



HAL
open science

Générateur tubulaire asynchrone pour cogénérateur Stirling

Pierre Francois, Laurent Prevond, Hamid Ben Ahmed, Bernard Multon

► **To cite this version:**

Pierre Francois, Laurent Prevond, Hamid Ben Ahmed, Bernard Multon. Générateur tubulaire asynchrone pour cogénérateur Stirling. *Electrotechnique du Futur*, Dec 2003, GIF SUR YVETTE, France. 7p. hal-00674677

HAL Id: hal-00674677

<https://hal.science/hal-00674677>

Submitted on 27 Feb 2012

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Générateur tubulaire asynchrone pour cogénérateur Stirling

Pierre FRANCOIS, Laurent PREVOND, Hamid BEN AHMED, Bernard MULTON,
Laboratoire SATIE, UMR 8029 CNRS, Antenne de Bretagne de l'ENS-Cachan, Pôle 'Actionneurs-Transport-Energie'.

Résumé--L'étude concerne un cogénérateur Stirling d'une puissance de quelques kilowatts. Ce cogénérateur est animé par deux moteurs Stirling travaillant en opposition. Le générateur est asynchrone. Le choix de moteurs à combustion externe et d'un échangeur électromagnétique asynchrone conduit à une structure de machine simplifiée à l'extrême. Le fonctionnement à fort rendement repose sur la qualité du couplage mécanique-électrique fortement intégré, conduisant à reporter la complexité du système sur le contrôle et la commande.

Quatre aspects de l'étude sont présentés dans cet article :

- Concept global du cogénérateur Stirling
- Comparaison des résultats de modèles analytiques et numériques.
- Enoncé de règles de construction simples, résultats d'une étude paramétrique concernant le générateur.
- Contrôle-commande du cogénérateur, positionnement du problème.

Mots clés--Production autonome d'électricité, conversion asynchrone, cogénération, économie d'énergie, cycle Stirling

I. INTRODUCTION, POSITIONNEMENT DE L'ETUDE.

La production d'énergie électrique doit s'inscrire dans un schéma optimal vis à vis du développement durable. Dès lors, il apparaît qu'une part sensible et croissante de la consommation d'électricité relève préférentiellement d'une production décentralisée en cogénération ou trigénération.

Ce projet s'inscrit dans ce contexte. Il se propose de contribuer à l'étude de solutions nouvelles de production autonome d'électricité en cogénération à base d'un générateur tubulaire

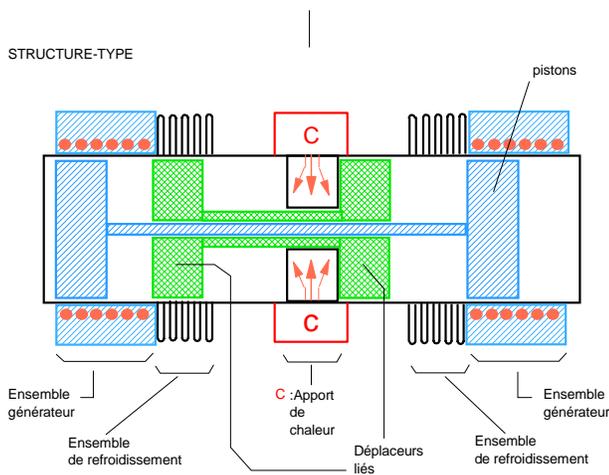


Fig. 1. Schéma de principe du cogénérateur Stirling étudié asynchrone se trouvant à chaque extrémité du cogénérateur représenté figure 1. Des cogénérateurs de faible puissance existent mais la répartition des puissances thermique et électrique manque de souplesse, leur maintenance est souvent contraignante, et leur durée de vie est généralement trop courte eu égard à la nature des applications concernées. Le groupe électrogène étudié répond à ces exigences

II. CONCEPT GLOBAL DU COGENERATEUR

Le cogénérateur est de section circulaire, c'est un tube. Il est constitué de deux moteurs d'entraînement de type Stirling. Les moteurs Stirling travaillent en opposition. Les pistons de chacun des moteurs sont liés rigidement. Les pistons sont animés d'un mouvement linéaire alternatif. Les déplaceurs sont gérés comme des actionneurs électromagnétiques. Le fluide de travail est enfermé dans une chambre sans joint. La source chaude du moteur est située au centre du groupe. La partie générateur se situe du côté froid du moteur, c'est-à-dire aux extrémités.

Les innovations attachées à cette structure sont nombreuses, elles font l'objet d'un brevet [27].

Quelques-unes de ces innovations sont citées ci-dessous.

- L'encapsulation des ensembles mobiles, moteur et générateur. Ceci autorise un fonctionnement sous des pressions élevées (> 80 bars) et une grande compacité. Le cogénérateur développant quelques kW est un tube de 12 cm de diamètre et un mètre de longueur environ.
- Une cinématique simplifiée à l'extrême. Le cogénérateur n'a que deux pièces mobiles, pistons et déplaceurs.
- Les déplaceurs gérés comme des actionneurs. Il n'y a aucune 'tringlerie'. Cela permet de nous approcher du cycle théorique de Stirling, lui-même équivalent au cycle de Carnot.
- L'utilisation des forces centripètes naturelles qui existent en mode asynchrone. Ces forces tendent à centrer naturellement les pièces mobiles (équilibre stable), facilitant largement leur guidage par sustentation.
- La possibilité de faire de la cogénération interne par une circulation appropriée du fluide de travail, c'est-à-dire de récupérer les pertes joule, en particulier.

