

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

MINISTRE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR ET

DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE



UNIVERSITE DE JIJEL



FACULTE DES SCIENCES ET SCIENCES DE L'INGENIEUR

DEPARTEMENT D'ELECTROTECHNIQUE

جامعة جيجل
مكتبة كلية العلوم والتكنولوجيا
رقم المجلد: M1667

MEMOIRE DE FIN D'ETUDES EN VUE DE L'OBTENTION DU DIPLOME
MASTER D'ETAT EN ELECTROTECHNIQUE

OPTION : MACHINES ELECTRIQUES



THEME

**ETUDE ET MODÉLISATION D'UNE
GÉNÉRATRICE ASYNCHRONE
AUTO-EXCITÉE**

Présenté par :

Yahya Zakeria Abu Alrob

Encadré par:

Bouruina Antar

Promotion: 2013/2014

REMERCIEMENTS

NOUS TENONS TOUT D'ABORD À REMERCIONS DIEU TOUT PUISSANT, POUR TOUTE LA PUISSANCE QU'IL NOUS A DONNÉ POUR RÉALISER CE MODESTE TRAVAIL. NOUS EXPRIMONS NOTRE PLUS VIF REMERCIEMENT À NOTRE ENCADREUR BOURUINA ANTAR QUI NOUS A AIMABLEMENT ORIENTÉ ET ASSIDÛMENT DIRIGÉ NOTRE TRAVAIL.

ET ENFIN NOUS REMERCIONS L'ENSEMBLE, DES ENSEIGNANTS ET COLLÈGUES DE NOTRE PROMOTION, QUI NOUS ONT AIDÉS À RÉALISER CE MODESTE TRAVAIL.

SOMMAIRE

SOMMAIRE

Introduction générale	1
------------------------------------	----------

Chapitre I : Généralités sur les machines asynchrones

I.1. Introduction	2
I.2. Historique	2
1.3. Symbole	3
I.4. Constitution	4
I.4.1. Stator	4
I.4.2. Rotor	4
I.5. Utilisation	5
I.5.1 Moteur asynchrone	5
I.5.2 Générateur asynchrone	5
I.6. Principe de fonctionnement d'une machine asynchrone	5
I.6.1. Glissement d'une machine asynchrone	7
I.6.2. Démarrage	7
I.6.2.1. Démarrage sous tension réduite	8
I.6.2.1.1. Démarrage étoile-triangle	8
I.6.2.1.2. Démarrage par autotransformateur	8
I.6.2.1.3. Démarrage résistif	8
I.6.2.2 Démarrage à tension nominale	8
I.6.2.2.1 Démarrage rotorique	8
I.6.3. Freinage	9
I.6.3.1 Freinage hyper synchrone	9
I.6.3.2 Arrêt par injection de courant continu	9

I.6.3.3. Arrêt à contre-courant	9
I.6.3.4. Freinage mécanique par électro-frein	9
I.7. Les avantages et les inconvénients	9
I.7.1. Avantages	9
I.7.2. Inconvénients	10
I.8 Mode de Fonctionnement de génératrice asynchrone	10
I.8.1. Description et principe de fonctionnement d'une machine asynchrone	11
I.9 Conclusion	13

Chapitre II : modélisation de la génératrice asynchrone triphasée auto-excitée

II.1. Introduction	14
II.2. Détermination de la valeur des capacités d'auto-amorçage	14
II.3. Modélisation de la machine asynchrone	15
II.3.1. modèle linéaire	15
II.3.2. modèle saturé	20
II.3.3. Adaptation du modèle de la machine asynchrone pour l'étude en génératrice .25	
II.3.3.1. Cas d'un banc de capacités et une charge équilibrée	27
II.4. Résultats de simulation	27
II.4.1. Etude de la machine asynchrone en génératrice autonome à vide	27
II.5. charges équilibrées	32
II.5.1. charges résistive	32
II.5.2. Charge inductive	33
II.6. Conclusion	36

Chapitre III : Etude expérimentale de la génératrice asynchrone auto-excitée

III.1. Présentation du banc d'essai expérimental	37
III.2. Résultats expérimentaux	38
III.2.1. Génératrice auto-excitée	38
III.2.1.1. Application à vide	39
III.2.1.2. Influence de la capacité	40
III.2.1.3. Application en charge résistive	44
III.3. Charge déséquilibrée	47
III.3.1. Charge Capacitive déséquilibrée	47
III.3.2. Charge Résistive déséquilibrée	48
III.3.3. Charge Résistive Capacitive déséquilibrée	48
III.4. Conclusion	50
Conclusion générale	51

Introduction

générale

Introduction générale

Une machine asynchrone est une machine possédant strictement le même stator qu'une machine synchrone. Un ensemble de trois bobinages parcourus par des courants triphasés induisent un champ tournant statorique de vitesse de rotation en tours par minute $N_s = 60.f/p$, p étant le nombre de paires de pôles du bobinage. La différence notable avec le machine synchrone réside dans le rotor. Celui-ci est constitué de conducteurs (des bobinages ou carrément des barres métalliques) disposés le long du rotor et court-circuités.

Lorsque le champ tournant balaye ces conducteurs, il induit des courants qui entrent en interaction avec le champ et permettent à un couple moteur de se créer. Le rotor se met alors à tourner et se stabilise à une vitesse toujours légèrement inférieure à la vitesse de synchronisme. Il est impossible pour le rotor de tourner à la vitesse de synchronisme puisqu'il serait alors baigné dans un champ fixe, et donc parcouru par un courant nul.

En l'absence de courant, le couple serait nul, et la machine décélérerait. La légère différence de vitesse justifie le terme de « glissement » du rotor par rapport au champ tournant.

Dans ce contexte le but de ce mémoire et l'étude de comportement de la génératrice asynchrone lors des régimes de fonctionnement transitoires ou permanents et en deux modes de fonctionnements (linéaire, saturé). Pour ce faire, cette étude portera essentiellement sur l'étude pratique de l'autoamorçage de la génératrice asynchrone et l'influence des différents régimes et paramètres sur l'autoamorçage, et la modélisation et la simulation sous MATLAB /Simulink.

Le présent travail est structuré en trois chapitres, dont le premier chapitre est consacré à des rappels sur la machines asynchrones et leur utilisation en génératrice asynchrones. Le second chapitre présente une modélisation de la génératrice asynchrone triphasée auto-excitée pour le cas linéaire et non linéaire ou saturé, et le dernier chapitre est consacré à l'étude pratique de l'auto-amorçage de la machine asynchrone à vide et en charge.

Chapitre I :

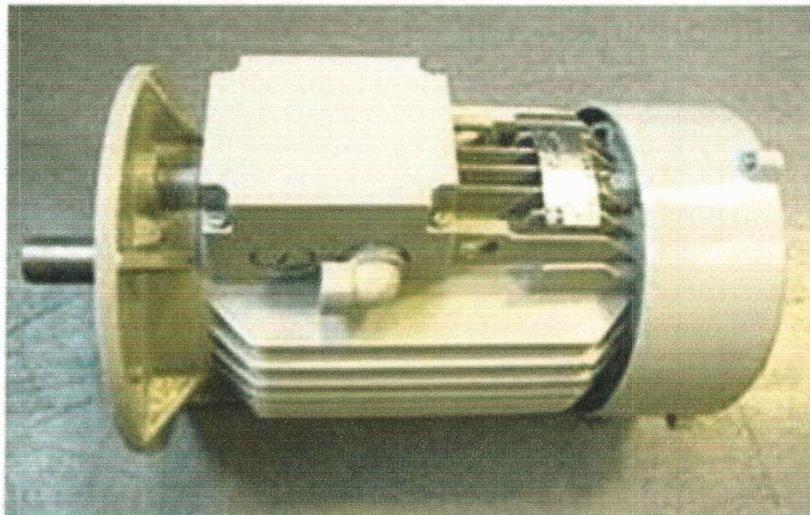
Généralités sur les machines asynchrones

I.1. Introduction :

Une machine asynchrone est une machine dont la rotation de l'arbre est différente de la vitesse de rotation du champ tournant.

La machine à courant alternatif pour laquelle la vitesse de machine qui nous intéresse dans ce chapitre est plus précisément une machine à induction.

Il existe en effet théoriquement d'autres types de machines asynchrones, une machine à induction est une machine asynchrone dont le circuit magnétique est associé à deux ou plus de deux circuits électriques se déplaçant l'un par rapport à l'autre et dans lequel l'énergie est transférée de la partie fixe à la partie mobile, ou inversement, par induction électromagnétique. Figure (I.1) donnée à la photo de machine asynchrone,



fig(I. 1) :Photo de Machine Asynchrone

I.2. Historique :

La paternité de la machine asynchrone est controversée. Elle pourrait être attribuée à trois inventeurs : en 1887, Nikola Tesla dépose un brevet sur la machine asynchrone, puis en mai de l'année suivante cinq autres brevets.[1].

Pendant la même période Galileo Ferraris publie des traités sur les machines tournantes, avec une expérimentation en 1885, puis une théorie sur le moteur asynchrone en avril 1888.

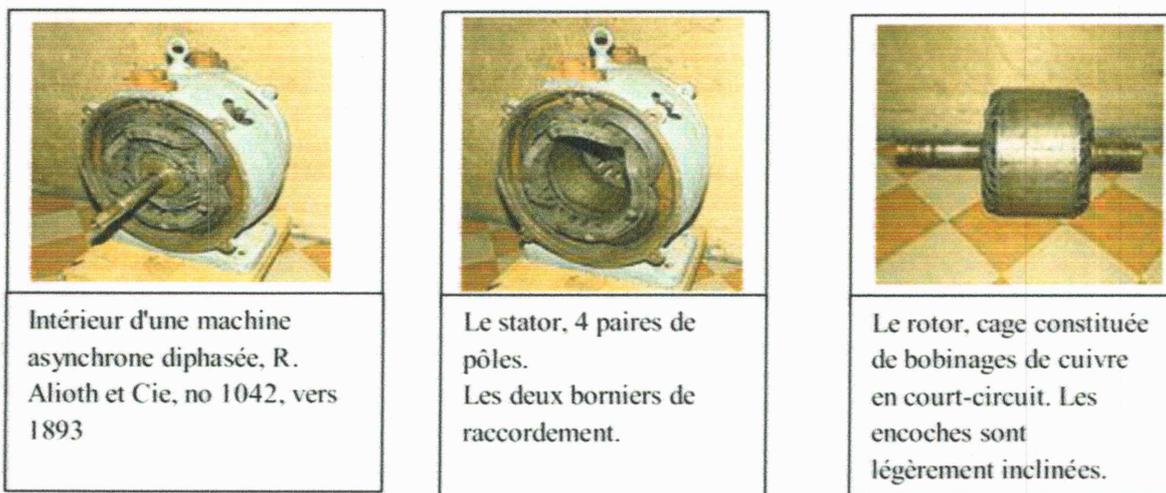
En 1889, Mikhaïl Dolivo-Dobrovolski, électricien allemand d'origine russe, invente le premier moteur asynchrone à courant triphasé à cage d'écureuil qui sera construit industriellement à partir de 1891 .

Du fait de sa simplicité de construction, d'utilisation et d'entretien, de sa robustesse et son faible prix de revient, la machine asynchrone est aujourd'hui très couramment utilisée comme moteur dans une gamme de puissance allant de quelques centaines de watts à plusieurs milliers de kilowatts.

Quand la machine asynchrone est alimentée par un réseau à fréquence fixe, il est difficile de faire varier sa vitesse. En outre, au démarrage, le couple est faible et le courant appelé est très élevé.

Deux solutions historiques ont résolu ce dernier problème : le rotor à encoches profondes et le rotor à double cage mis au point en 1912 par Paul Boucherot.

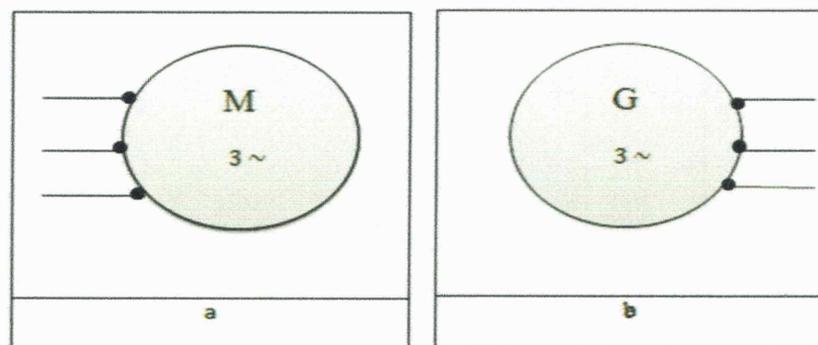
Grâce aux progrès de l'électronique de puissance, l'alimentation par un onduleur à fréquence variable permet maintenant de démarrer la machine convenablement et de la faire fonctionner avec une vitesse réglable dans une large plage.



fig(I.2) : Les éléments de la Machine asynchrone .

