

# Analyse théorique de moteurs synchrones à aimants permanents à double entrefer

Edouard Bommé

G2ELab – UMR 5529 INPG/UJF-CNRS, BP 46, 38402 Saint Martin d'Hères Cedex, France.

**Résumé**— Grâce à l'évolution des aimants permanents, les machines synchrones sont devenues de plus en plus performantes. Une étude bibliographique a permis de mettre en avant les différentes structures apparues récemment dans la littérature scientifique. Hormis les machines à flux transverse, les machines à flux radial ou axial double entrefer apportent des garanties en termes de performances : augmentation du couple, de la puissance, amélioration du rendement. L'objectif de cet article est de discuter des performances d'une machine à flux axial à aimants permanents double entrefer et d'une machine à flux radial à aimants permanents double entrefer. Ces comparaisons se font à l'aide de modèles analytiques et d'une optimisation sous le logiciel Cades. Le dernier paragraphe est consacré à une étude par éléments finis en 3 dimensions sous FLUX de la machine à flux axial double entrefer.

## I. CONTEXTE DE L'ETUDE

La très grande majorité des machines électriques utilisées dans l'industrie fait appel à des technologies connues depuis très longtemps : moteur asynchrone à cage d'écurie et alternateur synchrone à roue polaire et excitatrice. Cependant, certaines structures de machines (machines à aimants permanents ou réluctance variable, avec flux axial, radial ou transverse) sont apparues grâce aux avancées technologiques dans l'électronique de puissance, les matériaux et les calculs numériques. Dans cet article, notre objectif est de sélectionner 1 ou 2 moteurs à fort potentiel et d'évaluer ces nouvelles structures.

## II. CARACTERISATION DES MACHINES

### A. Structures

Depuis quelques décennies maintenant, les concepteurs de machines électriques planchent sur de nouvelles structures. Ces innovations sont possibles depuis l'exploitation à faible coût des aimants permanents NdFeB (Néodyme Fer Bore) principalement. Machine synchrone à flux radial [1], machine synchrone à flux axial [2] ou machine synchrone à flux transverse [3] ont profité de ces évolutions. Au cours de la recherche bibliographique, une base de données sur les machines à aimants permanents a été créée. Cet inventaire référence la direction du flux, le bobinage, le nombre d'entrefers et l'implantation des aimants de chaque structure. Il a permis de dégager deux structures susceptibles de

répondre à nos critères : la machine à flux axial double entrefer (Fig.1.) et la machine à flux radial double entrefer (Fig.3.). Ce choix a été motivé par la compacité de ces machines, la présence de deux entrefers permettant de doubler le couple du moteur. La présence d'aimants permanents enterrés au rotor supprime le problème de décollement à haute vitesse et d'utiliser ceux-ci en concentration de flux.

