

# Optimisation de machines synchrones à aimants permanents sans terre rare pour véhicules électriques

Anis Guessoum <sup>1,3</sup>, Sami Hlioui <sup>2</sup>, Guillaume Mermaz-Rollet <sup>3</sup>, Mohamed Gabsi <sup>1</sup>

<sup>1</sup> SATIE, CNRS, ENS Paris-Saclay, 91190 Gif-sur-Yvette, France

<sup>2</sup> SATIE, CNRS, Cergy Paris Université, 95000 Cergy, France

<sup>3</sup> Groupe Stellantis, 78955 Carrières-sous-poissy, France

**RESUME** – Dans ce travail, différentes machines synchrones à aimants permanents (MSAP) optimisées sont proposées pour la motorisation de véhicules électriques (VE). Pour différentes paires de pôles, l'utilisation d'aimants permanents sans terres rares, ainsi que l'utilisation de l'aluminium dans les enroulements statoriques sont évaluées en termes de coût et de consommation sur le cycle WLTC. Les résultats d'optimisation sont présentés pour différentes contraintes.

**Mots-clés** — *Aimant permanent, terres rares, machine synchrone, optimisation, véhicule électrique.*

## 1. INTRODUCTION

Aujourd'hui, la MSAP est la topologie la plus répandue dans les véhicules électriques [1], en raison de sa compacité et de son rendement. Les aimants utilisés dans ces machines contiennent des terres rares, car ils ont la plus grande densité énergétique [2] avec un BHmax pouvant atteindre 60 MGOe [3]. En raison de différentes incertitudes concernant leur prix et leur disponibilité [2], d'autres aimants permanents peuvent être envisagés pour les remplacer. Le cuivre est aussi un élément dont la disponibilité à moyen terme pourrait être incertaine [4]. Avec la transition énergétique actuelle, différentes applications risquent de provoquer une augmentation de la demande : selon différents scénarios, 78% à 89% des ressources connues en cuivre en 2010 pourraient être extraites jusqu'à 2050 [4].

Dans cet article, l'utilisation d'aimants permanents sans terres rares (ferrite et MnAl) ainsi que le potentiel d'utilisation de l'aluminium dans les enroulements statoriques sont évaluées dans le contexte de machines électriques pour une application VE. Un dimensionnement optimisé est réalisé pour plusieurs cahiers des charges (CdC).

Ainsi, nous présenterons une analyse des différents aimants pouvant être utilisés, puis la méthodologie que nous avons utilisée pour dimensionner les MSAP ainsi que les cas étudiés, et enfin nous analyserons les résultats obtenus.

## 2. AIMANTS PERMANENTS SANS TERRES RARES

Les aimants permanents utilisés le plus couramment dans les machines synchrones dédiées à la traction automobile sont des néodyme-fer-bore (NdFeB) [5]. D'autres types d'aimants industrialisés peuvent être utilisés dans des machines électriques, comme les AlNiCo et les ferrites.

Les AlNiCo contiennent essentiellement de l'aluminium, nickel, fer et cobalt. [3]. Ces aimants possèdent une induction

rémanente  $B_r$  élevée, et un champ coercitif faible qui les rend sujets à la démagnétisation [3]. Ils ne sont pas considérés dans ce travail en raison de leur faible coercivité et de la disponibilité incertaine du cobalt.

Les ferrites sont des oxydes de fer et peuvent contenir du baryum ou du strontium [3]. Les performances de ces aimants sont moyennes avec un BHmax de l'ordre de 4 MGOe [5] mais leur coût n'est pas élevé et ils sont simples à produire [6]. Dans ce travail, nous avons étudié l'utilisation d'aimants ferrites avec les propriétés suivantes :  $B_r = 0.395 T$ ,  $H_c = 290 kA/m$  et  $BH_{max} = 3.6 MGOe$  [7].

D'autres types d'aimants permanents innovants font l'objet de recherches aujourd'hui [5, 6], parmi lesquels les manganèse-aluminium qui peuvent théoriquement atteindre un BHmax de 14 MGOe [8]. Ces aimants ont l'avantage d'être peu coûteux et d'avoir une bonne usinabilité, ainsi qu'une température de Curie élevée (650 K) [9]. L'ajout d'une faible quantité de carbone pour former un alliage de MnAlC permet d'améliorer l'usinabilité et la température de Curie [9]. Dans la pratique, des alliages de MnAl et MnAlC ont été fabriqués par des procédés conventionnels (fusion à l'arc, filage par fusion et traitement thermique) pour atteindre une aimantation à saturation de  $650.5 kA/m$  [10]. Dans la même étude, ces alliages sont broyés pendant différentes durées pour donner des échantillons de poudre. Les meilleures propriétés magnétiques sont obtenues pour l'échantillon sans carbone broyé pendant 15 minutes et sont les suivantes (à température ambiante) :  $B_r = 0.475 T$ ,  $H_c = 294 kA/m$  et  $BH_{max} = 3.1 MGOe$  [10]. Les caractéristiques magnétiques précédentes sont utilisées dans ce travail. Les propriétés magnétiques des poudres issues des alliages MnAlC sont plus faibles [10].