I.3.Symbole :

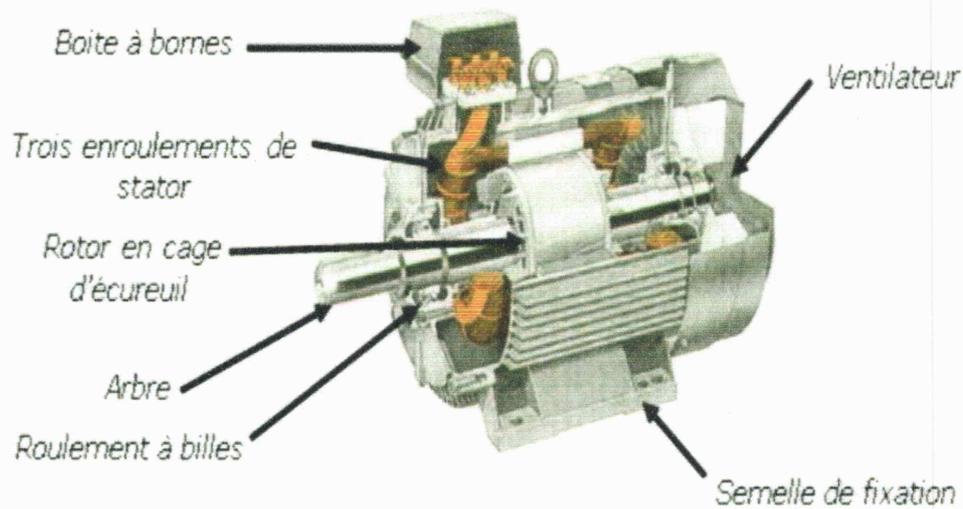
La machine asynchrone peut être représentée par son symbole normalisé générale qui précise si elle fonctionne en moteur (Figure. I.3-a) ou en générateur (Figure. I.3-b). Le symbole peut être apporté des précisions sur la nature de la machine :



fig(I. 3): Symbole générale d'un moteur et générateur asynchrone triphasé.

I.4. Constitution :

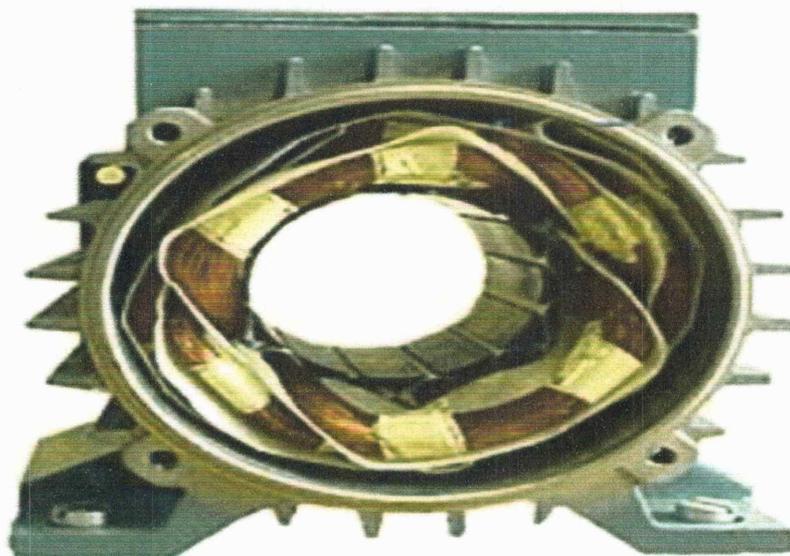
L'organisation d'une machine asynchrone triphasée est montrée sur figure (I.4). Elle est constituée d'une partie fixe (stator) et d'une partie tournante (rotor) magnétiquement couplées.



fig(I. 4): Photo d'un moteur triphasée.

I.4.1. Stator :

Le stator contient un bobinage triphasé constitué de trois enroulements identiques correctement disposés le long d'un entrefer de telle sorte que leurs axes forment des angles de 120° entre eux.

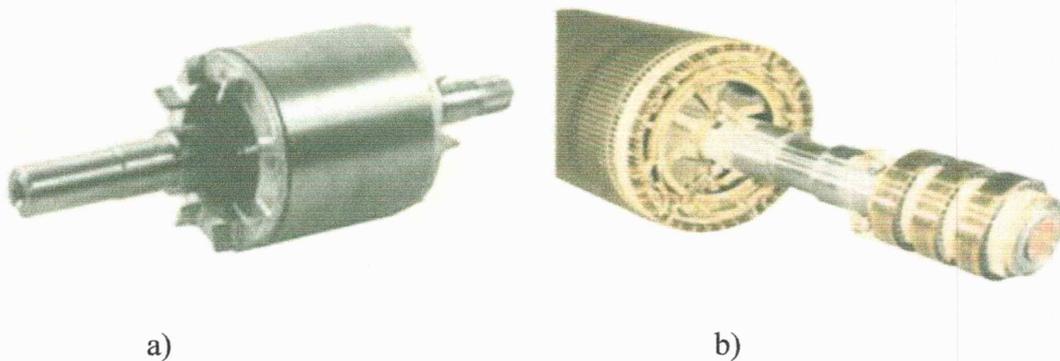


fig(I. 5) Stator d'un motor asynchronies triphasée.

I.4.2. Rotor :

Le rotor est réalisé de deux façons:

- a) Rotor à cage : il est constitué par un empilement de tôles percées de trous, dans les quelles, on loge des barres conductrices. Ces barres sont court-circuitées à leurs extrémités par des couronnes conductrices, ce qui constitue une véritable cage d'écureuil.
- b) Rotor bobiné : au lieu de loger des barres dans le fer du rotor, on peut disposer des conducteurs dans les encoches et réaliser un bobinage polyphasé (généralement triphasé) similaire à celui du stator.



fig(1. 6)Type de rotor

I.5. Utilisation :

I.5.1. Moteur asynchrone :

Le moteur asynchrone est le moteur industriel par excellence, les moteurs asynchrones ont, pour leur grande majorité, un rotor à cage.

Les progrès accomplis ces dernières années dans l'alimentation et la commande des machines n'ont fait que réduire la part des moteurs asynchrone à rotor bobiné par rapport à leurs homologues à cage d'écureuil [2].

I.5.2. Générateur asynchrone :

Le générateur asynchrone est beaucoup plus rare que l'alternateur, mais on le trouve dans quelques applications de puissance limitée comme les microcentrales hydrauliques, il occupe surtout la plus grande part du marché des éoliennes, le plus souvent avec des machines à cage d'écureuil pour les puissances modestes, mais aussi avec des machines à rotor bobiné pour les installations plus importantes.

I.6. Principe de fonctionnement d'une machine asynchrone :

Les courants statoriques créent un champ magnétique tournant dans le stator. La fréquence de rotation de ce champ est imposée par la fréquence des courants statoriques,

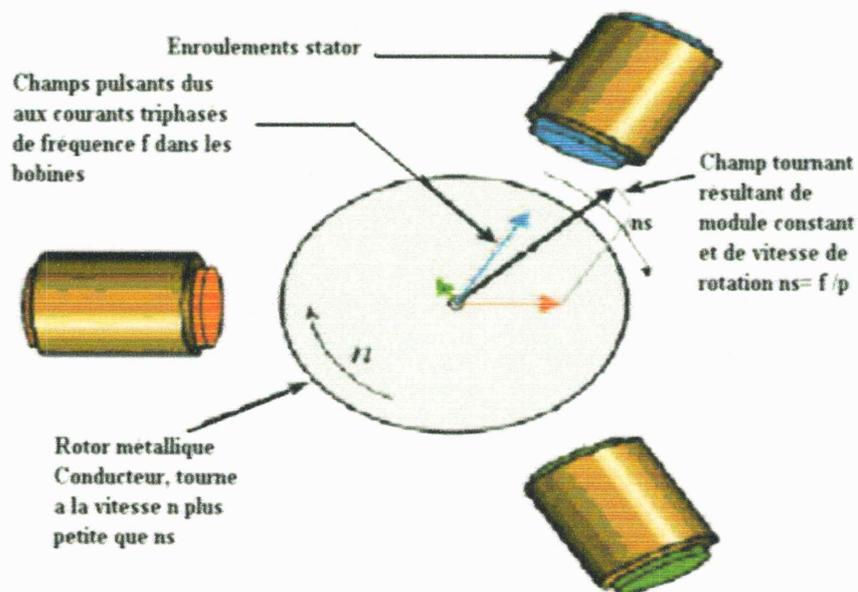
c'est-à-dire que sa vitesse de rotation est proportionnelle à la fréquence de l'alimentation électrique, la vitesse de ce champ tournant est appelée vitesse de synchronisme.

L'enroulement au rotor est donc soumis à des variations de flux (du champ magnétique).

Une force électromotrice induite apparaît qui crée des courants rotorique. Ces courants sont responsables de l'apparition d'un couple qui tend à mettre le rotor en mouvement afin de s'opposer à la variation de flux : loi de Lenz-Faraday.

Le rotor se met donc à tourner pour tenter de suivre le champ statorique.

Sur les moteurs asynchrones triphasés, le champ tournant est produit par trois bobinages fixes géométriquement décalés de 120° , et parcourus par des courants alternatifs présentant le même décalage électrique, les trois champs alternatifs qu'ils produisent se composent pour former un champ tournant d'amplitude constante comme il est présenté dans cette figure (I. 7).[2].



fig(I. 7) Principe de fonctionnement d'un moteur asynchrone

La machine est dite asynchrone car elle est dans l'impossibilité, sans la présence d'un entraînement extérieur, d'atteindre la même vitesse que le champ statorique. En effet, dans ce cas, les courants s'annulent de même que le couple qu'ils produisent et la machine n'est plus entraînée.

La différence de vitesse entre le rotor et le champ statorique est appelée vitesse de glissement, lors qu'il est entraîné au-delà de la vitesse de synchronisme, la machine fonctionne en générateur alternatif mais son stator doit être forcément relié au réseau car lui seul peut créer le champ magnétique nécessaire pour faire apparaître les courants rotorique un fonctionnement en générateur

alternatif autonome est toutefois possible à l'aide de condensateurs connectés sur le stator, à condition qu'il existe un champ magnétique rémanent.

On retrouve cette même problématique lorsqu'on cherche à faire fonctionner des machines à courant continu à excitation série en génératrice. À défaut, des dispositifs d'électronique de puissance et une batterie permettent d'amorcer le fonctionnement en génératrice autonome.

Cette solution est mise en œuvre pour produire de l'électricité à l'aide d'éoliennes dans des sites isolés.

I.6.1. Glissement d'une machine asynchrone :

On désigne par n_s la vitesse de synchronisme, c'est-à-dire la fréquence de rotation du champ statorique dans la machine.

On désigne par n la vitesse de rotation de la machine.

- En 50 Hz c'est un sous-multiple de 3000 tr/min, soit : 3000 ; 1500 ; 1000 ; 750, etc.
- En 60 Hz c'est un sous-multiple de 3600 tr/min, soit : 3600 ; 1800 ; 1200 ; 900, etc. soit p le nombre de paires de pôles de la machine et f la fréquence de l'alimentation. On a :

$$\Omega_s = 60.f/p \quad (1.1)$$

Le glissement correspond à la différence de vitesse entre le rotor et le champ statorique exprimée sous la forme d'un pourcentage de la vitesse de synchronisme.

$$g = \frac{\Omega_s - \Omega}{\Omega_s} \quad (1.2)$$

La vitesse du champ tournant par rapport au rotor est $\Omega_s - \Omega_m$ et la pulsation ω_r des courant rotorique est alors : $\omega_r = p (\Omega_s - \Omega_m)$, Soit : $\omega_r = g\omega_s$.

La courant rotorique de pulsation ω_r créent une tension magnétique tournante d'entrefer dont la vitesse par rapport au rotor est $\Omega_r = \frac{\omega_r}{p}$

C'est -à-dire $\omega_s - \omega$ par rapport au stator la pulsation de champs tournante est $\omega_m + (\omega_s - \omega_m)$.

Le glissement est toujours faible, de l'ordre de quelques pour- cents : de 2 % pour les machines les plus grosses à 6 ou 7 % pour les petites machines triphasées, il peut atteindre 10 % pour les petites machines monophasées.

