

Définition d'une chaîne de motorisation électrique basse tension, fort courant pour ULM

Jaafar ELWATI, Carole HENAU, Jean-Jacques HUSELSTEIN, Philippe ENRICI, Daniel MATT

Institut d'Electronique et des Systèmes (IES) , 860 rue saint Priest 34095 Montpellier Cedex 5

Université de Montpellier

Groupe GEMS : Génie Electrique Matériaux et Systèmes

RESUME – L'objectif du présent travail consiste à développer un système de propulsion électrique pour un avion de type ULM (Ultra-Light Motorized aircraft) fonctionnant à basse tension. Le système intègre un moteur synchrone à aimants permanents avec un bobinage par quartiers à un ou deux conducteurs par encoche. Afin de satisfaire aux contraintes de la basse tension et de la gestion de défauts par ségrégation des circuits magnétiques, 8 configurations polyphasées d'association machine-convertisseur sont étudiées. Une étude comparative des différentes configurations est menée en se basant sur des indicateurs de performances classiques.

Mots-clés — *motorisation ULM – machine synchrone à aimants – convertisseur MOSFETs basse tension – courant fort*

1. INTRODUCTION

Dans le domaine de la propulsion électrique en aéronautique les solutions technologiques tendent à l'image de l'automobile vers des niveaux de tension élevés (500 à 800 VDC). Si ces niveaux de tension permettent d'alléger les contraintes en courant et de pouvoir augmenter la densité de puissance par l'augmentation des vitesses de rotation, ils imposent l'intégration des composants de protection dans le circuit et nécessitent une isolation contre le contact du personnel lors des entretiens de maintenance [1]. Dans ce contexte, les solutions à basse tension constituent encore une alternative intéressante pour des applications telles que des avions ultra légers destinés à des particuliers ou des aérodromes.

Un système de propulsion fonctionnant à basse tension permet en effet d'alléger les contraintes réglementaires, et de faciliter la procédure de maintenance. Technologiquement, l'adoption du système à basse tension se base sur le concept de la mise en parallèle des composants de la chaîne au niveau de la batterie et du moteur qui doit se tourner vers une configuration multiphasées. Cela permet en effet de réduire le niveau de tension et de garantir une meilleure tolérance aux défauts [2]. Du côté de la batterie, la configuration à basse tension conduit à un nombre plus élevé de cellules connectées en parallèle et moins de connexions en série, ce qui favorise un équilibrage automatique de la charge des cellules et atténue l'impact négatif des cellules défaillantes sur l'ensemble des cellules. Cela réduit ainsi le taux de défaillance et les contraintes de maintenance [3].

Cependant la basse tension dans une application de moyenne puissance et basse vitesse (en entraînement direct) conduit à des niveaux de courant importants, ce qui n'est pas sans conséquence sur la configuration et la conception du moteur d'entraînement. En effet la basse tension induit à vitesse donnée

une minimisation du nombre de conducteurs. La solution proposée dans cet article repose sur des bobinages à barres massives avec une à deux barres par encoche. Ce type de bobinage a fait l'objet d'études variées pour des applications aéronautique [4], [5] ou nautiques [6]. Il a été constaté que ce type de bobinage à barre peut réduire l'encombrement des têtes de bobines. Cependant, il engendre des pertes supplémentaires notamment à des fréquences élevées, et s'avère contraignant pour les configurations multicouches. Enfin au niveau de l'onduleur, la gestion de ces niveaux de courant nécessite la mise en parallèle des transistors, ce qui augmente le volume alloué à l'onduleur.

L'étude propose une motorisation électrique reposant sur des machines synchrones à aimants permanents polyphasées avec des bobinages à barres spécifiques configurées soit en une étoile, soit en multi-étoiles. L'application proposée dans le présent travail concerne un avion ULM (Ultra Light Motorized aircraft) de type multiaxe, intégrant une propulsion électrique à entraînement direct. Le dimensionnement du moteur et de son convertisseur se fait au travers de l'analyse de l'association convertisseur machine via des contraintes de performances et de fiabilité de fonctionnement. L'article se divise en cinq parties traitant successivement du moteur de propulsion, de l'association machine-convertisseur, des pertes dans le moteur et l'onduleur, et enfin des résultats de simulations lesquels feront l'objet de l'étude comparative.

2. MOTEUR DE PROPULSION

2.1. Cahier des charges

Pour l'étude et le dimensionnement de la chaîne de propulsion, deux régimes de fonctionnement ont été identifiés :

Régime de croisière : L'hélice oppose un couple de 144 N.m pour une vitesse de rotation de 2200 tr/min soit une puissance mécanique de 33kW.