A. Principe théorique du moteur Stirling

La mise en œuvre du cycle thermodynamique de Stirling, cycle comportant deux isochores et deux isothermes, repose sur deux composants originaux constitutifs du moteur, le déplaceur et le régénérateur. Le déplaceur, noté D sur la figure 3a, permet de faire varier la température de la chambre de travail. Le régénérateur agit comme une « éponge » thermique, il permet de stocker et restituer les calories au fluide de travail au cours d'un cycle thermodynamique.

La puissance théorique P_{th} , produite sur le piston noté P sur la figure 3, s'exprime de la manière suivante :

$$P_{th} = f \cdot p_i \cdot V_c \cdot (\theta - 1) \cdot \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon - 1} \right) \ln \varepsilon$$

Avec :
f, fréquence ;

- p_i , pression de remplissage
- V_c , volume balayé par le piston
- θ , rapport des températures extrêmes T_M/T_m
- ε , rapport des volumes extrêmes.

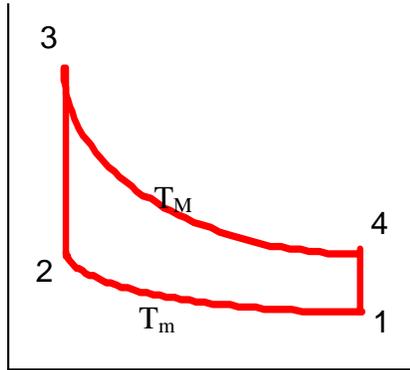


Fig. 2. Cycle Stirling théorique.

Les étapes du cycle sont :

- 1-2, compression isotherme à t° minimale.
- 2-3, réchauffement isochore.
- 3-4, expansion isotherme à la t° maximale.
- 4-1, refroidissement isochore.

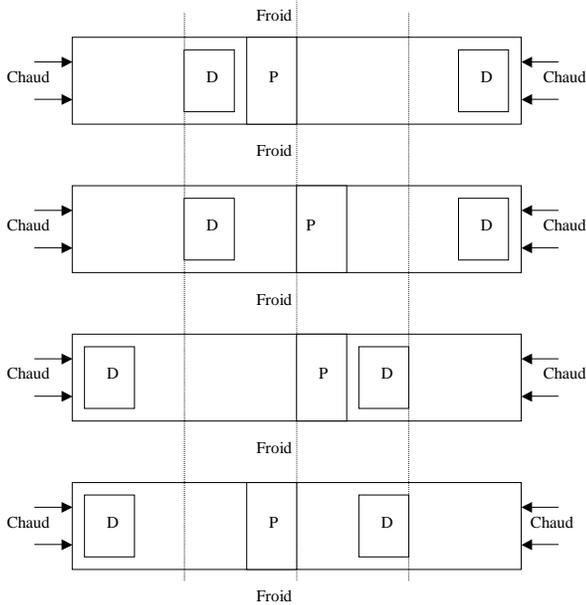


Fig. 3a. Principe de fonctionnement du cogénérateur.

B. Méthodologie de calcul de la partie thermique.

Le dimensionnement de la partie thermique est effectué analytiquement à partir de données géométriques et thermodynamiques. Les éléments-clés de ce dimensionnement sont les suivants :

- les températures extrêmes (T_m , température minimale, T_M , température maximale) des espaces de compression et d'expansion,
- le volume de l'espace occupé par le fluide de travail,
- la course du piston,

- la pression moyenne effective (PME) qui est la pression moyenne exercée sur le piston pendant la durée totale d'un cycle thermodynamique.
- la fréquence de battement du piston.

Le calcul est réalisé par itérations successives suivant fig. 3b. La pression moyenne effective résulte du profil des pressions s'exerçant dans les deux chambres du cogénérateur. Le profil type de ces pressions est représenté sur la figure 3c pour

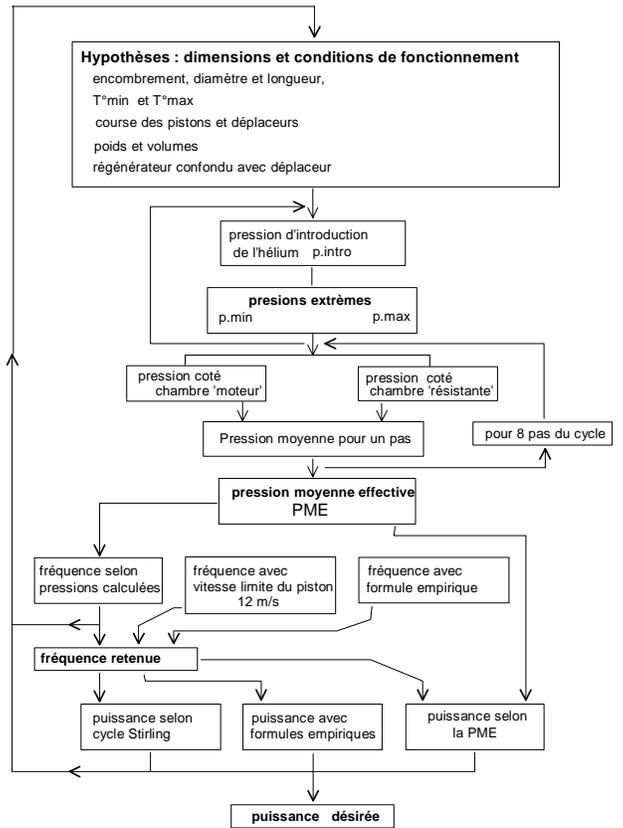


Fig. 3b. Synoptique des calculs

différents instants du cycle thermodynamique. Il a été établi dans le cas général d'un déphasage de 45° entre les deux pistons en opposition et leur déplaceur respectif.

