

République Algérienne Démocratique et Populaire  
Ministère de L'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

UNIVERSITE MOULOUD MAMMARI DE TIZI-OUZOU



FACULTE DE GENIE ELECTRIQUE ET D'INFORMATIQUE  
DEPARTEMENT D'ELECTROTECHNIQUE

## Mémoire de Fin d'Etudes de MASTER ACADEMIQUE

Domaine : Sciences et Technologies

Filière : Génie Electrique

**Spécialité : MACHINES ELECTRIQUES**

*Présenté par*  
**Khaled KARA**

Thème

# Elaboration du modèle dynamique d'une génératrice asynchrone auto-excitée, avec prise en compte des pertes fer

*Mémoire soutenu publiquement le 29 Septembre mois 2014 devant le jury composé de :*

**M<sup>me</sup> Ouiza MANSOURI-TOUDERT**  
MAA, UMMTO, Présidente

**M Salah HADDAD**  
Pr, UMMTO, Rapporteur

**M Youcef BOUTORA**  
MCA, UMMTO, Examineur

**M<sup>elle</sup> Nadia RADJA**  
MAB, UMMTO, Examina

# **REMERCIEMENTS**

**“ Celui qui ne remercie pas les gens ne remercie pas dieu ” le prophete mohammed**

**(sws)**

je profite de cette parenthèse pour adresser mes remerciements les plus sincères à Monsieur HADDAD qui a été présent , attentif et compréhensif à mon égard ainsi que Monsieur SI BRAHIM pour l'aide et les conseils précieux qu'il m'a accordé , sans oublier tout ceux qui ont contribué de prêt ou de loin à l'élaboration de ce mémoire.

# **DEDICACES**

**A Allah auquel je voue mon existence**

**A mes parents qui sont ma raison d'existence**

**A mes frères auxquels je dois beaucoup dans cette existence**

**A mes sœurs qui embellissent mon existence**

# SOMMAIRE

## Introduction générale

<b>Chapitre I</b> : Modèle dynamique de la GAAE sans prise en comptes des pertes fer .....	04
Introduction.....	04
I.1 Développement du modèle dynamique sans pertes fer de la GAAE .....	04
Conclusion .....	07
<b>Chapitre II</b> : Modèle dynamique de la GAAE avec prise en comptes des pertes fer.....	09
Introduction.....	09
II.1. Schéma équivalent de la GAAE.....	09
II.2. Modèle dynamique conventionnel de la GAAE avec prise en compte des pertes fer...	10
II.3. Modèle dynamique simplifié de la GAAE avec prise en compte des pertes fer.....	12
Conclusion.....	16
<b>Chapitre III</b> : Résultats de simulation et discussions.....	18
Introduction.....	18
III.1Présentation et discussion des résultats.....	18
III.1.1 Processus d'auto-amorçage.....	18
III.1.2 Tension d'auto-amorçage à vide, comparaison des quatre modèles.....	19
III.1.3 Tension d'auto-amorçage à vide, influence de la capacité et de la vitesse de rotation.....	21
III.1.4 Courbes d'auto-amorçage à vide, action sur la capacité d'auto-amorçage.....	26
III.1.5 Courbes d'auto-amorçage à vide, action sur la vitesse de rotation.....	28
III.1.6 Influence de la charge sur la tension statorique.....	29
Conclusion.....	32
<b>Conclusion générale</b> .....	34

# **INTRODUCTION GENERALE**

## Introduction générale

Les générateurs asynchrones auto-excités sont de très bons candidats à la conversion de l'énergie éolienne, ils présentent de nombreux avantages tels que : prix relativement bas, maintenance réduite, robustesse et construction simple [1-4]. De plus, ils sont auto-protégés puisque leur tension s'effondre en cas de court-circuit.

Dans ce mémoire, nous nous intéressons à la **Génératrice Asynchrone Auto-Excitée (GAAE)** fonctionnant en site isolé. Dans ce cas, la fréquence et la tension statoriques sont variables puisqu'elles ne sont plus imposées par le réseau. La vitesse de rotation peut par contre être supposée connue.

Dans les machines de faible puissance, le courant associé aux pertes fer n'est pas vraiment négligeable devant le courant magnétisant [14]. La prédiction du comportement dynamique de la GAAE peut donc se trouver affecté par le fait de négliger les pertes fer.

Nous nous proposons de développer dans ce mémoire un modèle dynamique de la GAAE, sous Matlab-Simulink, qui puisse tenir compte des pertes fer. Nous étudierons également l'apport de la prise en compte des pertes fer sur la précision des calculs et sur la rapidité des programmes. Le modèle construit sera appliqué à une génératrice asynchrone d'une puissance de 3kW.

La prise en compte des pertes fer se fait habituellement par l'insertion d'une résistance notée généralement  $R_m$  dans le schéma équivalent de la génératrice. La résistance  $R_m$  représente donc les pertes fer et est identifiée en tant que telle.

La résistance  $R_m$  peut prendre trois emplacements possibles dans le schéma équivalent de la génératrice asynchrone et chaque emplacement donnera lieu à un modèle plus ou moins compliqué. De plus amples détails seront fournis dans les chapitres constituant ce mémoire, qui est organisé comme suit :

Le premier chapitre est consacré à la description du modèle dynamique de la GAAE sans prise en compte des pertes fer. Il s'agit du modèle de Park que nous avons choisi d'exprimer dans un référentiel lié au stator.

Nous avons choisi ce référentiel pour pouvoir établir un schéma équivalent qui va nous permettre d'introduire facilement la prise compte des pertes fer.

Dans le second chapitre, nous développerons deux modèles dynamiques de la GAAE tenant en compte les pertes fer. Ces deux modèles dérivent de l'emplacement choisi pour la résistance  $R_m$  dans le schéma équivalent.

Nous avons choisi de regrouper tous les résultats de simulation dans le troisième chapitre de façon à comparer les résultats de tous les modèles développés.

Nous résumerons dans une conclusion générale les enseignements tirés des résultats les plus significatifs obtenus et nous dresserons une liste de travaux qu'il serait intéressant d'effectuer en perspectives.

**CHAPITRE I :**  
**Modèle dynamique de la GAAE sans prise  
en comptes des pertes fer**

## Chapitre I : Modèle dynamique de la GAAE sans prise en compte des pertes

### Introduction :

L'objectif de ce chapitre est d'expliquer comment construire à partir des équations électriques et magnétiques, le modèle dynamique de la GAAE sans prise en compte des pertes fer. Nous émettrons également quelques hypothèses qui donneront lieu à des programmes simples et rapides.

### I.1. Développement du modèle dynamique sans pertes fer de la GAAE :

Le modèle en régimes transitoires de la GAAE dérive du modèle de Park suivant :

Equations électriques :

$$\begin{aligned}v_{ds} &= \frac{d\varphi_{ds}}{dt} - \frac{d\theta_s}{dt}\varphi_{qs} + R_s \cdot i_{ds} \\v_{qs} &= \frac{d\varphi_{qs}}{dt} + \frac{d\theta_s}{dt}\varphi_{ds} + R_s \cdot i_{qs} \\0 &= \frac{d\varphi_{dr}}{dt} - \frac{d\theta_r}{dt}\varphi_{qr} + R_r \cdot i_{dr} \\0 &= \frac{d\varphi_{qr}}{dt} + \frac{d\theta_r}{dt}\varphi_{dr} + R_r \cdot i_{qr}\end{aligned}\tag{I.1}$$

Equations magnétiques :

$$\begin{aligned}\varphi_{ds} &= L_s \cdot i_{ds} + L_m \cdot i_{dr} \\ \varphi_{qs} &= L_s \cdot i_{qs} + L_m \cdot i_{qr} \\ \varphi_{dr} &= L_r \cdot i_{dr} + L_m \cdot i_{ds} \\ \varphi_{qr} &= L_r \cdot i_{qr} + L_m \cdot i_{qs}\end{aligned}\tag{I.2}$$

Notons ici que lorsque l'on exprime les flux en fonction des courants statoriques et rotoriques, les inductances  $L_s$  et  $L_r$  désignent les inductances propres cycliques statorique et rotorique. Par contre si l'on exprime les flux en fonction des courants statoriques et magnétisants, les inductances  $L_s$  et  $L_r$  désignent les inductances de fuites statorique et rotorique et seront désignées par  $l_{s\sigma}$  et  $l_{r\sigma}$ . L'inductance  $L_m$  désigne indifféremment l'inductance magnétisante

Il est également important de signaler que dans le modèle de la machine asynchrone fonctionnant en générateur, la prise en compte de la saturation est obligatoire puisque c'est elle-même qui fixe le point de fonctionnement [5-8].

Tenir compte de la saturation revient à considérer l'inductance magnétisante  $L_m$  comme étant variable en fonction du courant magnétisant  $i_m$ .

La forme de la fonction  $L_m(i_m)$  s'obtient par identification de la caractéristique de magnétisation. Dans le cas d'une machine à cage, cette caractéristique est relevée par un essai à la vitesse de synchronisme. Par contre dans une machine à rotor bobiné la caractéristique de magnétisation s'obtient par un simple essai statique à rotor ouvert.

La courbe  $L_m(i_m)$  est ensuite approximée par une fonction polynomiale d'ordre dépendant de la précision souhaitée.

Il faut noter ici que l'effet croisé de la saturation est négligé pour ne pas trop alourdir les calculs et ne pas compliquer inutilement les équations menant à la prise en compte des pertes fer.

Des études ont montré que le fait de tenir compte de l'effet croisé de la saturation alourdit le programme et apporte peu en matière de précision [8], par contre le négliger apporte des simplifications très appréciables si bien que la matrice inductance deviendra facilement inversible même manuellement.

Le modèle dynamique de la GAAE dans un référentiel lié au stator est représenté par la relation (I.4) après avoir attribué aux dérivées des angles les valeurs particulières suivantes :

$$\frac{d\theta_s}{dt} = 0 \quad \text{et} \quad \frac{d\theta_r}{dt} = -\omega_r \quad (I.3)$$

$$(v) = [R](i) + [L] \frac{d(i)}{dt} \quad (I.4)$$

Avec :

$$(i) = \begin{pmatrix} i_{ds} \\ i_{qs} \\ i_{dr} \\ i_{qr} \end{pmatrix} ; \quad (v) = \begin{pmatrix} v_{ds} \\ v_{qs} \\ K_{dr} \\ K_{qr} \end{pmatrix}$$

$$[L] = \begin{pmatrix} L_s & 0 & L_m & 0 \\ 0 & L_s & 0 & L_m \\ L_m & 0 & L_r & 0 \\ 0 & L_m & 0 & L_r \end{pmatrix}$$

$$[R] = \begin{pmatrix} R_s & L_s \frac{d\theta_s}{dt} & 0 & L_m \frac{d\theta_s}{dt} \\ -L_s \frac{d\theta_s}{dt} & R_s & -L_m \frac{d\theta_s}{dt} & 0 \\ 0 & L_m \frac{d\theta_r}{dt} & R_r & L_r \frac{d\theta_r}{dt} \\ -L_m \frac{d\theta_r}{dt} & 0 & -L_r \frac{d\theta_r}{dt} & R_r \end{pmatrix}$$

Les deux constantes  $K_{dr}$  et  $K_{qr}$  représentent le magnétisme rémanent du rotor.

L'inversion manuelle de la matrice inductance [L] aboutit au système d'équations (I.5-I.8) qui permet de construire facilement le programme Matlab-Simulink de la GAEE sans prise en compte des pertes fer.

$$\frac{di_{ds}}{dt} = \frac{1}{L_s L_r - L_m^2} (L_r v_{ds} - L_m K_{dr} - R_s L_r i_{ds} - (L_s L_r \frac{d\theta_s}{dt} - L_m^2 \frac{d\theta_r}{dt}) i_{qs} + R_r L_m i_{dr} - L_m L_r (\frac{d\theta_s}{dt} - \frac{d\theta_r}{dt}) i_{qr}) \quad (I.5)$$

$$\frac{di_{qs}}{dt} = \frac{1}{L_s L_r - L_m^2} (L_r v_{qs} - L_m K_{qr} - R_s L_r i_{qs} + (L_s L_r \frac{d\theta_s}{dt} - L_m^2 \frac{d\theta_r}{dt}) i_{ds} + R_r L_m i_{qr} + L_m L_r (\frac{d\theta_s}{dt} - \frac{d\theta_r}{dt}) i_{dr}) \quad (I.6)$$

$$\frac{di_{dr}}{dt} = \frac{1}{L_s L_r - L_m^2} (-L_m v_{ds} + L_s K_{dr} + R_s L_m i_{ds} + L_s L_m (\frac{d\theta_s}{dt} - \frac{d\theta_r}{dt}) i_{qs} - R_r L_s i_{dr} + (L_m^2 \frac{d\theta_s}{dt} - L_s L_r \frac{d\theta_r}{dt}) i_{qr}) \quad (I.7)$$

$$\frac{di_{qr}}{dt} = \frac{1}{L_s L_r - L_m^2} (-L_m v_{qs} + L_s K_{qr} + R_s L_m i_{qs} - L_s L_m (\frac{d\theta_s}{dt} - \frac{d\theta_r}{dt}) i_{ds} - R_r L_s i_{qr} - (L_m^2 \frac{d\theta_s}{dt} - L_s L_r \frac{d\theta_r}{dt}) i_{dr}) \quad (I.8)$$

Le processus d'auto-amorçage en charge est modélisé comme suit :

$$\frac{d}{dt} \begin{pmatrix} v_{ds} \\ v_{qs} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{-1}{R_L C} & 0 \\ 0 & \frac{-1}{R_L C} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} v_{ds} \\ v_{qs} \end{pmatrix} - \frac{1}{C} \begin{pmatrix} i_{ds} \\ i_{qs} \end{pmatrix} \quad (I.9)$$

Où  $R_L$  est la résistance de la charge et C est la capacité du condensateur d'auto-amorçage

A vide, les équations d'auto-amorçage se simplifient et deviennent :

$$\frac{d}{dt} \begin{pmatrix} v_{ds} \\ v_{qs} \end{pmatrix} = -\frac{1}{C} \begin{pmatrix} i_{ds} \\ i_{qs} \end{pmatrix} \quad (I.10)$$

## Conclusion :

Dans ce chapitre, nous avons développé le modèle dynamique de la GAAE basé sur six équations différentielles du premier ordre ; quatre pour calculer les courants et deux pour déterminer la tension. La construction du modèle Matlab-Simulink devient de ce fait facile à effectuer. Dans ce modèle, nous pouvons utiliser indifféremment le référentiel lié au stator ou au rotor ; il suffit d'attribuer les valeurs adéquates aux dérivées des angles

$$\frac{d \theta_s}{d t} \text{ et } \frac{d \theta_r}{d t} .$$

**CHAPITRE II :**  
**Modèle dynamique de la GAAE**  
**avec prise en comptes des pertes fer**

## Chapitre II : Modèle dynamique de la GAEE avec prise en compte des pertes fer

### Introduction :

Nous nous intéressons dans ce chapitre à construire un modèle de la GAEE qui puisse tenir compte des pertes fer. Les modèles ainsi construits sont intéressants, surtout dans le cas des machines de faibles puissances.