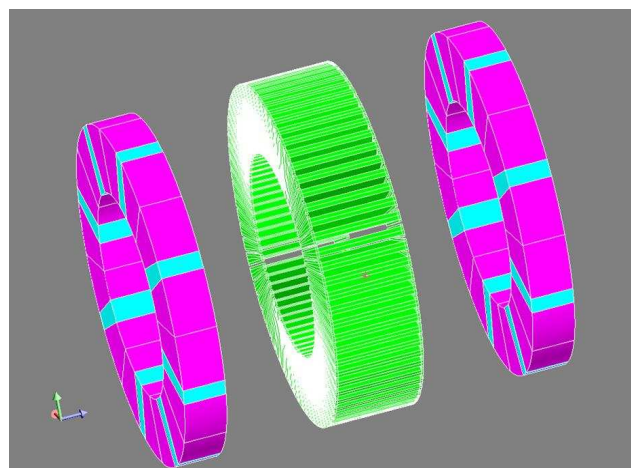


Fig. 1. Machine à flux axial double entrefer

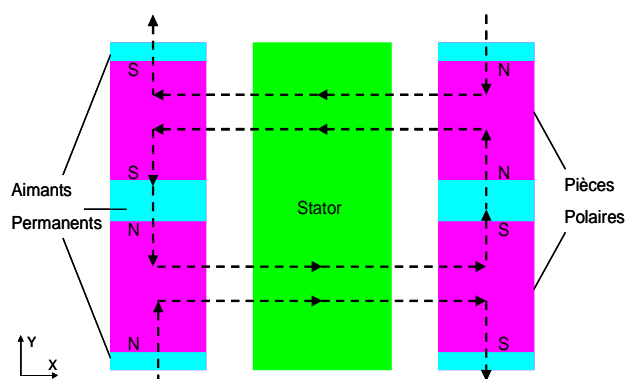


Fig. 2. Directions du flux de la machine à flux axial

### B. Descriptifs

Le schéma de la Fig.2. représente le chemin du flux de la machine à flux axial à aimants permanents double entrefer. Ces lignes de flux se situent sur le diamètre moyen de la machine. Ce type de machine axiale peut être considéré comme une machine Torus NS. Elle est constituée d'un stator et de deux rotors. Grâce à cette configuration, les aimants

permanents sont utilisés en concentration de flux et le flux ne fait que traverser la culasse du stator. Ainsi, culasse du stator et pertes fer sont diminuées.

Le chemin du flux de la machine à flux radial à aimants permanents double entrefer est représenté en Fig.4. Ce moteur est constitué d'un stator et de deux rotors. Le rotor intérieur est composé d'aimants permanents enterrés au contraire du rotor extérieur composé d'aimants permanents en surface. Le positionnement des aimants est tel que le flux ne doit que traverser la culasse du stator.

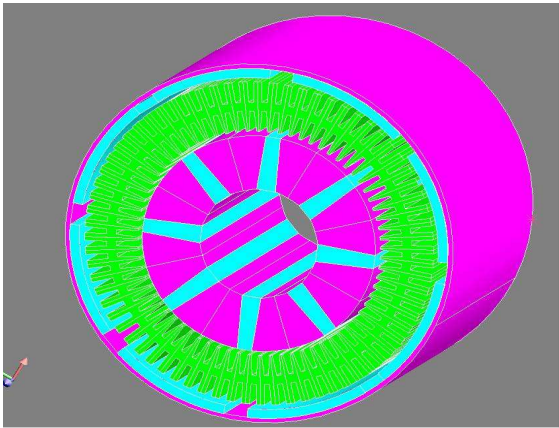


Fig. 3. Machine à flux radial double entrefer

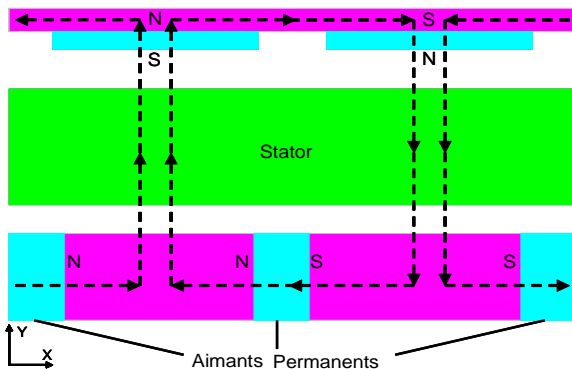


Fig. 4. Directions du flux de la machine à flux radial

### III. MODELES ANALYTIQUES

#### A. Calcul de l'induction dans l'entrefer pour la machine à flux axial

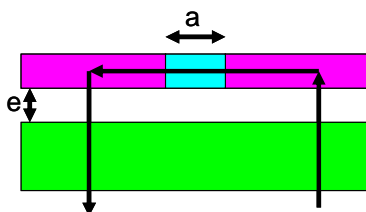


Fig. 5. Schéma du chemin choisi pour le théorème d'Ampère

Le calcul de l'induction dans l'entrefer est un des points essentiels de la modélisation et s'appuie sur le théorème d'Ampère. Le contour choisi pour appliquer ce dernier est exposé en Fig.5. Ce chemin doit nécessairement prendre en compte la contribution des aimants. De plus, de part la configuration de la machine, le calcul est effectué seulement

sur une demi machine.