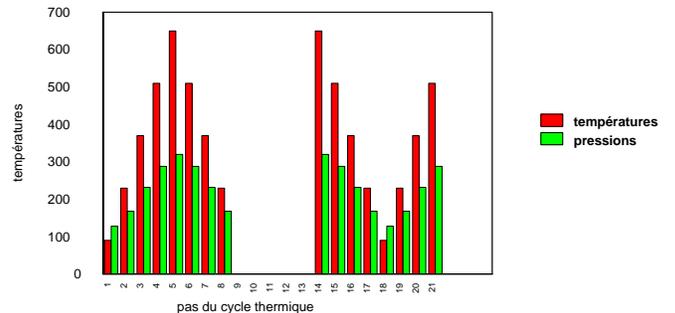


Fig. 3c. Profil des pressions appliquées aux pistons.

Connaissant les dimensions des pistons ainsi que les pressions auxquelles ils sont soumis, nous en déduisons les efforts dont le profil est identique à celui des pressions, il en découle le profil de vitesse (figure 3d).

Ce profil de vitesse est essentiel pour gérer le couplage 'mécanique-électrique' du cogénérateur. En effet, le

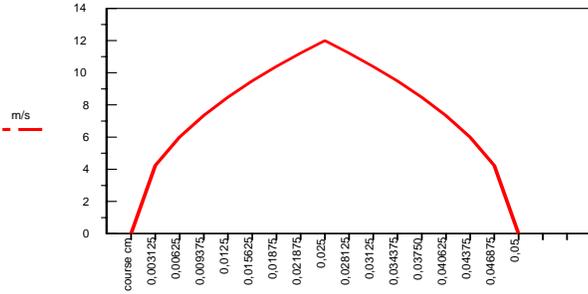


Fig. 3d. Profil de vitesse d'un piston.

glissement pourra être choisi de manière à maximiser le rendement de la conversion électromagnétique du générateur asynchrone.

Ce profil de vitesse permet de calculer la fréquence de batttement du piston. Connaissant les forces, la course et la fréquence, nous pouvons calculer la puissance mécanique fournie au piston.

$$Puissance = Force \cdot course \cdot fréquence$$

Cette puissance mécanique s'applique au « rotor » du générateur électrique décrit au paragraphe suivant.

C. Générateur tubulaire asynchrone, hypothèses de calcul

Le générateur électrique est asynchrone, à mouvement linéaire à très forte accélération. Sa topologie est de type polyentrefère cylindrique (figure de gauche) à bobinages répartis. Le 'rotor' est constitué d'un matériau amagnétique. Ce 'rotor' est le piston du moteur d'entraînement. Le bobinage est polyphasé, le champ généré est radial. Le pas polaire est égal à la course du 'rotor'.

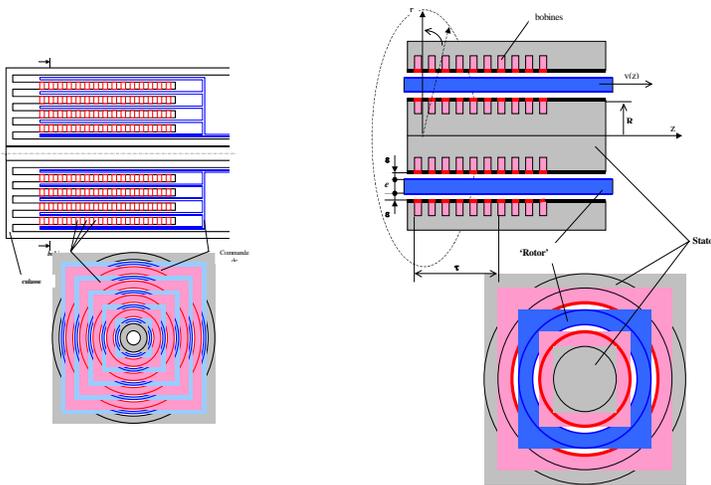


Fig. 4. Schéma du générateur électrique.

L'étude comprend plusieurs étapes. La première étape consiste à comparer différents modèles analytiques de complexité croissante aux résultats de calculs numériques par éléments finis. Ces modèles analytiques sont établis sur une structure simplifiée (figure 4 à droite). Une deuxième étape est une étude paramétrique conduisant à la structure optimale. Celle-ci concerne le dimensionnement et le choix des caractéristiques de

certains matériaux. Une troisième étape concerne l'évaluation du schéma électrique équivalent conduisant à l'estimation des courants permettant le dimensionnement de l'électronique de puissance associée.

Tous les calculs ont été menés en mode moteur. Le mouvement du 'rotor' est linéaire-alternatif. Un profil sinusoïdal a été retenu pour la vitesse. Un contrôle en position et vitesse du 'rotor' permet d'optimiser le rendement en agissant sur le glissement.

III. ETUDE COMPAREE DES RESULTATS ANALYTIQUES ET DES RESULTATS NUMERIQUES.

Comme il a été énoncé au début de cet article, l'un des buts de cette étude est de comparer différents modèles analytiques avec les résultats numériques des mêmes structures, les résultats numériques étant pris comme référence.

A. Modèle analytique simplifié avec courant en encoche

Ce modèle concerne le calcul de la puissance d'un générateur asynchrone à courant statorique en encoche dont la décomposition en série de Fourier est prise au 1^{er} harmonique, sans réaction d'induit, sans saturation, sans effet de peau, sans effet d'extrémité et sans flux de fuite.

Le courant inducteur est imposé, nous calculons la valeur du champ inducteur B qui en résulte. La répartition des bobines inductrices donne la répartition spatiale de l'induction. La variation du courant inducteur donne sa répartition temporelle. Le courant inducteur est supposé sinusoïdal, multiphasé et équilibré. Le profil spatial de B dû à une seule phase de courant est rectangulaire du fait de sa disposition en encoche (figure 5).