La prise en compte des pertes fer se fait habituellement par l'insertion d'une résistance appelée  $R_m$  représentant les pertes fer, dans le schéma équivalent. Dans les machines de faible puissance, le courant parcourant la résistance  $R_m$  n'est plus négligeable devant le courant magnétisant [14]. La prédiction du comportement dynamique de la GAEE peut être faussée par cette hypothèse.

A cet effet, nous allons d'abord donner des équations qui vont nous permettre de construire le schéma équivalent de la GAEE. A partir de ce schéma, nous insérerons la résistance  $R_m$ , aux emplacements voulus pour construire les modèles tenant compte des pertes fer.

### II.1.Schéma équivalent de la GAEE:

Pour mieux expliquer comment obtenir le modèle qui prend en compte les pertes fer, nous nous servons des schémas équivalents dans les axes d et q de la GAEE.

Pour établir ces deux schémas équivalents, il faut faire apparaître les courants magnétisants dans les équations magnétiques.

$$\begin{aligned}\varphi_{ds} &= l_{fs} \cdot i_{ds} + L_m \cdot i_{dm} \\ \varphi_{qs} &= l_{fs} \cdot i_{qs} + L_m \cdot i_{qm} \\ \varphi_{dr} &= l_{fr} \cdot i_{dr} + L_m \cdot i_{dm} \\ \varphi_{qr} &= l_{fr} \cdot i_{qr} + L_m \cdot i_{qm}\end{aligned}\tag{II.1}$$

Les inductances  $l_{fs}$  et  $l_{fr}$  désignent à présent les inductances de fuites statoriques et rotoriques.

Des équations électriques (I.1) on obtient, sachant que le terme  $p$  désigne l'opérateur de dérivation  $\frac{d}{dt}$  :

$$\begin{aligned}p \cdot L_m \cdot i_{dm} &= v_{ds} - p \cdot l_{fs} \cdot i_{ds} - R_s \cdot i_{ds} \\ p \cdot L_m \cdot i_{dm} &= -p \cdot l_{fr} \cdot i_{dr} - \omega_r \varphi_{qr} - R_r \cdot i_{dr} \\ p \cdot L_m \cdot i_{qm} &= v_{qs} - p \cdot l_{fs} \cdot i_{qs} - R_s \cdot i_{qs} \\ p \cdot L_m \cdot i_{qm} &= -p \cdot l_{fr} \cdot i_{qr} + \omega_r \varphi_{qr} - R_r \cdot i_{qr}\end{aligned}\tag{II.2}$$

Le système d'équations (II.2) permet d'établir les schémas équivalents dans les axes d et q de la GAEE. Les figures II.1 et II.2 représentent ces deux schémas équivalents.

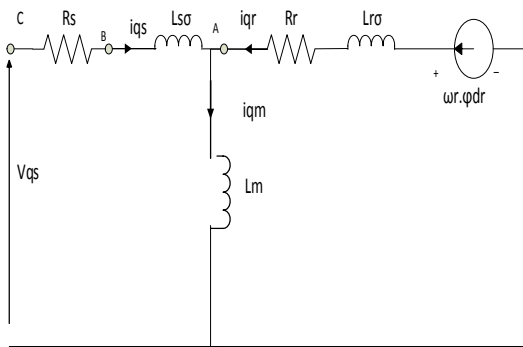


Figure II.1 : schéma équivalent d'axe d de la GAAE

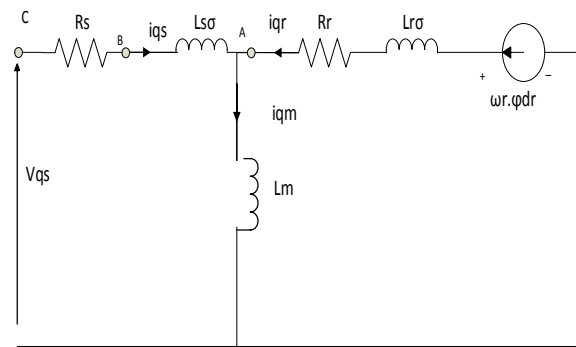


Figure II.2 : schéma équivalent d'axe q de la GAAE

Trois emplacements de la résistance  $R_m$  aboutissent à trois modèles différents de la GAAE avec prise en compte des pertes fer :

**a-** Si nous insérons la résistance  $R_m$  en parallèle avec l'inductance de magnétisation  $L_m$  ;c'est-à-dire au point A de la figure II.1, nous obtiendrons un premier modèle de la GAAE tenant en compte les pertes fer. Nous appellerons ce modèle « modèle conventionnel ». Ce modèle aboutira à des équations différentielles de second ordre. Il nécessitera un pas de calcul réduit (ne devant pas excéder  $10^{-5}$ s)et le temps de calcul deviendra très long.

**b-** L'insertion de la la résistance  $R_m$  en amont de la l'inductance de fuites statorique  $l_{s\sigma}$  (point B de la figure II.1) mènera à un deuxième modèle de la GAAE tenant compte des pertes fer. Nous appellerons ce modèle : « modèle simplifié ». Contrairement au modèle conventionnel, le modèle simplifié ne fait appel qu'à des équations différentielles de premier ordre. Il ne nécessite donc pas un pas de calcul réduit et le programme issu de ce modèle est très rapide.

**c-** L'insertion de la la résistance  $R_m$  en amont de la résistance statorique (point C de la figure II.1) reviendrait à considérer la résistance  $R_m$  comme une charge supplémentaire connectée en parallèle avec la charge alimentée. Ce modèle correspond donc au modèle sans pertes fer développé au chapitre précédent.

Dans ce qui suit nous développerons les deux modèles conventionnel et simplifié.

## II.2.Modèle dynamique conventionnel de la GAAE avec prise en compte des pertes fer :

Il suffit à présent de rajouter dans les figures II.1 et II.2 la résistance  $R_m$  associée aux pertes fer en parallèle avec la réactance magnétisante. Le courant magnétisant  $i_m$  se trouve ainsi divisé en deux composantes ; une composante active appelée  $i_{ma}$  qui circule dans la résistance  $R_m$  et une composante réactive  $i_{mr}$  qui circule dans l'inductance magnétisante  $L_m$ .

Les expressions des flux se trouvent modifiées comme suit (le développement est effectué pour un seul flux et le même résultat s'applique aux autres flux).

$$\varphi_{ds} = l_{fs} \cdot i_{ds} + L_m \cdot i_{dmi} \quad (\text{II.3})$$

$$i_{dmi} = \frac{R_m}{R_m + L_m \cdot p} i_{dm} \quad (\text{II.4})$$

$$\varphi_{ds} = l_{fs} \cdot i_{ds} + \frac{L_m \cdot R_m}{R_m + L_m \cdot p} i_{dm} \quad (\text{II.5})$$

Si l'on compare l'équation (II.5) avec la première équation du système d'équations (II.1) on constate que pour tenir compte des pertes fer, on peut garder les mêmes équations que dans le modèle sans pertes fer, il suffit uniquement de remplacer dans les expressions des flux le terme  $L_m$  par  $\frac{L_m \cdot R_m}{R_m + L_m \cdot p}$ .

Les équations suivantes permettent de construire le nouveau programme Matlab-Simulink de la GAEE prenant en compte les pertes fer.

$$p^2 \cdot i_{ds} = \frac{1}{l_{fs}} p \cdot v_{ds} + \frac{R_m}{l_{fs} \cdot L_m} v_{ds} - \left( \frac{R_s}{l_{fs}} + \frac{R_m}{l_{fs}} + \frac{R_m}{L_m} \right) \cdot p \cdot i_{ds} - \frac{R_m}{l_{fs}} \cdot p \cdot i_{dr} - \frac{R_s}{l_{fs}} \cdot \frac{R_m}{L_m} \cdot i_{ds} \quad (\text{II.6})$$

$$p^2 \cdot i_{qs} = \frac{1}{l_{fs}} p \cdot v_{qs} + \frac{R_m}{l_{fs} \cdot L_m} v_{qs} - \left( \frac{R_s}{l_{fs}} + \frac{R_m}{l_{fs}} + \frac{R_m}{L_m} \right) \cdot p \cdot i_{qs} - \frac{R_m}{l_{fs}} \cdot p \cdot i_{qr} - \frac{R_s}{l_{fs}} \cdot \frac{R_m}{L_m} \cdot i_{qs} \quad (\text{II.7})$$

$$p^2 \cdot i_{dr} = \frac{R_m}{l_{fr} \cdot L_m} K_{dr} - \frac{R_m}{l_{fr}} p \cdot i_{ds} - \left( \frac{R_r}{l_{fr}} + \frac{R_m}{l_{fr}} + \frac{R_m}{L_m} \right) \cdot p \cdot i_{dr} - \omega_r \cdot p \cdot i_{qr} - \omega_r \cdot \frac{R_r}{l_{fr}} \cdot i_{qs} - \frac{R_r}{l_{fr}} \cdot \frac{R_m}{L_m} \cdot i_{dr} - \omega_r \cdot \left( \frac{R_m}{l_{fr}} + \frac{R_m}{L_m} \right) \cdot i_{qr} \quad (\text{II.8})$$

$$p^2 \cdot i_{qr} = \frac{R_m}{l_{fr} \cdot L_m} K_{qr} - \frac{R_m}{l_{fr}} p \cdot i_{qs} - \left( \frac{R_r}{l_{fr}} + \frac{R_m}{l_{fr}} + \frac{R_m}{L_m} \right) \cdot p \cdot i_{qr} + \omega_r \cdot p \cdot i_{dr} + \omega_r \cdot \frac{R_r}{l_{fr}} \cdot i_{ds} - \frac{R_r}{l_{fr}} \cdot \frac{R_m}{L_m} \cdot i_{qr} + \omega_r \cdot \left( \frac{R_m}{l_{fr}} + \frac{R_m}{L_m} \right) \cdot i_{dr} \quad (\text{II.9})$$

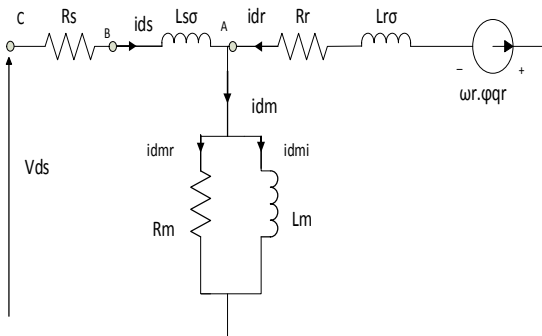


Figure II.3 : schéma équivalent conventionnel

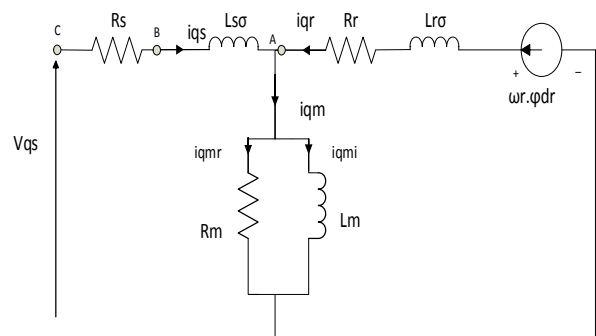


Figure II.4 : schéma équivalent conventionnel

### II.3. Modèle dynamique simplifié de la GAAE avec prise en compte des pertes fer :

Le modèle précédent a abouti à des équations différentielles faisant appel à des dérivées de courant de second ordre. Le programme issu de ces équations nécessite un pas de calcul réduit ( le pas maximum d'intégration ne doit pas excéder  $10^{-5}$ s autrement le programme divergerait). Il existe un deuxième modèle dynamique tenant en compte les pertes fer et ne nécessitant pas un temps de calcul aussi réduit. Il suffit de placer la résistance  $R_m$  symbolisant les pertes fer non pas en parallèle avec l'inductance magnétisante  $L_m$ , mais plutôt en amont de l'inductance de fuites statoriques.

