

# Effet de la disposition des AP dans les MRV vernier

Nabil SENNI\*, Soufiane TAIBI\*, Walid GUENDOZ\*\*, Abdelmounaim TOUNZI\*\*

\* Laboratoire des systèmes de traction électrique, université Batna 2 : senni\_nabil@yahoo.fr, s.taibi@univ-batna2.dz

\*\*Laboratoire d'Electrotechnique et d'Electronique de Puissance de Lille : abdelmounaim.tounzi@univ-lille.fr

**RESUME** - Sept variantes d'une machine à réluctance variable (MRV) Vernier à aimants permanents au rotor sont étudiées afin d'analyser l'effet de la disposition des AP sur les performances de la machine. Un prototype initial à aimants radiaux est dimensionné et étudié en utilisant un modèle numérique par éléments finis. Les résultats sont comparés à ceux du modèle analytique de dimensionnement pour le valider. Sur la base du même stator, 6 autres variantes avec des AP à aimantation tangentielle, inclinés en V en surface selon deux différents modes d'aimantation, inclinés en V enterrés, convexes et enfin concaves sont étudiées en utilisant la même approche numérique. Leurs performances sont comparées au prototype initial en termes de flux à vide, couple de détente et couple en charge maximale et son oscillation.

**Mots-Clés** : MRV vernier, Machines électriques à fort couple, impact de la disposition des AP.

## 1 INTRODUCTION

Pour les applications d'entraînement à faible vitesse, on utilise généralement des machines classiques couplées à un multiplicateur mécanique de vitesse. Ce dernier représente une source de bruit et de pannes fréquentes. Afin de l'éliminer, des études ont été menées sur des structures basse vitesse. Elles ont concerné des machines discoïdes [1] ou des machines classiques à grand nombre de paires de pôles [2]. La machine à réluctance variable Vernier excitée est une structure qui peut répondre à ce genre d'applications sans augmentation excessive des polarités statoriques. C'est une option prometteuse pour les applications à basse vitesse à entraînement direct à couple élevé [3-4] avec l'avantage d'une simplicité de fabrication alliée à une importante puissance massique [5]. Elle peut cependant présenter des ondulations de couple non négligeables [6] qui peuvent être atténuées, entre autres, par une augmentation du nombre de phases [7].

Sur la base d'une application de traction électrique, un prototype de MR Vernier à AP permanents à aimantation radiale a été dimensionné et étudié. Dans cette communication, ses performances sont comparées à celles d'autres variantes de la même machine avec des dispositions différentes des aimants au rotor ; à aimants tangentiels, en V en surface et enterrés, convexes et enfin concaves.

Dans un premier temps, le prototype initial est introduit et ses performances obtenues par les deux modèles analytique et numérique seront présentées. Ensuite, les 6 variantes de cette machine sont présentées puis leurs performances déterminées. Elles sont comparées à celles de la machine initiale en termes d'amplitude et de qualité notamment celle du flux à vide et du couple électromagnétique et son ondulation.

## 2. MODELE ANALYTIQUE DE LA MRVERNIER A AP

Sous l'hypothèse d'une perméabilité infinie du circuit

magnétique, l'énergie magnétique d'une machine électrique rotative s'exprime, en fonction de la perméance d'entrefer par unité d'angle  $P(\theta_s, \theta)$  et des forces magnétomotrices  $\varepsilon_{mm}$  des différentes sources de champs magnétiques par :

$$W_{em} = \frac{1}{2} \int_0^{2\pi} \varepsilon_{mm}^2(\theta_s, \theta) P(\theta_s, \theta) d\theta_s \quad (1)$$

Avec :  $\theta_s$  position d'un point  $M$  dans l'entrefer par rapport à un axe de référence statorique et  $\theta$  la position du rotor par rapport au même axe.