Il y a également d'autres types d'aimants permanents à base de manganèse qui ont récemment fait l'objet de recherches, comme le MnBi qui présente des propriétés intéressantes, notamment un BHmax pouvant théoriquement atteindre 17.7 MGOe [5]. Cependant, il est difficile d'obtenir une pureté élevée pour cet aimant, ce qui dégrade ses propriétés magnétiques [9]. De plus, le coût relativement faible du bismuth reflète en réalité une faible demande compte tenu de sa rareté, son utilisation dans des aimants permanents pourrait amener une incertitude sur sa disponibilité [11].

### 3. OUTIL DE DIMENSIONNEMENT PAR OPTIMISATION

Les calculs ont été faits avec un code développé par Stellantis en collaboration avec le laboratoire SATIE, utilisant Matlab et XFEMM, il se divise en deux parties.

#### 3.1. Evaluation de la chaîne de traction

La première partie permet d'analyser une chaîne de traction donnée : véhicule, moteur électrique, réducteur, batterie et onduleur. Il s'agit de définir les paramètres des éléments cités ci-dessus (masse du véhicule, nombre de paires de pôles, caractéristiques des aimants, propriétés des matériaux ...). Par la suite, la chaîne de traction peut être évaluée sur un cycle routier défini (ensemble de points de fonctionnement définis par une vitesse et un pas de temps fixe) comme le cycle WLTC, avec comme résultats les performances du véhicule ( $V_{max}$ , 0 à 100 km/h...), la caractéristique couple-vitesse de la MSAP, les pertes, rendement, etc. Un calcul de tenue mécanique est aussi intégré pour définir la vitesse de rotation maximale de la machine.

##### 3.1.1. Modélisation de la MSAP

La modélisation de la machine électrique est basée sur un modèle éléments finis 2D non-linéaire. Ce dernier permet de construire un modèle diphasé d-q ainsi que des modèles polynomiaux pour estimer les flux et les différentes pertes (Joule et fers) [12].

Pour une machine synchrone à aimants permanents, les expressions du couple et de la tension dans le modèle diphasé d-q sont les suivantes :

$$T = \frac{m}{2} p (\phi_d I_q - \phi_q I_d) \quad (1)$$

$$V_s = \sqrt{V_d^2 + V_q^2} \quad (2)$$

Avec

$$I_d = -I_{max} \sin(\psi) \quad (3)$$

$$I_q = I_{max} \cos(\psi) \quad (4)$$

$$V_d = R I_d + \frac{d\phi_d}{dt} - \omega_s \phi_q \quad (5)$$

$$V_q = R I_q + \frac{d\phi_q}{dt} + \omega_s \phi_d \quad (6)$$

Où  $\phi_d, \phi_q, V_d, V_q, I_d, I_q$  sont respectivement les flux, tensions et courants dans les axes d et q,  $p$  est le nombre de paires de pôles,  $m$  le nombre de phases,  $\psi$  l'angle de réglage,  $\omega_s$  la pulsation électrique,  $R$  la résistance aux bornes d'une phase et  $V_s$  tension efficace de Park.

Par la suite, le contrôle de la machine permettant d'obtenir la caractéristique couple-vitesse se fait en trois phases de sorte à maximiser le couple. La première phase est limitée par le courant maximal  $I_{max}$ , la seconde est limitée par la tension maximale aux bornes de la phase  $V_{lim}$  et par le courant  $I_{max}$  et la dernière phase est uniquement limitée par la tension  $V_{lim}$  (courant réduit). Cette stratégie de commande de la machine peut être décrite par le problème d'optimisation suivant [12] :

$$\text{Maximiser } T = \frac{m}{2} p (\phi_d I_q - \phi_q I_d)$$

$$\text{Contraintes } \omega_s \sqrt{\phi_d^2 + \phi_q^2} \leq V_s$$

$$\sqrt{I_d^2 + I_q^2} \leq I_s$$

La résolution de ce problème nécessite la connaissance de  $\phi_d$  et  $\phi_q$ . Un calcul des flux dans les axes d et q en tenant en compte de leur variation en fonction des courants dans les axes d et q est nécessaire pour estimer les pertes fer de façon rapide et précise. Une méthode numérique rapide et efficace, qui consiste à définir via des calculs par éléments finis (EF) des fonctions polynomiales de second ordre [12], est utilisée pour calculer les flux  $\phi_d$  et  $\phi_q$  en fonction des courants  $I_d$  et  $I_q$  :

$$\phi_d(I_d, I_q) = a_d + b_d I_d + c_d I_q + d_d I_d I_q + e_d I_d^2 I_q^2 + f_d I_q^2 + g_d I_d^2 I_q + h_d I_d I_q^2 + j_d I_q^3 + k_d I_d^2 I_q^2 + l_d I_d I_q^3 + m_d I_q^4 \quad (7)$$

$$\phi_q(I_d, I_q) = a_q + b_q I_d + c_q I_q + d_q I_d I_q + e_q I_d^2 I_q^2 + f_q I_q^2 + g_q I_d^2 I_q + h_q I_d I_q^2 + j_q I_q^3 + k_q I_d^2 I_q^2 + l_q I_d I_q^3 + m_q I_q^4 \quad (8)$$