Les courants statoriques  $i_{ds}$  et  $i_{qs}$  se partagent en deux termes chacun : les courants parcourant l'inductance de fuites statoriques  $i_{dsL}$  et  $i_{qsL}$  et les courants dérivant dans la résistance des pertes fer  $R_m$   $i_{dsR}$  et  $i_{qsR}$  (Voir figure II.3) :

$$\begin{aligned} i_{ds} &= i_{dsL} + i_{dsR} \\ i_{qs} &= i_{qsL} + i_{qsR} \end{aligned} \tag{II.10}$$

Les courants parcourant les inductances de fuites statoriques peuvent être exprimés comme suit :

$$\begin{aligned} i_{dsL} &= i_{ds} - i_{dsR} \\ i_{dsR} &= \frac{V_{ds} - R_s i_{ds}}{R_m} \Rightarrow i_{dsL} = i_{ds} - \frac{V_{ds} - R_s i_{ds}}{R_m} = i_{ds} \left(1 + \frac{R_s}{R_m}\right) - \frac{V_{ds}}{R_m} \\ i_{dsL} &= i_{ds} \left(\frac{R_s + R_m}{R_m}\right) - \frac{V_{ds}}{R_m} \end{aligned} \tag{II.11}$$

Les mêmes équations se répètent dans l'axe q :

$$i_{qsL} = i_{qs} \left(\frac{R_s + R_m}{R_m}\right) - \frac{V_{qs}}{R_m}$$

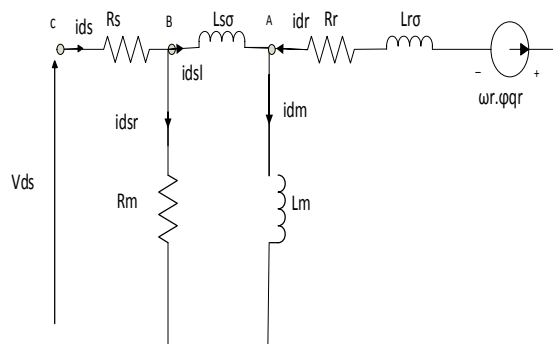


Figure II.5 : schéma équivalent simplifié d'axe d tenant compte des pertes fer

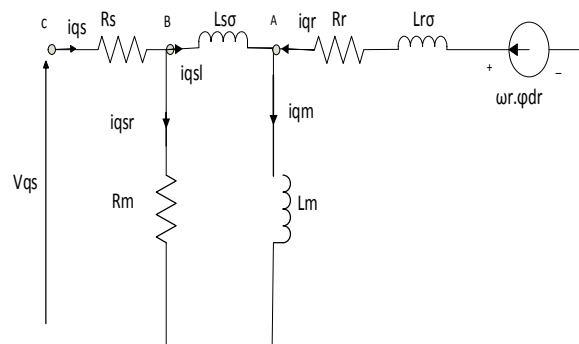


Figure II.6 : schéma équivalent simplifié d'axe q tenant compte des pertes fer

Dans ce cas les équations magnétiques précédentes doivent être réécrites comme suit :

$$\begin{aligned}
\varphi_{ds} &= L_s \cdot i_{dsL} + L_m \cdot i_{dr} \\
\varphi_{ds} &= L_s \cdot \frac{R_s + R_m}{R_m} \cdot i_{ds} + L_m \cdot i_{dr} - \frac{L_s}{R_m} \cdot V_{ds} \\
\varphi_{ds} &= L_{sT} \cdot i_{ds} + L_m \cdot i_{dr} - \frac{L_s}{R_m} \cdot V_{ds} \\
\varphi_{qs} &= L_s \cdot i_{qsL} + L_m \cdot i_{qr} \\
\varphi_{qs} &= L_{sT} \cdot i_{qs} + L_m \cdot i_{qr} - \frac{L_s}{R_m} \cdot V_{qs}
\end{aligned} \tag{II.13}$$

$$\begin{aligned}
\varphi_{dr} &= L_r \cdot i_{dr} + L_m \cdot i_{dsL} \\
\varphi_{dr} &= L_r \cdot i_{dr} + L_m \cdot \left( \frac{R_s + R_m}{R_m} \cdot i_{ds} - \frac{V_{ds}}{R_m} \right) = L_r \cdot i_{dr} + L_{mT} \cdot i_{ds} - \frac{L_m}{R_m} \cdot V_{ds} \\
\varphi_{qr} &= L_r \cdot i_{qr} + L_m \cdot i_{qsL} \\
\varphi_{qr} &= L_r \cdot i_{qr} + L_{mT} \cdot i_{qs} - \frac{L_m}{R_m} \cdot V_{qs}
\end{aligned} \tag{II.14}$$

Les équations électriques doivent maintenant être réécrites en fonction de ces nouveaux flux.

$$\begin{aligned}
v_{ds} &= \frac{d}{dt} (L_{sT} \cdot i_{ds} + L_m \cdot i_{dr} - \frac{L_s}{R_m} \cdot V_{ds}) - \frac{d\theta_s}{dt} (L_{sT} \cdot i_{qs} + L_m \cdot i_{qr} - \frac{L_s}{R_m} \cdot V_{qs}) + R_s \cdot i_{ds} \\
v_{ds} + \frac{L_s}{R_m} \frac{dV_{ds}}{dt} - \frac{L_s}{R_m} \cdot \frac{d\theta_s}{dt} \cdot V_{qs} &= L_{sT} \cdot \frac{di_{ds}}{dt} + L_m \cdot \frac{di_{dr}}{dt} + R_s \cdot i_{ds} - \frac{d\theta_s}{dt} L_{sT} \cdot i_{qs} - \frac{d\theta_s}{dt} L_m \cdot i_{qr} \\
v_{qs} &= \frac{d}{dt} (L_{sT} \cdot i_{qs} + L_m \cdot i_{qr} - \frac{L_s}{R_m} \cdot V_{qs}) + \frac{d\theta_s}{dt} (L_{sT} \cdot i_{ds} + L_m \cdot i_{dr} - \frac{L_s}{R_m} \cdot V_{ds}) + R_s \cdot i_{qs} \\
v_{qs} + \frac{L_s}{R_m} \frac{dV_{qs}}{dt} + \frac{L_s}{R_m} \cdot \frac{d\theta_s}{dt} \cdot V_{ds} &= L_{sT} \cdot \frac{di_{qs}}{dt} + L_m \cdot \frac{di_{qr}}{dt} + \frac{d\theta_s}{dt} L_{sT} \cdot i_{ds} + R_s \cdot i_{qs} + \frac{d\theta_s}{dt} L_m \cdot i_{dr}
\end{aligned} \tag{II.15}$$

$$\begin{aligned}
K_{dr} &= \frac{d}{dt} (L_r \cdot i_{dr} + L_{mT} \cdot i_{ds} - \frac{L_m}{R_m} \cdot V_{ds}) - \frac{d\theta_r}{dt} (L_r \cdot i_{qr} + L_{mT} \cdot i_{qs} - \frac{L_m}{R_m} \cdot V_{qs}) + R_r \cdot i_{dr} \\
K_{dr} + \frac{L_m}{R_m} \cdot \frac{dV_{ds}}{dt} - \frac{L_m}{R_m} \cdot \frac{d\theta_r}{dt} \cdot V_{qs} &= L_{mT} \cdot \frac{di_{ds}}{dt} + L_r \cdot \frac{di_{dr}}{dt} - L_{mT} \cdot \frac{d\theta_r}{dt} \cdot i_{qs} + R_r \cdot i_{dr} - \frac{d\theta_r}{dt} \cdot L_r \cdot i_{qr} \\
K_{qr} &= \frac{d}{dt} (L_r \cdot i_{qr} + L_{mT} \cdot i_{qs} - \frac{L_m}{R_m} \cdot V_{qs}) + \frac{d\theta_r}{dt} (L_r \cdot i_{dr} + L_{mT} \cdot i_{ds} - \frac{L_m}{R_m} \cdot V_{ds}) + R_r \cdot i_{qr} \\
K_{qr} + \frac{L_m}{R_m} \cdot \frac{dV_{qs}}{dt} + \frac{L_m}{R_m} \cdot \frac{d\theta_r}{dt} \cdot V_{ds} &= L_{mT} \cdot \frac{di_{qs}}{dt} + L_r \cdot \frac{di_{qr}}{dt} + L_{mT} \cdot \frac{d\theta_r}{dt} \cdot i_{ds} + \frac{d\theta_r}{dt} \cdot L_r \cdot i_{dr} + R_r \cdot i_{qr}
\end{aligned} \tag{II.16}$$

On aboutit au système d'équations suivant :

$$(V_1) = [R_1] \cdot (i) + [L_1] \cdot \frac{d(i)}{dt} \quad (\text{II.17})$$

Avec :

$$(i) = \begin{pmatrix} i_{ds} \\ i_{qs} \\ i_{dr} \\ i_{qr} \end{pmatrix} ; \quad (V_1) = \begin{pmatrix} v_{ds} + \frac{L_s}{R_m} \frac{dV_{ds}}{dt} - \frac{L_s}{R_m} \cdot \frac{d\theta_s}{dt} \cdot V_{qs} \\ v_{qs} + \frac{L_s}{R_m} \frac{dV_{qs}}{dt} + \frac{L_s}{R_m} \cdot \frac{d\theta_s}{dt} \cdot V_{ds} \\ K_{dr} + \frac{L_m}{R_m} \cdot \frac{dV_{ds}}{dt} - \frac{L_m}{R_m} \cdot \frac{d\theta_r}{dt} \cdot V_{qs} \\ K_{qr} + \frac{L_m}{R_m} \cdot \frac{dV_{qs}}{dt} + \frac{L_m}{R_m} \cdot \frac{d\theta_r}{dt} \cdot V_{ds} \end{pmatrix}$$

$$[L_1] = \begin{pmatrix} L_{sT} & 0 & L_m & 0 \\ 0 & L_{sT} & 0 & L_m \\ L_{mT} & 0 & L_r & 0 \\ 0 & L_{mT} & 0 & L_r \end{pmatrix}$$

$$[R_1] = \begin{pmatrix} R_s & -L_{sT} \cdot \frac{d\theta_s}{dt} & 0 & -L_m \cdot \frac{d\theta_s}{dt} \\ L_{sT} \cdot \frac{d\theta_s}{dt} & R_s & L_m \cdot \frac{d\theta_s}{dt} & 0 \\ 0 & -L_{mT} \cdot \frac{d\theta_r}{dt} & R_r & -L_r \cdot \frac{d\theta_r}{dt} \\ L_{mT} \cdot \frac{d\theta_r}{dt} & 0 & L_r \cdot \frac{d\theta_r}{dt} & R_r \end{pmatrix}$$

L'inversion de la matrice  $L_1$  donne :

$$L_1^{-1} = \frac{1}{L_{sT} \cdot L_r - L_{mT} \cdot L_m} \begin{pmatrix} L_r & 0 & -L_m & 0 \\ 0 & L_r & 0 & -L_m \\ -L_{mT} & 0 & L_{sT} & 0 \\ 0 & -L_{mT} & 0 & L_{sT} \end{pmatrix}$$

Les quatre équations suivantes permettent de construire le schéma Matlab Simulink du modèle dynamique simplifié de la GAAE avec prise en compte de pertes fer.

$$\begin{aligned} \frac{di_{ds}}{dt} = & \frac{1}{L_{sT} \cdot L_r - L_{mT} \cdot L_m} (L_r \cdot v_{ds} - L_m \cdot K_{dr} + (\frac{L_m^2}{R_m} \cdot \frac{d\theta_r}{dt} - \frac{L_s \cdot L_r}{R_m} \cdot \frac{d\theta_s}{dt}) \cdot v_{qs} + \frac{L_s \cdot L_r - L_m^2}{R_m} \frac{dv_{ds}}{dt} - L_r \cdot R_s i_{ds} \\ & + (L_{sT} \cdot L_r \cdot \frac{d\theta_s}{dt} - L_{mT} \cdot L_m \cdot \frac{d\theta_r}{dt}) \cdot i_{qs} + L_m \cdot R_r \cdot i_{dr} + L_m \cdot L_r \cdot (\frac{d\theta_s}{dt} - \frac{d\theta_r}{dt}) \cdot i_{qr} \end{aligned} \quad (II.18)$$

$$\begin{aligned} \frac{di_{qs}}{dt} = & \frac{1}{L_{sT} \cdot L_r - L_{mT} \cdot L_m} (L_r \cdot v_{qs} - L_m \cdot K_{qr} + (\frac{L_s \cdot L_r}{R_m} \cdot \frac{d\theta_s}{dt} - \frac{L_m^2}{R_m} \cdot \frac{d\theta_r}{dt}) \cdot v_{ds} + \frac{L_s \cdot L_r - L_m^2}{R_m} \frac{dv_{qs}}{dt} - L_r \cdot R_s i_{qs} \\ & - (L_{sT} \cdot L_r \cdot \frac{d\theta_s}{dt} - L_{mT} \cdot L_m \cdot \frac{d\theta_r}{dt}) \cdot i_{ds} + L_m \cdot R_r \cdot i_{qr} - L_m \cdot L_r \cdot (\frac{d\theta_s}{dt} - \frac{d\theta_r}{dt}) \cdot i_{dr} \end{aligned} \quad (II.19)$$

$$\begin{aligned} \frac{di_{dr}}{dt} = & \frac{1}{L_{sT} \cdot L_r - L_{mT} \cdot L_m} (-L_{mT} \cdot v_{ds} + L_{sT} \cdot K_{dr} + (\frac{L_{mT} \cdot L_s}{R_m} \cdot \frac{d\theta_s}{dt} - \frac{L_{sT} \cdot L_m}{R_m} \cdot \frac{d\theta_r}{dt}) \cdot v_{qs} + (\frac{L_{sT} \cdot L_m - L_{mT} \cdot L_s}{R_m}) \cdot \frac{dv_{ds}}{dt} \\ & + L_{mT} \cdot R_s \cdot i_{ds} - L_{mT} \cdot L_{sT} (\frac{d\theta_s}{dt} - \frac{d\theta_r}{dt}) \cdot i_{qs} - L_{sT} \cdot R_r \cdot i_{dr} + (L_{sT} \cdot L_r \cdot \frac{d\theta_r}{dt} - L_{mT} \cdot L_m \cdot \frac{d\theta_s}{dt}) \cdot i_{qr} \end{aligned} \quad (II.20)$$

$$\begin{aligned} \frac{di_{qr}}{dt} = & \frac{1}{L_{sT} \cdot L_r - L_{mT} \cdot L_m} (-L_{mT} \cdot v_{qs} + L_{sT} \cdot K_{qr} - (\frac{L_{mT} \cdot L_s}{R_m} \cdot \frac{d\theta_s}{dt} - \frac{L_{sT} \cdot L_m}{R_m} \cdot \frac{d\theta_r}{dt}) \cdot v_{ds} + (\frac{L_{sT} \cdot L_m - L_{mT} \cdot L_s}{R_m}) \cdot \frac{dv_{qs}}{dt} \\ & + L_{mT} \cdot R_s \cdot i_{qs} + L_{mT} \cdot L_{sT} (\frac{d\theta_s}{dt} - \frac{d\theta_r}{dt}) \cdot i_{ds} - L_{sT} \cdot R_r \cdot i_{qr} - (L_{sT} \cdot L_r \cdot \frac{d\theta_r}{dt} - L_{mT} \cdot L_m \cdot \frac{d\theta_s}{dt}) \cdot i_{dr} \end{aligned} \quad (II.21)$$

## **Conclusion :**

Nous avons développé dans ce chapitre trois modèles dynamiques de la GAAE prenant en compte les pertes fer. Ces modèles reposent sur l'exploitation du schéma équivalent de la GAAE et sur la représentation des pertes fer par une résistance. Les trois emplacements possibles de cette résistance ont donné lieu à trois modèles différents.

Dans le prochain chapitre, nous présenterons les résultats de simulation de tous les modèles développés. Les programmes sont exécutés dans les mêmes conditions. Un même graphe regroupera les résultats de tous les modèles exécutés dans une condition donnée. Cette façon de faire facilitera la comparaison entre les modèles.