I.6.2. Démarrage :

Lors d'un démarrage d'une machine asynchrone, le courant peut atteindre de 4 à 8 fois le courant nominal de la machine. Si l'application utilise un variateur ou un démarreur, c'est ce dernier qui se chargera d'adapter les tensions appliquées à la machine afin de limiter ce

courant. En l'absence de variateur de vitesse, il existe plusieurs méthodes permettant de limiter le courant de démarrage. Elles ont été développées avant l'apparition de l'électronique de puissance mais sont encore utilisées de nos jours dans les installations anciennes ou par mesure d'économie pour des applications ne nécessitant pas de variateur en dehors du démarrage.

I.6.2.1. Démarrage sous tension réduite :

Plusieurs dispositifs permettent de réduire la tension aux bornes des enroulements du stator pendant la durée du démarrage du moteur ce qui est un moyen de limiter l'intensité du courant de démarrage. L'inconvénient est que le couple moteur est également diminué et que cela augmente la durée avant laquelle la machine atteint le régime permanent.

I.6.2.1.1. Démarrage étoile-triangle :

Lors d'un démarrage étoile-triangle, la machine est d'abord connectée au réseau avec un couplage étoile, puis une fois démarrée, on passe sur couplage triangle. Le fait de démarrer avec un couplage étoile permet de diviser par $\sqrt{3}$ la tension appliquée. Ainsi, le courant maximal absorbé est trois fois plus faible que lors d'un démarrage directement avec un couplage triangle. Le couple de démarrage est lui aussi trois fois plus faible que lors d'un démarrage en triangle. La surintensité lors du passage étoile-triangle est inférieure au courant d'appel d'un démarrage effectué directement en triangle [8].

Réalisée simplement à l'aide de contacteurs, cette méthode de démarrage est très économique.

I.6.2.1.2. Démarrage par autotransformateur :

Dans ce mode de démarrage, le stator de la machine asynchrone est relié à un autotransformateur qui permet d'effectuer un démarrage sous tension variable. La tension est progressivement augmentée, l'intensité du courant ne dépassant pas la valeur maximale désirée.

I.6.2.1.3. Démarrage résistif :

Lors d'un démarrage résistif, on insère des résistances en série avec les enroulements statoriques ce qui a pour effet de limiter la tension à leurs bornes. Une fois le démarrage effectué, on court-circuite ces résistances. Cette opération peut être effectuée progressivement par un opérateur à l'aide de rhéostats de démarrage [8].

I.6.2.2. Démarrage à tension nominale :

I.6.2.2.1. Démarrage rotorique :

Lors d'un démarrage rotorique, des résistances de puissance sont insérées en série avec les enroulements du rotor.

Ce type de démarrage permet d'obtenir un fort couple de démarrage avec des courants de démarrage réduits mais il ne peut être mis en œuvre qu'avec des machines à rotor bobiné muni de contacts glissants (bagues et balais) permettant les connexions électriques des enroulements rotoriques.

Ces machines sont d'un prix de revient plus important que leurs homologues dits à « cage d'écureuil » [8].

I.6.3. Freinage :

On distingue plusieurs types de freinage :

- Arrêt libre : (mise hors tension du stator).
- Arrêt contrôlé : Tension statorique progressivement passée à tension nulle [2].

I.6.3.1. Freinage hyper synchrone :

Lorsque la vitesse du rotor est supérieure à la vitesse du champ tournant, le moteur freine. Couplé à un variateur de fréquence qui diminue progressivement la vitesse du moteur on peut arrêter un moteur. Le couple de freinage est faible : la courbe du couple en fonction de la vitesse pour différentes valeurs du glissement montre que le couple résistant n'est pas très important pour glissement compris entre 0 et -1. Cette méthode n'est donc pas très efficace pour freiner rapidement une machine asynchrone.

I.6.3.2. Arrêt par injection de courant continu :

L'alimentation en courant continu du stator crée un champ fixe dans la machine qui s'oppose au mouvement. C'est la méthode la plus efficace pour freiner la machine, mais les contraintes en courant sont également très sévères. Le contrôle de l'intensité du courant continu permet de contrôler le freinage.

I.6.3.3. Arrêt à contre-courant :

Le principe consiste à inverser deux phases pendant un court instant. Ceci est donc équivalent à un freinage hyper synchrone, mais à fréquence fixe. le couple résistant est donc faible et le courant appliqué est également très important (de l'ordre de 10 à 12 fois l'intensité nominale). La conséquence en est que les enroulements du moteur risquent un sur-échauffement : on peut prévoir des résistances supplémentaires afin de diminuer l'intensité. Enfin, avec cette méthode, le couple décélérateur reste négatif même lorsque la vitesse est égale à 0 tr/min, il faut donc prévoir de couper l'alimentation quand la vitesse est nulle (temporisation, contact centrifuge), sinon la rotation s'inverse.

I.6.3.4. Freinage mécanique par électro-frein :

Ce système est constitué d'un frein à disque solidaire de l'arbre de la machine asynchrone et dont les mâchoires initialement serrées hors tension sont commandées par un

électroaimant. Après alimentation de l'électroaimant, les mâchoires se desserrent laissant la rotation libre. La coupure de l'alimentation provoque le freinage. Ce dispositif aussi appelé « frein à manque de courant » est souvent prévu comme dispositif d'arrêt d'urgence.

I.7. Les avantages et les inconvénients :

I.7.1. Avantages :

Il ya plusieurs avantages dans le moteur asynchrone comme [2] :

- Structure simple.
- Robuste et facile à construire.
- Utilisé dans la puissance moyenne et élevés.
- Relié directement aux réseaux industriels à tension et fréquence.
- Il tourne à vitesse variable différente de la vitesse synchrone.
- Il peut être varie la vitesse de rotation.
- Il est utilisée pour la réalisation de la quasi-totalité de l'entraînement à vitesse.

I.7.2. Inconvénients :

Parmes les inconvénients de la machine asynchrone [2] :

- Le couple de démarrage très élevé que les couples nominales.
- La vitesse dépend de charge.
- Variation de vitesse (nécessité d'un variateur de vitesse).
- La structure dynamique est fortement non linéaire et l'existence d'un fort couplage.

I.8 Mode de Fonctionnement de génératrice asynchrone :

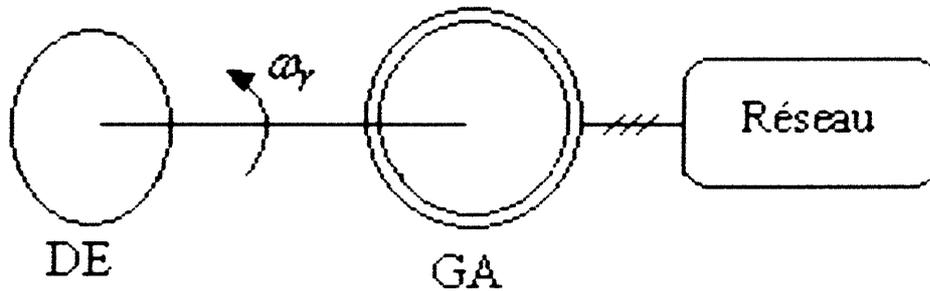
En principe, toute machine asynchrone peut être utilisée comme générateur. Pour cela, il suffit de créer le flux magnétique tournant, en apportant au stator l'énergie réactive nécessaire, tout en entraînant son rotor au-delà de sa vitesse de synchronisme. Une fois les pertes compensées, la puissance mécanique excédentaire se retrouve sous forme électrique, active, au stator, où elle est récupérée.

- **Le générateur asynchrone présente deux modes de fonctionnements différents :**

➤ Fonctionnement non autonome :

Lorsque la génératrice est couplée au réseau l'analyse devient simple, puisque le réseau lui impose sa propre fréquence, sa propre tension, mais aussi, il lui fournit l'énergie réactive dont elle a besoin [3].

Le système sous sa forme la plus simple est donné à la (figure I.8).

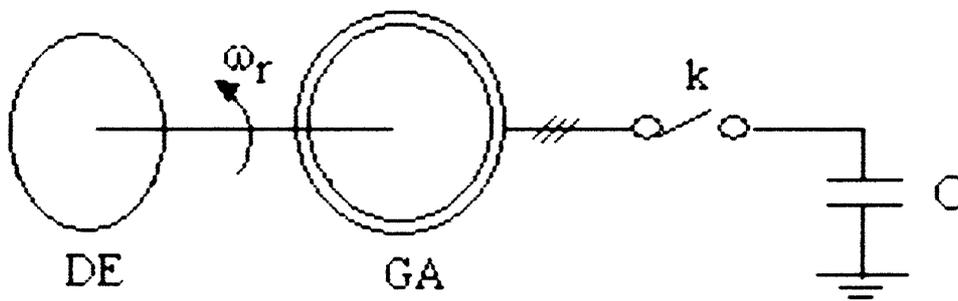


fig(I.8)Générateur asynchrone couplé au réseau

GA : Générateur Asynchrone ; DE : Dispositif d'entraînement

➤ **Fonctionnement autonome :**

Dans ce mode de fonctionnement autonome (figure I.9), le machine n'est plus couplée au réseau, celui-ci est remplacé par une batterie de condensateurs qui, montée parallèlement avec le primaire (stator), fournit l'énergie d'excitation au générateur.



fig(I.9)Générateur asynchrone isolé du réseau

L'interrupteur k de la précédent nous permet de connecter des condensateurs à la machine.

La mise en marche du système de la (figure I.9) est soumise aux conditions suivantes :

- Vitesse d'entraînement suffisante.
- Existence d'une aimantation rémanente, pour cela, il suffit que la génératrice ait été mise déjà au moins un fois sous tension.
- La source d'énergie réactive doit être correctement dimensionnée (la valeur de la capacité des condensateurs doit être supérieure à une capacité de seuil en dessous de laquelle la machine ne s'amorce pas).

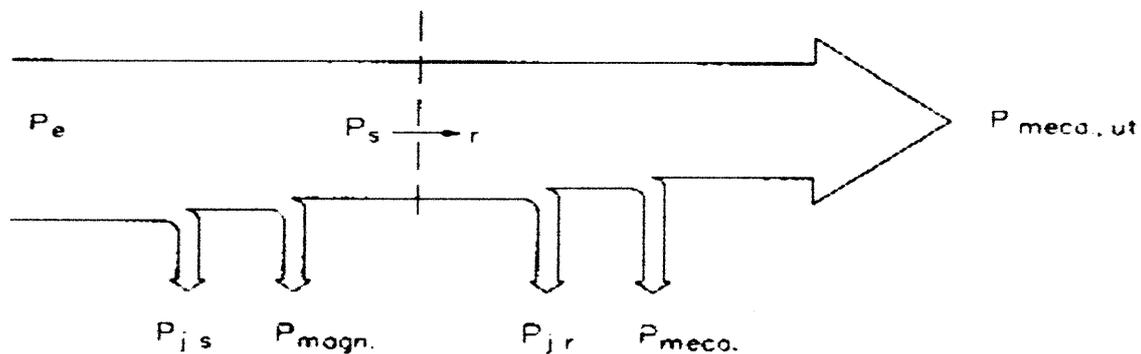
Dans ces conditions la f.e.m induit et les courants statoriques accroîtront jusqu'à atteindre un équilibre imposé par la saturation magnétique de la machine [9].

I.8.1 : Description et principe de fonctionnement d'une machine asynchrone :

Donc le principe de fonctionnement d'une machine asynchrone est basé sur l'interaction électromagnétique du champ tournant, créée par le courant triphasé fourni à l'enroulement statorique par le réseau, et des courants induits dans l'enroulement rotorique lorsque les conducteurs du rotor sont couplés par le champ tournant. Cette interaction électromagnétique du stator et du rotor de la machine n'est possible que lorsque la vitesse du champ tournant diffère de celle du rotor. De cette façon, nous pouvons dire que, le fonctionnement d'une machine asynchrone est comparable à celui d'un transformateur dont l'enroulement secondaire est tournant.

Pour rappel, le couple électromagnétique C_{em} est égal à la puissance transmise du stator au rotor divisée par la vitesse de rotation du champ $\frac{\omega_s}{p}$.

○ Bilan de puissance de générateur asynchrone:



fig(I.10) Bilan de puissance

Pertes Joule stator : $3R_s I_s^2$

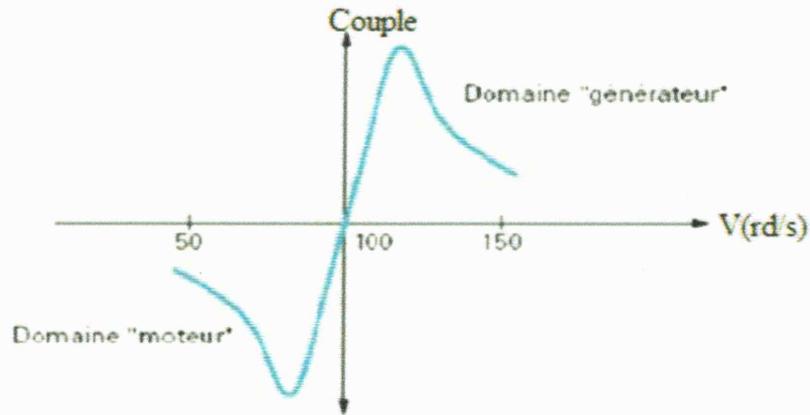
Pertes magnétiques au stator : $3E^2/R_{ph} = 3E_L^2/R_{ph}$

Puissance transmise du stator : $3UI_s \cos \varphi - 3R_s I_s^2 - 3E^2/R_{ph}$

à cause des fréquences faibles les pertes fer sont négligeables au rotor.