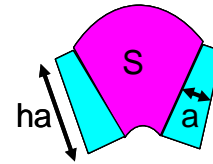


Fig. 6. Schéma pour la conservation du flux

Soit la conservation du flux appliquée sur la portion de la machine illustrée en Fig.6. :

$$2 \cdot Ba \cdot ha \cdot La = Be \cdot S + \phi^f \quad (1)$$

avec  $Ba$  l'induction de l'aimant,  $ha$  la hauteur de l'aimant,  $La$  la longueur de l'aimant,  $Be$  l'induction dans l'entrefer,  $S$  la surface de la pièce polaire côté entrefer et  $\phi^f$  les flux de fuite.

Soit le théorème d'Ampère appliqué sur le contour de la Fig. 5.:

$$H \cdot a + \frac{2 \cdot Be(\theta)}{\mu_0} e = fmm(\theta) \quad (2)$$

avec  $H$  le champ dans l'aimant,  $\mu_0$  la perméabilité absolue,  $a$  la largeur moyenne de l'aimant,  $e$  l'entrefer et  $fmm(\theta)$  la force magnétomotrice.

La caractéristique d'un aimant est définie de la façon suivante :

$$Ba = B_0 + \mu_0 \cdot \mu_r \cdot H \quad (3)$$

avec  $B_0$  l'induction rémanente de l'aimant permanent et  $\mu_r$  la perméabilité relative de l'aimant permanent.

En incorporant l'équation (3) dans l'équation (2), nous obtenons :

$$\frac{Ba - B_0}{\mu_0 \mu_r} a + \frac{2 \cdot Be(\theta)}{\mu_0} e = fmm(\theta) \quad (4)$$

En incorporant l'équation (1) dans l'équation (4), nous obtenons :

$$\frac{Be(\theta) \cdot S + \phi^f}{2 \cdot ha \cdot La} - B_0 + \frac{2 \cdot Be(\theta)}{\mu_0} e = fmm(\theta) \quad (5)$$

L'expression finale de l'induction de l'entrefer est alors déterminée par:

$$Be(\theta) = \frac{fmm(\theta) \mu_0 + \frac{B_0 \cdot a}{\mu_r} - \frac{\phi^f \cdot a}{2 \cdot ha \cdot La \cdot \mu_r}}{\frac{S \cdot a}{2 \cdot ha \cdot La \cdot \mu_r} + 2e} \quad (6)$$

#### B. Calcul de l'induction dans l'entrefer pour la machine à flux radial

Pour la machine à flux radial, le calcul de l'induction dans l'entrefer peut être décomposé en deux parties : l'induction dans l'entrefer de la partie inférieure de la machine et

l'induction dans l'entrefer de la partie supérieure.

Pour la partie inférieure de la machine, la méthode est semblable avec la machine à flux axial. L'expression de l'induction s'exprime alors :

$$Be1(\theta) = \frac{fmm1(\theta)\mu_0 + \frac{B_0 \cdot a}{\mu r} - \frac{\phi_f \cdot a}{2 \cdot ha \cdot La \cdot \mu r}}{\frac{S \cdot a}{2 \cdot ha \cdot La \cdot \mu r} + 2e} \quad (7)$$

avec  $fmm1(\theta)$  la force magnétomotrice de la partie inférieure de la machine.

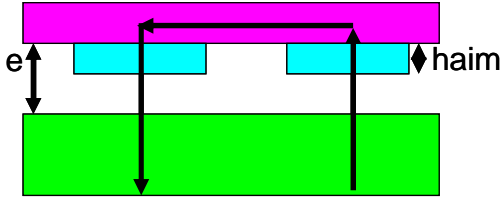


Fig. 7. Schéma du chemin choisi pour le théorème d'Ampère

Le contour choisi pour appliquer le théorème d'Ampère de la partie supérieure de la machine est présent en Fig.7.