Régime de décollage : Couple de 225 N.m pour une vitesse de 2800 tr/min soit une puissance mécanique de 66kW, pendant 5 minutes au maximum.

La chaîne de propulsion doit supporter les deux régimes de fonctionnement. En cas de défaut, elle doit également pouvoir gérer la surcharge pour quelques minutes (maximum 5 min) avant l'atterrissage. Pour le moteur, il sera évalué pour les deux régimes de fonctionnement précités alors que l'onduleur est dimensionné pour supporter le régime de décollage.

2.2. Configurations de la machine

La machine considérée est un moteur synchrone à aimants permanents. Les aimants sont insérés dans le rotor, et le bobinage est réparti par quartier sur deux couches. Le type de bobinage utilisé se caractérise par un coefficient de remplissage compris entre 80 et 90% [4]. La répartition du bobinage permet de concentrer chaque quartier d'une phase dans une zone. Nous avons adopté huit configurations de la machine, en maintenant les mêmes paramètres géométriques et en ne modifiant que la configuration du bobinage vu les contraintes de compacité imposées par l'application. Les principaux paramètres géométriques sont présentés dans le Tableau 1.

Tableau 1 : Paramètres géométriques

Paramètre	Valeur
Nombre d'encoches	36
Nombre de poles	38
Diamètre extérieur du stator (mm)	250
Diamètre intérieur du stator (mm)	160
Longueur de la machine (mm)	100
Epaisseur de l'entrefer (mm)	0.5

Les profils 2D de deux configurations parmi les huit sont présentés ci-dessous :

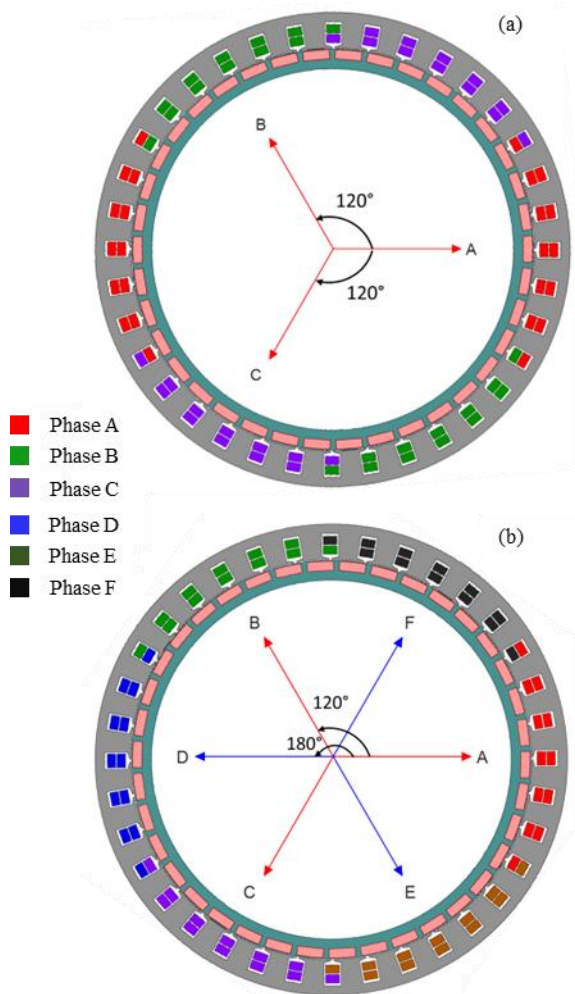


Figure 1 : Profil 2D de deux configurations de la machine : (a) à une étoile, (b) à deux étoiles déphasées de 180° avec un quartier par phase

Nous avons ainsi choisi d'étudier les configurations à un seul quartier par phase, pour quantifier l'impact du nombre de

quartiers sur l'encombrement des têtes de bobines vis-à-vis les performances.

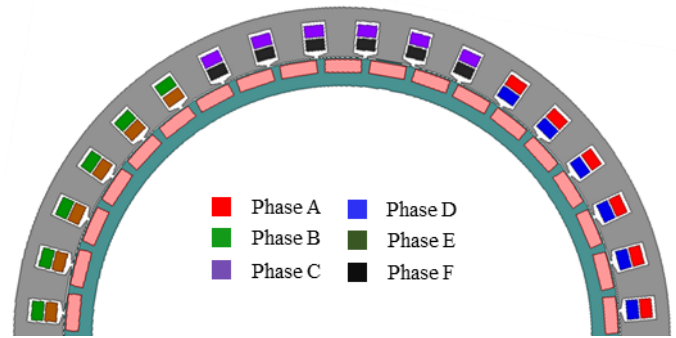


Figure 2 : Profil 2D de la machine à deux étoiles avec couplage magnétique entre phases homologues

La configuration présentée sur la figure 2 peut être configurée avec un décalage inter-étoiles de 0° ou de 180°. Elle intègre la fonction d'entrelacement dans l'association avec l'onduleur car elle se caractérise par des valeurs absolues importantes des inductances mutuelles entre phases homologues.