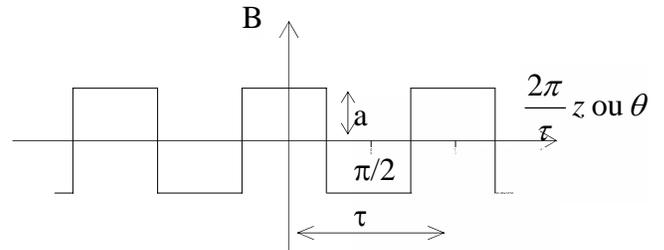


Fig. 5. Répartition spatiale de l'induction dans l'entrefer. Seule la répartition spatiale des bobines est cause d'harmoniques. L'induction dans l'entrefer est de la forme :

$$B = \sum_1^n \frac{3}{2} K_n * I_m \cos(\omega t \pm n.\theta),$$

Les harmoniques de rang 3n sont nuls,

- Si nous posons :
- ns, le nombre de spires par encoche
- m, le nombre d'encoches par pôle et par phase
- q, le nombre de phases
- 2p, le nombre de pôles
- e, épaisseur du rotor
- ε, entrefer
- τ, le double pas polaire
- i_{as}, le courant dans une spire
- I_a, le courant dans une encoche (=ns* i_{as})

L'expression de B, somme des harmoniques devient :

$$B = \sum_1^{n(impair)} \frac{3}{n\pi} \frac{\mu_0}{(e + \epsilon)} I_a \cdot \cos\left(n \frac{2\pi}{\tau} z + (-1)^{\frac{n+1}{2}} \omega t\right)$$

Calcul de la puissance

Le courant induit (J) sera calculé au 'rotor' pour $r = R_r$. Appelons v_s , la vitesse apparente du champ glissant au stator :

$$v_s = \frac{\tau}{2\pi} \cdot \omega.$$

La vitesse relative du 'rotor' vis à vis du stator est $g \cdot v_s$, g étant le glissement. Toutes les puissances sont calculées pour une longueur active du générateur égale à τ , le double pas polaire. Les calculs sont conduits pour le premier harmonique de l'induction radiale :

$$\begin{aligned} Br1(z,t) &= \frac{3}{\pi} \frac{\mu_0}{(e+\varepsilon)} \cdot Ia \cdot \cos \left[\frac{2\pi}{\tau} (z - g \cdot v_s \cdot t) \right] \\ &= B_{lmax} \cdot \cos \left[\frac{2\pi}{\tau} (z - g \cdot v_s \cdot t) \right] \end{aligned}$$

Appliquons les équations de Maxwell sur le cylindre $r = R_r$,

$$\vec{rot}E = - \frac{\partial B}{\partial t}, \quad E = \frac{J}{\sigma} \quad \text{et} \quad \frac{1}{\sigma} \vec{rot}J = - \frac{\partial B}{\partial t}$$

Du fait de la symétrie de révolution,

$$\begin{aligned} \vec{E} &= E \cdot \vec{U}_\theta, \quad E \text{ n'a qu'une composante selon } \theta, \\ \vec{B} &= B \cdot \vec{U}_r, \quad B \text{ n'a qu'une composante selon } r. \end{aligned}$$

Nous trouvons pour les pertes Joule sur un double pas polaire, $P_{j1} = \pi \cdot \tau \cdot \sigma \cdot g^2 \cdot \varepsilon \cdot v_s^2 \cdot R_r \cdot B_{lmax}^2$.

La puissance électromagnétique est égale à $P_{em} = \frac{P_j}{g}$

$$P_{em1} = \pi \cdot g \cdot \sigma \cdot \tau \cdot \varepsilon \cdot R_r \cdot v_s^2 \cdot B_{lmax}^2$$

Pour les harmoniques suivants ($n=3, 5$ et 7), les puissances correspondantes sont les suivantes.

$$P_{em_n} = \frac{\pi}{n^2} \cdot g \cdot \sigma \cdot \tau \cdot \varepsilon \cdot R_r \cdot v_s^2 \cdot B_{nmax}^2$$

Application numérique

Pour les grandeurs suivantes qui seront les grandeurs du schéma utilisé sous le logiciel Maxwell :

$\tau = 0,096 \text{ m}$	$R_r = 0,0395 \text{ m}$
$\varepsilon = 0,002 \text{ m}$	$e = 0,0005 \text{ m}$
$v_s = 4,8 \text{ m/s}$	$g = 0,2$
$I_a = 480 \text{ A}$	$\sigma_{aluminium} = \frac{1}{2,78E-8}$

dimensions retenues pour les applications numériques et les études sous logiciel Maxwell

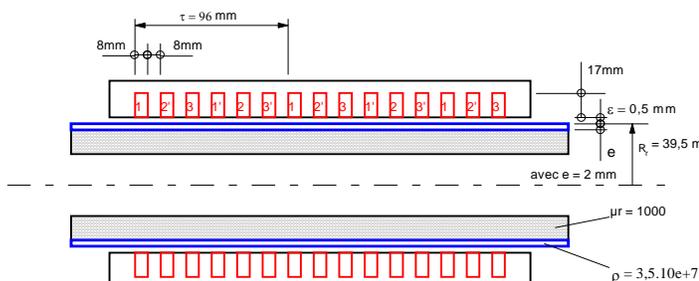


Fig. 6. Schéma du modèle simplifié du générateur électrique.