Le point de fonctionnement nominal correspond à un couple très inférieur au maximum (pour meilleur rendement, sécurité vis des creux de tension, stabilité).

Si le glissement est négatif, le couple C_{em} est négatif : la machine doit recevoir de la puissance mécanique (figure I.11) [5].



fig(I.11) Domaines de fonctionnement (générateur et moteur)

I.9. Conclusion :

Dans ce chapitre, nous avons présenté la machines asynchrone et sa base de construction, ainsi que les différents modes de fonctionnement (moteur, génératrice), en plus les différentes méthodes de démarrage sont présenté, ainsi que ces avantages et inconvénients.

Finalement on déduit que le moteur asynchrone est le plus utilisé dans le domaine des entrainements réglés à vitesse de rotation variable, il est souvent employé dans l'industrie et que la génératrice asynchrone est utilisé beaucoup dans la production de l'énergie éolienne.

Chapitre II :

**modélisation de la
génératrice asynchrone
triphasee auto-excitée**

II.1. Introduction :

La plupart des génératrices utilisées des génératrices asynchrones triphasées. Celles-ci ont plusieurs avantages : elles sont robustes, leur coût est faible et ont une simplicité mécanique.

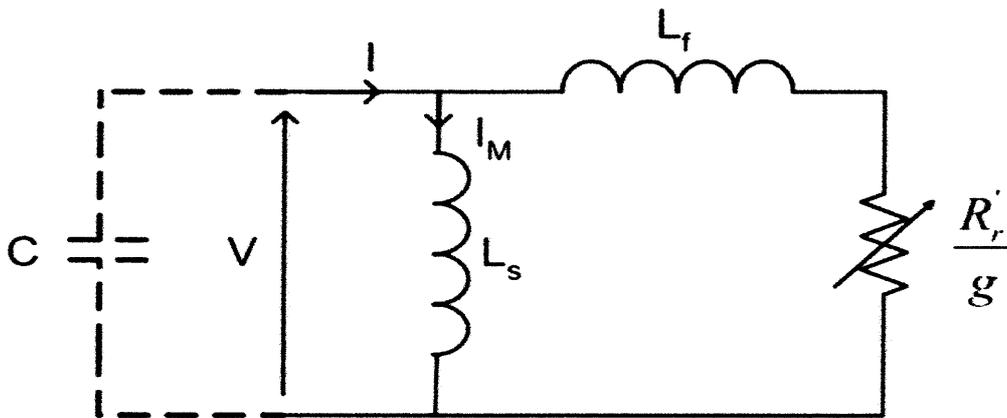
Par ailleurs, leurs inconvénients se trouvent au niveau de la consommation d'énergie réactive, qu'elles tirent soit du réseau, soit elles sont compensées par une batterie de condensateurs d'où la possibilité de fonctionner autonome.

Ce chapitre est donc consacré à la modélisation analytique de la machine asynchrone à cage d'écureuil. Le modèle sera établi en utilisant la transformation de Park en régime linéaire puis en régime saturé. L'effet de la saturation et l'effet croisé seront pris en compte par le biais d'inductances variables fonctions des amplitudes des courants.

Après l'introduction du modèle général de la machine, nous présenterons son adaptation pour l'étude du fonctionnement génératrice à vide et en charge.

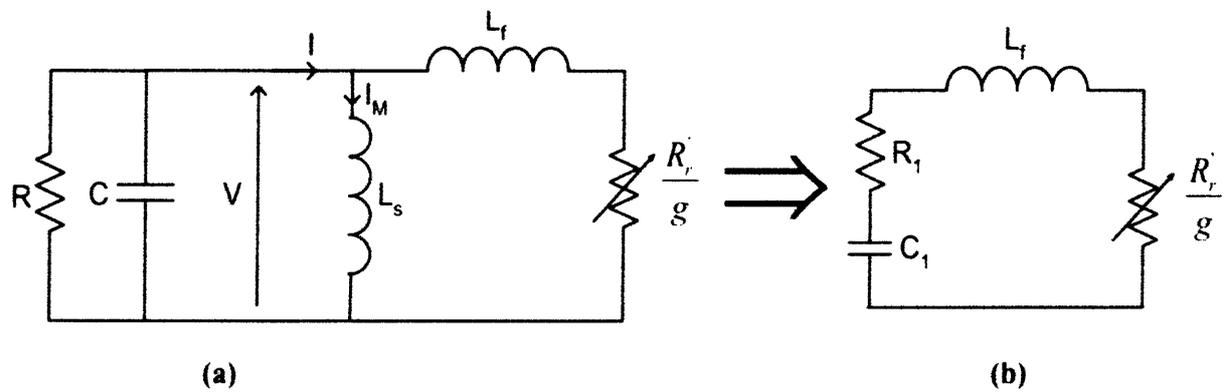
II.2. Détermination de la valeur des capacités d'auto-amorçage:

Considérons le schéma équivalent simplifié ramené au stator d'une phase de la machine asynchrone de la figure (II.3) où L_f est l'inductance de fuites totales, M l'inductance magnétisante, R'_r la résistance rotorique ramenée au stator et g le glissement, la machine est entraînée à la vitesse de synchronisme rendant ainsi la résistance R'_r/g infinie. Le courant I dans l'inductance magnétisante est par conséquent équivalent au courant traversant le condensateur [4].



fig(II. 1) schéma équivalent simplifié d'une phase de la machine asynchrone ramené au stator

Dans le cas où une charge purement résistive R est connectée au stator de la machine, le schéma équivalent par phase de l'ensemble machine – capacité d'auto-excitation-charge peut alors être modifié comme indiqué sur la figure(II. 2 b).



fig(II. 2) Transformation du schéma équivalent

Dans cette représentation, les éléments R_1 et C_1 peuvent être exprimés en fonction des éléments du schéma équivalent classique figure(II.2 a) [4].

$$R_1 = \frac{R}{1 + \left[R \left(C\omega_s - \frac{1}{L_s\omega_s} \right) \right]^2} ; \quad C_1 = \frac{1 + \left[R \left(C\omega_s - \frac{1}{L_s\omega_s} \right) \right]^2}{R^2 \left(C\omega_s - \frac{1}{L_s\omega_s} \right)}$$

II.3. Modélisation de la machine asynchrone :

La machine asynchrone fonctionne en génératrice lorsque son glissement change de signe (glissement négatif en convention moteur). La pulsation électrique du rotor est alors supérieure à celle des grandeurs statoriques, c'ad que le rotor tourne à une vitesse plus élevée que celle du champ tournant statorique .

Contrairement à la machine synchrone, la génératrice asynchrone ne possède pas d'inducteur séparé. Par conséquent, elle nécessite un apport de puissance réactive pour sa magnétisation. Lorsqu'elle est reliée au réseau, ce dernier fournit la puissance réactive requise. Par contre, en fonctionnement autonome, il faut lui apporter cette énergie soit par une batterie de condensateurs, soit par un convertisseur statique commandé.

La présence d'une induction magnétique rémanent dans la machine est indispensable pour l'auto-amorçage de la génératrice. Lorsque le rotor est entraîné à une vitesse donnée, des forces électromotrices (fems) triphasées, de très faible amplitude, sont induites aux bornes du stator. Le courant débité sur condensateurs ou un redresseur à MLI, magnétisant, permet d'amplifier la valeur de ces fems. Le niveau de tension se stabilise alors lorsqu'il y a égalité entre les puissances réactives fournies et consommées. Cela implique qu'il existe une valeur minimale de capacité à connecter au stator pour obtenir un enclenchement de la génératrice [7].

II.3.1. modèle linéaire :

La modélisation analytique classique de la machine asynchrone se fait sous les hypothèses simplificatrices résumées ci-dessous :

- ✓ L'entrefer est supposé à épaisseur constante ;
- ✓ L'effet des encoches est négligé ;
- ✓ L'induction dans l'entrefer est supposée à répartition sinusoïdale ;
- ✓ La distribution spatiale des forces magnétomotrices d'entrefer est supposée sinusoïdale ;
- ✓ Les pertes ferromagnétiques sont négligées (pas de courant de FOUCAULT ni d'hystérésis ;
- ✓ Les pertes mécaniques sont négligées ;
- ✓ L'influence de l'effet de peau est négligée ;
- ✓ Les variations des caractéristiques dues à l'échauffement ne sont pas prises en compte ;

Dans un premier temps, le modèle analytique classique que nous développerons, négligera également l'effet de la saturation.

En appliquant la loi de FARADAY à chaque bobinage de la machine asynchrone, on peut écrire, pour chacun des six enroulements statoriques et rotoriques, l'équation électrique suivant :

$$V = R \cdot i + \frac{d\Phi}{dt} \quad (\text{II.1})$$

Où R est la résistance du bobinage, i , v et Φ représentent respectivement le courant dans le bobinage, la tension à ses bornes et flux le traversant.

Les équations matricielles pour les bobinages statoriques et rotoriques s'écrivent alors sous la forme suivant :

$$\begin{bmatrix} v_{as} \\ v_{bs} \\ v_{cs} \end{bmatrix} = \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \Phi_{as} \\ \Phi_{bs} \\ \Phi_{cs} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} R_s & 0 & 0 \\ 0 & R_s & 0 \\ 0 & 0 & R_s \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{as} \\ i_{bs} \\ i_{cs} \end{bmatrix} \quad (\text{II.2})$$

$$\begin{bmatrix} v_{ar} \\ v_{br} \\ v_{cr} \end{bmatrix} = \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \Phi_{ar} \\ \Phi_{br} \\ \Phi_{cr} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} R_r & 0 & 0 \\ 0 & R_r & 0 \\ 0 & 0 & R_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{ar} \\ i_{br} \\ i_{cr} \end{bmatrix} \quad (\text{II.3})$$

Avec :

$$[V_{sabc}] = \begin{bmatrix} v_{as} \\ v_{bs} \\ v_{cs} \end{bmatrix} \quad [V_{rabc}] = \begin{bmatrix} v_{ar} \\ v_{br} \\ v_{cr} \end{bmatrix}$$

Respectivement les vecteurs des tensions statoriques et rotoriques.

$$[i_{Sabc}] = \begin{bmatrix} i_{as} \\ i_{bs} \\ i_{cs} \end{bmatrix} \quad [i_{rabc}] = \begin{bmatrix} i_{ar} \\ i_{br} \\ i_{cr} \end{bmatrix}$$

Respectivement les vecteurs des courants statoriques et rotoriques.

$$[\Phi_{Sabc}] = \begin{bmatrix} \Phi_{as} \\ \Phi_{bs} \\ \Phi_{cs} \end{bmatrix} \quad [\Phi_{rabc}] = \begin{bmatrix} \Phi_{ar} \\ \Phi_{br} \\ \Phi_{cr} \end{bmatrix}$$

Respectivement les vecteurs des flux statoriques et rotoriques.

$$[R_s] = \begin{bmatrix} R_s & 0 & 0 \\ 0 & R_s & 0 \\ 0 & 0 & R_s \end{bmatrix} \quad [R_r] = \begin{bmatrix} R_r & 0 & 0 \\ 0 & R_r & 0 \\ 0 & 0 & R_r \end{bmatrix}$$

Respectivement les vecteurs des résistances statoriques et rotoriques.

Le rotor de la machine étant en court-circuit, la relation (II.3) devient :

$$[V_{rabc}] = 0 = [R_r] \cdot [i_{rabc}] + \frac{d[\Phi_{rabc}]}{dt} \quad (\text{II.4})$$

A ces équations électriques, il faut rajouter celle du couple électromagnétique qui s'écrit :

$$T_{em} = \frac{1}{2} [i_{sabc}, i_{rabc}]^t \cdot \left(\frac{d}{d\theta} \cdot [\Phi_{Sabc}, \Phi_{rabc}] \right) \quad (\text{II.5})$$

Sachant que les différents flux de la machine s'expriment en fonction des inductances de la manière suivante :

$$[\Phi_{rabc}] = [L_r] \cdot [i_{rabc}] + [M_{sr}(\theta)] \cdot [i_{sabc}]$$

$$[\Phi_{sabc}] = [L_s] \cdot [i_{sabc}] + [M_{sr}(\theta)] \cdot [i_{rabc}]$$

Où seules les inductances mutuelles entre stator et rotor sont fonction de la position rotorique θ , l'expression du couple se réécrit sous la forme suivante :

$$T_{em} = [i_{sabc}]^t \cdot \left(\frac{d}{d\theta} \cdot [M_{sr}] \right) \cdot [i_{rabc}]$$

Pour des raisons de simplicité, il est classique d'exprimer les différentes équations triphasées de la machine asynchrone dans un repère diphasé tournant « dqo ». Dans ce cas, on utilise la transformation de Park. Cette dernière, normée, assure l'invariance de la puissance instantanée entre les repères triphasés et « dqo ».