Les coefficients de ces polynômes sont déterminés grâce à quinze résolutions par EF comprenant trois différentes valeurs de  $I_d$  et cinq différentes valeurs de  $I_q$  permettant d'obtenir des valeurs de  $\phi_d$  et  $\phi_q$  assez précises par rapport à une approximation linéaire car les effets de saturation et de couplage sont pris en compte et avec un temps de calcul raisonnable [12].

##### 3.1.2. Calcul des pertes fer

La méthode utilisée pour calculer les pertes fer nécessite deux calculs par éléments finis des pertes fer, en court-circuit et en circuit ouvert [12]. Pour appliquer cette méthode, il faut calculer le courant de court-circuit, en d'autres termes la valeur  $I_{cc}$  du courant qui annule le flux dans l'axe d pour  $\psi = 90^\circ$  ( $I_q = 0$ ). Cette valeur peut être calculée avec l'équation (7) :

$$I_{cc} = \frac{b_d \pm \sqrt{b_d^2 - 4 a_d e_d}}{2 e_d} \quad (9)$$

Les pertes fer en court-circuit ( $I_d = -I_{cc}, I_q = 0$ ) et en circuit ouvert ( $I_d = 0, I_q = 0$ ) sont calculées par EF à une fréquence donnée  $f$ . Les expressions des pertes fer en fonction de la fréquence dans les deux cas sont alors :

$$P_{cc} = a_h f + a_e f^2 \quad (10)$$

$$P_{co} = b_h f + b_e f^2 \quad (11)$$

Où  $a_h, a_e, b_h, b_e$  sont les coefficients d'hystérésis et de courant de Foucault déterminés grâce au calcul des pertes fer en court-circuit et en circuit ouvert. Les pertes fer sont séparées en deux parties  $g_1$  et  $g_2$  correspondant au flux magnétisant (12) et au flux démagnétisant (13),  $\lambda_m$  correspond à  $\phi_d(I_d = 0, I_q)$ , et  $V_m$  et  $V_d$  sont les tensions correspondant respectivement au flux magnétisant et démagnétisant :

$$g_1(V_m) = \frac{a_h}{2 \pi \lambda_m} V_m + \frac{a_e}{(2 \pi \lambda_m)^2} V_m^2 \quad (12)$$

$$g_2(V_d) = \frac{b_h}{2 \pi \lambda_m} V_d + \frac{b_e}{(2 \pi \lambda_m)^2} V_d^2 \quad (13)$$

$$V_m = 2 \pi f \sqrt{\phi_d^2 + \phi_q^2} \quad (14)$$

$$V_d = -2 \pi f (\phi_d - \lambda_m) \quad (15)$$

Les pertes fer sont ensuite calculées pour tout point de fonctionnement :

$$P_{fer} = g_1(V_m) + g_2(V_d) \quad (16)$$

La précision et l'efficacité de cette méthode d'estimation des pertes fer a été montrée dans [12].

### 3.1.3. Autres pertes dans la machine électrique

Les autres pertes calculées concernant la MSAP sont les pertes cuivre DC et AC, et les pertes mécaniques. La formule utilisée pour le calcul des pertes AC à une température T est la suivante :

$$P_{AC}|_T = P_{DC}|_{T_0} (1 + \alpha(T - T_0)) + P_{DC}|_{T_0} \frac{\left(\frac{R_{AC}}{R_{DC}}\right)|_{T_0} - 1}{(1 + \alpha(T - T_0))^\beta} \quad (17)$$

$$P_{DC} = R_{DC} I_{DC}^2 \quad (18)$$

Le rapport  $\left(\frac{R_{AC}}{R_{DC}}\right)$  est calculé analytiquement comme expliqué dans [13] en prenant en compte les effets de proximité et effet de peau.

Les pertes mécaniques sont séparées en deux termes :

$$P_{mech} = P_{aero} + P_{roulements} \quad (19)$$

Le premier de ces deux termes lui-même constitué de deux termes correspondants aux pertes au niveau de l'entrefer  $P_{aero,1}$  et à l'extrémité du rotor  $P_{aero,2}$  [13] :

$$P_{aero} = P_{aero,1} + P_{aero,2} \quad (20)$$

$$P_{aero,1} = \frac{1}{32} k C_M \pi \rho D_{r_{ext}}^4 l_{act} \Omega \quad (21)$$

$$P_{aero,2} = \frac{1}{64} C_M \rho \Omega^3 (D_{r_{ext}}^5 - D_{r_{int}}^5) \quad (22)$$

Où  $k$  est le coefficient de rugosité,  $\rho$  la densité du fluide dans l'entrefer,  $D_{r_{ext}}$  et  $D_{r_{int}}$  les diamètres externe et interne du rotor,  $l_{act}$  la longueur active,  $\Omega$  la vitesse de rotation et  $C_M$  le coefficient de couple qui dépend des propriétés physiques du fluide dans l'entrefer [14].