Dans le cas des machines à réluctance dont la saillance est uniquement due à la denture statorique avec  $N_s$  dents, comme c'est le cas pour le prototype initial, la perméance d'entrefer  $P(\theta_s, \theta)$  s'exprime sous la forme d'une série par :

$$P(\theta_s) = P_0 + \sum_{j=1}^{\infty} P_{js} \cos(j N_s \theta_s) \quad (2)$$

La perméance moyenne  $P_0$  et la perméance, selon l'harmonique  $j$ , liée à la denture statorique  $P_{js}$  s'expriment par :

$$\left. \begin{aligned} P_0 &= \mu_0 L R_s E_0 \\ P_{js} &= \mu_0 L R_s E_s e_j \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

$R_s$  est le rayon d'alésage ;  $E_0$ ,  $E_s$  et  $e_j$  sont des paramètres géométriques détaillés dans la référence [8].

Quand à la force magnétomotrice totale dans l'entrefer  $\varepsilon_{mm}$  elle s'obtient par la somme algébrique de la  $f.m.m.$  générée par l'enroulement de l'induit  $\varepsilon_{T-ind}$  réparti sous  $p_a$  paires de pôles et de la  $f.m.m.$   $\varepsilon_{T-induc}$  générée par le système d'excitation porté par le rotor et distribué avec  $p_e$  paires de pôles. Ces deux  $f.m.m.$  s'expriment par :

$$\varepsilon_{T-ind} = \sum_{i=0}^{\infty} \varepsilon_i \cos(\omega t - (2i+1)p_a \theta_s) \quad (4)$$

$$\varepsilon_{T-induc} = \sum_{i=0}^{\infty} \varepsilon'_i \cos((2i+1)p_e(\theta_s - \theta)) \quad (5)$$

$\varepsilon_i$  et  $\varepsilon'_i$  sont respectivement l'amplitude de la  $f.m.m.$  d'induit et d'excitation selon l'harmonique du rang  $i$ .

## 3. EXPLOITATION DE L'ENERGIE : CONDITIONS DE CONVERSION COUPLE, VITESSE ET FLUX MAGNETIQUE

En développant l'expression de l'énergie magnétique dans l'entrefer, tout en se restreignant aux seuls premiers harmoniques des  $f.m.m.$  et de la perméance d'entrefer ( $j=$

$i=0$ ), on peut aboutir aux conditions à satisfaire liant  $N_s$ ,  $p_a$  et  $p_e$  qui permettent d'assurer une conversion continue de l'énergie magnétique en couple électromagnétique. Le principe est que l'énergie magnétique dans l'entrefer soit fonction de la position rotorique. Il faut donc annuler les termes d'énergie non convertibles en couple et favoriser ceux qui permettent de générer un couple constant à une vitesse de rotation donnée. Cela conduit à satisfaire les conditions suivantes [8]:

$$\left. \begin{aligned} p_a &\neq p_e \\ 2p_a &\neq N_s \\ 2p_e &\neq N_s \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

$$\pm p_e \pm p_a = N_s \quad (6)$$

Une fois ces conditions respectées, on montre que, dans le cas d'une excitation avec des aimants permanents au rotor, on arrive à créer un couple électromagnétique constant dont l'expression est :

$$C_e = \frac{q}{2\pi} 2n I_{\max} K_B \frac{B_{er} e^*}{\mu_0} P_{ls} \quad (7)$$

Où  $P_{ls}$  représente l'amplitude du fondamental de la perméance d'entrefer,  $e^*$  entrefer lisse équivalent de carter,  $n$  le nombre de spires par phase et  $B_{er}$  l'induction correspondant au point de fonctionnement optimal de l'aimant permanent.