En appliquant le théorème d'Ampère, nous obtenons l'expression de l'induction dans l'entrefer suivante :

$$Be2(\theta) = \frac{(fmm2(\theta) - H \cdot haim)\mu_0}{e} \quad (8)$$

avec  $haim$  la hauteur des aimants permanents montés en surface et  $fmm2(\theta)$  la force magnétomotrice de la partie supérieure de la machine.

#### C. Calcul du couple de la machine à flux axial

Pour la machine à flux axial à aimants permanents, la démarche est la suivante :

On suppose que le courant  $I(\theta)$  et la force magnétomotrice  $fmm(\theta)$  ont la même amplitude et sont déphasé de  $\pi/2$  :

$$\text{Si } I(\theta, r) \text{ alors } I(\theta, r) = \frac{fmm(\theta - \pi/2)}{r} \quad (9)$$

En appliquant le théorème de Laplace de la façon suivante :

$$dF = I(\theta, r)Be(\theta)dS = \frac{FMM(\theta - \pi/2)}{r}Be(\theta)dS \quad (10)$$

$$\text{où } dS = r dr d\theta$$

L'expression du couple pour une paire de pôles est déterminée:

$$T_{\text{paire\_pole}} = \int_{r_{\text{int}}}^{r_{\text{ext}}} r dr \int_0^{2\pi} Be(\theta) fmm(\theta - \frac{\pi}{2}) d\theta \quad (11)$$

Le couple total final est alors:

$$T_{\text{tot}} = p(r_{\text{ext}}^2 - r_{\text{int}}^2) \int_0^{2\pi} Be(\theta) fmm(\theta - \frac{\pi}{2}) d\theta \quad (12)$$

avec  $p$  le nombre de paires de pôles,  $r_{\text{ext}}$  le rayon extérieur de la machine,  $r_{\text{int}}$  le rayon intérieur de la machine,  $Be$  l'induction dans l'entrefer,  $fmm$  la force magnétomotrice et  $I$  le courant.

#### D. Calcul du couple de la machine à flux radial

Pour la machine à flux radial à aimants permanents, la démarche est la suivante :

Nous appliquons le théorème de Laplace et obtenons:

$$dF(\theta) = I(\theta)Be(\theta) \sin[Be(\theta); I(\theta)] Lfer \quad (13)$$

Mais  $Be(\theta)$  est radial et  $I(\theta)$  est longitudinal alors  $\sin[Be(\theta); I(\theta)] = 1$

Pour obtenir le couple  $T_1$ , (13) est multiplié par  $r_{\text{sin}t}$  le rayon interne du stator et nous injectons (9) :

$$dT_1 = r_{\text{sin}t} fmm(\theta - \frac{\pi}{2}) Be(\theta) Lfer \quad (14)$$

Finalement,

$$T_1 = 2p \cdot r_{\text{sin}t} \cdot Lfer \int_0^{2\pi} Be1(\theta) fmm1(\theta - \frac{\pi}{2}) d\theta \quad (15)$$

De même,

$$T_2 = p \cdot r_{\text{sext}} \cdot Lfer \int_0^{2\pi} Be2(\theta) fmm2(\theta - \frac{\pi}{2}) d\theta \quad (16)$$

Le couple total est :

$$T_{\text{tot}} = T_1 + T_2 \quad (17)$$

avec  $p$  le nombre de paires de pôles,  $Lfer$  la longueur de la machine,  $r_{\text{sin}t}$  et  $r_{\text{ext}}$  les rayons interne et externe,  $Be1$  et  $Be2$  l'induction inférieur et supérieur,  $fmm1$  et  $fmm2$  les forces magnétomotrice des bobinages supérieur et inférieur.