Le second terme des pertes mécaniques est lié aux pertes dans les roulements, le calcul de ces pertes est basé sur la méthode proposée par SKF [15] qui consiste à additionner quatre moments (23), dont un généré par la résistance au roulement  $M_{rr}$ , un par frottement de glissement  $M_{sl}$ , un représentant les pertes par trainées  $M_{drag}$  et un généré par frottement des joints  $M_{seal}$ .

$$M_{total} = M_{rr} + M_{sl} + M_{drag} + M_{seal} \quad (23)$$

### 3.1.4. Modélisation de la batterie, l'onduleur et du réducteur

Les paramètres d'entrées de la batterie comme le nombre de cellules en série/parallèle ou la capacité maximale sont définis au départ. Lors de l'évaluation, les charge et décharge de la batterie sont prises en compte.

Les paramètres de l'onduleur sont définis au début, les différentes pertes au niveau des filtres, diodes et commutateurs IGBT sont calculées selon les formules fournies dans [16].

La géométrie du réducteur correspond à un modèle interne du groupe Stellantis. Les pertes prises en compte dans le réducteur sont celles dans les roulements, calculées selon la méthode de SKF [15], les pertes par engrènement dont le calcul est basé sur la formule de Benedict-Kelly [17] et les pertes par barbotage dont le calcul est basé sur le travail de C. Changenet & al. [18].

### 3.2. Optimisation MSAP + réducteur

La seconde partie de l'outil utilisé dans ce travail est une optimisation par algorithme génétique (NSGA III) [19] qui a pour entrées jusqu'à 300 000 configurations MSAP + réducteur, chacune est alors évaluée dans la chaîne de traction et les meilleures configurations – celles avec les coûts MSAP + réducteur les plus faibles et/ou celles avec des consommations véhicule sur cycle routier les plus faibles – sont trouvées. Le temps de calcul pour une optimisation varie de 10 à 15 jours sur une machine AMD Ryzen Threadripper 3970X @ 4.07 GHz de 32 cœurs et 128 Go de RAM utilisée à environ 40% de ses capacités. Les objectifs de l'optimisation sont de minimiser le coût de la MSAP et du réducteur (coût des matières premières et donc masse de chacune d'entre elles) et de minimiser la consommation sur cycle routier (WLTC dans ce travail). Les contraintes sont au nombre de 11 et divisées en trois catégories : une concernant les performances véhicule, une autre concernant la durabilité du réducteur et une concernant les oscillations de la machine.

L'optimisation repose sur un modèle éléments finis qui définit la géométrie de la machine électrique et le réducteur (~60 paramètres).

Le réducteur comprend plusieurs variables d'optimisation, leur nombre dépend du nombre de rapports de la boîte de vitesses. Dans ce travail, un seul rapport est considéré, les variables du réducteur sont le rapport de transmission et le rapport entre 2 étages de la boîte de vitesses.

Un grand nombre de paramètres permettent de définir la géométrie de la machine électrique. Ces variables définissent la taille du rotor et du stator et la forme, la taille, le nombre et la position des aimants, encoches, et trous d'air. Cette modélisation géométrique de la machine est décrite en partie dans [19]. Cela permet d'avoir une liberté sur la géométrie du rotor et de ne pas être contraint par une forme prédéfinie. Les formes des machines obtenues peuvent alors être très variées : on peut avoir des configurations de rotor à aimants en surface, ou à concentration de flux, avec des barrières de flux positionnées de sorte à avoir le moins de pertes. La figure

1 montre des exemples de machines électriques obtenues à concentration de flux (a) et à aimant enterrés (b) :

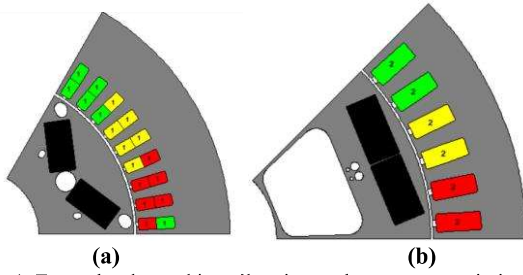


Fig. 1. Exemples de machines électriques obtenues par optimisation

#### 4. CAS ETUDIÉS

Les optimisations effectuées sont séparées en deux groupes. Dans le premier groupe, l'optimisation se base sur une MSAP du groupe Stellantis (nombre d'aimants et de trous au rotor) et les résultats sont comparés à la Hyundai Ioniq de 2018. Quatre calculs ont été faits en remplaçant le NdFeB présent dans la machine de la Ioniq avec des ferrites et des MnAl, avec deux cahiers des charges différents : le premier représente les performances les moins élevées, qui nous ont permis d'obtenir le plus de résultats, et le second avec des contraintes plus strictes sur l'accélération. Le tableau 1 résume les contraintes imposées sur les performances du véhicule dans les deux cas et les performances de la Hyundai Ioniq 2018 :