Dans ce cas, la vitesse de rotation synchrone  $\Omega$  est liée à la pulsation d'alimentation  $\omega$  par :

$$\Omega = \frac{\omega}{p_e}$$

Le flux magnétique à vide  $\Phi_m$  traversant une phase  $m$  de l'induit s'exprime, dans ces conditions par:

$$\phi_m = \int_0^{2\pi} \frac{B_{er} e^*}{\mu_0} \cos(p_e(\theta_s - \theta)) F_m P(\theta_s, \theta) d\theta_s \quad (8)$$

$F_m$  représente la fonction bobinage de la phase de l'induit considérée. Ainsi, pour la première phase ( $m=1$ ), la fonction  $F_m$  s'exprime par :

$$F_k = \frac{2}{\pi} K_B n \cos(p_a \theta_s) \quad (9)$$

Le développement de l'expression (8) permet alors de déterminer le terme fondamental du flux  $\Phi_1$  relatif à la première phase de l'induit.

$$\phi_1 = \frac{B_{er} e^*}{\mu_0} K_B P_{ls} n \cos(p_e \theta) \quad (10)$$

Sachant que :  $p_e \theta = \omega t$  le flux induit obtenu est sinusoïdal de pulsation  $\omega$ .

Pour un induit triphasé équilibré, on obtient pour les deux autres phases :

$$\phi_2 = \frac{B_{er} e^*}{\mu_0} K_B P_{ls} n \cos(p_e \theta - 2\pi/3) \quad (11)$$

$$\phi_3 = \frac{B_{er} e^*}{\mu_0} K_B P_{ls} n \cos(p_e \theta - 4\pi/3) \quad (12)$$

#### 4. PROTOTYPE INITIAL A AIMANTATION RADIALE

Dans le cadre d'une application de traction électrique dont le cahier des charges est donné au tableau 1, un prototype de MRV Vernier à AP radiaux surfaciques, dont une coupe générique est montrée à la figure 1, a été dimensionné avec les paramètres indiqués aux tableaux 2 et 3 [7].

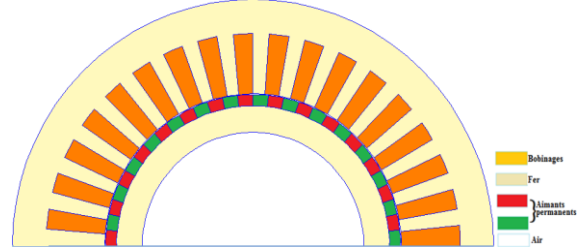


Fig. 1. MRV vernier à disposition radiale des AP

Tableau 1 : Grandeurs de la MRV de référence

$N_s$	$p_a$	$p_e$	$P[KW]$	$V[V]$	$I_{\max}[A]$	$f[Hz]$	$N[tr/min]$
36	6	30	4.5	220	$9\sqrt{2}$	50	100

Les paramètres géométriques et électriques du prototype sont résumés dans les tableaux 2 et 3 :

Tableau 2 : Paramètres géométriques de la MRV de référence

Paramètres géométriques	Valeurs
Diamètre d'alésage	243 [mm]
Longueur active de la machine	95 [mm]
Ouverture de la dent statorique	$4.5^\circ$
Ouverture de l'encoche statorique	$5.5^\circ$
Profondeur de l'encoche statorique	78.48 [mm]
Ouverture de l'aimant	12.70 [mm]
Hauteur de l'aimant	2.45 [mm]
Épaisseur de la culasse statorique	27.58 [mm]
Épaisseur de la culasse rotorique	27.58 [mm]
Épaisseur de l'entrefer	0.8 [mm]

Tableau 3 : Paramètres électriques de la MRV de référence

Paramètres électriques	Valeurs
Induction rémanente $B_r$ des AP	0.9 [Tesla]
Nombre de spires par phase $n$	163 [spires]
Perméance moyenne $P_o$	$18.36 \cdot 10^{-6} [H]$
Perméance $P_{ls}$	$11.7 \cdot 10^{-7} [H]$
Inductance propre	0.15 [H]
Nombre d'encoches par pôle et phase $q$	1

#### 5. ETUDE DE L'EFFET DE LA DISPOSITION DES AP

Sur la base du même induit de la figure 1, plusieurs dispositions et formes d'aimants permanents sont étudiées. En effet, sept différentes variantes avec des AP à aimantation radiale, tangentielle, inclinés en V en surface selon deux différents modes, inclinés en V enterrés, convexes et enfin concaves sont étudiées dans l'intérêt de mettre en évidence leur influence sur les performances de la MRV vernier.