En choisissant un repère dqo diphasé, l'axe d peut être repéré par :

θ_s : l'angle électrique par rapport à l'axe de la phase « a » du stator .

et θ_r : l'angle électrique par rapport à l'axe de la phase « a » du rotor.

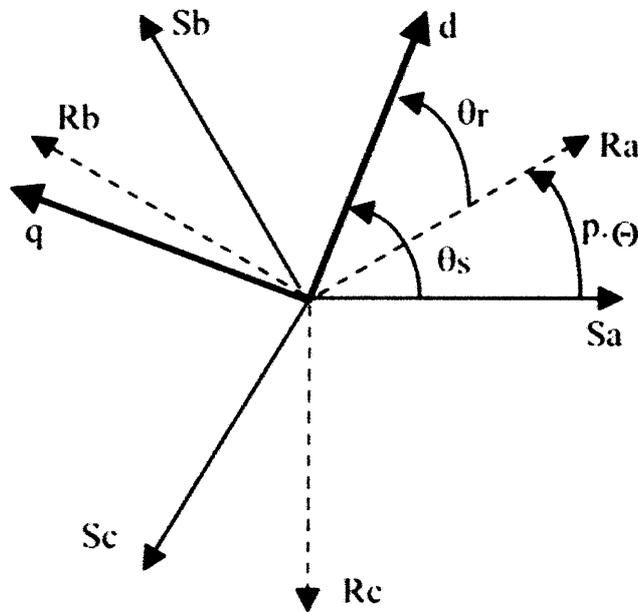
A chaque instant, ces deux angles sont liés par la relation suivant :

$$\theta = p \cdot \Theta = \theta_s - \theta_r \quad (\text{II.6})$$

Où Θ est la position mécanique de l'axe rotorique par rapport à l'axe statorique,

P : nombre de paires de pôles .

θ étant l'angle électrique entre l'axe rotorique et l'axe statorique, les différents axes sont illustrés sur la figure (II.3).



fig(II. 3) les différent système d'axe utilisés

En appliquant alors la transformation de Park aux équations statoriques avec un angle de rotation θ_s , on aboutit aux expressions suivantes dans le repère dq :

$$V_{sd} = R_s \cdot i_{sd} - \frac{d\theta_s}{dt} \cdot \Phi_{sq} + \frac{d\Phi_{sd}}{dt} \quad (\text{II.7})$$

$$V_{sq} = R_s \cdot i_{sq} - \frac{d\theta_s}{dt} \cdot \Phi_{sd} + \frac{d\Phi_{sq}}{dt} \quad (\text{II.8})$$

$$V_{so} = R_s \cdot i_{so} + \frac{d\Phi_{so}}{dt} \quad (\text{II.9})$$

De même, en l'appliquant aux équations rotoriques avec un angle de θ_r , on obtient les équations rotoriques dans le repère dq :

$$V_{rd} = R_r \cdot i_{rd} - \frac{d\theta_r}{dt} \cdot \Phi_{rq} + \frac{d\Phi_{rd}}{dt} = 0 \quad (\text{II.10})$$

$$V_{rq} = R_r \cdot i_{rq} - \frac{d\theta_r}{dt} \cdot \Phi_{rd} + \frac{d\Phi_{rq}}{dt} = 0 \quad (\text{II.11})$$

$$V_{ro} = R_r \cdot i_{ro} + \frac{d\Phi_{ro}}{dt} \quad (\text{II.12})$$

En supposant le système parfaitement équilibré, les équations (II.9) et (II.12) qui correspondent aux composantes homopolaires, sont identiquement nulles.

Suite à l'hypothèse de linéarité des matériaux, les flux statoriques et rotoriques s'expriment dans le repère de Park, en fonction des courants, par la relation matricielle suivante :

$$\begin{bmatrix} \Phi_{sd} \\ \Phi_{sq} \\ \Phi_{rd} \\ \Phi_{rq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_s & 0 & M & 0 \\ 0 & L_s & 0 & M \\ M & 0 & L_r & 0 \\ 0 & M & 0 & L_r \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{sd} \\ i_{sq} \\ i_{rd} \\ i_{rq} \end{bmatrix} \quad (\text{II.13})$$

En posant :

$L_s = l_s + M$: Inductance cyclique statorique.

$L_r = l_r + M$: Inductance cyclique rotorique.

l_s : Inductance de fuite statorique.

l_r : Inductance de fuite rotorique.

M : Mutuelle inductance.

Plusieurs solutions sont possibles pour orienter le repère «dq» par rapport aux repères triphasés. Dans le cadre de nos travaux, on se fixe les axes d et q solidaires du champ tournant de la machine [10].

Lors d'une alimentation sinusoïdale, il est possible d'écrire, en régime permanent :

$$\frac{d\theta_r}{dt} = \omega_r : \text{pulsation des grandeurs rotoriques.}$$

$$\frac{d\theta_s}{dt} = \omega_s : \text{pulsation des grandeurs statoriques.}$$

Par la suite, l'expression (II.6) peut se transformer, en régime permanent, sous la forme suivante :

$$\omega_s - \omega_r = p \cdot \Omega = \omega \quad (\text{II.14})$$

Avec

Ω : est la vitesse mécanique.

ω : la pulsation mécanique.

Ainsi, en partant des équations (II.7), (II.8), (II.10), (II.11), et en utilisant la relation (II.13) qui lie les flux aux courants, on obtient l'équation matricielle suivant qui englobe les différentes équations électriques de la machine exprimées dans le repère dq [10] :

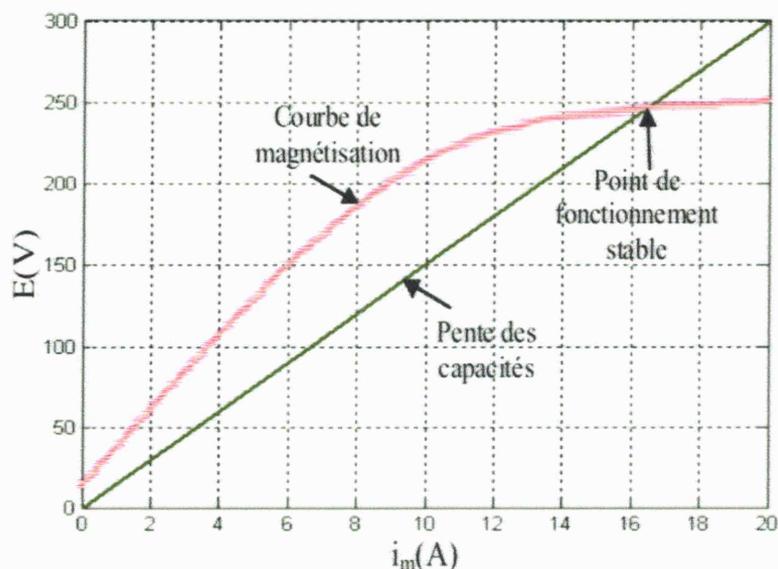
$$\begin{bmatrix} V_{sd} \\ V_{sq} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_S & -\omega_S \cdot L_S & 0 & -\omega_S \cdot M \\ \omega_S \cdot L_S & R_S & \omega_S \cdot M & 0 \\ 0 & -\omega_R \cdot M & R_R & -\omega_R \cdot L_R \\ \omega_R \cdot M & 0 & \omega_R \cdot L_R & R_R \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{sd} \\ i_{sq} \\ i_{rd} \\ i_{rq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_S & 0 & M & 0 \\ 0 & L_S & 0 & M \\ M & 0 & L_R & 0 \\ 0 & M & 0 & L_R \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \frac{di_{sd}}{dt} \\ \frac{di_{sq}}{dt} \\ \frac{di_{rd}}{dt} \\ \frac{di_{rq}}{dt} \end{bmatrix} \quad (II.15)$$

La transformation de Park, appliquée à l'expression du couple électromagnétique, permet alors de réécrire ce dernier sous la forme suivante :

$$T_{em} = p \cdot M \cdot (i_{rd} \cdot i_{sq} - i_{rq} \cdot i_{sd}) \quad (II.16)$$

II.3.2. Modèle saturé :

L'illustration donnée à la figure (II.4), permet de mieux comprendre cette nécessité. Cette figure montre la caractéristique à vide, qui est assimilée à une courbe de magnétisation $E=f(|i_m|)$, i_m étant le courant de magnétisation, ainsi que la caractéristique de charge lors de l'utilisation de capacités d'amorçage. L'effet de non linéarité des matériaux donne à la caractéristique à vide un caractère concave qui permet alors de déterminer l'intersection avec la pente caractéristique des capacités. Ce point d'intersection constitue le point de fonctionnement, stable, à vide. Il est donc nécessaire de prendre en compte l'effet de saturation pour étudier la machine asynchrone en génératrice autonome. En outre, cet effet entraîne également un phénomène secondaire dit « effet croisé » qui peut être considéré comme un couplage magnétique entre les enroulements des axes d et q. Ce dernier joue un rôle non négligeable lors des régimes transitoire. Ces deux phénomènes conjugués doivent donc être pris en compte par le modèle équivalent afin d'aboutir à des résultats précis dans le cas du fonctionnement génératrice d'une machine asynchrone [10]



fig(II. 4) Exemple de courbe de magnétisation d'une MAS

L'hypothèse de la répartition sinusoïdale de l'induction dans l'entrefer n'est en fait pas réaliste. En effet, en considérant la non linéarité de la caractéristique des matériaux ferromagnétique, les flux ne sont plus proportionnels aux courants qui les génèrent. En conséquence, même si les courants sont purement sinusoïdaux, l'induction ne peut être distribuée de manière sinusoïdale. En réalité, l'induction dans l'entrefer présente des harmoniques lesquelles se retrouvent également dans les courants induits dans le rotor. La transformation de PARK n'étant appliquée qu'aux fondamentaux, les différents harmoniques sont automatiquement négligés.

Beaucoup de travaux ont été consacrés à l'étude de la génératrice asynchrone en fonctionnement autonome en tenant compte de la saturation de circuit magnétique. Différentes approches, plus au moins performantes et simples à implémenter, ont été proposées pour tenir compte de la saturation. Ainsi, des travaux ont été effectués pour tenir compte de ce phénomène au travers des flux variables [10]. Cette approche est la plus 'physique' mais elle a l'inconvénient de ne pas faire apparaître les grandeurs d'état et de nécessiter l'accès aux flux qui ne sont pas mesurables.

Dans les références [10], la variation de l'inductance de magnétisation est prise en compte par l'utilisation d'une fonction dénommée en anglais 'saturation degré fonction', mais cette méthode qui est précise, nécessite la connaissance des composantes linéaire et non linéaire du flux magnétisant. D'autres n'utilisant pas l'approximation de l'inductance de magnétisation mais les techniques de détermination des paramètres (tension, courant,...) pour effectuer l'étude la génératrice asynchrone [10]. dans les références [10], la méthode des k-facteurs est utilisée pour tenir compte de la saturation. Cependant, cette méthode n'est pas précise. la non linéarité est basée sur l'approximation de la tension en fonction de la réactance magnétisante par une courbe d'ajustage de précision quadratique.

Dans notre approche, nous privilégions la prise en compte de la saturation magnétique au travers d'inductances variables. Ceci permet d'une part de simplifier le modèle de la machine et d'autre part de faire apparaître les grandeurs d'état.

La modélisation est donc directement issue du modèle de la MAS élaboré dans le paragraphe précédent. Nous allons, dans ce qui suit, déterminer les expressions des inductances en tenant compte des effets de la saturation et croisé tout en considérant des inductances de fuites constantes, hypothèse largement vérifiée suite aux parcours des flux de fuites dans l'air.