Tableau 1. Contraintes sur le véhicule

	Ioniq	CdC 1	CdC 2
Vitesse max. (km/h)	165	150	150
0 à 100 km/h (s)	10.2	10.2	9
Accélération max. (m/s <sup>2</sup> )	3.5	3.5	4
Vitesse après 2s (km/h)	25	25	28
Vmax (km/h) SoC = 20%	/	130	130

Comme pour la MSAP de la Ioniq, les machines recherchées ont 4 paires de pôles. Leur diamètre externe varie de 150 mm à 300 mm et leur longueur active varie de 50 mm à 200 mm. Le nombre d'aimants est fixé à 4 et le nombre de trous d'air à 5. La figure 2 montre un exemple de maillage d'une machine issue de l'optimisation :

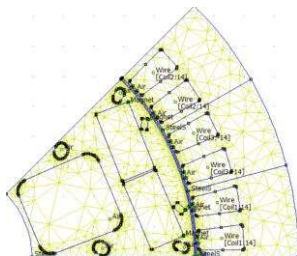


Fig. 2. Maillage d'une machine issue de l'optimisation

Le deuxième groupe d'optimisations effectuées se base sur une machine électrique interne du groupe Stellantis à six pôles, elle-même issue d'optimisation faite avec l'outil présenté, les machines recherchées ont donc le même nombre d'aimants et de trous d'air. Les résultats d'optimisation sont

comparés à cette MSAP et celle de la Hyundai Ioniq. Quatre calculs ont été faits en remplaçant le NdFeB par des ferrites, en faisant varier le nombre de pôles (6 et 8 pôles) et avec du cuivre ou de l'aluminium dans les enroulements statoriques. Compte tenu des résultats obtenus lors des premiers calculs, un seul cahier des charges est utilisé dans ces optimisations, c'est le 2<sup>ème</sup> dans le tableau 1. Le diamètre externe des machines recherchées varie de 150 mm à 300 mm et leur longueur active varie de 50 mm à 200 mm, le nombre d'aimants est fixé à 2 et le nombre de trous d'air à 5.

#### 5. RESULTATS DES DIFFÉRENTES OPTIMISATIONS

La figure 3 donne les résultats d'optimisation pour 300 000 machines générées et évaluées, comparés à la référence (Ioniq) pour les aimants ferrites et MnAl avec les CdC 1 et 2.

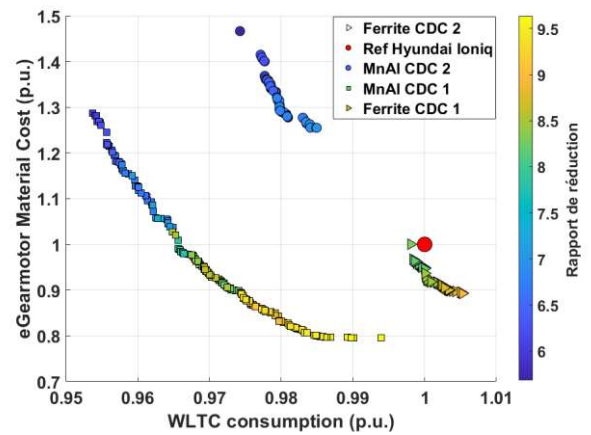


Fig. 3. Consommation du véhicule en fonction du coût moteur et réducteur. Le tableau 2 résume les dimensions des machines obtenues, le coût de l'ensemble MSAP + réducteur et la consommation du véhicule sur cycle WLTC (par rapport à la machine référence) :

Tableau 2. Propriétés des machines et des véhicules pour l'optim. 1

Machine	Ferrite CDC 1	MnAl CDC 1	MnAl CDC 2
$Conso_{WLTC}$	99% à 100%	95% à 99%	97% à 98%
Coût	89% à 100%	79% à 128%	125% à 146%
$L_{act}$	130% à 143%	92% à 170%	194% à 207%
$D_{ext}$	115% à 119%	103% à 125%	121% à 127%
$M_{tot}$	148% à 172%	123% à 223%	238% à 279%
$V_{act}$	171% à 202%	139% à 265%	286% à 335%

Où  $L_{act}$  est la longueur active,  $D_{ext}$  le diamètre extérieur du stator,  $M_{tot}$  la masse totale de la machine et  $V_{act}$  le volume de la partie active.

