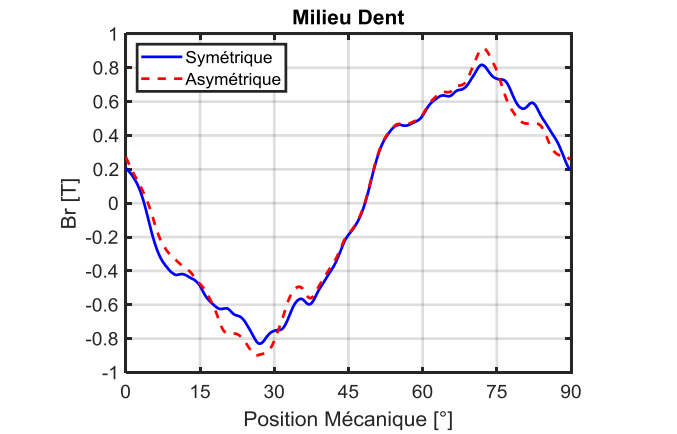


Figure 7: Induction radiale au milieu de la dent à 16 krpm – 60 kW

Cela a pour effet de générer aussi des harmoniques paires dans l'induction que l'on peut clairement identifier pour les harmoniques 2 et 4 (Figure 8).

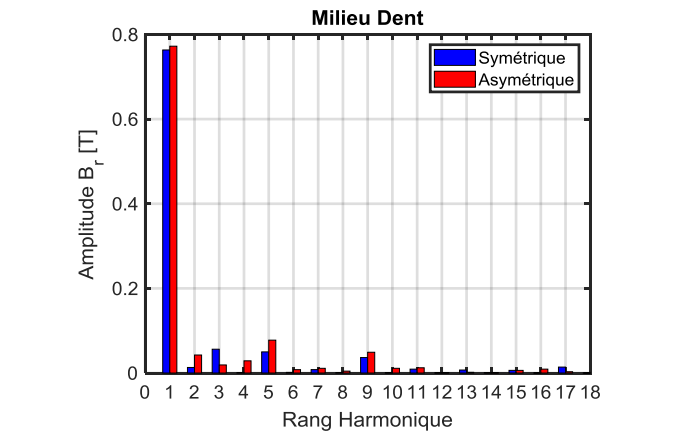


Figure 8: Rang des harmoniques dans la dent pour l'induction radiale à 16 krpm – 60 kW

En conclusion pour le stator, nous voyons que le rotor asymétrique va générer plus d'harmoniques que le rotor symétrique. Cela engendrera alors des harmoniques de pertes différentes au stator entre les deux rotors. Ainsi il est nécessaire de considérer tous les harmoniques pour le rotor Machaon alors que l'on ne peut considérer que les harmoniques impairs dans le cas du rotor symétrique.

4.2.2. Induction dans le rotor

Dans le cas du rotor, nous ne regardons que la variation d'amplitude l'induction sans la valeur moyenne (Figure 9). Dans notre cas, on regarde l'induction dans le fer dans la zone la plus proche de l'entrefer au-dessus de l'aimant. Nous retrouvons alors un contenu harmonique très similaire entre les deux rotors qui contient principalement l'harmonique 6 et ses multiples (Figure 10).

Ce phénomène s'explique par la forme de l'entrefer qui est lisse au rotor et composé de 12 encoches pour 2 encoches par phases. Cela pour effet d'avoir une motif élémentaire de 15° (15°=90°/12*2) ce qui correspond bien à l'harmonique 6.

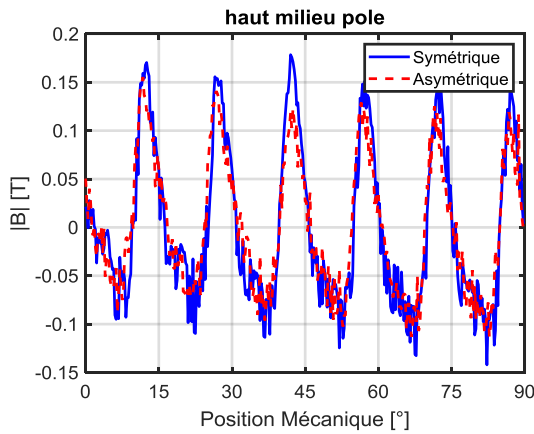


Figure 9: Norme de l'induction sans la valeur moyenne dans le rotor à 16 krpm – 60 kW

Sur la figure suivante, nous voyons clairement que dans le cas d'un rotor asymétrique, l'amplitude des harmoniques 6 et 12 est plus faible. Cela aura certainement un impact sur les pertes.