Pour aborder le modèle en régime saturé, reprenons les équations (II.7), (II.8), (II.10) et (II.11). Dans le repère de PARK, chacun des flux peut-être décomposé en un flux magnétisant et un flux de fuite [10] :

$$\Phi_{sd} = l_s \cdot i_{sd} + \Phi_{md} \quad (\text{II.17})$$

$$\Phi_{sq} = l_s \cdot i_{sq} + \Phi_{mq} \quad (\text{II.18})$$

$$\Phi_{rd} = l_r \cdot i_{rd} + \Phi_{md} \quad (\text{II.19})$$

$$\Phi_{rq} = l_r \cdot i_{rq} + \Phi_{mq} \quad (\text{II.20})$$

En définissant les courants magnétisants de la machine à partir des composantes des courants statoriques et rotoriques suivant les deux axes d et q comme suit:

$$I_{md} = i_{sd} + i_{rd} \quad (\text{II.21})$$

$$I_{mq} = i_{sq} + i_{rq} \quad (\text{II.22})$$

Nous pouvons exprimer chacun des deux flux magnétisants par :

$$\Phi_{md} = L_m \cdot i_{md} \quad (\text{II.23})$$

$$\Phi_{mq} = L_m \cdot i_{mq} \quad (\text{II.24})$$

L_m est appelée « inductance magnétisante statique ». L'épaisseur de l'entrefer étant supposée constante, L_m , en fonction du courant, est identique suivant les deux d et q. En partant des relations (II.17), (II.18), (II.19), (II.20) et en utilisant les relations (II.21), (II.22), (II.23), (II.24), on obtient, pour les flux statoriques et rotoriques suivant les deux axes, les expressions suivantes :

$$\Phi_{sd} = l_s \cdot i_{sd} + L_m \cdot i_{md} \quad (\text{II.25})$$

$$\Phi_{sq} = l_s \cdot i_{sq} + L_m \cdot i_{mq} \quad (\text{II.26})$$

$$\Phi_{rd} = -l_r \cdot i_{sd} + (L_m + l_r) \cdot i_{md} \quad (\text{II.27})$$

$$\Phi_{rq} = -l_r \cdot i_{sq} + (L_m + l_r) \cdot i_{mq} \quad (\text{II.28})$$

Le niveau de saturation de la machine est une fonction des ampères-tours globaux de la machine. Par conséquent, on définit le module du courant magnétisant global sous la forme suivant :

$$|i_m| = \sqrt{i_{md}^2 + i_{mq}^2} \quad (II.29)$$



Dans ce cas, L_m , qui caractérise la magnétisation de la machine, peut être exprimée comme étant le rapport de $|\Phi_m|$, flux total magnétisant de la machine par $|i_m|$:

$$L_m = \frac{|\Phi_m|}{|i_m|} \quad (II.30)$$

Cette inductance de magnétisation est, bien évidemment, fonction du courant $|i_m|$, $L_m = f(|i_m|)$. Pour une machine donnée, son identification s'obtient expérimentalement au travers de la caractéristique interne de la machine comme nous allons l'explicitier plus loin. Dans le cas d'un prototype virtuel, il est possible d'obtenir cette caractéristique à partir d'une modélisation numérique tenant compte de la non linéarité des matériaux constituant la machine.

Les équations (II.7), (II.8), (II.10), et (II.11) font toutes apparaître une dérivée d'un flux par rapport le temps. Nous allons chercher à exprimer l'une de ces dérivées.

Soit $\frac{d\Phi_{sd}}{dt}$:

D'après l'expression (II.25), cette dérivée s'écrit $\frac{d\Phi_{sd}}{dt} = \frac{d}{dt} (l_s \cdot i_{sd} + L_m \cdot i_{md})$

Les inductances de fuites étant supposées constantes, on aboutit à :

$$\frac{d\Phi_{sd}}{dt} = l_s \cdot \frac{di_{sd}}{dt} + L_m \cdot \frac{di_{md}}{dt} + i_{md} \cdot \frac{dL_m}{dt}$$

Comme L_m varie avec le module de $|i_m|$, l'équation précédant peut se mettre sous la forme suivante :

$$\frac{d\Phi_{sd}}{dt} = l_s \cdot \frac{di_{sd}}{dt} + L_m \cdot \frac{di_{md}}{dt} + i_{md} \cdot L_m' \cdot \frac{d|i_m|}{dt}$$

$$\text{Avec : } L_m' = \frac{dL_m}{d|i_m|}$$

$$\text{Sachant que } \frac{d|i_m|}{dt} = \frac{d}{dt} \left(\sqrt{i_{md}^2 + i_{mq}^2} \right) = \frac{i_{md}}{|i_m|} \cdot \frac{di_{md}}{dt} + \frac{i_{mq}}{|i_m|} \cdot \frac{di_{mq}}{dt}$$

La dérivée temporelle du flux Φ_{sd} dévient alors :

$$\frac{d\Phi_{sd}}{dt} = l_s \cdot \frac{di_{sd}}{dt} + L_m \cdot \frac{di_{md}}{dt} + i_{md} \cdot L_m' \cdot \left(\frac{i_{md}}{|i_m|} \cdot \frac{di_{md}}{dt} + \frac{i_{mq}}{|i_m|} \cdot \frac{di_{mq}}{dt} \right)$$

En développant les différents termes, on obtient:

$$\frac{d\Phi_{sd}}{dt} = l_s \cdot \frac{di_{sd}}{dt} + \left(L_m + L_m' \cdot \frac{i_{md}^2}{|i_m|} \right) \cdot \frac{di_{md}}{dt} + L_m' \cdot \frac{i_{md} \cdot i_{mq}}{|i_m|} \cdot \frac{di_{mq}}{dt}$$

Trois termes peuvent être distingués :

- Le premier $l_s \cdot \frac{di_{sd}}{dt}$ est issu du flux de fuites.
- Le second $\left(L_m + L_m' \cdot \frac{i_{md}^2}{|i_m|} \right) \cdot \frac{di_{md}}{dt}$ est dû à la saturation suivant l'axe direct.
- Et le troisième $L_m' \cdot \frac{i_{md} \cdot i_{mq}}{|i_m|} \cdot \frac{di_{mq}}{dt}$ reflète l'effet du courant suivant l'axe q sur le flux d'axe direct. C'est l'effet croisé.

Les dérivées temporelles des flux Φ_{sq} , Φ_{rd} et Φ_{rq} peuvent être exprimées de manière similaire. Ainsi, dans les quatre équations (II.7), (II.8), (II.10) et (II.11) les flux seront fonction des courants et des diverses inductances introduites précédemment. Les équations électriques de la machine asynchrone s'écrivent alors, sous forme matricielle comme suit :

$$\begin{bmatrix} V_{sd} \\ V_{sq} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s & -\omega_s \cdot l_s & 0 & -\omega_s \cdot l_m \\ \omega_s \cdot l_s & R_s & \omega_s \cdot l_m & 0 \\ -R_r & -\omega_r \cdot l_r & R_r & -\omega_r \cdot (l_r + L_m) \\ -\omega_r \cdot l_r & -R_r & \omega_r \cdot (l_r + L_m) & R_r \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{sd} \\ i_{sq} \\ i_{md} \\ i_{mq} \end{bmatrix} +$$

$$\begin{bmatrix} l_s & 0 & L_m + L_m' \cdot \frac{i_{md}^2}{|i_m|} & L_m' \cdot \frac{i_{md} \cdot i_{mq}}{|i_m|} \\ 0 & l_s & L_m' \cdot \frac{i_{md} \cdot i_{mq}}{|i_m|} & L_m + L_m' \cdot \frac{i_{mq}^2}{|i_m|} \\ -l_r & 0 & l_r + L_m + L_m' \cdot \frac{i_{md}^2}{|i_m|} & L_m' \cdot \frac{i_{md} \cdot i_{mq}}{|i_m|} \\ 0 & -l_r & L_m' \cdot \frac{i_{md} \cdot i_{mq}}{|i_m|} & l_r + L_m + L_m' \cdot \frac{i_{mq}^2}{|i_m|} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \frac{di_{sd}}{dt} \\ \frac{di_{sq}}{dt} \\ \frac{di_{md}}{dt} \\ \frac{di_{mq}}{dt} \end{bmatrix} \quad (II.31)$$

On pose :

$$L_{md} = L_m + L_m' \cdot \frac{i_{md}^2}{|i_m|} \quad (II.32)$$

$$L_{mq} = L_m + L_m' \cdot \frac{i_{mq}^2}{|i_m|} \quad (II.33)$$

$$L_{dq} = L_m' \cdot \frac{i_{md} \cdot i_{mq}}{|i_m|} \quad (II.34)$$

L_{md} et L_{mq} représentent les inductances magnétisantes dynamiques suivant les axes directs et en quadrature respectivement. Dans le cas d'une caractéristique linéaire des matériaux $L_{mq} = L_{md} = L_m = \text{constante}$. L_{dq} , inductance d'effet croisé, exprime la variation de L_m en fonction de i_{md} et i_{mq} . Elle quantifie le couplage croisé entre les bobinages des axes d et q.

Dans l'hypothèse de la linéarité des matériaux, $L_{dq} = 0$.

En conclusion, la connaissance des évolutions de $L_m = f(|i_m|)$ et de $L'_m = f(|i_m|)$ permet de calculer toutes les inductances qui interviennent dans le modèle en présence de la saturation. C'est ce principe de base qui est appliqué dans le modèle analytique élaboré.

La relation matricielle (II.31) devient alors :

$$\begin{bmatrix} V_{sd} \\ V_{sq} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s & -\omega_s \cdot l_s & 0 & -\omega_s \cdot l_m \\ \omega_s \cdot l_s & R_s & \omega_s \cdot l_m & 0 \\ -R_r & \omega_r \cdot l_r & R_r & -\omega_r \cdot (l_r + L_m) \\ -\omega_r \cdot l_r & -R_r & \omega_r \cdot (l_r + L_m) & R_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{sd} \\ i_{sq} \\ i_{md} \\ i_{mq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} l_s & 0 & L_{md} & L_{dq} \\ 0 & l_s & L_{dq} & L_{mq} \\ -l_r & 0 & l_r + L_{md} & L_{dq} \\ 0 & -l_r & L_{dq} & l_r + L_{mq} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \frac{di_{sd}}{dt} \\ \frac{di_{sq}}{dt} \\ \frac{di_{md}}{dt} \\ \frac{di_{mq}}{dt} \end{bmatrix} \quad (\text{II.35})$$

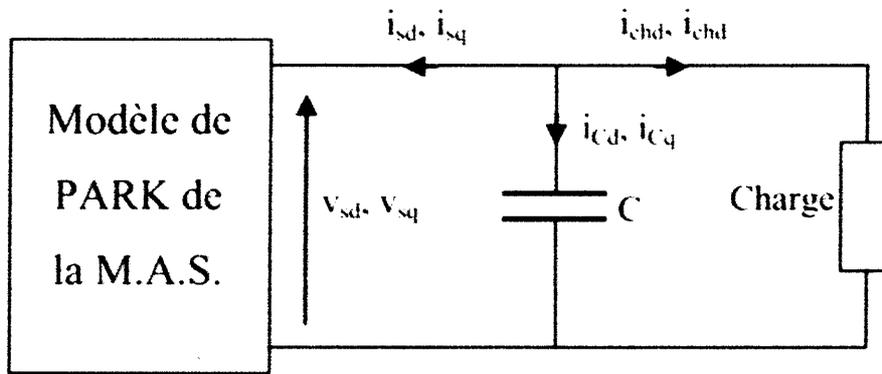
Dans le modèle développé ci-dessus, les courants rotoriques ne sont plus explicites mais sont 'inclus' implicitement dans les expressions des courants magnétisants i_{md} et i_{mq} .

En reprenant la relation (II.5) et en appliquant la transformation de Park aux différents flux et courants, on aboutit à l'expression suivant du couple électromagnétique :

$$T_{em} = p \cdot L_m \cdot (i_{md} \cdot i_{sq} - i_{mq} \cdot i_{sd}) \quad (\text{II.36})$$

II.3.3. Adaptation du modèle de la machine asynchrone pour l'étude en génératrice autonome.

Le modèle développé ci-dessus est évidemment valable pour l'étude du régime moteur autant que générateur sur réseau. Dans le cas d'un fonctionnement générateur autonome débitant sur un banc de capacités, le modèle doit être adapté pour tenir compte des contraintes de ce point de fonctionnement ainsi que des équations de charge. Partant du schéma monophasé étoilé équivalent, la figure (II.5) montre le schéma du dispositif étudié dans le repère de Park où chaque grandeur électrique est mise sous forme de ses composantes directe et en quadrature.



fig(II. 5) Génératrice auto-amorcée alimentant une charge

L'étude de l'auto-amorçage de la machine en fonctionnement génératrice à vide est possible en résolvant le système d'équations en tensions. On rappelle que l'auto amorçage de la génératrice n'est possible qu'en présence de fems rémanentes aux bornes des bobinages statoriques. Afin de prendre en considération ces fems, nous affectons aux tensions statoriques des valeurs initiales non nulles mais très faibles.