Les puissances développées des sept premiers harmoniques, pour une longueur utile du générateur égale à τ et sans réaction d'induit, sont les suivantes :

P_{em_n}	P_{em1}	P_{em3}	P_{em5}	P_{em7}
Harmonique	1	3	5	7
Puissance en W	210	0	0,3	0,1

B. Modèle analytique simplifié avec courants répartis

Ce deuxième modèle est identique au premier à l'exception de la disposition du courant qui est maintenant réparti. Le profil de l'induction due à une phase d'un courant uniformément réparti est trapézoïdal.

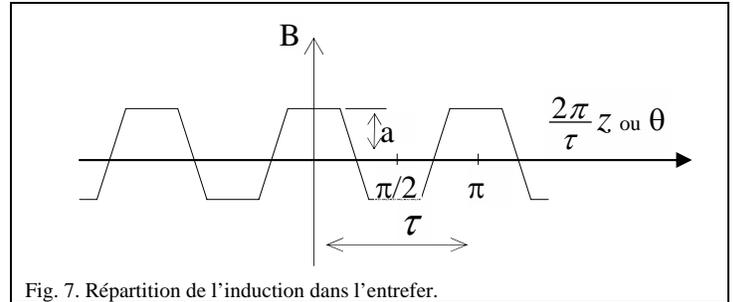


Fig. 7. Répartition de l'induction dans l'entrefer.

Comme précédemment, nous étudions la variation spatio-temporelle de l'induction due à un tel courant triphasé.

Application numérique

Pour les mêmes grandeurs que précédemment, les puissances développées des sept premiers harmoniques, P'_{emi} , pour une longueur utile du générateur égale à τ et sans réaction d'induit, sont les suivantes :

P_{em_n}	P'_{em1}	P'_{em3}	P'_{em5}	P'_{em7}
Harmonique	1	3	5	7
Puissance en W	144	0	0,01	0,001

C. Modèles semi analytiques

Ces modèles associent l'approche analytique et l'approche numérique. Le profil de l'induction radiale trouvée numériquement est décomposé en série de Fourier et 'réinjecté' dans le modèle analytique.

Le troisième modèle est calculé sans tenir compte de la réaction magnétique d'induit.

Le quatrième modèle tient compte de la réaction d'induit.

D. Modèle numérique

Le calcul des puissances est réalisé à partir des forces F_z calculées avec le logiciel 'Maxwell'.

Le schéma entré sous 'Maxwell' est conforme aux dimensions utilisées pour les applications numériques précédentes, à l'exception de la longueur utile du générateur qui sera ici de $2,5\tau$. Nous trouvons :

$$\text{pour } g = 0,2 \text{ : } P_{m_{fz}} = F_z \cdot d \cdot f = 241 \text{ W}$$

E. Synthèse des résultats des puissances.

Tous les résultats sont ramenés à une longueur utile du générateur de $2,5 \tau$ ou 5 pas polaires. Les résultats et le

graphique ci-dessous présentent l'étagement des puissances calculées pour un générateur d'un volume de 3,2 litres et d'un seul cylindre rotorique.

- Modèle analytique simplifié, courants en encoches :

$P_{m1} = 525$ W, cas idéal, sans fuite et sans effet d'extrémités

- Modèle analytique simplifié, courants répartis :

$P_{m1} = 360$ W, courant réparti, sans fuite et sans effet d'extrémités

- Modèle semi-analytique, courants en encoches :

$P_{m_ari} = 300$ W, sans effet d'extrémité, sans déphasage, avec réaction d'induit

- Modèle semi-analytique, courants répartis :

$P_{m_sri} = 280$ W, sans effet d'extrémité, sans déphasage, sans réaction d'induit

- Modèle numérique (éléments finis) :

$P_{m_fz} = 241$ W, situation la plus proche de la situation réelle



Fig. 9. Résultats comparés des puissances.

Toutes les puissances calculées l'ont été pour un glissement égal à 0,2, valeur où les effets de la résistance du 'rotor' l'emportent sur l'effet de l'induction de fuite.

Notre modèle analytique sera amélioré pour tenir compte, en particulier, de ce flux de fuite.

Parallèlement à cette étude analytique, nous avons mené une étude paramétrique sur la base de calculs numériques. Cette étude est présentée au chapitre suivant.

IV. ETUDE PARAMETRIQUE

Le but de l'étude paramétrique est de définir des règles simples de construction. Quelques-unes de ces règles sont présentées ci-dessous. Ces résultats ont été obtenus à partir de calculs numériques par éléments finis en mode axisymétrique [28].

A. Profil des forces axiales et radiales.

Le profil de F_z est le profil classique du couple d'une machine asynchrone tournante. Cette courbe, affine de la vitesse relative du rotor et du champ d'induction ($\omega_s - \omega_r$) évolue avec la vitesse mécanique atteinte par le 'rotor', ω_r . Il est à noter que

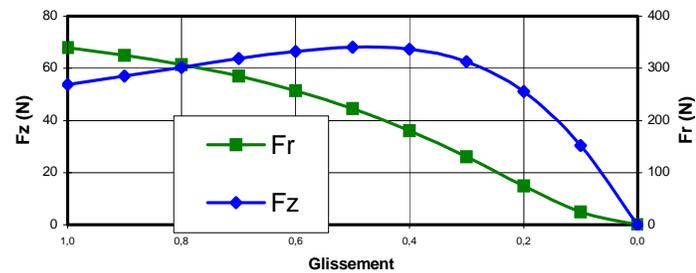


Fig. 10. Forces, F_z et F_r , selon le glissement.

la vitesse ω_s est dépendante du pas polaire et par conséquent, de la taille des bobines. Dans le cas d'un mouvement linéaire alternatif, la courbe est parcourue quatre fois par cycle. Pour l'évaluation des puissances, nous choisirons la valeur du glissement qui correspond à la valeur moyenne de F_z , à savoir $g = 0,2$. Cette évaluation de la valeur moyenne de F_z dépend du profil de vitesse mécanique retenu, il y a lieu de tendre vers un profil aussi 'carré' que possible, nonobstant l'accélération qui en découle.