**CHAPITRE III :**  
**Résultats de simulation et discussions**

# Chapitre III : Résultats de simulation et discussions

## Introduction

Les tests par simulation que nous allons effectuer dans ce chapitre concernent une génératrice asynchrone à rotor bobiné d'une puissance de 3kw dont les paramètres identifiés sont résumés en annexe [15].

Le premier test à effectuer est un test d'auto-amorçage à vide où la vitesse est fixée à 1450 tr/min et la capacité d'auto-amorçage à 60 $\mu$ F. Nous visualiserons l'évolution de la valeur maximale (enveloppe supérieure) de la tension statorique en fonction du temps.

Le deuxième test est toujours un test à vide, il consiste à garder la vitesse constante et égale à 1350 tr/min et à augmenter la capacité à partir d'une valeur initiale de 72 $\mu$ F par bonds de 12 $\mu$ F.

Le troisième test est encore un test à vide, il consiste à garder la capacité constante et égale à 72 $\mu$ F et à augmenter la vitesse à partir d'une valeur initiale de 1350 tr/min par bonds de 200 tr/min.

Le quatrième est un test en charge, il consiste à garder la vitesse et la capacité constantes et égales respectivement à 1200 tr/min et 108 $\mu$ F, puis à faire varier la charge par bonds de 0.0045 $\Omega^{-1}$ , l'équivalent de 220 $\Omega$ .

Les valeurs de la vitesse et de la capacité sont choisies spécialement pour obtenir les phénomènes attendus ; c'est-à-dire une augmentation de la tension statorique jusqu'à une certaine limite puis une diminution.

Les valeurs des capacités et des résistances sont bien réelles et normalisées, ces bancs de condensateurs et de résistances se trouvent au niveau du laboratoire des machines électriques du département Electrotechnique.

## III.1.Présentation et discussion des résultats

### III.1.1.Processus d'auto-amorçage

Initialement, le magnétisme résiduel du rotor produit par la rotation une F $\dot{e}$ m dans le bobinage statorique. Cette F $\dot{e}$ m appliquée à la branche statorique en série avec la capacité d'auto-amorçage (circuit RLC) produit dans chaque phase du stator un courant magnétisant qui produit à son tour un flux d'entrefer qui vient s'ajouter au flux résiduel pour créer par rotation une F $\dot{e}$ m plus grande. Celle-ci s'amplifie jusqu'à atteindre un point d'équilibre. Ce dernier est spécifique à une vitesse, à une capacité et à une caractéristique de magnétisation donnés (intersection de la caractéristique  $L_m(i_m)$  avec la droite de l'impédance capacitive, point A de la figure III.1). Malheureusement cet équilibre n'est atteint que dans la zone de saturation de la courbe  $L_m(i_m)$ . Avec une inductance magnétisante constante ou une courbe  $L_m(i_m)$  linéaire, cet équilibre ne sera jamais atteint et la tension continuera d'augmenter indéfiniment. C'est le résultat logique du modèle linéaire de la GAEE.

Pour une vitesse donnée, quand la capacité est trop basse (courbe 2 de la figure III.1), cela produit un courant capacitif négligeable et la génératrice ne s'amorce pas. Dans autre côté, pour une trop grande capacité (courbe 3 de la figure III.1), la machine s'amorce mais la branche statorique s'apparente à un court-circuit (impédance capacitive faible) et la tension se met à diminuer.

Le même phénomène est observé quand nous fixons la capacité et nous agissons sur la vitesse. Cela provient du fait que l'impédance du condensateur est l'inverse du produit de la vitesse électrique (pulsation) et de la capacité :  $X_c = \frac{1}{C \cdot \omega_r}$ . Il est clair dans cette formule que l'action sur  $C$  ou  $\omega_r$  ne font qu'augmenter ou diminuer l'impédance du condensateur, ils donnent donc le même résultat.

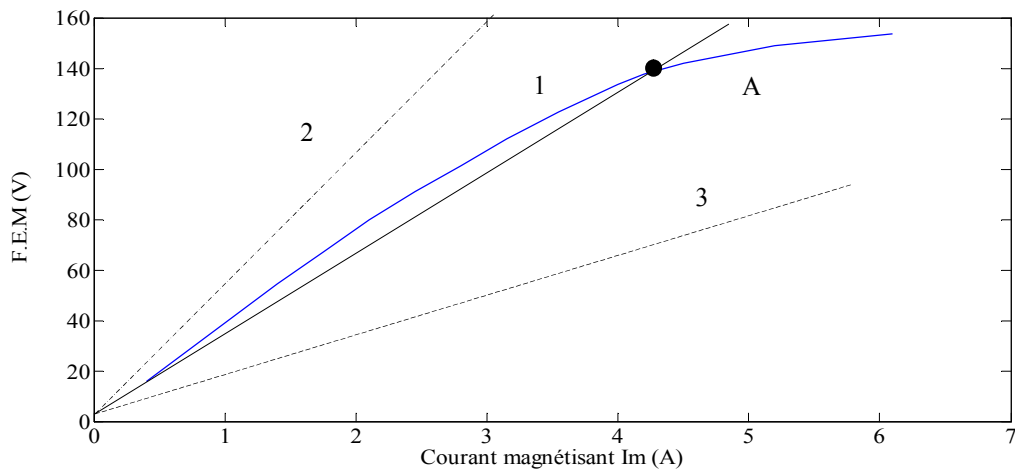


Fig. III.1 : Fém magnétisante en fonction du courant magnétisant

### III.1.2. Tension d'auto-amorçage à vide, comparaison des quatre modèles

La figure III.2 représente la tension statorique d'auto-amorçage à vide de la GAAE, la vitesse et la capacité sont toutes deux constantes ( $\omega_r = 1450$  tr/min,  $C = 60 \mu\text{F}$ ). Cette figure renferme quatre courbes obtenues par quatre modèles différents. Le zoom montré dans la figure III.3 montre la différence entre ces quatre courbes. Nous avons adopté pour la légende de couleurs suivante pour toutes les courbes :

- Couleur noire : Modèle sans pertes fer
- Couleur rouge : Modèle avec pertes fer ( $R_m$  en parallèle avec  $L_m$  ;  $R_m$  branchée au point A de la figure II.1).
- Couleur bleue : Modèle avec pertes fer simplifié ( $R_m$  en amont de  $l_{s\sigma}$  ;  $R_m$  branchée au point B de la figure II.1).
- Couleur bleue Cyan : Modèle sans pertes fer ( $R_m$  en amont de  $R_s$  ;  $R_m$  branchée au point C de la figure II.1).  $R_m$  est ici considérée comme une charge supplémentaire.

Cette convention de couleur est respectée pour toutes les courbes qui vont suivre excepté pour la couleur bleue Cyan qui n'apparaît que dans les figures III.2 et III.3.

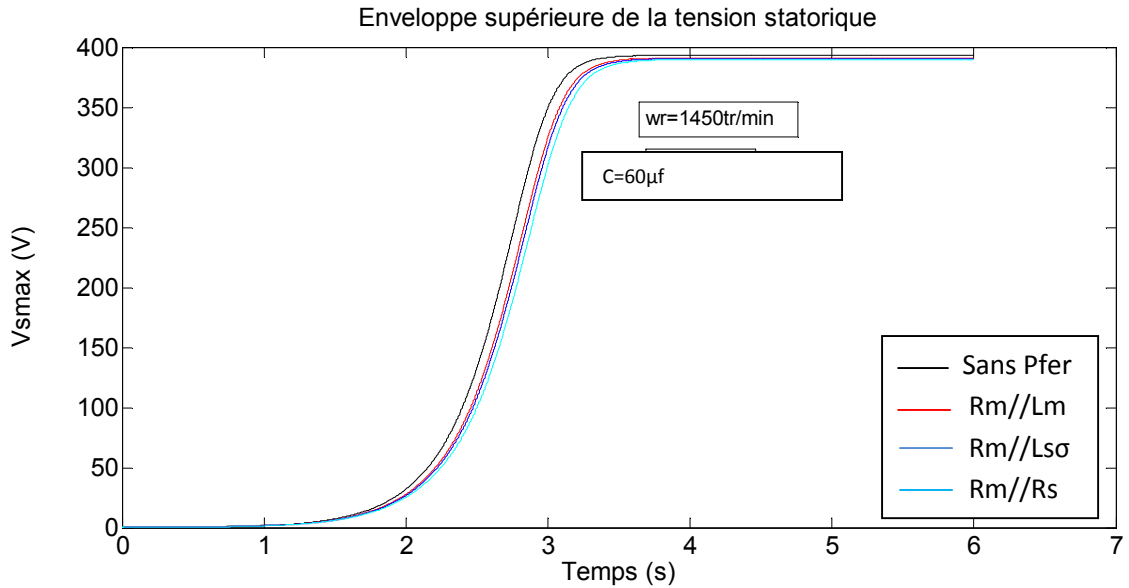


Figure III.2 : Tension statorique pour une vitesse de 1450 tr/min et une capacité de  $60 \mu\text{F}$

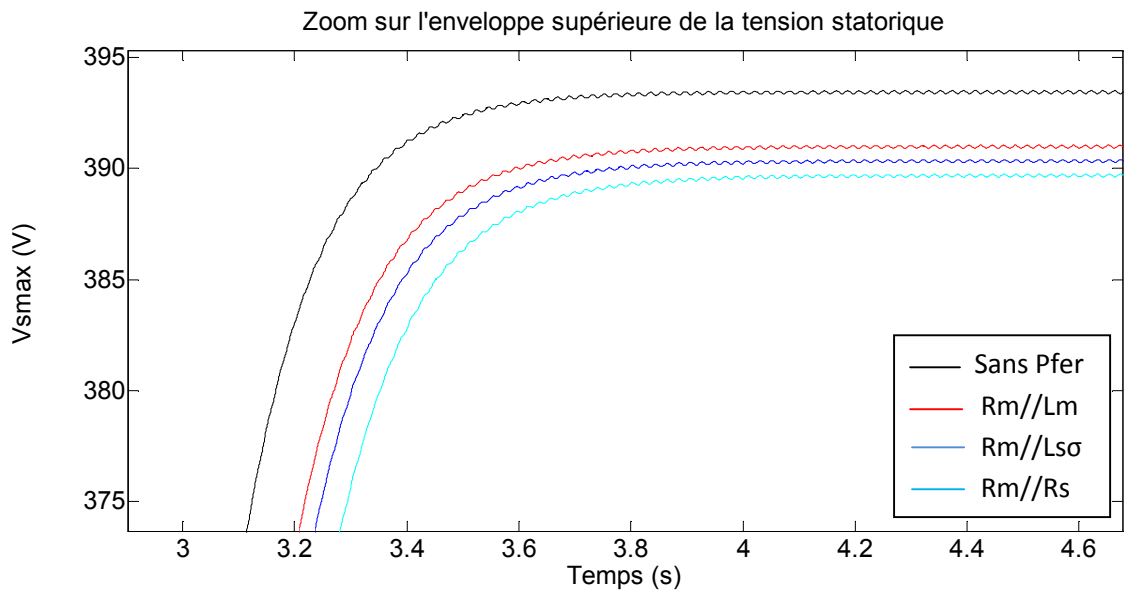


Figure III.3 : Zoom de la tension statorique pour une vitesse de 1450 tr/min et une capacité de  $60 \mu\text{F}$

Comme montré dans la figure III.3, négliger les pertes fer revient à surestimer la valeur de la tension. Nous remarquons qu'en introduisant la résistance  $R_m$  représentant les pertes fer, la tension statorique devient un peu plus faible. La tension est d'autant plus faible que l'emplacement de la résistance  $R_m$  s'éloigne et se déplace à gauche de l'inductance magnétisante. La courbe en couleur bleu cyan montre que les pertes fer se comportent comme une résistance additionnelle branchée en parallèle avec la charge. La différence entre les résultats des quatre modèles est très faible ; elle ne dépasse pas quelques pourcents. Cette constatation est valable pour les machines de quelques kW,

comme dans notre cas (3kW), mais pour des machines de faibles puissances, la différence peut devenir non négligeable.

Ce qui nous intéresse le plus est la différence entre la courbe en rouge (modèle avec pertes fer où  $R_m$  est en parallèle avec  $L_m$ ) et la courbe en bleu (modèle avec pertes fer simplifié où  $R_m$  en amont de  $l_{s\sigma}$ ). Ces deux courbes sont très proches l'une de l'autre, mais le **temps de calcul** du premier modèle ( $R_m$  en parallèle avec  $L_m$ ) faisant appel à des équations différentielles de second degré est **beaucoup plus grand** que celui du modèle simplifié ( $R_m$  en amont de  $l_{s\sigma}$ ). A titre d'exemple, simuler une seconde avec le premier modèle demande 30mn, alors que le modèle simplifié ne prend que quelques secondes. Le modèle simplifié est aussi rapide que le modèle sans pertes fer. Ce gain de temps est très important, vu que nous aurons à effectuer des simulations jusqu'à 20 secondes.

### **III.1.3.Tension d'auto-amorçage à vide, influence de la capacité et de la vitesse de rotation**

Pour montrer l'influence de la capacité et de la vitesse de rotation sur la tension d'auto-amorçage à vide, nous avons effectué deux tests de simulation avec les trois modèles suivants :

- Modèle sans pertes fer.
- Modèle avec pertes fer ( $R_m$  en parallèle avec  $L_m$ ).
- Modèle avec pertes fer simplifié ( $R_m$  en amont de  $l_{s\sigma}$ ).

Le premier test consiste à garder la vitesse constante et égale à 1350 tr/mn et d'effectuer trois tests pour les trois valeurs suivantes de la capacité : 66, 72 et 78  $\mu$ F.

Le second test consiste à garder la capacité constante et égale à 72  $\mu$ F et d'effectuer trois tests pour les trois valeurs suivantes de la vitesse de rotation : 1350, 1400 et 1450 tr/mn.

Les figures III.4.A , III.4.B et III.5.A et III.5.B montrent respectivement les courbes de la tension et du courant statorique relatifs au premier test (capacité variable).

Les figures III.6.A,III.6.B et III.7.A,III.7.B montrent respectivement les courbes de la tension et du courant statorique relatifs au deuxième test (vitesse variable).