2.3. Validation des configurations de la machine par simulation

Les huit configurations de la machine ont été validées en exploitant le logiciel ANSYS MAXWELL avec une série de simulations en statique et dynamique permettant de calculer la FEM, le couple statique à courant paramétré, le couple dynamique à calage optimal, les pertes Fer, les pertes Joules et les pertes dans les aimants à la vitesse nominale. Nous précisons que les simulations en dynamique s'effectuent via une alimentation triphasée avec des courants parfaitement sinusoïdaux (fréquence de 699Hz). Ceci sous-estime légèrement les pertes de la machine. Nous présentons ci-dessous sur la figure 3 les résultats de simulation de la force électromotrice en régime de croisière pour la première phase de chaque machine.

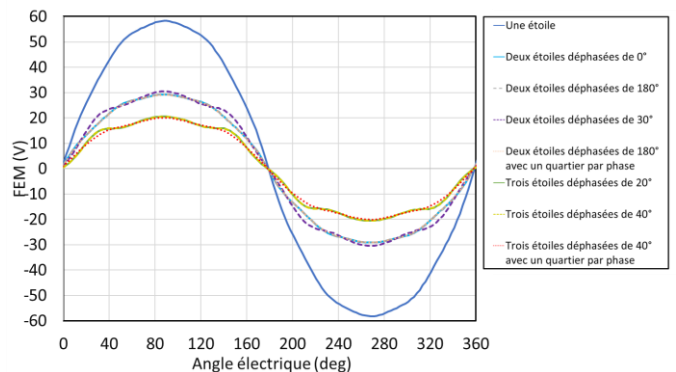


Figure 3 : FEM de la première phase de chaque configuration

Le tableau ci-dessous synthétise la caractérisation de la FEM avec son contenu harmonique par rapport à l'harmonique du fondamental des huit configurations de la machine :

Tableau 2 : Analyse des harmoniques de la FEM de chaque machine

Machine	Amplitude du fondamental (V)	Harmonique par rapport au fondamental (%)			
		rang 3	rang 5	rang 7	rang 9
1 étoile	61.23	6.1	0.89	0.73	1
2 étoiles déphasées de 0°	30.7	6.3	0.9	0.9	1.46
2 étoiles déphasées de 30°	31.7	8.55	3.15	2.71	1.36
2 étoiles déphasées de 180°	30.8	6.3	0.9	0.9	1.46
2 étoiles déphasées de 180° avec un quartier par phase	30.6	6.1	0.85	0.76	1
3 étoiles déphasées de 20°	21.27	8.83	3.85	3.96	2.91
3 étoiles déphasées de 40°	21.26	9	3.72	3.96	2.83
3 étoiles déphasées de 40° avec un quartier par phase	20.91	8	2.68	1.29	0

Les machines à une étoile et à deux étoiles déphasées de 180° avec un quartier par phase se caractérisent par des harmoniques plus faibles par rapport aux autres configurations. La configuration à 3 étoiles déphasées de 40° avec un quartier par phase présente une amplitude nulle de l'harmonique 9.

A partir de la simulation dynamique, nous avons calculé le couple instantané pour les huit configurations de la machine étudiée (figure4).

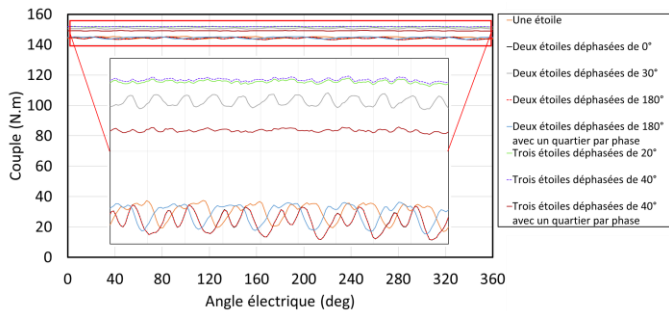


Figure 4 : Couple dynamique des huit configurations de la machine pour le mode en croisière

La valeur moyenne du couple et de l'ondulation du couple pour le mode de croisière sont donnés dans le Tableau 3.