La figure 10 présente le profil-type de l'effort de sustentation (F_r) qui s'applique sur le 'rotor' conséquence de l'action du flux de fuite sur les courants induits. Pour comparaison, cet effort, nul en théorie du fait des symétries, résulte ici de la sommation des valeurs absolues des pressions radiales à la surface du rotor. Cet effort est centrifuge ou centripète selon la position relative du bobinage, interne ou externe au cylindre d'aluminium constituant le 'rotor'. Cet effort de répulsion tend toujours à un équilibre stable. Cependant, il s'annule à chaque fin de course, il est donc nécessaire de guider les pièces mobiles pour assurer leur 'atterrissage'.

B. Etude des effets d'extrémités

Le générateur étant cylindrique, les effets d'extrémités se manifestent axialement. L'incidence des effets d'extrémités sur les forces axiales et radiales en fonction du nombre de pas polaires est représentée sur la figure 11 pour un glissement de 20%.

Les forces axiales et radiales sont représentées en fonction de la longueur du générateur comptée en nombre de pas polaires. Elles sont évaluées pour une longueur du générateur variant de 1 à 7 pas polaires.

L'effet d'extrémité n'a pratiquement pas d'incidence sur l'effort radial.

Concernant l'effort axial, nous constatons que l'efficacité des bobines s'améliore avec le nombre de pas polaires. L'effet d'extrémités équivaut à une translation vers le bas de la fonction F_z (pas polaires). Dans le cas étudié, l'ordonnée à l'origine est égale à (-11 N), assimilable à cet effet d'extrémité.

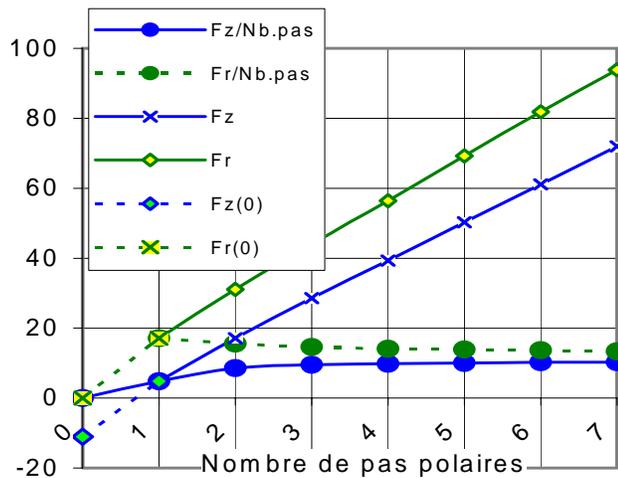


Fig. 11. Fz et Fr selon le nombre de pas polaires (en Newtons)

C. Forces et courants induits selon l'épaisseur d'aluminium

Un autre paramètre intéressant concerne l'épaisseur

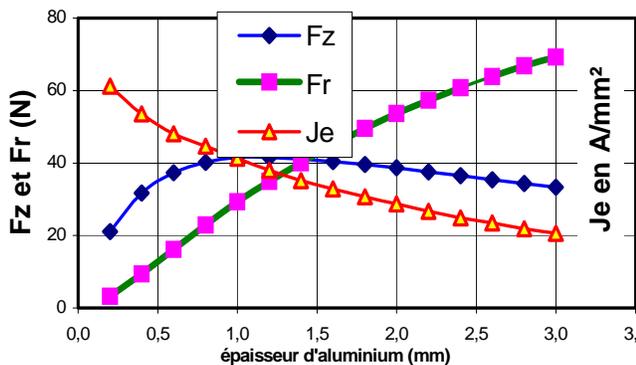


Fig. 12. Variation de l'épaisseur d'aluminium

d'aluminium choisie dans les limites où l'effet de peau est négligeable compte tenu des faibles fréquences utilisées. Le graphique ci-dessus représente les variations des efforts axiaux et radiaux en fonction de cette épaisseur.

Concernant l'effort axial, l'épaisseur d'aluminium a peu d'influence, au-delà d'une certaine épaisseur (ici, 1mm). L'étude thermique nous conduira au choix de l'épaisseur optimale du rotor.

Au contraire, l'effort radial varie presque linéairement avec cette épaisseur. Ce qui s'explique par le fait que le flux fuite va croissant avec cette épaisseur.

D. Forces selon le nombre de cylindres d'aluminium constituant le 'rotor'.

Le graphique suivant permet d'apprécier l'effet 'multi-entrefers' et l'effet du positionnement relatif du rotor et des bobines.

Les efforts axiaux ont été calculés pour différentes configurations du générateur, en multipliant le nombre de cylindres d'aluminium constituant le 'rotor', et en comparant ces résultats avec une machine équivalente pour laquelle tout l'aluminium du 'rotor' est concentré sur un seul cylindre.

Un deuxième ensemble de résultats concerne le positionnement relatif du 'rotor' vis à vis des bobines. Dans un cas, le bobinage

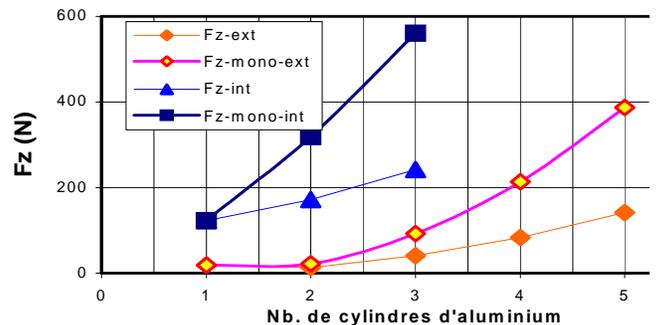


Fig. 13. Fz selon Nombre de cylindres d'aluminium.

est à l'intérieur du 'rotor' (Fz-int. sur la figure 13), dans l'autre cas le bobinage est à l'extérieur (Fz-ext).