Les sept variantes à étudier ont approximativement le même volume d'AP. Seules les formes et les dispositions sont différentes. Toutes les structures ont été étudiées par la même approche numérique en fonctionnement à vide et en charge.

### 5.1. PROTOTYPE INITIAL : DISPOSITION A AIMANTATION RADIALE DES AP

Afin de quantifier les performances du prototype initial, le flux et le couple, issus du modèle analytique, qui néglige la saturation magnétique, présenté précédemment, ont été calculés. Aussi, une modélisation numérique par éléments finis en 2D a été effectuée en tenant compte de la non linéarité du matériau magnétique. En effet, nous avons exploité, pour cela, le code de calcul libre basé sur la résolution des éléments finis FEMM. Nous avons choisi comme matériau magnétique pour les culasses « M-19 » caractérisé par la courbe B(H) illustrée par la figure 2 ci dessous.

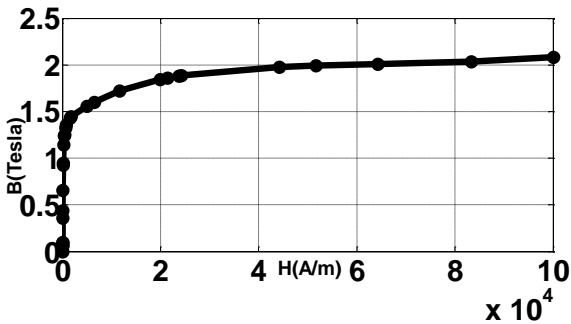
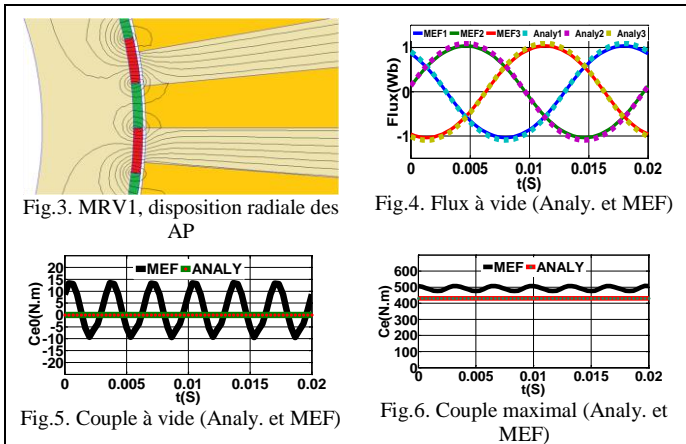


Fig. 2. courbe B(H) du circuit magnétique

Pour les AP nous avons utilisé le samarium-cobalt avec une induction rémanente de 0.9 Tesla.