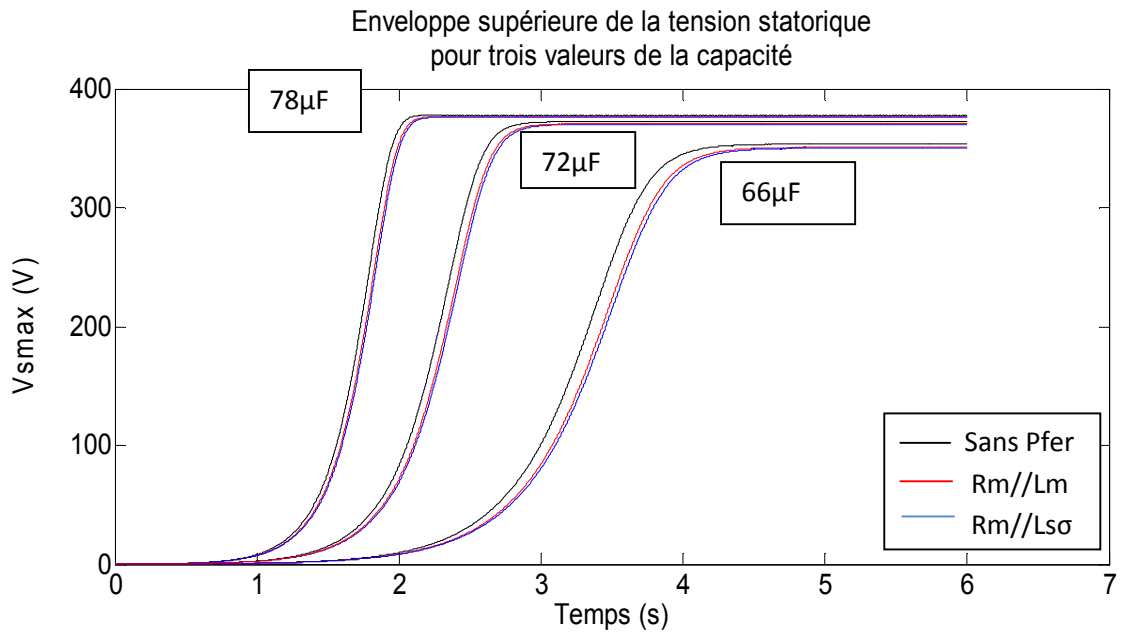


Figure III.4.A : Tension statorique pour une vitesse de 1350tr/min et trois valeurs de capacité de 66 $\mu$ F,72 $\mu$ F,78 $\mu$ F

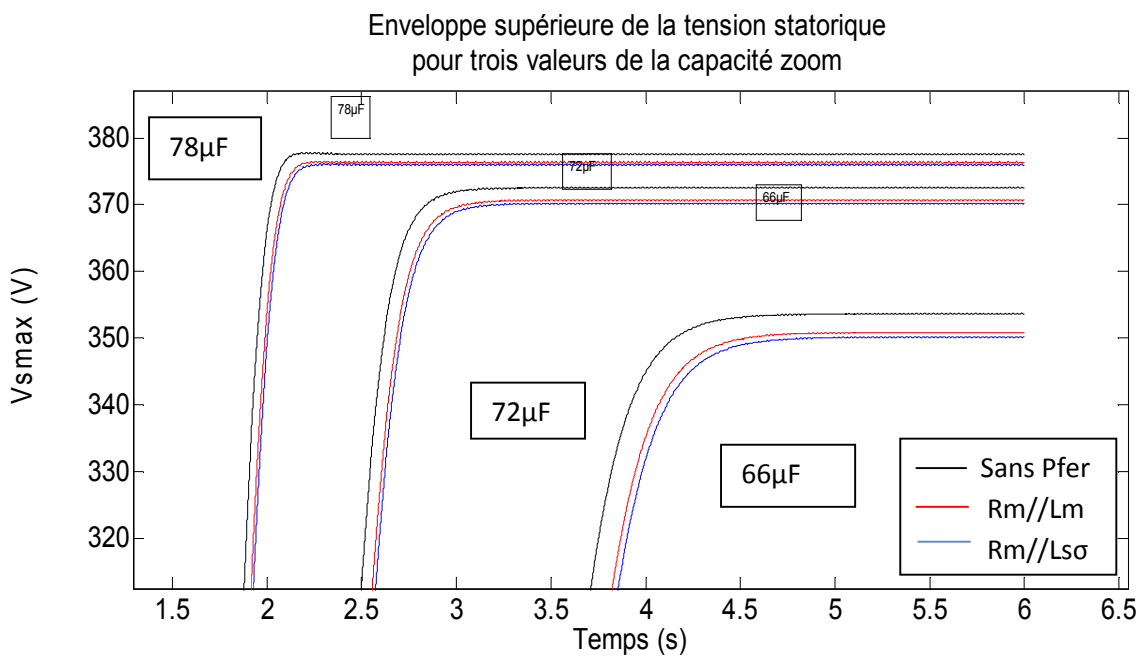


Figure III.4.B : Zoom de la tension statorique pour une vitesse de 1350tr/min et trois valeurs de capacité de 66 $\mu$ F,72 $\mu$ F,78 $\mu$ F

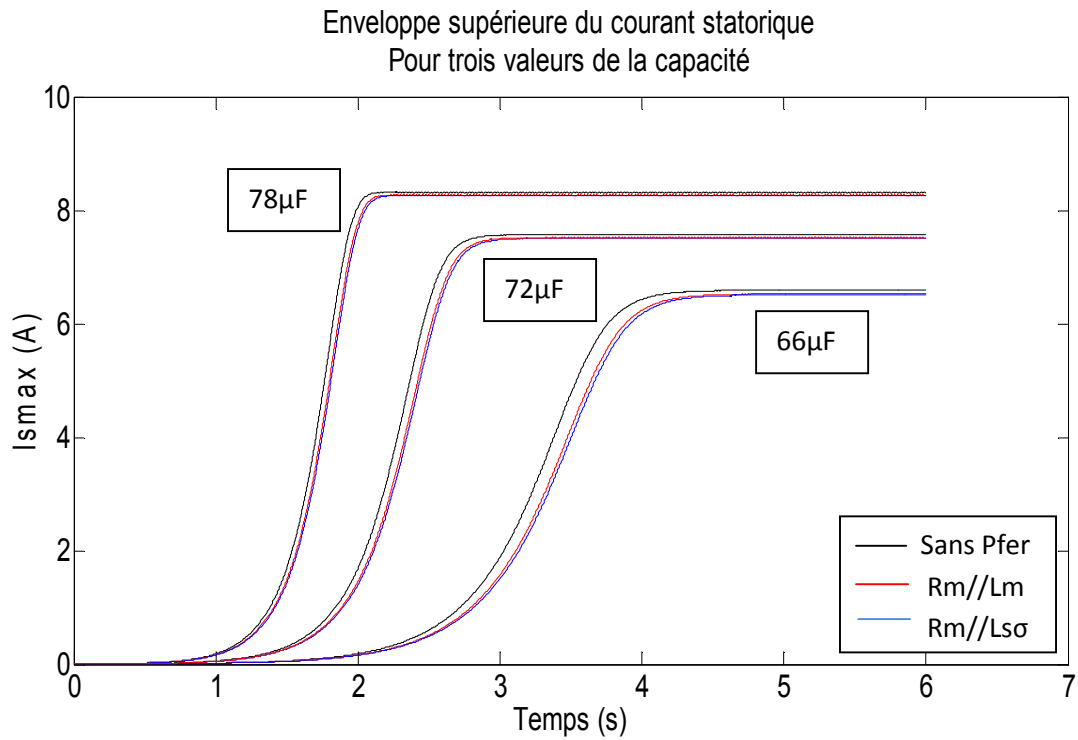


Figure III.5.A : Courant statorique pour une vitesse de 1350tr/min et trois valeurs de capacité de 66µF,72µF,78µF

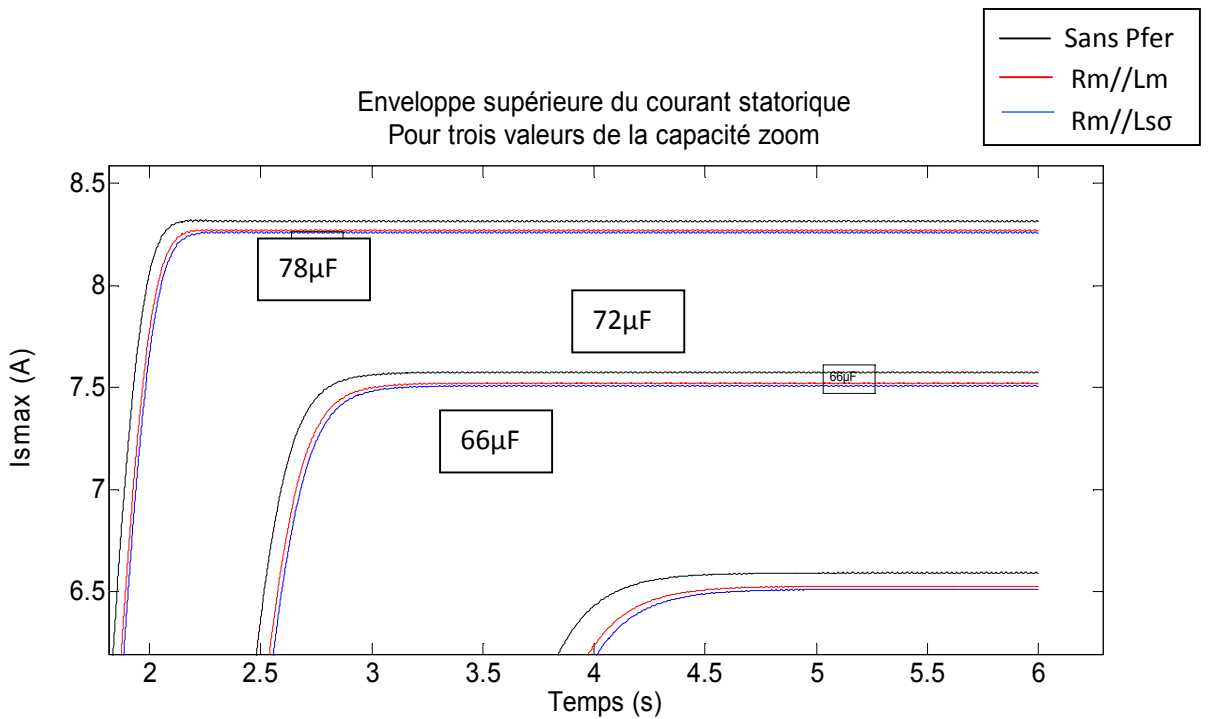


Figure III.5.B : Zoom du courant statorique pour une vitesse de 1350tr/min et trois valeurs de capacité de 66µF,72µF,78µF

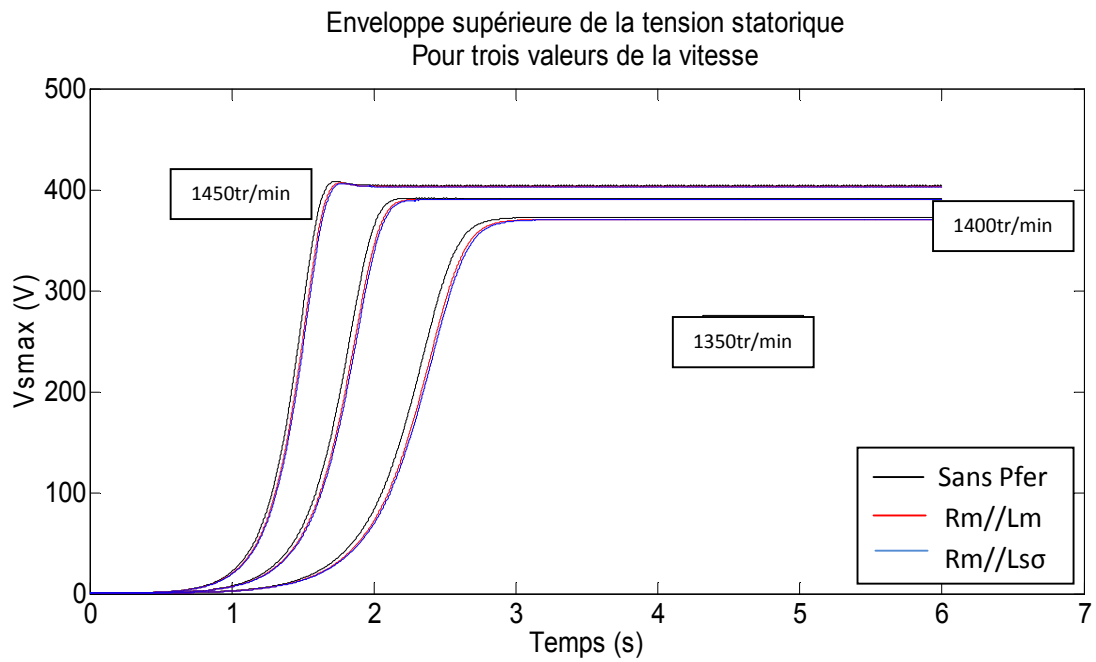


Figure III.6.A : Tension statorique pour une capacité de  $72 \mu\text{F}$  et trois valeurs de vitesse 1350,1400 ,1450 tr/min