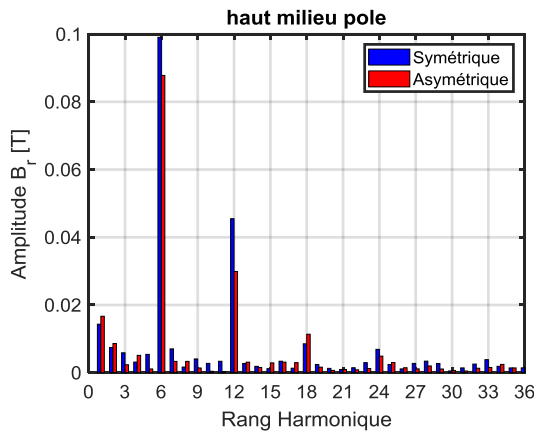


Figure 10: Rang des harmoniques dans le rotor à 16krpm-60kW

Comme discuté précédemment, l'entrefer les formes d'induction dans le rotor sont physiquement composé d'harmonique 6 et ces multiples, les autres grandeurs étant lié au bruit numérique (erreur de numérique du calcul par éléments finis). Pour ne pas perturber l'estimation des pertes nous considérerons uniquement pour le rotor les harmoniques 6 et ses multiples pour la suite. De plus ce résultat peut se retrouver dans la littérature [14] ce qui permet de confirmer notre choix.

4.3. Pertes fer

4.3.1. Pertes fer stator

Sur la Figure 11, nous examinons les pertes statoriques pour chacun des harmoniques, on constate que le contenu harmonique est assez différent, mais globalement les pertes dans le cas d'un rotor asymétrique augmentent d'environ 10 % (Tableau 4).

Dans le cas du rotor symétrique, c'est l'harmonique 5, 9, 15 et 17 qui semblent générer le plus de pertes après le fondamental. Ce résultat est cohérent avec la littérature [14].

Pour le rotor asymétrique, nous constatons que l'harmonique 5 et 9 ont bien augmenté et que l'harmonique 16 est apparu à la place du 17 ce qui est cohérent avec les inductions que l'on voit sur la Figure 8.

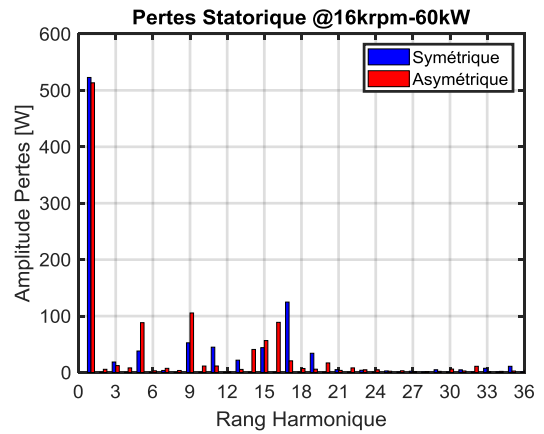


Figure 11: Pertes statorique à 16 krpm – 60 kW

4.3.2. Pertes fer rotor

En regardant les pertes rotoriques (Figure 12), nous observons que le rotor asymétrique a diminué de manière significative l'harmonique 12. Cela permet globalement de réduire les pertes de l'ordre de 12 % pour le rotor et les aimants (Tableau 4).

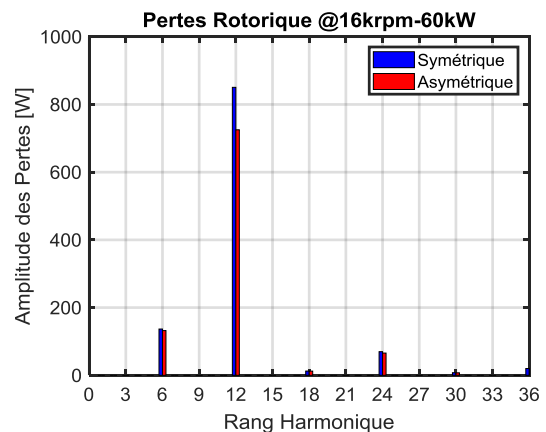


Figure 12: Pertes Rotorique à 16krpm-60kW

4.3.3. Pertes global

Globalement, en additionnant pertes fer stator, fer rotor et aimant, nous réduisons d'environ 3 % les pertes en passant de 2184 W à 2129 W (Tableau 4). En outre, nous avons pu transférer du rotor vers le stator une partie des pertes.

Ce transfert de pertes du rotor vers le stator est positif pour l'ensemble du système. Cela permet ainsi de limiter l'échauffement du rotor – qui est loin de la source de refroidissement – et donc de limiter les risques de démagnétisation. D'autre part, le stator étant généralement au contact direct du circuit de refroidissement, l'impact sur la température stator sera limité.

Tableau 4: Pertes fer à 16 ktr/min – 60 kW

Grandeur		Unité	Valeur
Rotor Symétrique	Pertes fer statorique	[W]	963
	Pertes fer rotorique	[W]	1097
	Pertes aimants	[W]	124
	Pertes totales	[W]	2184
Rotor Asymétrique	Pertes fer statorique	[W]	1057
	Pertes fer rotorique	[W]	964
	Pertes aimants	[W]	108
	Pertes totales	[W]	2129

5. CONCLUSION

Dans cet article, nous avons comparé deux machines synchro-réductantes assistées d'aimants permanents. L'une avec un rotor symétrique et l'autre avec un rotor asymétrique dit Machaon dans le but d'observer l'impact sur les pertes fer et aimant de la machine.