Les résultats obtenus montrent que pour le CDC 1, des machines respectant toutes les contraintes pour les deux types d'aimants sont trouvées, ces dernières sont plus volumineuses que la MSAP de la Hyundai Ioniq mais les deux objectifs de consommation et de coût sont atteints. En revanche, pour le CDC 2, aucune machine fonctionnant avec des ferrites n'est obtenue. Des machines respectant les contraintes sont obtenues dans le cas du MnAl mais l'objectif de coût n'est pas atteint car les dimensions de ces machines sont 2 à 3 fois supérieures à celles de la MSAP de la Ioniq.

Les figures (4), (5) et (6) représentent un pôle de machines issues des trois calculs ayant donné des résultats (ferrite CDC 1, MnAl CDC 1 et MnAl CDC 2) ainsi que leurs cartographies de rendements :

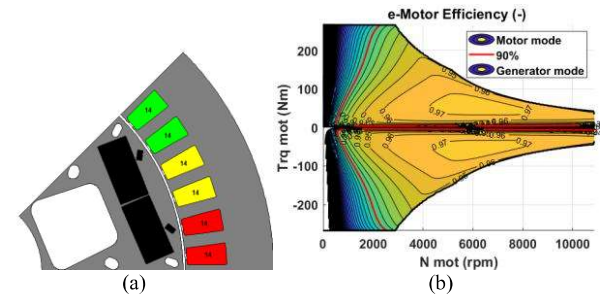


Fig. 4. Machine issue du calcul ferrite CDC 1. (a) Géométrie de la machine (b) Cartographie de rendement

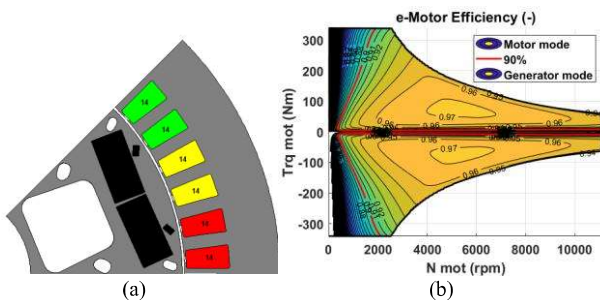


Fig. 5. Machine issue du calcul MnAl CDC 1. (a) Géométrie de la machine (b) Cartographie de rendement

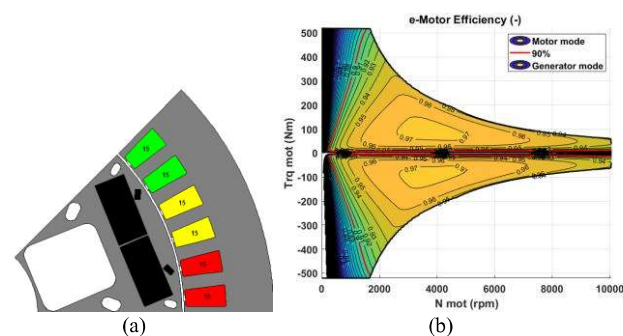


Fig. 6. Machine issue du calcul MnAl CDC 2. (a) Géométrie de la machine (b) Cartographie de rendement

Comme on le voit sur les figures (4,a), (5,a) et (6,a), les géométries des machines obtenues dans les 3 calculs sont très similaires et l’optimisation a surtout varié les dimensions des machines pour faire la différence. Ce qui pourrait suggérer que cette configuration à aimants enterrés est la plus viable pour l’utilisation d’aimants de type ferrite ou MnAl. On constate aussi que pour les 3 machines, une paire d’aimants est plus petite que l’autre, ce qui montre qu’il pourrait suffire de se limiter à une seule paire d’aimants (voire à un seul aimant par pôle puisque dans les 3 cas, les aimants sont quasiment collés).

Les figures (4,b), (5,b) et (6,b) montrent une différence de performances entre les 3 machines. Les trois machines sont associées à des rapports de réductions proches (de 7 à 8), les machines des figures (4) et (5) ont des dimensions similaires et la machine de la figure (6) a des dimensions supérieures

aux deux autres. La différence de couple est en lien avec les deux nuances d’aimants utilisés (ferrite et MnAl). Comme la machine de la figure 6 doit répondre aux contraintes du CDC 2, elle doit avoir un couple plus élevé pour assurer une meilleure accélération du véhicule.

La figure 7 donne les résultats de la seconde série d’optimisation effectuées, comparés à une référence (machine interne du groupe Stellantis) pour les aimants ferrites avec 6 ou 8 pôles, en utilisant du cuivre ou de l’aluminium dans les enroulements statoriques (pour 300 000 machines générées et évaluées).