Tableau 3 : Ondulations et constante du couple

Machine	Couple moyen (N.m)	Ondulations du couple (%)	Couple massique (N.m/kg)
1 étoile	144.7	1.4	9.45
2 étoiles déphasées de 0°	144.16	1.4	9.15
2 étoiles déphasées de 30°	150.7	0.68	9.53
2 étoiles déphasées de 180°	144.16	1.4	9.15
2 étoiles déphasées de 180° avec un quartier par phase	144.66	1.31	9.65
3 étoiles déphasées de 20°	151.74	0.45	9.28
3 étoiles déphasées de 40°	151.85	0.46	9.29
3 étoiles déphasées de 40° avec un quartier par phase	149.12	0.42	9.93

La configuration à 3 étoiles déphasées de 40° présente une faible valeur d'ondulation et une valeur élevée de densité du couple. Cela est expliqué par le fait que cette configuration

favorise un faible encombrement des têtes de bobines (vérifié dans une prochaine étape).

2.4. Encombrement de la machine

Le choix d'une machine polyphasée à barres massives peut conduire à des chevauchements de barres pour la connexion électrique entre les bobines élémentaires et augmente de façon significative l'encombrement en cuivre de la machine comme illustré sur la Figure 5(a).

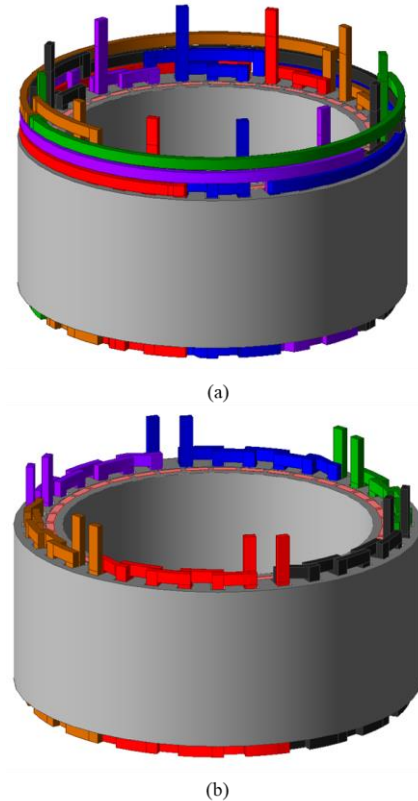


Figure 5 : Profils 3D de la machine à deux étoiles : (a) Configuration à deux étoiles décalées de 30° avec deux quartiers par phase (b) Configuration à deux étoiles décalées de 180° avec un seul quartier par phase

La différence des dimensions géométriques entre les deux configurations est évidente à partir des résultats du Tableau 4, la configuration à deux quartiers déphasés de 30° engendre un encombrement de têtes élevé (2/5 du volume du cuivre) ce qui entraîne une augmentation du poids et de la longueur de la machine. En outre, le chevauchement du bobinage augmente les pertes dues à l'effet de proximité entre les phases.

Tableau 4 : Encombrement des deux machines à deux étoiles décalées de 30° et de 180° avec un quartier par phase

Machine	Volume des têtes de bobines (en %)	Masse des têtes de bobines (en %)	Longueur totale (mm)
2 étoiles déphasées de 30°	41.25	9.5	136.8
2 étoiles déphasées de 180° avec un quartier par phase	25.15	4.54	118.4

3. ASSOCIATION MACHINE-CONVERTISSEUR

Au total initialement 24 configurations d'association machine convertisseur ont été étudiées en associant une machine triphasée, double étoile ou triple étoile à des onduleurs monophasés ou triphasés couplés électriquement en étoile ou en triangle. L'analyse du dimensionnement de l'association

machine convertisseur a permis d'éliminer un grand nombre de configurations peu intéressantes.

Le couplage électrique en triangle des groupes de trois phases ne présente pas d'intérêt pour notre application, car la topologie impose des niveaux de courant plus élevés dans les transistors ce qui réduit le rendement de l'onduleur. Les onduleurs multiniveaux aussi ne seront pas étudiés, étant donné que ces topologies sont adaptées aux applications haute tension, afin d'améliorer la forme de la tension de sortie et réduire les contraintes sur les transistors.

Tableau 5 : Tension du bus DC

Type de bobinage de la machine	Tension de batterie pour un coefficient de modulation MLI de 0.95 (en V)	
	Un onduleur triphasé par étoile avec montage en étoile (Y)	Un onduleur monophasé par phase (OW)
1 étoile	-	106
2 étoiles déphasées de 0°	108	-
2 étoiles déphasées de 30°	110	-
2 étoiles déphasées de 180°	108	-
2 étoiles déphasées de 180° avec un quartier par phase	106	-
3 étoiles déphasées de 20°	74	-
3 étoiles déphasées de 40°	74	-
3 étoiles déphasées de 40° avec un quartier par phase	73	-

L'architecture à onduleur triphasé par étoile se caractérise par la simplicité de la commande et la maturité en termes de conception. En revanche, elle présente une faible tolérance aux défauts par rapport à l'architecture à un onduleur monophasé par phase. La tolérance aux défauts de l'onduleur triphasé par étoile est améliorée par l'augmentation du nombre de phases. L'architecture à onduleur monophasé par phase nécessite un nombre élevé de transistors, ce qui augmente l'encombrement. En revanche, elle possède un coefficient de modulation deux fois plus faible, ce qui permet d'éviter la saturation de l'onduleur. Elle offre ainsi plus de liberté pour réduire le niveau du courant dans les phases pour un même couple. Cependant dans notre cas, nous ne pouvons pas profiter de cette caractéristique en doublant le nombre de spires dans une encoche en raison des contraintes de compacité liées à l'application.