Par ailleurs, la fréquence des grandeurs statoriques étant inconnue, le système d'équations de la génératrice est mieux conditionné lorsqu'il est exprimé dans le référentiel (d,q) lié au rotor. En effet, dans ce repère, seule la valeur de la vitesse de rotation mécanique est nécessaire. Dans ce cas, le système d'équations du modèle linéaire l'équation (II.14) dans ce repère est donné par l'expression matricielle suivant [10] :

$$\begin{bmatrix} V_{sd} \\ V_{sq} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s & -p.\Omega L_s & 0 & -p.\Omega M \\ p.\Omega L_s & R_s & p.\Omega M & 0 \\ 0 & 0 & R_r & 0 \\ 0 & 0 & 0 & R_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{sd} \\ i_{sq} \\ i_{rd} \\ i_{rq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_s & 0 & M & 0 \\ 0 & L_s & 0 & M \\ M & 0 & L_r & 0 \\ 0 & M & 0 & L_r \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \frac{di_{sd}}{dt} \\ \frac{di_{sq}}{dt} \\ \frac{di_{rd}}{dt} \\ \frac{di_{rq}}{dt} \end{bmatrix} \tag{II.37}$$

Et le même système d'équations, en tenant compte de la saturation, s'écrit comme suit dans le référentiel (d,q) lié au rotor (dédit de l'équation (II.31)) [10] :

$$\begin{bmatrix} V_{sd} \\ V_{sq} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s & -p\Omega \cdot l_s & 0 & -p\Omega \cdot L_m \\ p\Omega \cdot l_s & R_s & p\Omega \cdot L_m & 0 \\ -R_r & 0 & R_r & 0 \\ 0 & -R_r & 0 & R_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{sd} \\ i_{sq} \\ i_{md} \\ i_{mq} \end{bmatrix} +$$

$$\begin{bmatrix} l_s & 0 & L_m + L'_m \cdot \frac{i_{md}^2}{|i_m|} & L'_m \cdot \frac{i_{md} \cdot i_{mq}}{|i_m|} \\ 0 & l_s & L'_m \cdot \frac{i_{md} \cdot i_{mq}}{|i_m|} & L_m + L'_m \cdot \frac{i_{mq}^2}{|i_m|} \\ -l_r & 0 & l_r + L_m + L'_m \cdot \frac{i_{md}^2}{|i_m|} & L'_m \cdot \frac{i_{md} \cdot i_{mq}}{|i_m|} \\ 0 & -l_r & L'_m \cdot \frac{i_{md} \cdot i_{mq}}{|i_m|} & l_r + L_m + L'_m \cdot \frac{i_{mq}^2}{|i_m|} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \frac{di_{sd}}{dt} \\ \frac{di_{sq}}{dt} \\ \frac{di_{md}}{dt} \\ \frac{di_{mq}}{dt} \end{bmatrix} \quad (II.38)$$

A vide, les tensions statoriques aux bornes des condensateurs constituent également des inconnues. Par conséquent, il faut tenir compte des équations du circuit électrique extérieur. Ces dernières peuvent s'écrire en fonction des capacités d'excitation sous la forme matricielle suivante:

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} V_{sd} \\ V_{sq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{C} & 0 \\ 0 & \frac{1}{C} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} -i_{sd} \\ -i_{sq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & p\Omega \\ -p\Omega & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} V_{sd} \\ V_{sq} \end{bmatrix} \quad (II.39)$$

II.3.3.1. Cas d'un banc de capacités et une charge équilibrée :

Dans le cas de la présence d'une charge équilibrée, cette relation matricielle est modifiée pour tenir compte des courants dans la charge et devient alors :

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} V_{sd} \\ V_{sq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{C} & 0 \\ 0 & \frac{1}{C} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} -i_{sd} & -i_{chd} \\ -i_{sq} & -i_{chq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & p\Omega \\ -p\Omega & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} V_{sd} \\ V_{sq} \end{bmatrix} \quad (II.40)$$

Enfin, suivant la nature de la charge, on ajoute les équations suivantes :

$$\text{Charge R : } \begin{cases} V_{sd} = R \cdot i_{chd} \\ V_{sq} = R \cdot i_{chq} \end{cases} \quad (II.41)$$

$$\text{Charge RL : } \begin{cases} V_{sd} = R \cdot i_{chd} + L \cdot \frac{di_{chd}}{dt} \\ V_{sq} = R \cdot i_{chq} + L \cdot \frac{di_{chq}}{dt} \end{cases} \quad (II.42)$$

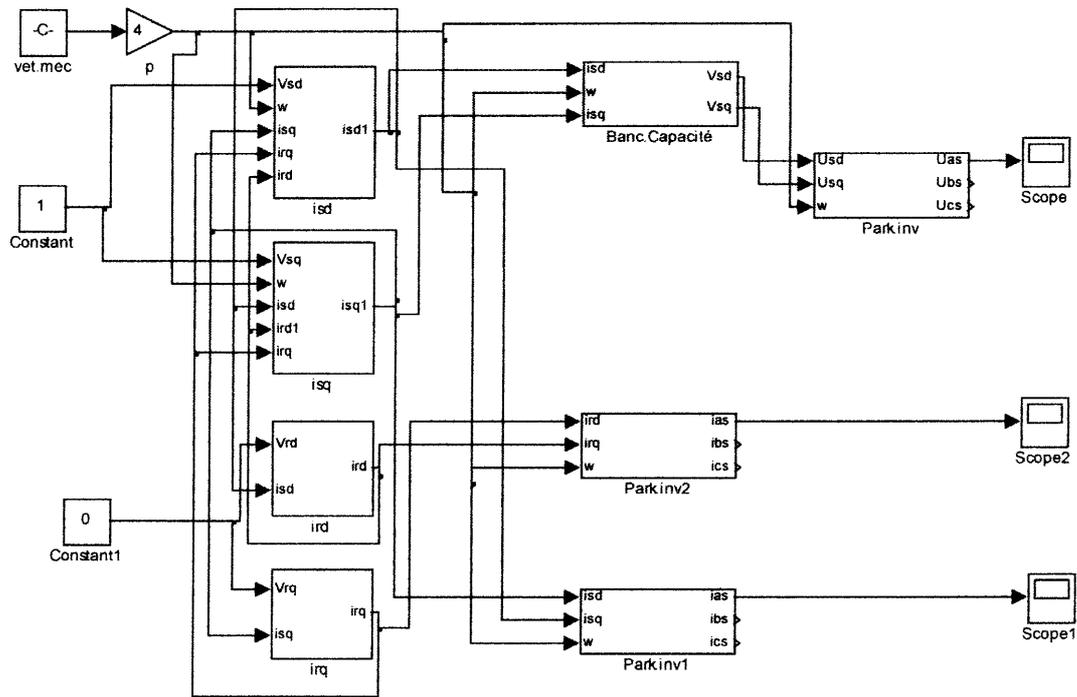
II.4. Résultats de simulation:

II.4.1. Etude de la machine asynchrone en génératrice autonome à vide :

Afin de montrer les limites du modèle linéaire, nous étudions le fonctionnement de la machine en génératrice connectée à un banc de capacités à vide. En utilisant les relations

(II.37) et (II.39), un programme de simulation sous Matlab/Simulink, dont le schéma bloc est donné par la figure (II.6) est réalisé.

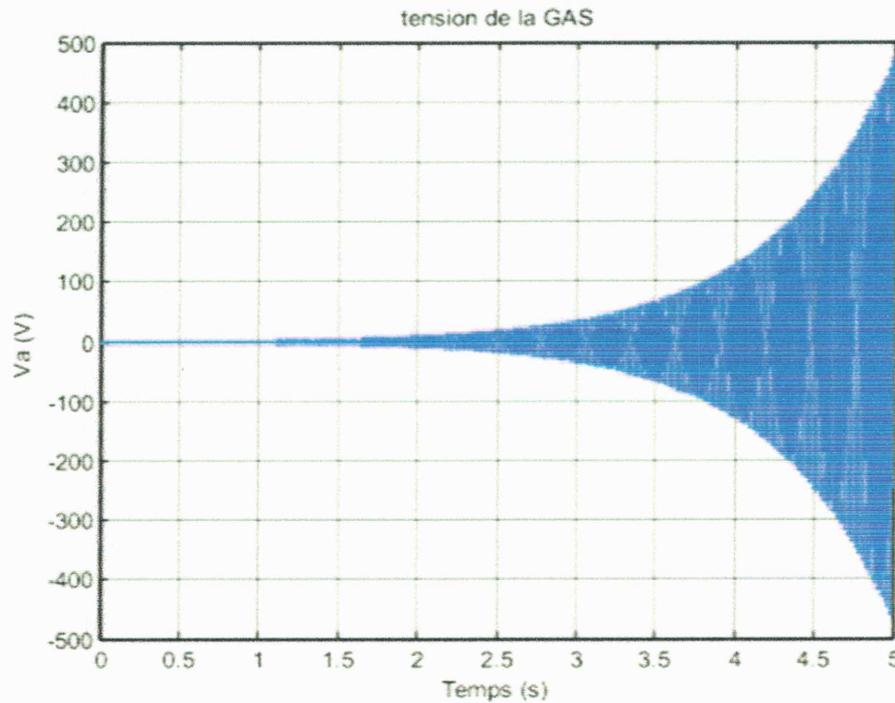
Le point de fonctionnement étudié est celui pour lequel les bobinages statoriques sont connectés à un banc de capacités de 25 μF par phase et le rotor de la machine est entraîné à 1500tr/min. Aucune charge n'est connectée et les fems rémanentes sont prises en compte par des valeurs initiales des tensions statoriques.



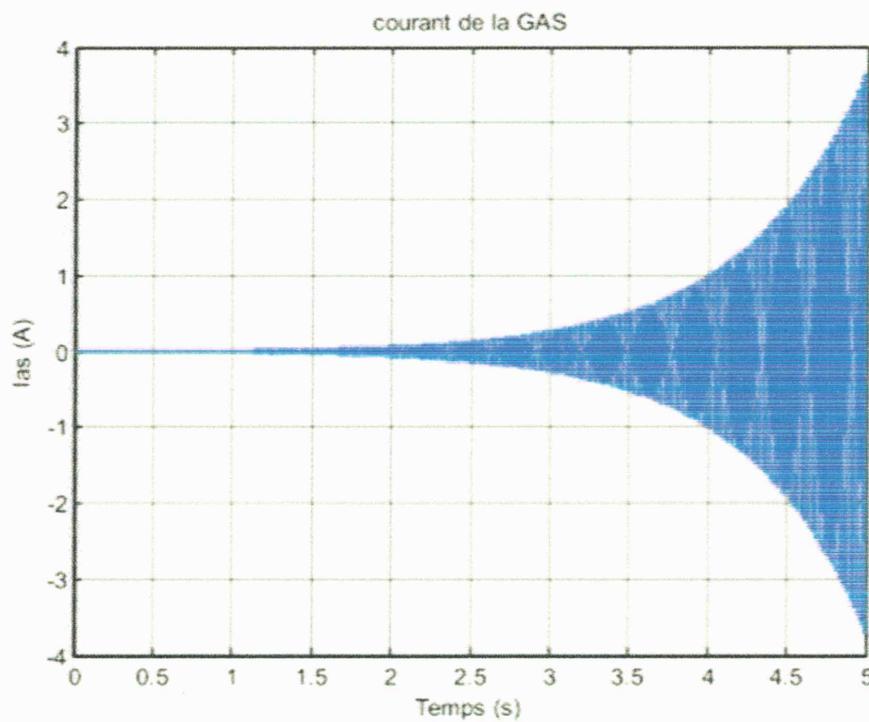
fig(II. 6) Schéma bloc de simulation

Les évolutions temporelles d'une tension de phase induite et du courant statorique correspondant sont respectivement présentées sur les figures (II.7) et (II.8). Suite à l'hypothèse de la linéarité de la caractéristique du circuit magnétique de la machine, les deux grandeurs croissent, indéfiniment, d'une façon exponentielle avec des oscillations entretenues et atteignent rapidement des valeurs irréalistes. Le phénomène de saturation étant négligé, le point de fonctionnement en régime permanent ne peut être atteint.

Ces résultats montrent, sans équivoque, les limites d'utilisation du modèle analytique linéaire pour décrire le fonctionnement d'une machine asynchrone en génératrice débitant sur un banc de capacités.