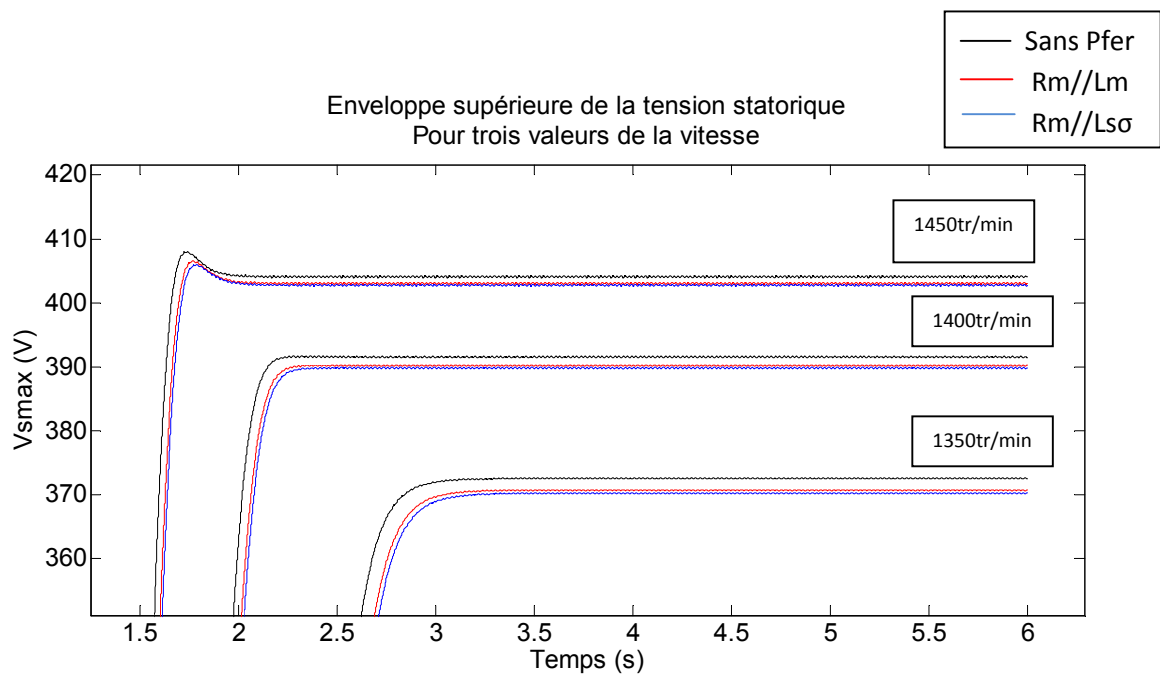


Figure III.6.B :Zoom de la tension statorique pour une capacité de  $72 \mu\text{F}$  et trois valeurs de vitesse 1350,1400 ,1450 tr/min

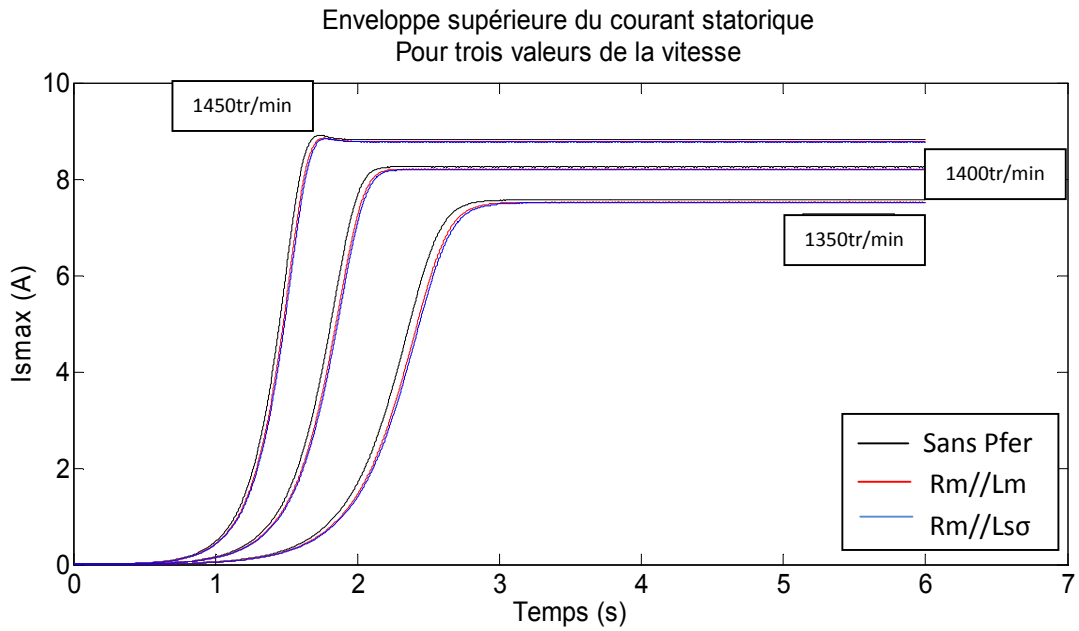


Figure III.7.A : Courant statorique pour une capacité de 72  $\mu$ F et trois valeurs de vitesse 1350tr/min,1400 tr/min,1450 tr/min

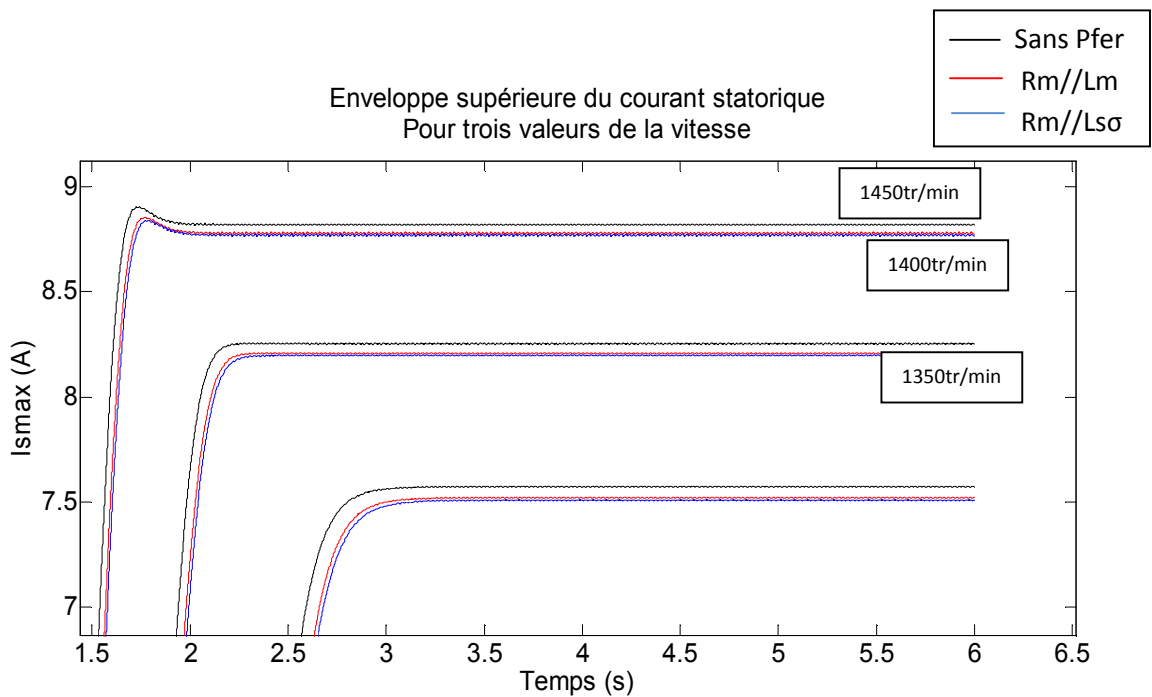


Figure III.7.B : Zoom du courant statorique pour une capacité de 72  $\mu$ F et trois valeurs de vitesse 1350,1400 ,1450 tr/min

Nous constatons de ces huit courbes que la capacité et la vitesse de rotation ont une grande influence sur la tension d'auto-amorçage. Elles ont une influence aussi bien sur l'amplitude de tension obtenue (régime permanent) que sur le délai d'amorçage (régime transitoire). Plus grande est la capacité (la vitesse), plus grande est l'amplitude de la tension obtenue et plus court est le délai d'amorçage. Cependant, nous ne pouvons pas

augmenter indéfiniment la capacité ou la vitesse de rotation, parce qu'il y a toujours une limite minimale et une autre maximale pour la vitesse et la capacité au-delà desquelles l'auto-amorçage ne peut pas avoir lieu. Cette affirmation est démontrée par des tests de simulation dans les deux paragraphes suivants.

### III.1.4. Courbes d'auto-amorçage à vide, action sur la capacité d'auto-amorçage

Comme indiqué dans le paragraphe précédent, nous montrerons ici que nous ne pouvons pas augmenter indéfiniment la capacité du condensateur d'auto-amorçage. En effet, nous allons effectuer un test dans les conditions suivantes :

- La machine est auto-amorcée à vide à la vitesse de 1350 tr/mn et à une capacité de  $72\mu\text{F}$ . Une fois le régime permanent atteint, vers 6 secondes environ nous augmentons la capacité de  $6\mu\text{f}$  toutes les 3 secondes et ce jusqu'à 20 secondes de simulation comme indiqué sur la courbe III.8.

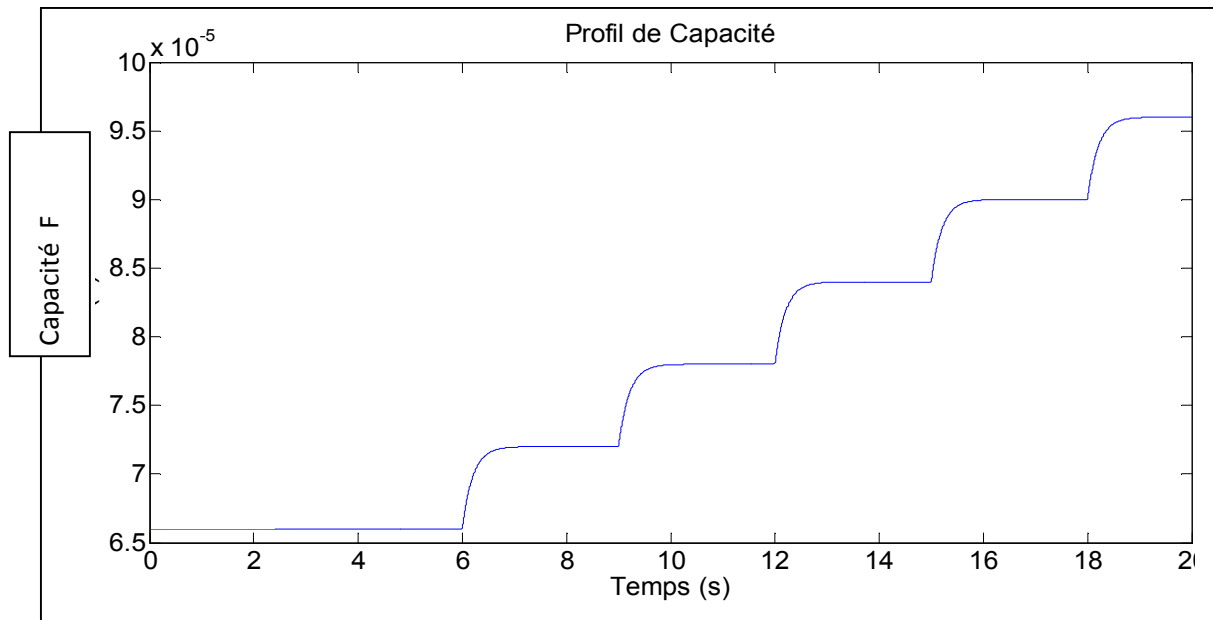


Figure III.8 : Profil de la capacité

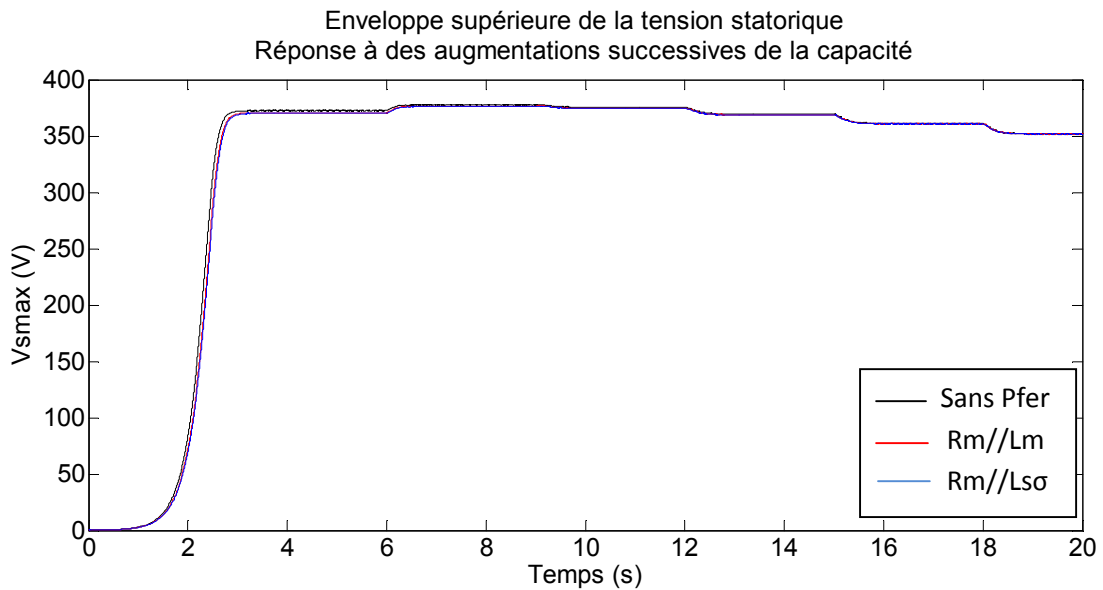


Figure III.9: Tension statorique pour une capacité augmentant en escalier

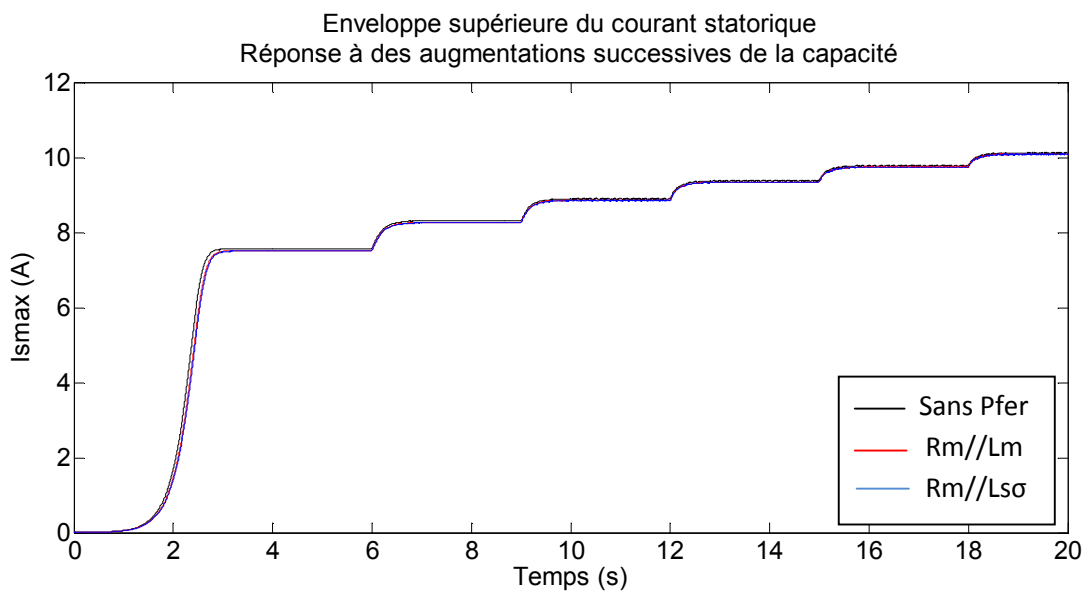


Figure III.10 : Courant statorique pour une capacité augmentant en escalier

La courbe III.9 montre qu'au-delà d'une certaine valeur de la capacité, la tension ne peut plus augmenter. Elle se met plutôt à chuter. Cela s'explique par le fait qu'au-delà de la saturation, la fem magnétisante ne peut plus augmenter mais elle reste constante, tandis que le courant statorique continue d'augmenter (figure III.10) vue que l'impédance de la branche capacitive diminue ( $X_c = \frac{1}{C \cdot \omega_r}$ ) ce qui provoque l'augmentation de la chute de tension statorique et la diminution constatée de la tension statorique.