## IV. OPTIMISATIONS ET RESULTATS

### A. Algorithme

L'algorithme utilisé pour ces optimisations est un algorithme déterministe de type Sequential Quadratic Programming (SQP). Ce type d'algorithme impose l'utilisation de fonctions objectifs et de contraintes continues et dérivables, d'où l'impossibilité de traiter dès la phase de spécifications le cas des grandeurs discrètes. Néanmoins, pour certaines grandeurs, ce problème peut être contourné en les considérant comme continues : c'est le cas des grandeurs décrivant le bobinage. Pour les grandeurs discrètes telles que le nombre de paires de pôles ou le nombre d'encoques, il est plus judicieux de fixer ces paramètres et de les imposer comme contraintes. Cet algorithme de type SQP est implanté dans le logiciel Cades développé au sein du G2ELab. Ce logiciel permet de

donner des informations importantes sur les grandeurs électriques ou géométriques à modifier pour améliorer les performances des machines.

**B. Paramètres et Contraintes**

Le but de cette optimisation est de comparer les performances de chacune des machines. Pour être le plus équitable possible, le cahier des charges est le même pour les deux machines.

Les optimisations sont basées sur les modèles analytiques décrits ci-dessus. La fonction objectif de ces optimisations est de maximiser le couple. Dans ces modèles, la géométrie et la physique des machines sont décrites le plus précisément possible. Les principaux paramètres de ces optimisations sont donc la géométrie des dents (hauteur, largeur), la géométrie des aimants (largeur, longueur et hauteur), la longueur de la machine, la qualité des aimants et du fer (perméabilité, rémanence des aimants permanents). D'autres paramètres tels que la conception du bobinage (nombre de spires, diamètre du fils, nombre de conducteurs en série ou parallèle) et le courant sont utilisés.

Les contraintes fixées pour ces problèmes sont l'encombrement de la machine et le coût des matériaux.

Pour une bonne comparaison, le rayon extérieur, le bobinage réparti et la densité de courant sont les mêmes pour les deux machines.

**C. Résultats**

Les tableaux 1 et 2 présentent les résultats des optimisations. Ces optimisations ont été réalisées pour 4 combinaisons (8 pôles-48 encoches, 8 pôles-72 encoches, 10 pôles-60 encoches, 10 pôles-90 encoches). De manière générale et quel que soit la combinaison adoptée, la machine à flux axial à aimants permanents obtient de meilleurs résultats. La machine à flux radial à aimants permanents est handicapée par la largeur des dents du stator intérieur et la conception générale de la machine ne permettant pas de refroidir de façon optimale.

La machine à flux axial, quant à elle, apporte des perspectives tant au niveau de la polyvalence que des performances. C'est pourquoi elle fera l'objet d'une étude par éléments finis présentée dans le prochain paragraphe.

	8 pôles 48 enc.	8 pôles 72 enc.	10 pôles 60 enc.	10 pôles 90 enc.
Couple	395 Nm	375 Nm	371 Nm	332 Nm

Tableau 1. Résultats de l'optimisation pour la machine axiale

	8 pôles 48 enc.	8 pôles 72 enc.	10 pôles 60 enc.	10 pôles 90 enc.
Couple	297 Nm	268 Nm	236 Nm	191 Nm

Tableau 2. Résultats de l'optimisation pour la machine radiale

**V. MODELE PAR ELEMENTS FINIS EN 3 DIMENSIONS**

**A. Le Modèle**

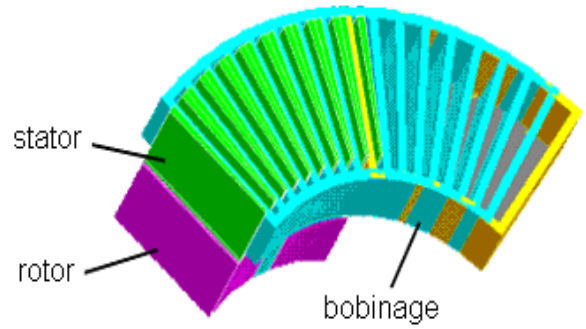


Fig. 8. Portion de machine résolue sous FLUX

Pour le problème par éléments finis en trois dimensions, le choix s'est porté sur la machine à flux axial à aimants permanents double entrefer avec 8 pôles et 72 encoches. Grâce à la présence de symétrie (par rapport au plan XY) et de périodicité anticyclique (autour de l'axe Z), seul un seizième de la machine est traité (Fig.8.). Ainsi, le temps de calculs et de résolution est fortement réduit.