Dans ce contexte, nous favorisons les architectures fonctionnant à un niveau de tension de batterie aux environs de 100V. Parmi 24 configurations, huit configurations ont été jugées pertinentes et étudiées dans cet article. Elles sont présentées dans le Tableau 5 avec la valeur de tension de batterie minimale nécessaire pour chacune des configurations.

4. CALCUL DES PERTES

4.1. Pertes dans la machine

Les configurations sont comparées en se basant sur les pertes de la machine dans une première phase. La machine étant alimentée par un système de courant triphasé sinusoïdal à la fréquence du fondamental (699 Hz). Le bobinage à barres réduit fortement le foisonnement mais, engendre une augmentation de la résistance en alternatif ce qui implique une augmentation des pertes. Dans les encoches, le bobinage est exposé à des effets de peau, de concentration, de proximité avec les autres conducteurs de l'encoche et des aimants. En outre pour les pertes des têtes de bobines deux effets sont présents : effet de peau et effet de proximité. Ces effets sont pris en compte dans le calcul des

perles par l'introduction d'un coefficient de majoration appliqué aux pertes en courant continu :

$$P_{AC} = ((1 - \alpha)K_{enc} + \alpha K_{tetes}). P_{DC} \quad (1)$$

Avec α un rapport représentant le volume des têtes de bobines. Le coefficient K_{enc} s'exprime comme suit pour une encoche à deux conducteurs de la même phase [8]:

$$K_{enc,n} = \varphi(\xi) + 2. \psi(\xi) \quad (2)$$

Pour les encoches avec deux conducteurs de phases différentes, le coefficient s'exprime de la manière suivante :

$$K_{enc,n} = \varphi(\xi) + (1 + 1. \cos(\phi)). \psi(\xi) \quad (3)$$

Avec ϕ est le déphasage entre les deux conducteur et ξ est la hauteur réduite du conducteur qui s'exprime comme suit:

$$\xi = h_{cu} \cdot \sqrt{\frac{1}{2} \cdot \omega \cdot \mu_0 \cdot \sigma_c \cdot \frac{b_{cu}}{b_{enc}}} \quad (4)$$

Avec h_{cu} la hauteur d'un conducteur, b_{cu} la largeur d'un conducteur, b_{enc} la largeur de l'encoche, σ_c la conductivité du cuivre, μ_0 la perméabilité dans le vide et ω la pulsation électrique. Les fonctions φ et ψ sont définies par les équations suivantes :

$$\varphi(\xi) = \left(\frac{\sinh(2\xi) + \sin(2\xi)}{\cosh(2\xi) - \cos(2\xi)} \right) \quad (5)$$

$$\psi(\xi) = 2\xi \left(\frac{\sinh(\xi) - \sin(\xi)}{\cosh(\xi) + \cos(\xi)} \right) \quad (6)$$

Pour le calcul des pertes dans les têtes de bobines, le coefficient de Levasseur permet une modélisation rapide de l'effet de peau qui s'exprime comme suit [9]:

$$K_{tetes} = \sqrt[6]{\left(\frac{3}{4}\right)^6 + \left(\frac{S}{p\delta}\right)^6} + \frac{1}{4} \quad (7)$$

Cependant le coefficient de majoration K_{enc} ne tient pas en compte l'effet des aimants, ainsi que le coefficient K_{tetes} n'inclut pas l'effet de proximité. Ce dernier est négligeable dans les configurations à un quartier par phase, en revanche il est présent dans les configurations à deux quartiers par phase en raison des liaisons entre les têtes de bobines. Il est possible de calculer les pertes dans le bobinage en tenant en compte l'ensemble des effets par la résolution des équations de Maxwell, pour déterminer la densité du courant J et ensuite calculer les pertes avec la formule suivante :

$$P = \frac{1}{\sigma} \iiint J^2 dV \quad (8)$$

Le calcul de cette expression est effectué numériquement à l'aide de la méthode par éléments finis. Elle est aussi utilisée pour estimer les pertes dans les aimants qui faiblement conducteurs sont le siège de courants induits. Le calcul des pertes fer est effectué selon la méthode de Bertotti en exploitant les données du constructeur (matériau FeSi M270-35A). Seules les pertes par courants de Foucault et par hystérésis sont prises en compte.