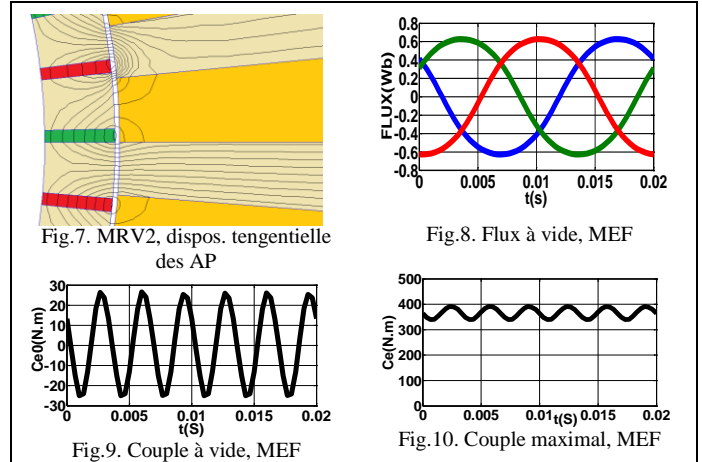
A vide, la machine est entraînée à la vitesse de 100 tr/min ce qui aboutit à des *f.e.m.* sinusoïdales à 50Hz. En charge, la machine est alimentée par des courants triphasés équilibrés, d'une amplitude de  $9\sqrt{2}$  A, en phase avec les fems à vide. Les résultats sont illustrés dans les figures 3 à 6 qui suivent. Les flux à vide et le couple en charge obtenus par les deux modèles, analytique et numérique, sont proches des valeurs du cahier des charges. Cela permet de valider le modèle analytique qui constitue la pierre angulaire de la procédure de dimensionnement [7] du prototype initial.



### 5.2. MRV-2 : DISPOSITION A AIMANTATION TANGENTIELLE DES AP

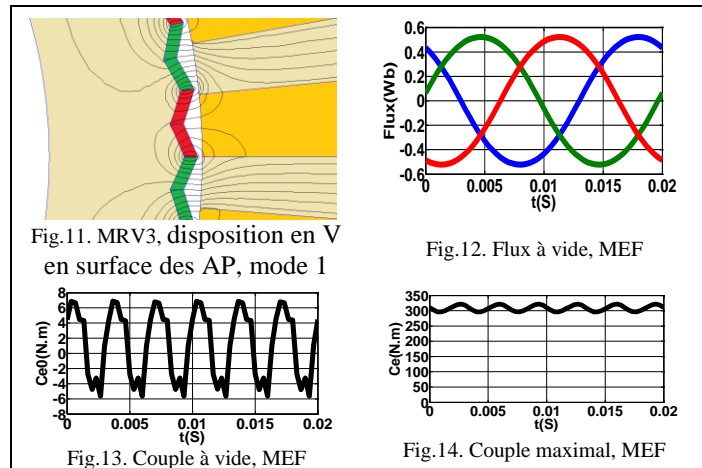
Pour ce cas de figure, nous avons fait une rotation de 90° des aimants de la structure initiale de sorte que chaque

deux aimants en face à face aient la même nature du pôle (sud-sud ou nord-nord). Les résultats obtenus, par le modèle numérique, sont illustrés dans les figures ci-dessous. Les performances pour cette disposition d'aimants sont en dessous de la structure initiale. Le couple en charge et le flux à vide sont plus bas.



### 5.3. MRV-3 : DISPOSITION EN V EN SURFACE DES AP – AIMANTATION MODE 1

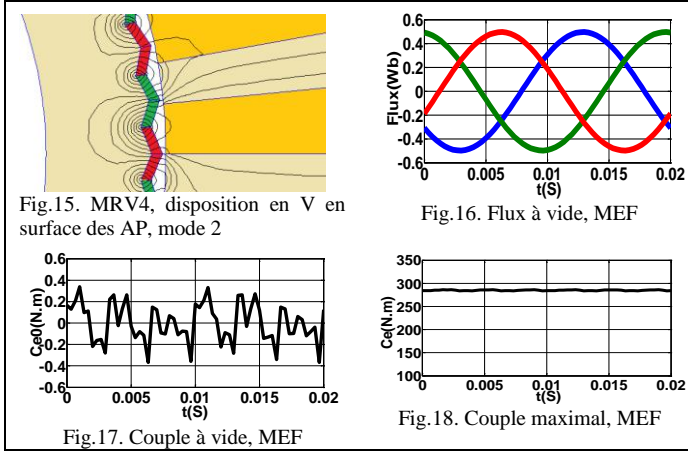
Pour la MRV-3, le même volume des aimants et le même entrefer minimal que la structure initiale sont gardés. Seule la disposition des aimants est effectuée en V en surface en mode 1 d'aimantation, comme illustré par la figure 11 ci-dessous. On constate des performances plus faibles pour le flux et le couple mais le taux de l'ondulation du couple est meilleur que celui de la MRV-2 et MRV-3.