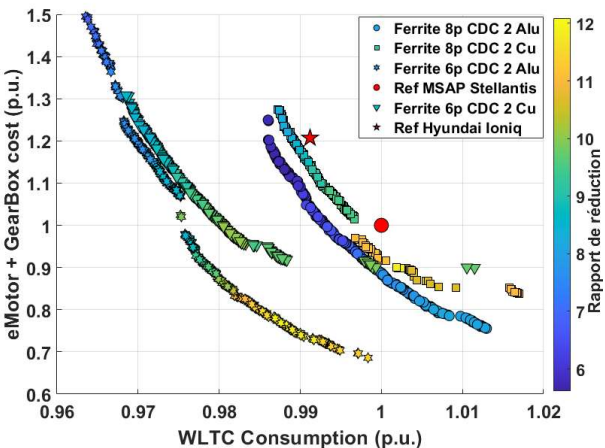


Fig. 7. Consommation du véhicule en fonction du coût moteur et réducteur. Le tableau 3 résume les dimensions des machines obtenues, le coût de l’ensemble MSAP + réducteur et la consommation du véhicule sur cycle WLTC (par rapport à la machine référence Stellantis) :

Tableau 3. Propriétés machines et véhicule Optim. 2

Machine	6p Cu	6p Al	8p Cu	8p Al
<i>Conso<sub>WLTC</sub></i>	97% à 101%	96% à 100%	99% à 102%	99% à 101%
Coût	90% à 130%	69% à 149%	84% à 127%	76% à 125%
<i>L<sub>act</sub></i>	229% à 265%	172% à 273%	243% à 273%	195% à 255%
<i>D<sub>ext</sub></i>	83% à 94%	91% à 127%	78% à 95%	98% à 122%
<i>M<sub>tot</sub></i>	126% à 179%	113% à 295%	115% à 182%	126% à 223%
<i>V<sub>act</sub></i>	158% à 234%	145% à 421%	147% à 245%	187% à 342%

Les résultats visibles dans le tableau montrent que les objectifs de consommation et de coût sont atteints (coût et consommation inférieures à 100%). Lorsque l’on compare les machines avec du cuivre dans les enroulements à celles avec de l’aluminium, ces dernières sont globalement plus volumineuses, plus lourdes et moins chères. Elles sont plus volumineuses car la densité de l’aluminium étant inférieure à celle du cuivre, l’optimisation compense la différence de résistivité entre les deux matériaux en augmentant la taille des machines avec de l’aluminium au stator. Sachant que le coût total de la machine est représenté par le coût des matières premières, et que celui du cuivre est considéré supérieur à celui de l’aluminium, le coût des machines obtenues avec de l’aluminium reste inférieur à celui des machines avec du cuivre dans l’ensemble.

Les figures (8) et (9) représentent un pôle de machines issues de deux des optimisations effectuées ainsi que leurs cartographies de rendements :



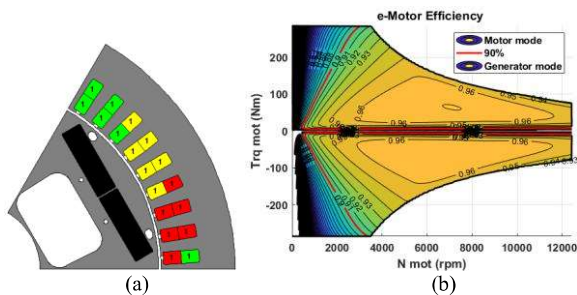


Fig. 8. Machine issue du calcul 6 pôles, cuivre. (a) Géométrie de la machine (b) Cartographie de rendement

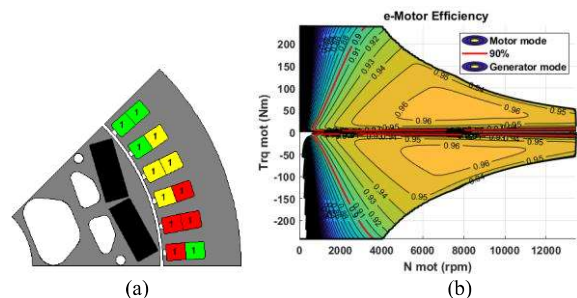


Fig. 9. Machine issue du calcul 8 pôles, cuivre. (a) Géométrie de la machine (b) Cartographie de rendement

Pour un rapport de réduction et un coût machine similaire, et un nombre d'encoches différent (48 pour la machine à 8 pôles et 54 pour celle à 6 pôles), pour un même point de fonctionnement le rendement de la machine à 6 pôle est meilleur que celui de la machine à 8 pôles comme le montrent les figures (8,b) et (9,b) car les pertes fer sont moins élevées dans le cas de la machine à 6 pôles, et cela se traduit au niveau du véhicule par une consommation moins élevée comme le montre la figure (7).

## 6. CONCLUSION

Dans ce travail, nous avons présenté un outil de dimensionnement multi-disciplinaire prenant en compte les différents organes de la chaîne de traction pour optimiser des machines électriques et réducteurs résultant sur une multitude de topologies possibles de MSAP qui sont par la suite évaluées sur cycle routier.