4.2. Pertes dans les onduleurs

Pour les dispositifs fonctionnant avec tensions de batterie plus élevées (200V ou plus) les MOSFET SiC sont actuellement les composants les plus performants. Cependant, pour le niveau de tension considéré, de l'ordre de 100V ou moins, ce sont des MOSFET Silicium qui permettent d'obtenir les pertes les plus faibles grâce à leur très faible résistance $R_{DS(on)}$ (qui décroît très fortement lorsque la tension maximale V_{DS} est plus faible). Les modules MOSFET avec des calibres de courant correspondant à nos besoins n'étant pas disponibles en très basse tension, un assemblage à partir de boîtiers discrets montés en parallèle est nécessaire. Pour chaque configuration de bobinage, nous avons choisi la référence de MOSFETs présentant de résistance $R_{DS(on)}$ la plus faible, disponible pour la tension V_{DSmax} adaptée à la tension de batterie.

Le nombre de composants à monter en parallèle pour constituer chaque transistor élémentaire a été déterminé en fonction du niveau de courant imposé et de la température maximale de jonction atteinte. Les valeurs des pertes par conduction et par commutation ont été calculées pour chacune des configurations de bobinage et d'onduleur jugées intéressantes. Le calcul des pertes par conduction est basé sur la résistance $R_{DS(on)}$ indiquée dans la datasheet, et à la température de silicium estimée (et vérifiée ensuite). Ce calcul est réalisé au niveau d'un bras d'onduleur, avec un MOSFET conducteur à chaque instant. La modulation n'est pas besoin d'être prise en compte dans ce calcul, car pour les niveaux de tension utilisés, le produit $R_{DS(on)} \cdot I_D$ reste inférieur aux seuils de conduction de la diode. Les pertes par conduction totales sur un bras sont proportionnelles à $R_{DS(on)}$ et au carré du courant efficace de la phase du moteur. Les pertes par conduction et par commutation s'expriment analytiquement comme suit :

$$P_{cond} = R_{dson} \cdot \frac{I_{L,eff}^2}{N_{par}} \cdot N_m \quad (9)$$

$$P_{com} = f_{dec} \cdot E_{tot,bras} \cdot N_{par} \cdot N_m \quad (10)$$

Avec N_{par} est le nombre de transistors en parallèle et N_m est le nombre de bras.

Pour les transistors IGBT ou MOSFET SiC, les valeurs des pertes par commutation sont fournies dans les datasheets selon les valeurs de courant et de tension commutés et de la résistance de grille. Malheureusement ces informations ne sont pas disponibles pour les MOSFETs en silicium très basse tension utilisés ici. Nous les avons donc générées à partir de simulations LTspice d'une cellule de commutation élémentaire fonctionnant en régime continu (ou bien en mode double pulse) en utilisant les modèles fournis par les constructeurs pour chacune des références de MOSFET utilisées. Ces simulations de commutation ont été effectuées pour chaque tension de batterie retenue et pour dix valeurs de courant continu couvrant la plage de variation du courant alternatif de l'onduleur. Grâce à ces données, il a été ensuite possible de déterminer de manière analytique, les pertes globales par commutation (à une fréquence de découpage de 20kHz) pour chaque type d'onduleur en lien avec chaque configuration de la machine en exploitant la formule (10).

5. RESULTATS DE SIMULATIONS :

L'objectif de cette partie est d'analyser les résultats afin de sélectionner une configuration optimale. La sélection se base sur deux critères : le volume des têtes de bobines et les pertes totales de la chaîne. Le critère du niveau de tension a permis de choisir

8 configurations d'association machine-convertisseur parmi 24 configurations possibles. Une comparaison des différentes configurations a été effectuée afin de cibler la machine présentant la masse de cuivre la plus faible.

Tableau 6 : Encombrement du cuivre sur les têtes de bobine

Machine	Volume des têtes de bobines (en %)	Masse des têtes de bobines (en %)
1 étoile	33.14	6.55
2 étoiles déphasées de 0°	41.9	9.26
2 étoiles déphasées de 30°	42.52	9.5
2 étoiles déphasées de 180°	41.9	9.26
2 étoiles déphasées de 180° avec un quartier par phase	25.18	4.54
3 étoiles déphasées de 20°	50.15	12.48
3 étoiles déphasées de 40°	50.15	12.48
3 étoiles déphasées de 40° avec un quartier par phase	25.91	4.73

Pour la machine à deux étoiles déphasées de 180° avec un quartier par phase, nous observons une réduction de 16% du volume du cuivre des têtes de bobines par rapport aux autres configurations. Pour les machines à trois étoiles, nous constatons une réduction de 23.18% pour la machine déphasée de 40° à un quartier par phase. Les machines avec un quartier par phase surpassent les autres configurations en termes de compacité. La machine à deux étoiles déphasées de 180° avec un quartier par phase présente le plus faible volume de cuivre pour les têtes de bobines.