### 5.4. MRV-4 : DISPOSITION EN V EN SURFACE DES AP – AIMANTATION MODE 2

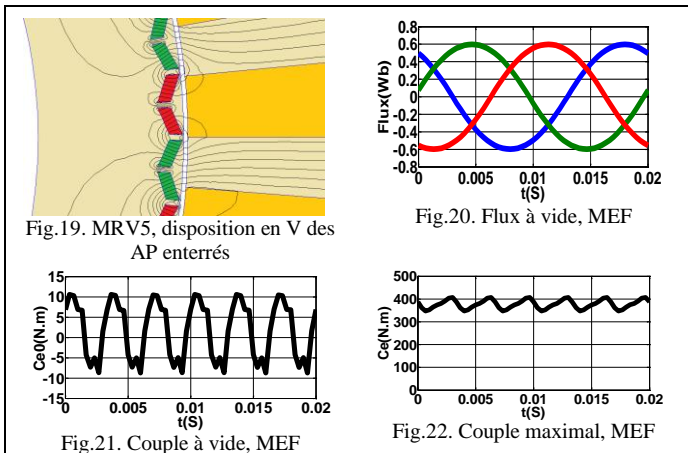
Pour la présente structure MRV-4, figure 15, l'aimantation de chaque moitié de pôle de la MRV-3 a été inversée. Cela conduit à un entrefer minimal dans les centres des pôles contrairement au cas de la MRV-3. Pour cette configuration, les fuites des lignes de champ au niveau des jonctions des deux pôles d'excitation, qui coïncident avec l'entrefer le plus élevé, sont nettement plus importantes. Ces fuites de champ réduisent considérablement les

performances de la MRV comme le montrent les résultats des figures 16 à 17 ci-dessous.



### 5.5. MRV-5 : DISPOSITION EN V DES AP ENTERRES SELON LE MODE 1 D'AIMANTATION

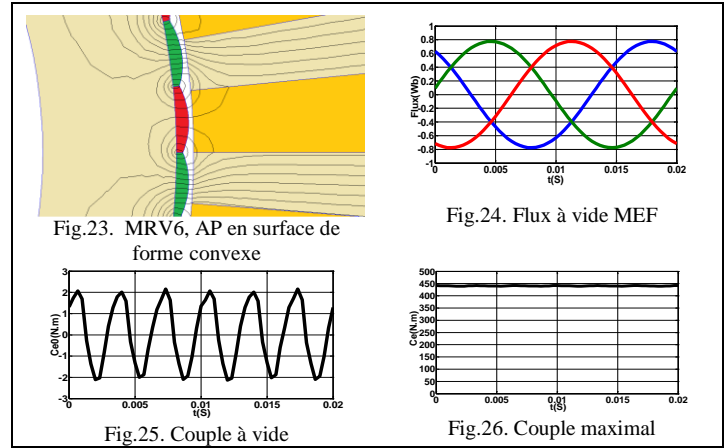
La MRV-5 est présentée par la figure 19. Les aimants en V enterrés permettent d'assurer un entrefer lisse avec une épaisseur minimale. Les performances de cette structure sont meilleures comparativement à la structure en V en surface mais restent moins bonnes par rapport à la structure initiale à aimantation radiale.