Ce travail montre que l'utilisation d'aimants permanents sans terres rares peut être envisagée pour la motorisation de VEs. Les performances de ces aimants sont moins élevées que celles des NdFeB, cela se traduit par des machines plus volumineuses et/ou des performances réduites pour le véhicule. Un compromis doit donc être trouvé entre les performances du véhicule, la taille de la MSAP et le type d'aimants utilisés. L'optimisation a permis de trouver la configuration idéale selon le type d'aimants et le type de conducteur utilisés. L'utilisation d'aluminium présente un avantage en termes de coût (masse) mais provoque également une augmentation du volume des machines.

Une autre solution qui peut être envisagée est la réduction de la quantité de terres rares dans les machines en associant ces derniers à d'autres types d'aimants comme les ferrites, comme cela peut être le cas dans les machines à flux

variable à mémoire fonctionnant avec deux types d'aimants différents.

## 7. REMERCIEMENTS

Ce travail est soutenu par l'OpenLab 'Electrical Engineering for mobility', Stellantis et cofinancé par l'ANRT.

## 8. REFERENCES

- [1] K. M. Cissé, S. Hlioui, M. Gabsi, Y. Cheng, M. Belhadi, 2018, « Etat de l'art des topologies de machines électriques utilisées dans les véhicules électriques et hybrides » SGE 2018, Nancy, France.
- [2] P. Dent, « High-performance magnet materials: Risky supply Chain » Advanced Materials & Processes, vol. 167, no.8, Aug.2009, pp.27+.
- [3] J. Riba, C. Lopez-Torres, L. Romeral, A. Garcia, « Rare earth free propulsion motors for electric vehicles: A technology review » Renewable and Sustainable Energy Reviews Volume 57, May 2016, Pages 367-379.
- [4] Gondia S. Seck, E. Hache, C. Bonnet, M. Simoën, S. Caracanague "Copper at the crossroads: Assessment of the interactions between low carbon energy transition and supply limitations" Resources, Conservation and Recycling, Volume 163, 2020.
- [5] J. Mohapatra, J. P. Liu, « Rare-Earth-Free Permanent Magnets: The Past and Future » Handbook of Magnetic Materials Volume 27, 2018, Pages 1-57
- [6] J.M.D. Coey, « Permanent magnets: Plugging the gap », School of Physics and CRANN, Trinity college, dublin 2, Ireland, 2012.
- [7] BLS Magnet Attractive Technology - Aimants permanents industriels. <https://www.blsmagnet.com/fr>
- [8] V. Nguyen, F. Calvayrac, A. Bajorek, N. Randrianantoandro. « Mechanical alloying and theoretical studies of MnAl(C) magnets » Journal of Magnetism and Magnetic Materials, Elsevier, 2018, 462, pp. 96-104.
- [9] J. Yang, W. Yang, Z. Shao, D. Liang, H. Zhao, Y. Xia, Y. Yang "Mn-based permanent magnets" Chinese physics, B. 27, 2018.
- [10] J. Z. Wei, Z. G. Song, Y. B. Yang, et al. «  $\tau$ -MnAl with high coercivity and saturation magnetization » AIP Advances 4, 2014.
- [11] J.M.D. Coey "New permanent magnets; manganese compounds" Journal of Physics: Condensed Matter, Volume 26, N° 6, 2014.
- [12] J. Goss, P. H. Mellor, R. Wrobel, D. A. Staton, M. Popescu, « The Design of AC Permanent Magnet Motors For Electric Vehicles: A Computationally Efficient Model of The Operation Envelope » 6th IET International Conference on Power Electronics, Machines and Drives (PEMD 2012), Bristol, 2012, pp.
- [13] M. El Ait, F. Bouillault, G. Krebs, C. Marchand "Comparison between Analytic Calculation and Finite Element Modeling in the Study of Winding Geometry Effect on Copper Losses" Symposium de genie électrique, Grenoble, France, Juin 2016.
- [14] Pyrhonen, J.; Jokinen, T.A.; Hrabovcova, V.A. "Losses and Heat Transfer. In Design of Rotating Electrical Machines", 2nd ed.; John Wiley & Sons Ltd.: West Sussex, UK, 2014; pp. 527–529.
- [15] "The SKF model for calculating the frictional moment" SKF, Rolling bearings. 2013.
- [16] A. Wintrich, U. Nicolai, W. Tursky, T. Reimann, "Application Manual Power Semiconductors" SEMIKRON International GmbH.
- [17] Benedict G. H. and Kelley B. W.: "Instantaneous coefficients of gear tooth friction". Tribology Transactions, Vol. 4, 1961, pp. 59-70.
- [18] C. Changenet, G. Leprince, F. Ville, and P. Velez. A Note on Flow Regimes and Churning Loss Modeling. Journal of Mechanical Design, 133(12):121009, 2011.
- [19] K. M. Cissé, S. Hlioui, M. Belhadi, G. Mermaz-Rollet, M. Gabsi, Y. Cheng (2021) "Design Optimization of Multi-Layer Permanent Magnet Synchronous Machines for Electric Vehicle Applications" Energies 2021, 14(21), 7116