Le volume du cuivre impacte directement les pertes dans le bobinage. Les résultats de calcul des pertes totales des huit configurations de la machine pour le régime de croisière (144N.m, 2200 tr/min) sont présentés dans le Tableau 7. Le calcul a été effectué en exploitant des modèles numériques en 2D et en 3D sous l'outil ANSYS Maxwell. Les pertes ont été évaluées à une température de 20°C, pour les conducteurs et les aimants.

Tableau 7 : Pertes en mode de croisière

Machine	Régime de croisière (kW)		
	Pertes fer	Pertes AC dans le bobinage	Pertes aimants
1 étoile	0.72	1.28	0.31
2 étoiles déphasées de 0°	0.71	1.4	0.31
2 étoiles déphasées de 30°	0.72	1.39	0.32
2 étoiles déphasées de 180°	0.71	1.4	0.31
2 étoiles déphasées de 180° avec un quartier par phase	0.72	1.24	0.31
3 étoiles déphasées de 20°	0.7	1.49	0.31
3 étoiles déphasées de 40°	0.71	1.47	0.32
3 étoiles déphasées de 40° avec un quartier par phase	0.71	1.26	0.32

Nous remarquons que les pertes fer et les pertes dans les aimants sont quasi-similaires pour toutes les configurations alors que les pertes AC dans les bobinages sont inégales en fonction des configurations car le volume du cuivre est différent. Nous présentons sur la figure 7, la distribution de la densité du flux en régime de croisière pour la machine à deux étoiles déphasées de 180° avec un quartier par phase qui présente la plus faible valeur des pertes totales.

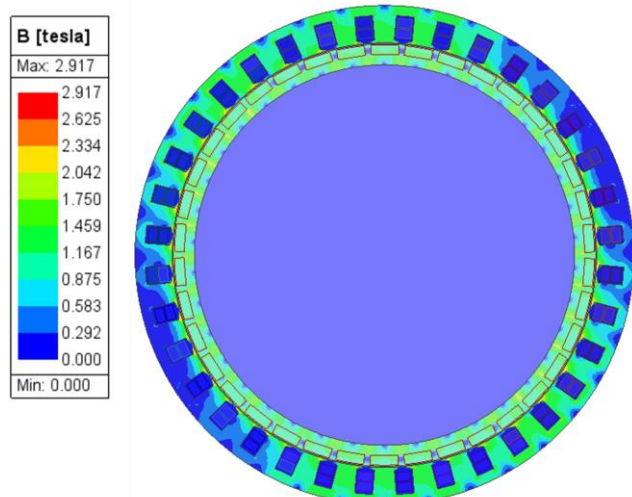


Figure 7 : densité du flux de la machine à deux étoiles déphasées de 180° avec un quartier par phase

Par la suite, nous avons estimé les pertes dans toute la chaîne composée du moteur associé à l'onduleur pour le mode de décollage.

Tableau 8 : Pertes totales dans la chaîne

Configurations		Pertes totales (kW)
1 étoile	OW	7.27
-2 étoiles déphasées de 0°	Y	7.63
-2 étoiles déphasées de 180°	Y	7.61
2 étoiles déphasées de 30°	Y	7.61
2 étoiles déphasées de 180° avec un quartier par phase	Y	7.18
3 étoiles déphasées de 20°	Y	8.33
3 étoiles déphasées de 40°	Y	8.27
3 étoiles déphasées de 40° avec un quartier par phase	Y	7.71

D'après les résultats du Tableau 8, nous constatons que la configuration à deux étoiles déphasées de 180° avec un quartier par phase, associée à un onduleur triphasé par étoile présente la plus faible valeur des pertes par rapport aux autres configurations. Elle offre également une meilleure compacité des têtes de bobines.