### 5.6. MRV-6 : AP EN SURFACE DE FORME CONVEXE

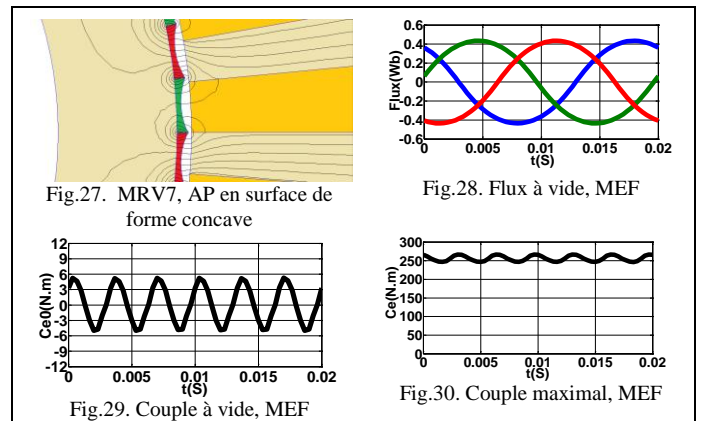
Compte tenu de l'ondulation du couple très faible, presque négligeable, de la MRV-4, une réflexion sur une structure plus proche de celle-ci, qui pourrait conjuguer un couple en charge maximale important avec une faible ondulation, a conduit à la proposition de la structure MRV-6 qui présente une forme convexe des AP en surface très proche de la forme des AP de la MRV-4. La forme convexe à aimantation radiale disposée en surface des AP, figure 23 permettrait de produire des *f.m.m.* d'excitation plus proches de la forme sinusoïdale. Ce qui contribue significativement à la réduction des harmoniques sources d'ondulation du couple. En effet, le taux d'ondulation du couple en charge obtenu pour cette structure à forme convexe des AP, figure 26, est le plus faible comparativement à l'ensemble des structures étudiées.

Aussi, l'amplitude du flux à vide et du couple en charge maximale pour cette structure présentent des grandeurs assez grandes et les plus proches de la structure initiale.



### 5.7. MRV-7 : AP EN SURFACE DE FORME CONCAVE

La forme concave des aimants permanents, figure 27, conduit à un entrefer plus important dans l'axe des pôles ce qui a fait réduire, considérablement, l'ensemble des performances de la MRV par rapport à la structure initiale ; un couple et un flux nettement plus faibles et une ondulation du couple qui reste significative, figure 28, 29 et 30. Cette forme des AP n'est pas à envisager.



## 6. SYNTHESE DES RESULTATS

Le tableau 3 ci-dessous présente une synthèse de l'ensemble des résultats obtenus des MRV vernier étudiées.

Tableau 3 : Synthèse des résultats

MRV	Essai a vide		Essai en charge		
	Flux(wb)	$\Delta C_e(N.m)$	$C_{e,moy}(N.m)$	$\Delta C_e(N.m)$	$\Delta C_e\%$
1	1,03	22,77	491,88	31,21	6,34
2	0,62	51,69	365,95	52,51	14,34
3	0,52	12,54	308,55	25,75	8,34
4	0,49	0,70	284,92	2,40	0,84
5	0,59	19,32	377	59,85	15,87
6	0,77	4,29	440,54	2,82	0,64
7	0,43	10,24	256,58	19,89	7,75

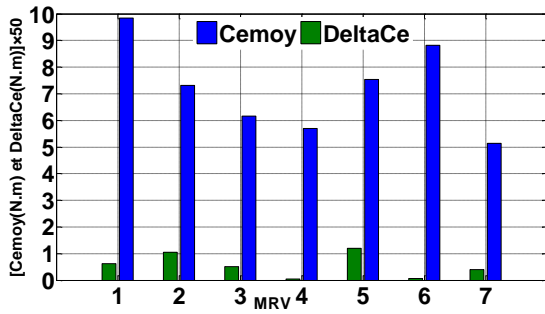


Fig.31. Histogramme de la synthèse des résultats

Les résultats obtenus en fonctionnement à vide et en charge de l'ensemble des structures étudiées, synthétisés dans le dernier tableau et l'histogramme de la figure 31, montrent que la disposition radiale des AP MRV-1 offre les meilleures performances en termes d'amplitude du couple et de flux maximaux. Par ailleurs, la disposition convexe des AP ; MRV-6, permet d'obtenir la meilleure ondulation du couple avec des grandeurs du couple et du flux qui restent très encourageantes.