### III.1.5. Courbes d'auto-amorçage à vide, action sur la vitesse de rotation

Nous montrerons ici que nous ne pouvons pas augmenter indéfiniment la vitesse de rotation. En effet, nous allons effectuer un test dans les conditions suivantes :

- La machine est auto-amorcée à vide à la vitesse de 1350 tr/mn et à une capacité de  $72\mu\text{F}$ . Une fois le régime permanent atteint, vers 6 secondes environ nous augmentons la vitesse de rotation de 200 tr/mn toutes les 3 secondes et ce jusqu'à 20 secondes de simulation, comme indiqué sur la figure III.11.

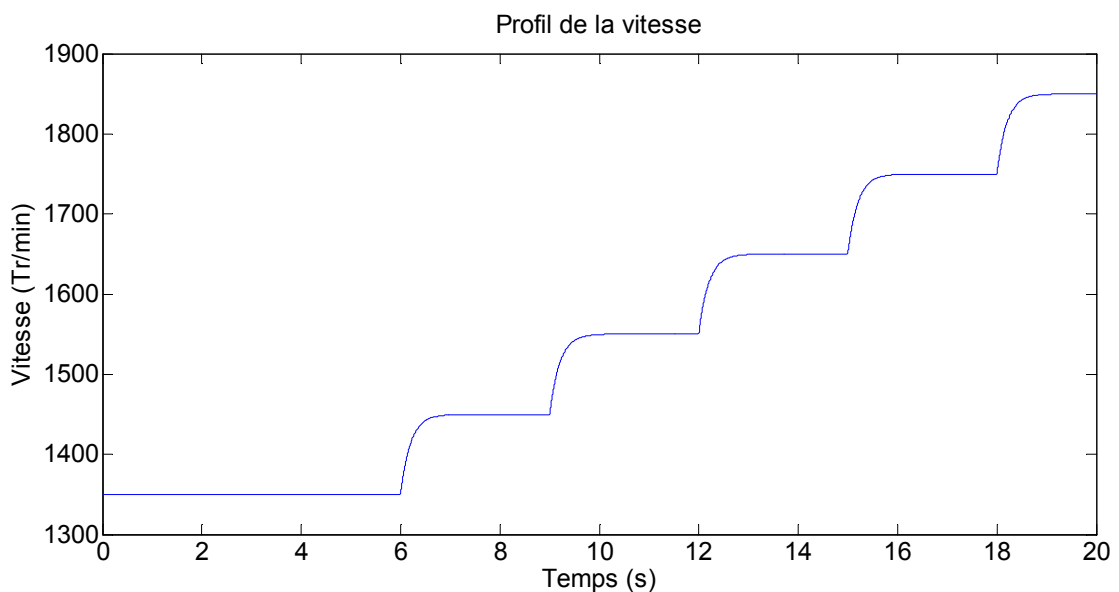


Figure III.11 : Profil de la vitesse

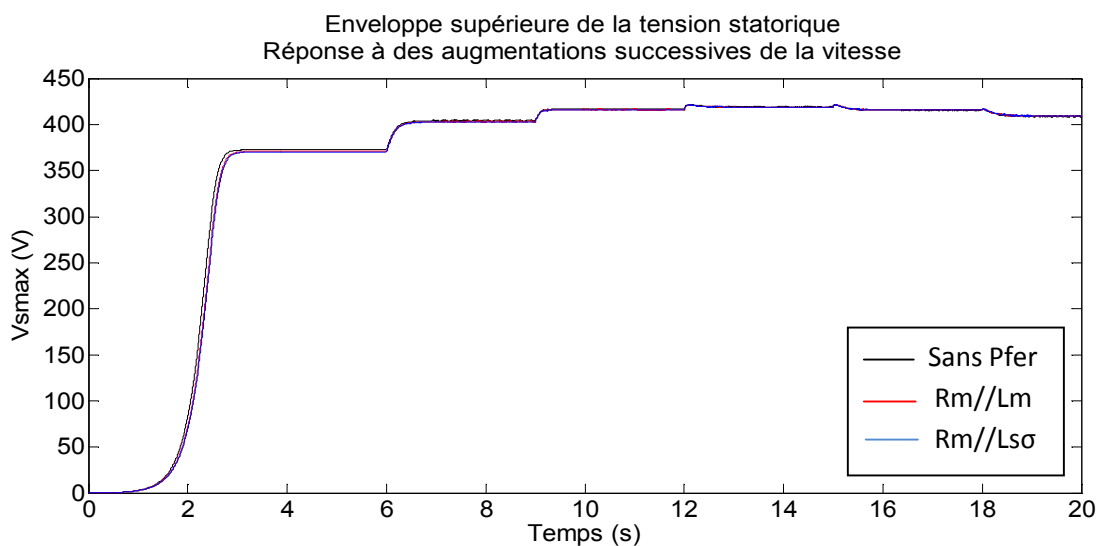


Figure III.12 : Tension statorique pour une vitesse augmentant en escalier

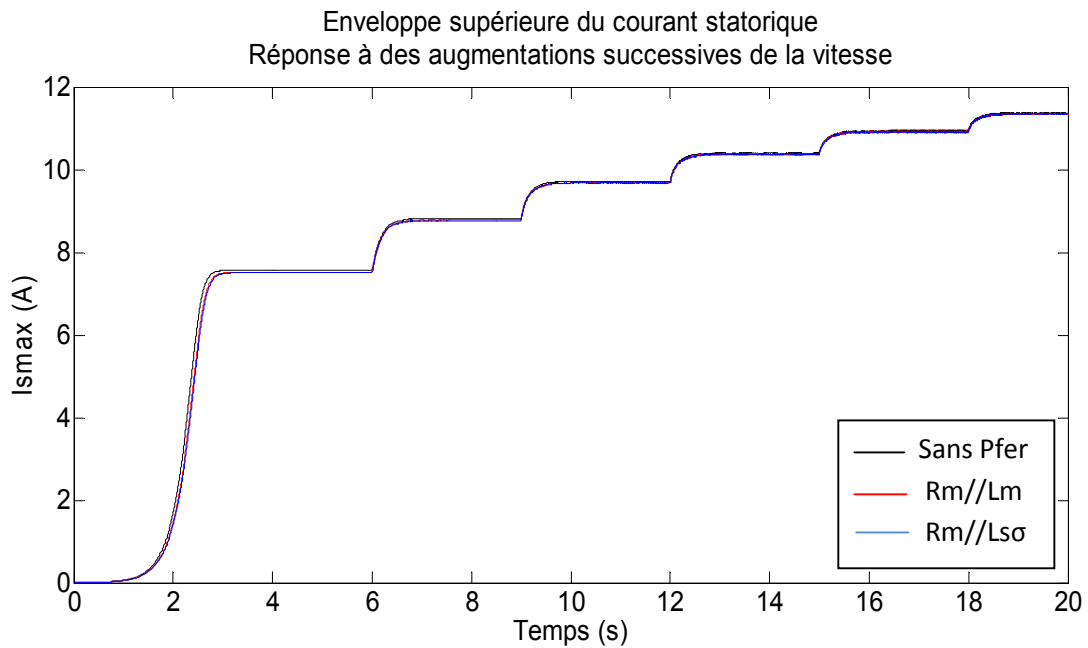


Figure III.13 : Courant statorique pour une vitesse augmentant en escalier

Les courbes III.12 III.13 montrent les courbes de la tension et du courant statorique. Les mêmes constatations et les mêmes conclusions peuvent être relevées que dans le paragraphe précédent. C'est-à-dire que le fait d'augmenter la vitesse ou la capacité revient au même. Cela provient du fait que l'impédance capacitive est égale à l'inverse du produit de ces deux grandeurs ( $X_c = \frac{1}{C \cdot \omega_r}$ ).

### III.1.6. Influence de la charge sur la tension statorique

Pour montrer l'influence de la charge sur la tension statorique, nous avons effectué un essai par simulation dans les conditions suivantes :

La machine est auto-amorcée à vide à la vitesse de 1200 tr/mn et à une capacité de 108μF. Une fois le régime permanent atteint, à 6 secondes nous branchons une charge résistive de 220Ω et toutes les trois secondes nous en rajoutons une autre en parallèle de même résistance.

Le profil de charge est montré dans la figure III.14.

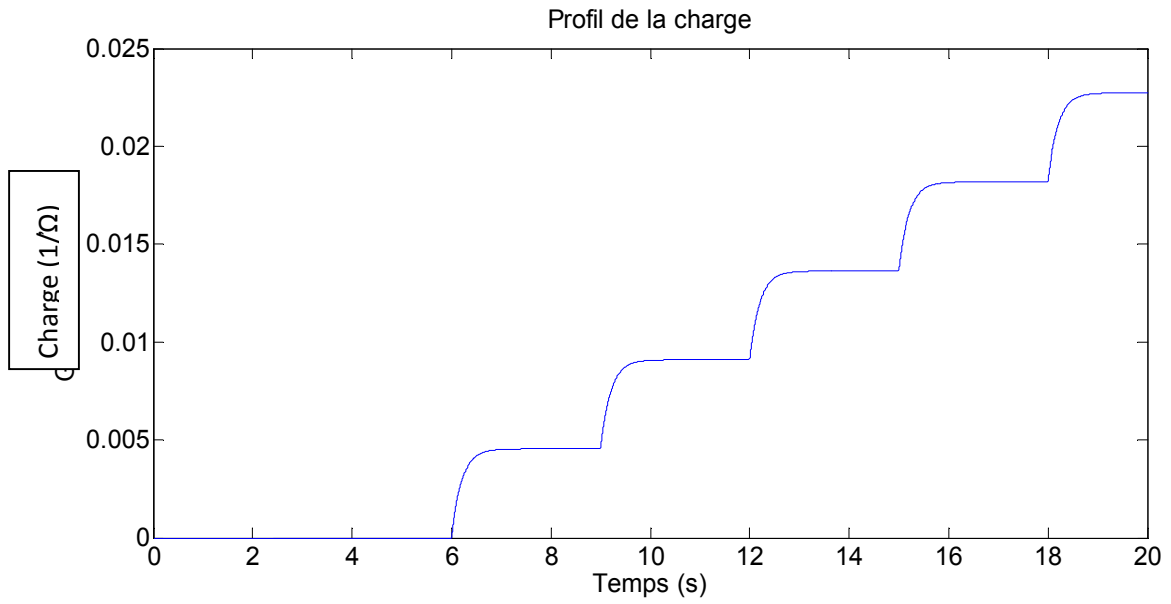


Figure III.14 Profil de la charge

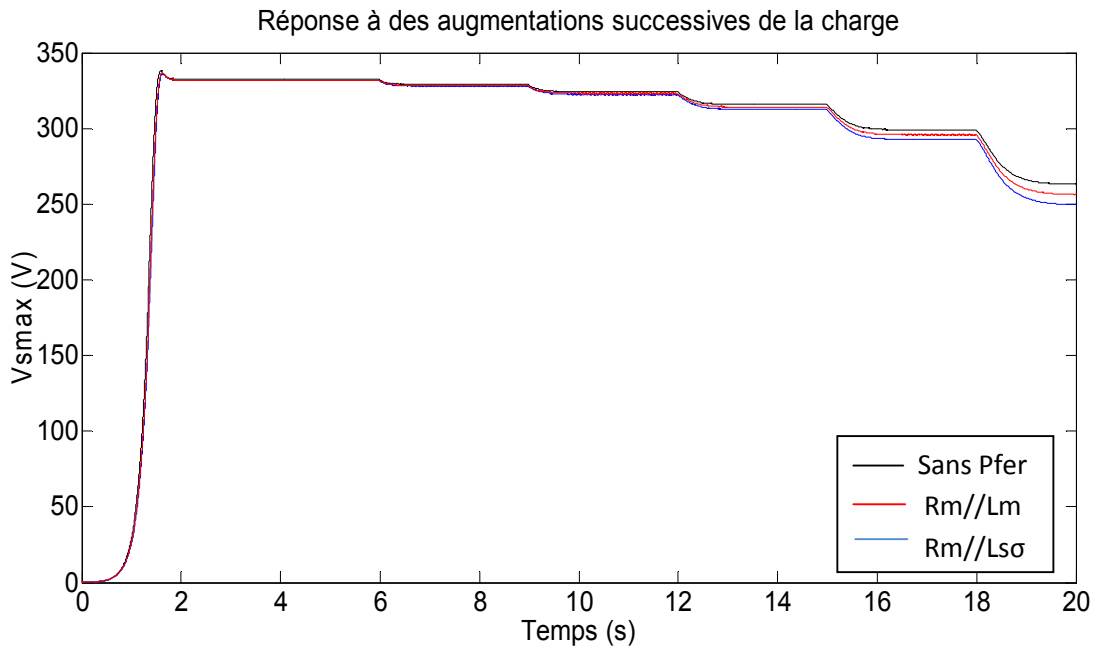


Figure III.15 : Tension statorique en réponse à une augmentation en escalier de la charge