Pour bien approfondir l'étude comparative, nous avons étudié les performances des différentes configurations de la machine en cas de défaut de circuit ouvert sur une étoile. Cette méthode de gestion du défaut n'est pas applicable à la machine à une étoile, ce qui la rend moins avantageuse que les autres configurations. Pour les configurations à deux et trois étoiles, il est possible de fonctionner en appliquant une surcharge à la machine. Une étude par simulation en mettant une étoile en circuit ouvert a été réalisée en régime de croisière. Les résultats de l'analyse de cette simulation sont présentés dans le Tableau 9. Nous remarquons que les machines à trois étoiles présentent un faible taux de dégradation du couple, qui est logique puisque les 2/3 du bobinage continuent de produire du couple, contre la moitié seulement pour les machines à deux étoiles. En outre, les machines à 2 étoiles décalées de 0° et de 180° présentent une faible ondulation du couple en mode dégradé (1.43%), cela s'explique par les inductances mutuelles entre phases qui sont nulles sauf entre phases homologues où elles sont élevées. Cependant ces deux configurations présentent des pertes plus importantes et une faible compacité des têtes de bobines.

Tableau 9 : Résultats de simulation du défaut de circuit ouvert d'une étoile

Machine	Ondulation du couple en mode dégradé (%)	Dégradation du couple moyen (%)
2 étoiles déphasées de 0°	1.43	51.44
2 étoiles déphasées de 30°	10.63	51.55
2 étoiles déphasées de 180°	1.43	51.44
2 étoiles déphasées de 180° avec un quartier par phase	2.18	51.61
3 étoiles déphasées de 20°	7.4	37.82
3 étoiles déphasées de 40°	7.1	34.52
3 étoiles déphasées de 40° avec un quartier par phase	3.4	34.28

Les machines à un quartier par phase avec deux ou trois étoiles présentent des performances acceptables en mode dégradé. La machine à trois étoiles déphasées de 40° avec un quartier par phase génère un couple moyen plus élevé que la machine à deux étoiles déphasées de 180° à un quartier par phase (différence de 17%), cependant elle produit plus d'ondulation du couple (3.4%), et elle nécessite un nombre plus élevé de MOSFET ce qui augmente le volume occupé par l'onduleur ainsi que les pertes. La machine à deux étoiles déphasées de 180° avec un quartier par phase présente une compacité élevée, un meilleur rendement en mode normal ainsi qu'une tolérance aux défauts avec moins d'ondulations du couple (2%).

6. CONCLUSIONS

Cet article présente la démarche utilisée pour choisir la structure du bobinage à barre la plus adaptée pour la motorisation d'un aéronef de catégorie ULM à partir d'une batterie de très basse tension (environs de 100V) dans le but de minimiser la masse des bobinages ainsi que l'ensemble des pertes, machine et convertisseur. Nous avons constaté que la configuration composée de la machine à 2 étoiles déphasées de 180° avec un quartier par phase associée à la topologie d'onduleur triphasé par étoile avec montage électrique en étoile présente un rendement élevé avec un faible encombrement des têtes de bobines et une meilleure gestion du défaut.

7. REFERENCES

- [1] Brochure de l'INRS, « L'habilitation électrique - Opérations sur véhicules et engins ».
- [2] L. Zhang, Y. Fan, R. D. Lorenz, A. Nied, et M. Cheng, « Design and Comparison of Three-Phase and Five-Phase FTFSCW-IPM Motor Open-End Winding Drive Systems for Electric Vehicles Applications », *IEEE Trans. Veh. Technol.*, vol. 67, n° 1, p. 385-396, janv. 2018.
- [3] A. Baumgardt, F. Bachheibl, A. Patzak, et D. Gerling, « 48V traction: Innovative drive topology and battery », in *2016 IEEE International Conference on Power Electronics, Drives and Energy Systems (PEDES)*, Trivandrum, India: IEEE, déc. 2016, p. 1-6.
- [4] N. Boubaker, « Étude des pertes atypiques dans les machines synchrones à aimants à hautes performances pour applications aéronautiques ». Thèse de doctorat, IES-CNRS, Université de Montpellier, 2016
- [5] L. Piscini, « Etude d'une machine haute fréquence et hautes performances pour une application aéronautique ». Thèse de doctorat, IES-CNRS, Université de Montpellier, 2020
- [6] M. Aitakkache, « Etude, conception et optimisation de motorisations nautiques électriques innovantes ». Thèse de doctorat, IES-CNRS, Université de Montpellier, 2023
- [7] D. Jarrot, Y. Lefevre, C. Henaux, et T. Meynard, « Synchronous motor winding segmentation for parallel interleaved inverters », in *2016 XXII International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, Lausanne, Switzerland: IEEE, sept. 2016, p. 2810-2816.
- [8] W. V. Lyon, « Heat losses in the conductors¹ of alternating-current machines », *J. Am. Inst. Electr. Eng.*, vol. 40, n° 5, p. 398-410, mai 1921.
- [9] A. Levasseur, « Nouvelles formules, valables à toutes les fréquences, pour le calcul rapide de l'effet Kelvin », *J. Phys. Radium*, vol. 1, n° 3, p. 93-98, 1930.