Dans un premier temps, nous avons comparé les performances électromagnétiques de la machine et nous avons pu voir que l'asymétrie permettait de réduire l'ondulation de couple tout en gardant un couple moyen constant, mais engendrait une légère perte de performance sur l'enveloppe à haute vitesse de la machine. Nous avons ensuite regardé le contenu harmonique dans l'entrefer à vide qui a permis de mettre en évidence la présence d'harmoniques paires dans le cas de la structure Machaon. Ces harmoniques étant liés à l'asymétrie entre le pôle nord et sud du rotor.

Par la suite, à l'aide d'un modèle harmonique de pertes fer et aimant, nous avons évalué les pertes pour un point de fonctionnement à 16 ktr/min et 60 kW. Nous avons alors obtenu des pertes globales très similaires, mais réparties de manière différente entre le stator et le rotor. L'asymétrie du rotor a permis de transférer environ 10% des pertes du rotor vers le stator. Cette modification de la répartition est positive pour le système au global car elle permet de réduire la température rotor – et donc les risques de démagnétisation- tout en facilitant l'évacuation des pertes, le stator étant généralement plus proche du circuit de refroidissement.

En conclusion, la structure Machaon est une bonne solution pour réduire l'ondulation de couple tout en gardant des performances électromagnétiques équivalente. De plus, elle facilitera l'évacuation des pertes en les rapprochant de la source de refroidissement. Cependant, cette asymétrie peut rendre l'optimisation de la machine plus complexe en augmentant le nombre de paramètres au rotor.

6. RÉFÉRENCES

- [1] R. M. R. Kumar et al., "High Power High Speed PM-Assisted SynRel Machines with Ferrite and Rare Earth Magnets for Future Electric Commercial Vehicles," IECON 2019 - 45th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society, Lisbon, Portugal, 2019, pp. 1083-1088
- [2] S. Chowdhury, et al., "Enabling Technologies for Compact Integrated Electric Drives for Automotive Traction Applications," 2019 IEEE Transportation Electrification Conference and Expo (ITEC), Detroit, MI, USA, 2019, pp. 1-8
- [3] B. A. Welchko, et al., "IPM synchronous machine drive response to symmetrical and asymmetrical short circuit faults," in IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 18, no. 2, pp. 291-298, June 2003
- [4] Reuters. (2019, JUNE) U.s. dependence on china's rare earth: Trade war vulnerability. [Online]. Available: <https://www.reuters.com/article/us-usa-trade-china-rareearth-explainer/u-s-dependence-on-chinas-rare-earth-trade-war-vulnerability>
- [5] B. Gaussens, et al., "Torque ripple mitigation of PM-assisted synchronous reluctance machine : Design and optimization," 2017 20th International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS), Sydney, NSW, 2017, pp. 1-6
- [6] Y. Gai et al., "Cooling of Automotive Traction Motors: Schemes, Examples, and Computation Methods," in IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 66, no. 3, pp. 1681-1692, March 2019, doi: 10.1109/TIE.2018.2835397.
- [7] P. Lazari, et al., "3-D Effects of Rotor Step-Skews in Permanent Magnet-Assisted Synchronous Reluctance Machines," in IEEE Transactions on Magnetics, vol. 51, no. 11, pp. 1-4, Nov. 2015, Art no. 8112704
- [8] N. Bianchi, et al., "Electric Vehicle Traction Based on Synchronous Reluctance Motors," in IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 52, no. 6, pp. 4762-4769, Nov.-Dec. 2016

- [9] Abdelli A. , et al., "Design of a 200 kW PM SynRel Motor without rare-earth earth magnets for electric vehicle" in EVS32 .19-22 May 2019
- [10] G. Bacco , et al., "Asymmetric Synchronous Reluctance Rotor Geometry Design: A Practical Approach," 2018 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE), Portland, OR, 2018, pp. 5414-5421, doi: 10.1109
- [11] G. Bertotti, Hysteresis in Magnetism, Academic Press, (1998)
- [12] O. Hamrit, et al., "Anisotropy of Losses in Non-Oriented Iron Silicon Sheets: Influence on Electrical Machine Applications," in IEEE Transactions on Magnetics, vol. 52, no. 2, pp. 1-7, Feb. 2016, Art no. 6300107
- [13] Bettayeb, A. A. (2010). Pertes à haute fréquence dans les rotors des machines synchrones à aimants alimentées par onduleur de tension (Doctoral dissertation)
- [14] K. Yamazaki et Y. Seto, "Iron loss analysis of interior permanent-magnet synchronous motors-variation of main loss factors due to driving condition," in IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 42, no. 4, pp. 1045-1052, July-Aug. 2006, doi: 10.1109/