De ce graphique découle qu'il faut dans tous les cas privilégier la longueur utile du conducteur (ou le diamètre du rotor) où se développent les courants induits pour disposer de la force axiale maximale dans un encombrement donné. Nous en déduisons l'intérêt de positionner les bobinages à l'intérieur des cylindres.

E. Synthèse des règles de construction.

Suivant les résultats précédents, quelques règles de construction peuvent s'énoncer ainsi :

- La longueur utile du générateur linéaire sera au moins égale à cinq fois le pas polaire.
- Le profil de vitesse du 'rotor' sera aussi carré que possible.
- Compte tenu des faibles fréquences atteintes en mouvement linéaire alternatif, l'effet de peau est négligeable. Au delà d'un seuil (ici, 1 mm) l'épaisseur du 'rotor' a peu d'effet sur l'effort axial engendré. Ce sont les considérations relatives au courant induit qui conduiront au choix de cette épaisseur.
- Pour un encombrement donné, il faut privilégier les diamètres du 'rotor' les plus grands.

V. LE CONTROLE, LA COMMANDE

La stratégie de pilotage doit conduire à maximiser le transfert énergétique mécanique-électrique et permettre de maîtriser la cogénération, c'est-à-dire, les proportions d'énergie thermique transformées en utilisation 'électrique' et 'thermique'.

Les points les plus importants de la commande sont donc les suivants :

- maîtrise de la fonction de transfert du mouvement du déplaceur vis à vis du mouvement du piston ('rotor' du générateur).
- maîtrise de la fonction de transfert du mouvement du piston (sa vitesse) vis à vis de l'énergie électrique produite.
- maîtrise de la part d'énergie thermique convertie en énergie électrique (cogénération).

Du fait de la forte intégration des parties thermique et électrique, la conception du contrôle et de la commande conduira à l'optimisation de l'ensemble du cogénérateur et non pas à l'optimisation d'un composant pris isolément.

VI. CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

L'étude démontre l'intérêt d'une structure de machine linéaire asynchrone pour la génération d'électricité sous réserve d'en maîtriser les aspects technologiques, ce qui n'est pas démontré dans cet article. L'utilisation du cycle thermodynamique Stirling conduit à une structure de machine simplifiée à l'extrême du

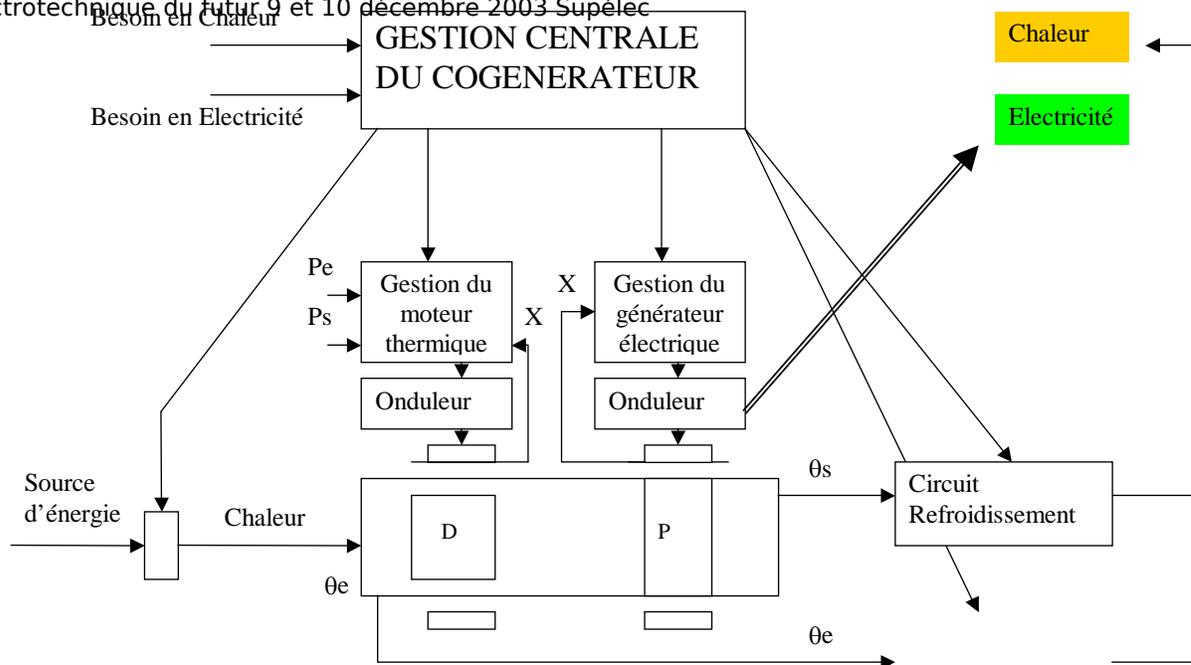


Fig. 14. Schéma de principe de la régulation globale du cogénérateur.

point de vue mécanique. La complexité de l'ensemble 'groupe électrogène' étant reportée sur le « contrôle et la commande ». On notera que les résultats analytiques se rapprochent sensiblement des résultats numériques avec un écart de moins de 16 % sur les puissances calculées.

L'étude paramétrique a conduit à l'élaboration de règles de construction simples.