## 7. CONCLUSION

Sept différentes possibilités d'emplacement des AP pour une même MRV vernier ont été étudiées.

Toutes les structures ont des flux sinusoïdaux à la fréquence de 50Hz

Il en ressort que la structure initiale à disposition radiale des AP est la plus intéressante du point de vue amplitude du flux à vide par phase et amplitude du couple électromagnétique en charge. Néanmoins la disposition tangentielle des AP a l'avantage de pouvoir loger les aimants à l'intérieur de la culasse rotorique ; ce qui permet d'éviter la possibilité de décollement des AP, au détriment d'une baisse de performance par rapport à la structure initiale. La disposition en V en surface pour les deux modes d'aimantation a montré des performances moins intéressantes. Cependant, lorsque ces aimants sont enterrés

les performances s'améliorent pour faire légèrement mieux que la structure à disposition tangentielle des AP surtout pour l'ondulation du couple à vide.

L'excitation avec des AP à forme concave est la moins intéressante ; les performances pour ce cas de figure déclinent considérablement. Quant à la forme convexe des AP, les résultats montrent, globalement, les meilleures performances qui peuvent concurrencer la structure initiale. Une étude plus approfondie pour améliorer davantage les performances d'une MRV vernier excitée par des AP à forme convexe est à poursuivre pour trouver la meilleure courbure des AP et pour voir l'apport lorsque ces derniers sont enterrés.

## 8. REFERENCES

- [1] R. J Michaux, P. etellier, « Machines discoïdales à champ axial dans les systèmes de propulsions électriques », *REE*, pp. 37–42, 1997.
- [2] C. Junguo, X. Wensheng, Z. Jianbo, L. Jingxi, W. Xiaodong, et W. Zhigang, « Development and Application of Low-speed and High-torque Permanent Magnet Synchronous Motor », *Applied Mechanics and Materials*, Vols. 229-231, pp. 888–894, 2012.
- [3] J. Jac, D. Matt, N. Ziegler, P. Enrici, et T. Martire, « Electromagnetic Actuator with High Torque Mass Ratio. Permanent Magnet Machine with Synchronous and Vernier Double Effect. Application to Aeronautical Systems », In *Electrical Machines and Power Electronics, 2007. ACEMP'07. International Aegean Conference on* (pp. 81-86). IEEE.
- [4] S. Taibi, A. Tounzi, et F. Piriou. « Study of a Stator Current Excited Vernier Reluctance Machine », *IEEE Transactions on energy conversion*, Vol.21, n°.4, pp. 823-831, Dec. 2006.
- [5] S. L. Ho, S. Niu, et W. N. Fu, « Design and Comparison of Vernier Permanent Magnet Machines », *IEEE Trans. Magn.*, Vol. 47, no. 10, pp. 3280-3283, Oct. 2011.
- [6] J. Li, K.T. Chau, et W. Li, « Harmonic Analysis and Comparison of Permanent Magnet Vernier and Magnetic-Geared Machines », *IEEE Transactions on Magnetics*, V.47 n.10, pp. 3649-3652, Nov. 2011.
- [7] N. Senni, S. Taibi, et A. Tounzi, « Study of the Influence of the Armature Number of Phases on the Electromagnetic Torque Quality in PM Vernier VRM », *Electric Power Components and Systems*, Vol. 49, n° 4-5, pp. 395-406, 11/2021.
- [8] S. Taïbi, A Tounzi, et F Piriou, « Machines à réluctance Vernier : Conditions de fonctionnement », *Revue Internationale de Génie Electrique*, Vol. 6 (5-6), pp. 637-664, 2003.