Le bobinage est réalisé grâce à des bobines non maillées parcourues par un courant sinusoïdal dont la valeur crête est de 275 A. Les pièces polaires et les dents ont le même matériau de perméabilité 4800 et saturant à 2 T. Les aimants permanents ont une perméabilité de 1.05 et une induction rémanente de 1.02 T.

Au vue des formes très opposées (mince pour les dents, imposantes pour les pièces polaires) des différentes pièces du problème, un maillage local et personnalisé a été réalisé. Ainsi, toutes les parties du problème ont une influence cohérente les unes des autres.

**B. Résultats**

Les résultats ci-dessous ont été obtenus pour une simulation pas à pas dans le temps. Le champ statorique évolue dépendamment du champ rotorique : cette simulation décrit le fonctionnement classique d'un machine électrique.

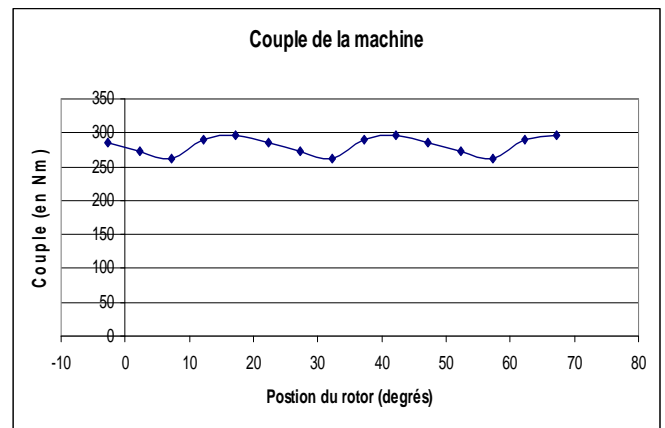


Fig. 9. Evolution du couple

Les premiers résultats obtenus pour cette modélisation 3D sous FLUX concernent le couple. Les Fig.9 et Fig.10 montrent l'évolution du couple. La valeur moyenne de ce couple est de 280 Nm soit un écart de 25% par rapport aux

résultats annoncés par le modèle analytique. Le modèle numérique prend plus en compte les propriétés physiques de chaque matériau (fer pour les tôles, aimants permanent), c'est pourquoi il y a un écart entre les résultats analytiques et numériques.

Avec une ondulation de couple allant de 262 Nm à 296 Nm, l'ondulation de couple équivaut à 12 % de la valeur du couple moyen.

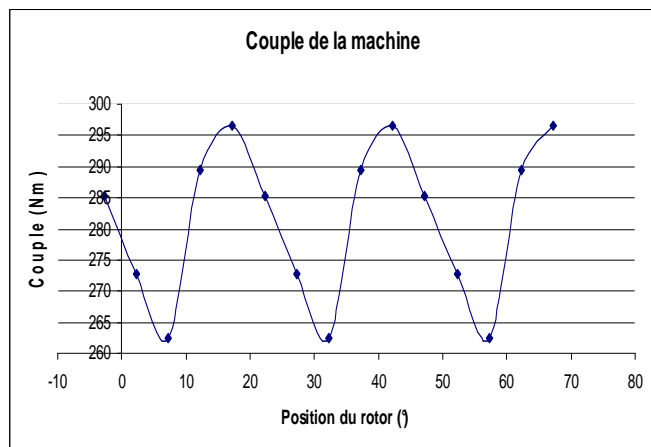


Fig. 10. Ondulation de couple

Les Fig.11 et Fig.12 montrent le comportement du module de l'induction  $B$  dans respectivement les dents du stator et les pièces polaires. Outre les points de singularité, l'induction ne dépasse pas 2 T. Cependant les dents du stator sont fortement saturées. Ce phénomène est la conséquence des dimensions trop infimes des pieds des dents et d'un surdimensionnement des aimants permanents. Les pièces polaires quant à elles saturent aux abords de l'aimant permanent. En revanche, au milieu de celles-ci l'induction avoisine 0.5 T.