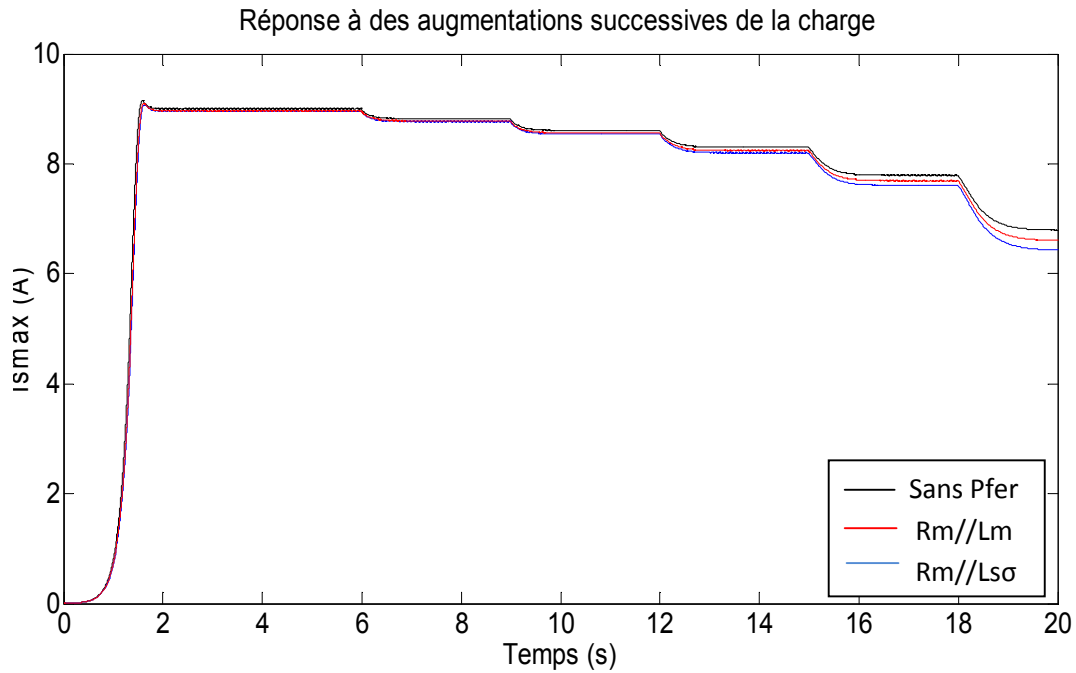


Figure III.16: Courant statorique en réponse à une augmentation en escalier de la charge

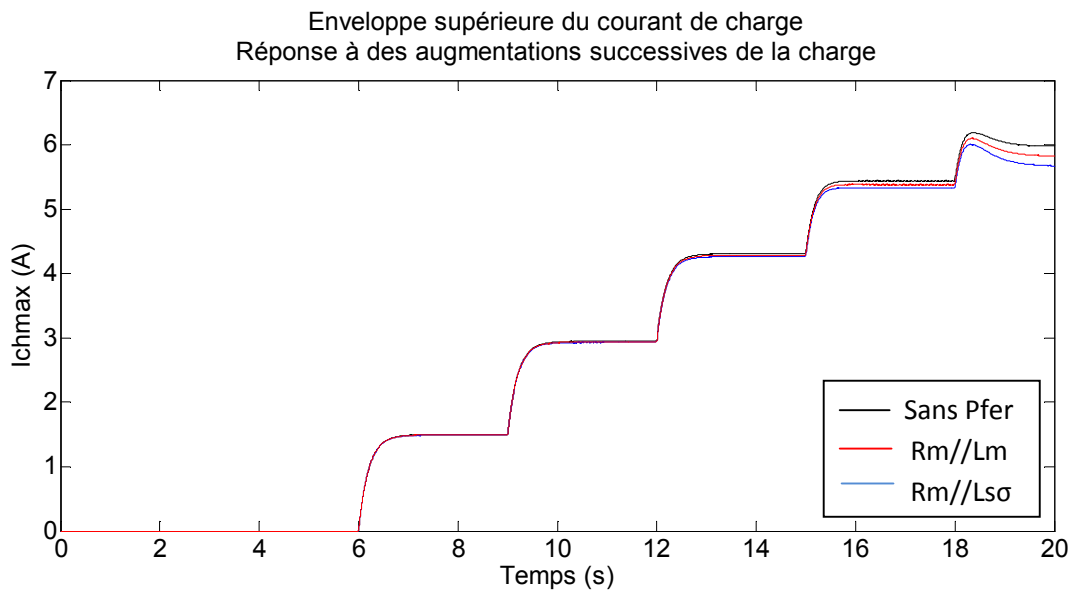


Figure III.17 : Courant de charge en réponse a une augmentation en escalier de la charge

On remarque dans la figure III.15 que la tension statorique chute à fois que l'on branche une charge, la même remarque peut être observée sur le courant statorique de la figure III.16 . Ces légères chutes peuvent facilement être compensées par l'ajout de capacités supplémentaires en série avec la charge [8], comme elles peuvent l'être par un régulateur de tension [12],[13]. Mais à une certaine charge, la chute de tension est plus prononcée, elle s'apparente à un effondrement et le courant de charge de la figure III.17 qui augmentait observe un maximum et se met à diminuer. Dans cet essai, nous avons fait exprès de choisir une capacité de  $108 \mu\text{F}$  pour retarder au maximum le phénomène d'effondrement de la tension. Avec une capacité de  $60 \mu\text{F}$  ce phénomène aurait eu lieu beaucoup tôt.

## Conclusion :

Ce chapitre a été consacré aux tests par simulation servant à valider les modèles construits et à les comparer entre eux et également à mettre en relief les comportements les plus typiques de la GAAE.

Il en ressort que les modèles tenant compte des pertes fer dérivent tous de l'adjonction d'une résistance appelée  $R_m$  dans le schéma équivalent de la GAAE. De l'emplacement de cette résistance découle le modèle.

Deux modèles sont communément utilisés :

- Le premier est complexe, il consiste à placer la résistance  $R_m$  en parallèle avec l'inductance magnétisante, il fait appel à des équations différentielles de second ordre et nécessite un pas de calcul réduit (ne doit pas excéder  $10^{-5}$ s). Le programme issu de ce modèle est par conséquent très lent et est sujet à des instabilités numériques (divergences).
- Le second est plus simple, il consiste à placer la résistance  $R_m$  en amont de l'inductance de fuites statoriques. Il fait appel à des équations différentielles de premier ordre et nécessite pas un pas de calcul réduit (un pas de  $5 \cdot 10^{-4}$ s suffit). Le programme issu de ce modèle est par conséquent aussi rapide que le programme qui ne tient pas compte des pertes fer. Il offre une précision équivalente au premier modèle.

Il en ressort également que l'effet des pertes fer s'apparente à une résistance supplémentaire qui serait égale à la résistance  $R_m$  représentant les pertes fer et qui serait branchée en parallèle avec la charge.

## **CONCLUSION GENERALE**

## Conclusion générale

Le travail qui nous a été confié était de construire à partir d'un modèle et d'un programme Matlab-Simulink d'une Génératrice Asynchrone Auto-Excitée (GAAE) réalisé dans le cadre d'un Master de la promotion précédente du Département Electrotechnique, un ou plusieurs programmes de cette génératrice mais qui puisse tenir compte des pertes fer.

La littérature technique consultée a souligné l'importance de la prise en compte des pertes fer surtout dans la prédiction du comportement dynamique des machines de faibles puissances.

Le mode de prise en compte des pertes fer communément utilisé est le rajout dans le schéma équivalent de la GAAE d'une résistance calculée à partir de la valeur des pertes fer.

Nous avons donc dans un premier chapitre repris le modèle qui ne prend pas en compte les pertes fer pour l'adapter au travail qui nous a été confié. Nous avons modifié le vecteur d'état de façon à pouvoir construire facilement le schéma équivalent de la GAAE.

A partir de ce schéma équivalent nous avons développé dans le deuxième chapitre deux modèles de la GAAE tenant en compte les pertes fer. Le premier est complexe car il fait appel à des équations différentielles de second ordre et nécessite un pas de calcul réduit (ne doit pas excéder  $10^{-5}$ s). Le programme issu de ce modèle est par conséquent très lent et est sujet à des instabilités numériques (divergences). Le second est plus simple, il fait appel à des équations différentielles de premier ordre et nécessite pas un pas de calcul réduit (un pas de  $5 \cdot 10^{-4}$ s suffit). Le programme issu de ce modèle est par conséquent aussi rapide que le programme qui ne tient pas compte des pertes fer. Il offre une précision équivalente au premier modèle.

Dans le troisième chapitre nous avons effectué des tests par simulation de façon à comparer les résultats des deux modèles construits à ceux du modèle déjà existant et qui ne tient pas compte des pertes fer.

La différence entre les résultats des trois programmes n'excède pas quelques pourcents, ce qui correspond aux conclusions que nous avons rencontrées dans la littérature technique.

Pour valider complètement ces deux modèles, il faut comparer leurs résultats avec les résultats expérimentaux que nous souhaitons voir réalisés dans l'avenir.

Il est également souhaitable de tester ces trois modèles sur une machine de plus faible puissance, comme les machines asynchrones de 175W qui existent au sein du département électrotechnique.

## **REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES**

## Références bibliographiques

- [1] R. C. Bansal, *Senior Member, IEEE*, « *Three-Phase Self-Excited Induction Generators: An Overview* » *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 20, no. 2, June 2005
- [2] R. C. Bansal, T. S. Bhatti, and D. P. Kothari, « *A bibliographical survey on induction generators for application of nonconventional energy system* », *IEEE Trans. Energy Convers.* vol. 18, no. 3, pp. 433–439, Sep.2003.
- [3] Boldea Ion, Nasar Syed A. « *The induction machine handbook* » *CRC Press, LLC 2002*.
- [4] P. K. S. Khan and J. K. Chatterjee, « *Three-phase induction generators: A discussion on performance* », *Elect. Mach. Power Syst.*, vol. 27, pp. 813–832, 1998.
- [5] L. Quazene, G. McPherson Jr, « *Analysis of Isolated Induction Generators* », *IEEE Trans.* vol. PAS-102, no. 8, 1983, pp. 2793-2798.
- [6] S.S. Murphy, O.P. Malik and A.K. Tandon, « *Analysis of self-excited induction generators* », *Proc IEE Generation, Transmission and Distribution, Volume 129, Part C, Number 6, November 1982*, pp 260-26
- [7] F. Poitiers, « *Etude et commande de génératrices asynchrones pour l'utilisation de l'énergie éolienne, Machine asynchrone à cage autonome, Machine asynchrone à double alimentation reliée au réseau* », Thèse de Doctorat de l'Université de Nantes, le 19 Décembre 2003, Nantes, France.
- [8] K. Idjdarene, « *Contribution à l'étude et à la commande de génératrices asynchrones à cage dédiées à des centrales électriques éoliennes autonomes* », Thèse de Doctorat de l'Université de Lille, France et de l'université de Béjaia, Algérie, le 23 Mai 2010 Béjaia, Algérie.
- [9] L. Wang and C. H. Lee, « *a Novel Analysis on the Performance of an Isolated Self-Excited Induction Generator* », *IEEE Trans. On Energy. Conv.*, vol 2, N°2, pp 109-117, June 1997.
- [10] S. P. Singh, B. Singh, M. P. Jain, « *A New Technique for the Analysis of Self-excited Induction Generator* », *EMPS*, vol. 23, no. 6, 1995, pp. 647-656.
- [11] K. S. SANDHU, *Iterative Model for the Analysis of Self-Excited Induction Generators*, *Electric Power end systems*,2003, pp 925-939
- [12] J.Arrilaga and D.B. Watson, « *Static power conversion from self-excited induction generators* », *Proc. IEE, Vol 125, N°8, August 1978*, pp 743-746.
- [13] C. Grantham, F. Rahman, and D. Seyoum, « *A regulated self-excited induction generator for use in a remote area power supply* », *Int. J. Renewable Energy Eng.*, vol. 2, no. 1, Apr. 2000.
- [14] Mateo Basic, Dinko Vukadinovic, Goran Petrovic, «*Dynamic and pole-zero analysis of self-excited induction generator using a novel model with iron losses*», *Electrical Power and Energy Systems, Elsevier*, 42, 2012, pp 105-118.
- [15] Yakoubi Ghenam, Chaïb Rachid , «*Etude théorique et expérimentale d'une génératrice asynchrone auto-excitée*», mémoire de fin d'études de Master en Electrotechnique, option : machines électriques, Université Mouloud Mammeri de Tizi Ouzou, Département Electrotechnique, 2012-2013.

# **ANNEXE**

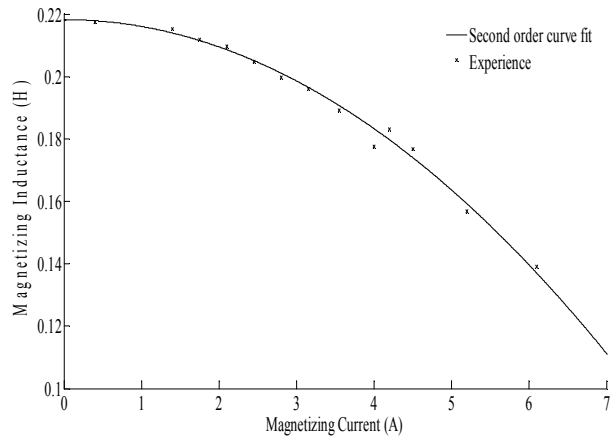
## ANNEXE

### Paramètres identifiés de la GAAE :

#### PARAMETRES IDENTIFIES DE LA GAAE

Paramètres	Valeurs
$P_a$ Puissance nominale	3 kW
$\Omega_n$ Vitesse nominale	1415 tr/min
$p$ Nombre de paires of pôles	2
$R_s$ résistance statorique	1.615 $\Omega$
$R_r$ Résistance rotorique ramenée au stator	1.926 $\Omega$
$X_l$ Inductance de fuites statoriques	0.0126 H
$X_2$ Inductance de fuites rotoriques	0.0126 H
$L_m$ Inductance magnétisante (valeur initiale)	0.218 H
$R_m$ Résistance symbolisant les pertes fer	923.83 $\Omega$

### Caractéristique de magnétisation et son approximation :



Inductance magnétisante en fonction du courant magnérisant

Approximation de la caractéristique  $L_m(i_m)$  par une fonction de second ordre.

$$L_m = 0.126 \cdot \sqrt{3} \cdot (1 - 0.01 \cdot i_m^2)$$