L'étude doit se poursuivre avec des modèles analytiques plus élaborés prenant en compte, en particulier, l'effet de peau, l'effet d'extrémité et le flux de fuite.

Bibliographie :

[1] M.JUFER, S.MATTATIA, 'Le moteur linéaire à inducteur, caractéristiques et applications', Bulletin ASE 1974.
 [2] M.JUFER, 'Détermination des caractéristiques spécifiques du moteur linéaire', Journée SFE, 17 avril 1970.
 [3] R.BONNEFILLE, M.KANT, 'Application de la théorie du champ électromagnétique aux machines linéaires à induction', Revue de Physique appliquée, octobre 1970.
 [4] JM.BIEDINGER., M.KANT, 'Etude numérique de la répartition optimale des enroulements d'une machine électrique', RGE, octobre 1982
 [5] M.GRACZYK, 'Modélisation d'un frein à courant de Foucault à réductance et à bobinage global', DEA de Génie Electrique 1997.
 [6] N. TAKOBARET, 'Moteur linéaire à induction', Rapport de DEA.
 [7] B.LAPORTE, N.TAKOBARET, G.VINSARD, 'Optimisation d'un frein électromagnétique linéaire à induction', 1997.
 [8] H.AUTRUFFE, 'Le moteur linéaire', Revue Générale des Chemins de Fer, 1968 et 1970.
 [9] I.BOLDEA, S.A.NASAR, 'Linear electric actuators and generators', IEEE mai 1997.
 [10] C.RAJANATHAN, 'The design and analysis of a single phase reciprocating motion switched linear induction motor', IEEE Trans. on magnetics, may 1999.
 [11] A-H.BENAHMED, L.PREVOND, B.MULTON, J.LUCIDARME; 'Actionneurs linéaires pour applications domotiques', Revue EEEI n° 21, Juin 2000, p. 48 .
 [12] L.PREVOND, A-H.BENAHMED, J.LUCIDARME, A.LESOBRE; 'Multi-airgap Permanent Magnet Linear Actuator', ICEM 98 Istanbul, Sept. 98 ; proc. vol. I, pp. 276-281.
 [13] A-H.BENAHMED, L. PREVOND, B. MULTON, 'Structures poly entrefers, solutions pour les entraînements directs', SEE-CEMD'99, CACHAN, pp. 95-100, Février 1999.

[14] G.DESCOMBES, J.L.MAGNET, P.PODEVIN, L.PREVOND; 'Cogénération des moteurs stationnaires'; Journées électrotechniques du club Electronique, électrotechnique et automatisme EEA 99, janvier 1999, proc. Part. 10, CNAM PARIS.

[15] G.DESCOMBES, L.PREVOND, P.PODEVIN; 'Engines cogeneration and environ-mental considerations'; 5^{ème} rencontre franco-roumaine et symposium industrie, énergie et environnement, SIENE'99, TIMISOARA, ROUMANIE, octobre 1999.

[16] P.NIKA, F.LANZETTA, 'Développement d'une machine frigorifique Stirling de petite taille adaptée à des niveaux thermiques modérés', J. Phys. III, 5, (1995), p. 835-861.

[17] P.NIKA, F.LANZETTA, 'Evaluation pratique des performances d'une machine Stirling de taille réduite fonctionnant en cycle frigorifique', J. Phys. III., (1997), 1571-1591

[18] E.PONCET., P.NIKA, D.BEREZIAT, F.LANZETTA, 'Technique de caractérisation d'un mini-régénérateur thermique pour mini-refroidisseur Stirling ou tube à gaz pulsé, Mec. Ind. (2001) 2, 455-464

[19] F.LANZETTA, P.NIKA, P.K.PANDAY, 'Etude du transfert de chaleur instationnaire fluide/paroi dans un volume soumis à des variations de pression cycliques', SFT 96, Valenciennes, mai 1996.

[20] F.LANZETTA, P.JAULIN, G.PIARD, 'Développement d'un micro-cogénérateur Stirling à bois pour la production d'énergie en habitat isolé', Congrès Français de Thermique, mai 2001, Nantes.

[21] F.LANZETTA, P.NIKA, Y.BAILLY, 'Évolution des températures et effet navette en sortie de régénérateur d'une machine réceptrice de Stirling : modèle dynamique et expérimentations', Journée d'étude de la Société Française des Thermiciens, 2002, Paris.

[22] P.FRANCOIS, mémoire CNAM: 'Les groupes électrogènes de 50 kW, solutions existantes et solutions nouvelles', mars 2002.

[23] Y.LIU, M.LEKSEL, W.M.ARSHAD, P.THELIN, Influence of speed and current profiles upon converter dimensioning and electrical machine performance in a free-piston generator, Intenational symposium on linear drives for industry applications, 8-10 Sept. 2003.

[24] W.M.ARSHAD, P.THELIN, T.BACKSTRÖM, Use of transverse flux machines in free piston generator. Royal Institute of Technology, Stockholm, IEEE 2003.

[25] P. VAN BLARIGAN, Advanced internal combustion engine research. DOE Hydrogen Program Review 2000.

[26] P.VAN BLARIGAN, Advanced internal combustion electrical generator. DOE Hydrogen Program Review 2002.

[27] Brevet : P.FRANCOIS, L.PREVOND, G.DESCOMBES 'Groupe électrogène à mouvement linéaire alternatif à base de moteur Stirling et procédé de mise en œuvre'. 2002, Extension internationale n° PCT-FR02-00173 du 17.01.02 du brevet initial France IFB 00 CNA LIN du 14.11.2000.

[28] Logiciel MAXWEL d'ANSOFT COPORATION, University Technology, Development Center, 4516 Henry Steet Pittsburgh.