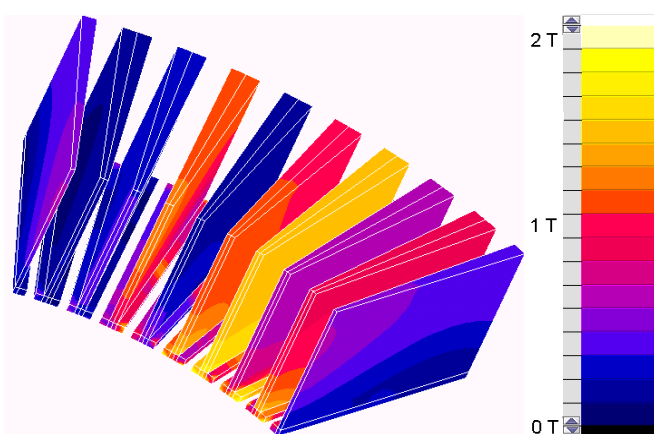


Fig. 11. Induction dans les dents du stator

En analysant ces premiers résultats, il s'avère que la saturation dans cette machine à flux axial est importante et peut dégrader le bon fonctionnement et les performances de celle-ci.

Il est donc important de revoir le dimensionnement des dents du stator et le dimensionnement des aimants permanents.

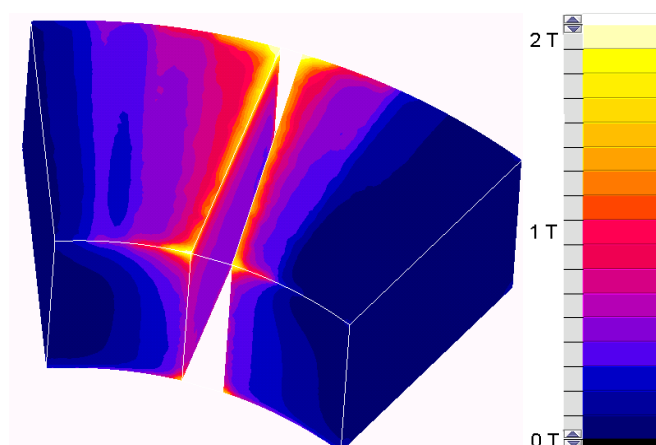


Fig. 12. Induction dans les pièces polaires

## VI. CONCLUSION

Après avoir listé, au cours d'une recherche bibliographique, la majeure partie des machines synchrones à aimants permanents, deux machines ont porté notre attention. Pour comparer les potentiels de la machine à flux axial à aimants permanents double entrefer et la machine à flux radial à aimants permanents double entrefer, deux modèles analytiques incorporés dans le logiciel Cades d'optimisation ont été réalisés. Les résultats obtenus montrent que la machine à flux axial apporte le plus de garanties. Ces premiers résultats sont validés par ceux obtenus par le modèle numérique par éléments finis en 3 dimensions sous FLUX. Ce modèle numérique a été développé seulement pour la machine axiale et nous indique que le redimensionnement des dents et des aimants permanents pourrait améliorer les performances de cette machine. Cependant, les premiers résultats obtenus en terme de couple sont encourageants et montrent que nous pouvons obtenir un bon compromis coût/performance.

## REFERENCES

- [1] T.Heikkilä, "Synchronous Motor for Industrial Inverter Applications-Analysis and Design" Thèse de Doctorat, Université de Lappeenranta, Finlande, 2002.
- [2] M.Aydin, S.Huang, T.A.Lipo, "Axial Flux Permanent Magnet Disc Machines : a review," *Proc. Of EPE PEMC'04*, 2004.
- [3] M.R.Dubois, H.Polinder, "Study of TFPM machines with toothed rotor applied to direct-drive generators for wind turbines," *Delft University of Technology*, 2004.