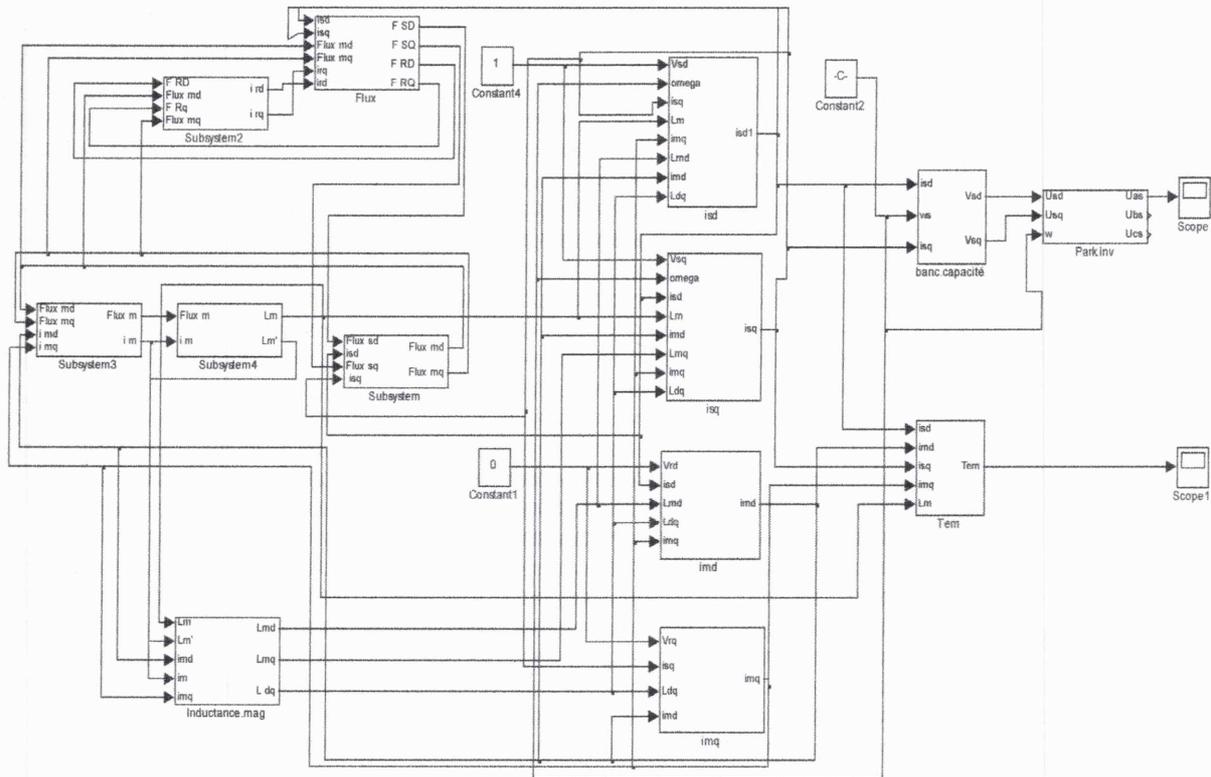


fig(II. 7) Allure de la tension



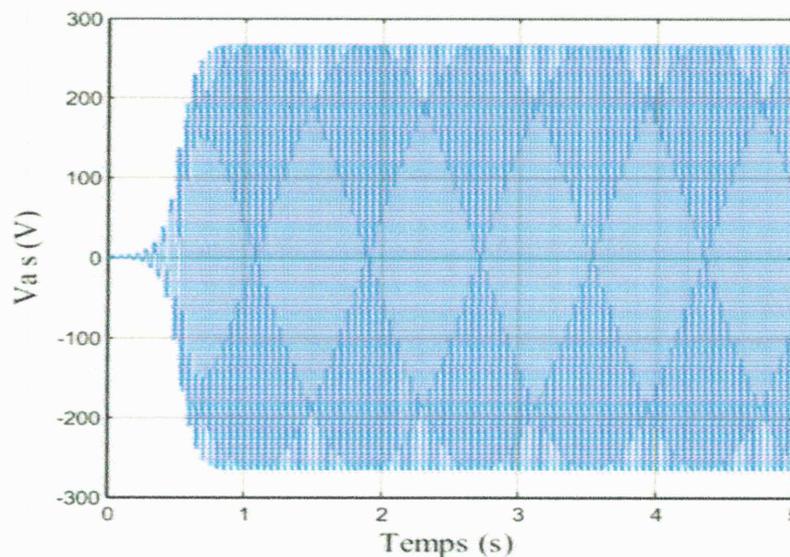
fig(II. 8) Allure du courant

Le même point de fonctionnement que précédemment est étudié en utilisant le modèle analytique non linéaire. Le même schéma bloc de simulation, donné à la figure (II.6), est utilisé en remplaçant le modèle linéaire de la génératrice par son modèle non linéaire figure (II.9).

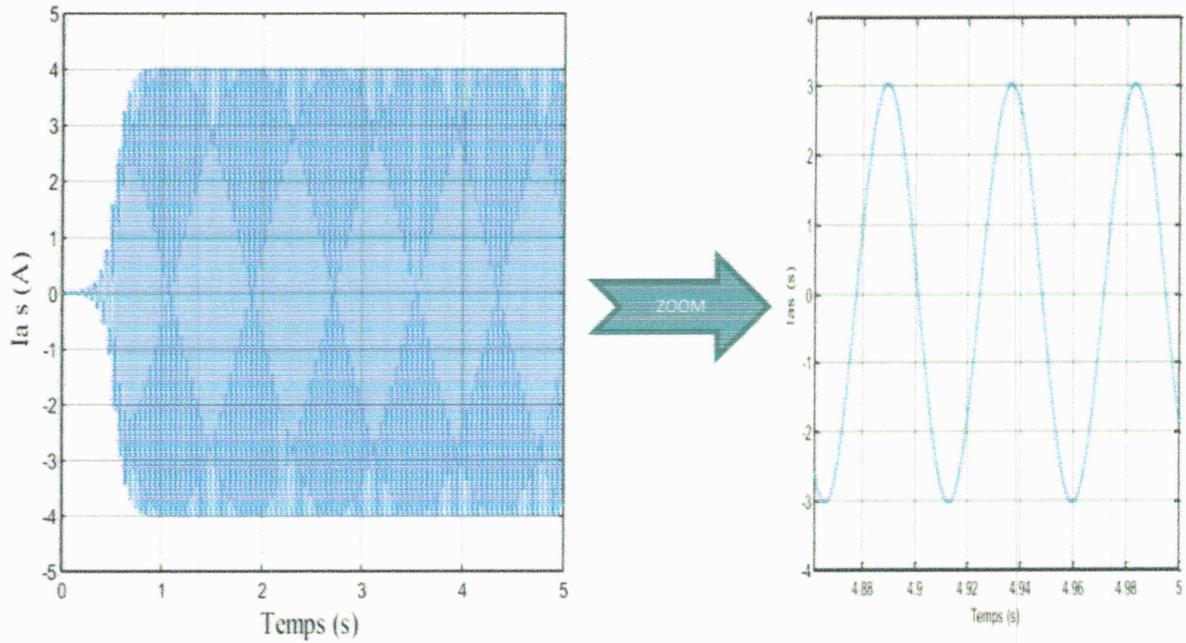


fig(II. 9) Schéma bloc de simulation

Pour les mêmes conditions de simulation, la figure (II.10) montre une croissance exponentielle de la tension induite qui se stabilise à une valeur fixe correspondant au point de fonctionnement en régime permanent fixé par la saturation du circuit magnétique. La forme du courant statorique (figure (II.11)) est similaire à celle de la tension. Ces premiers résultats permettent de valider l'utilisation du modèle analytique non linéaire pour l'étude de la MAS en fonctionnement générateur sur des capacités.

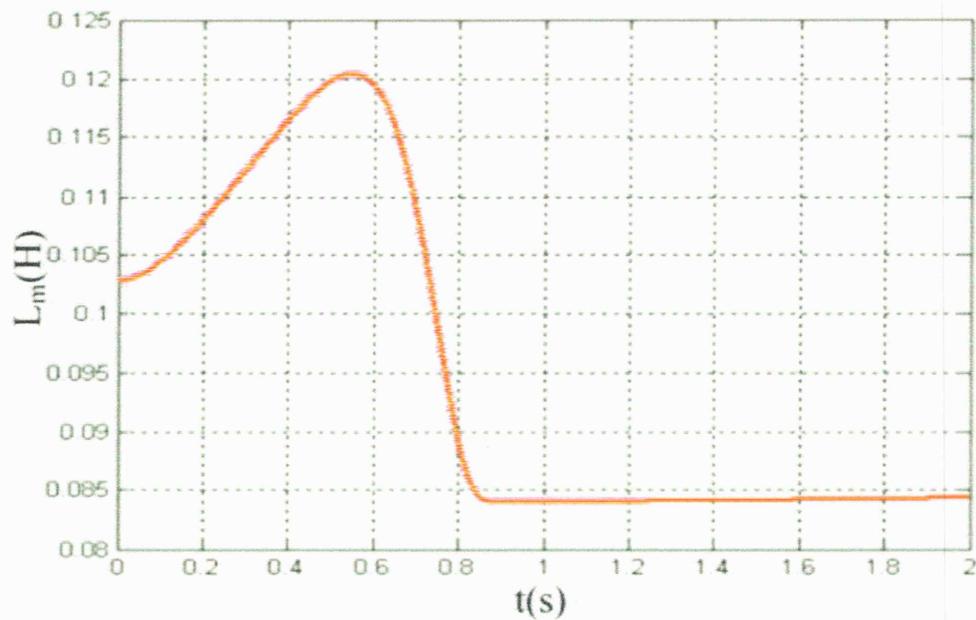


fig(II. 10) Allure de la tension



fig(II. 11) Allure de la courant

La figure (II.12) représente l'allure de l'inductance de magnétisation qui, comme on pouvait le prévoir, varie dans le temps en fonction de l'amplitude des courants.



fig(II. 12) Simulation de l'évolution de l'inductance mutuelle

Les résultats obtenus en fonctionnement générateur autonome, les résultats obtenus par simulation avec les deux modèles, linéaire et saturé, montrent que le phénomène de

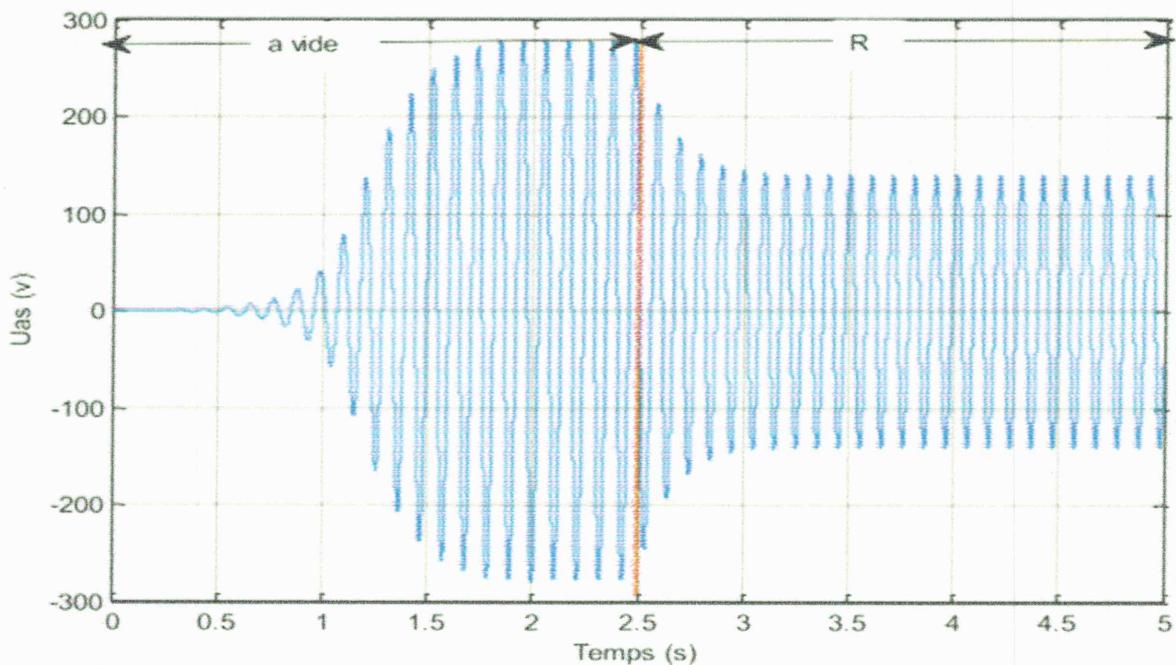
saturation est indispensable et doit être pris en compte afin d'obtenir une simulation réaliste de fonctionnement de la structure.

Dans la suite de ce chapitre, nous allons étudier différentes caractéristiques de la génératrice asynchrone en fonctionnement autonome en utilisant le seul modèle analytique tenant compte de la saturation.

II.5. charges équilibrées :

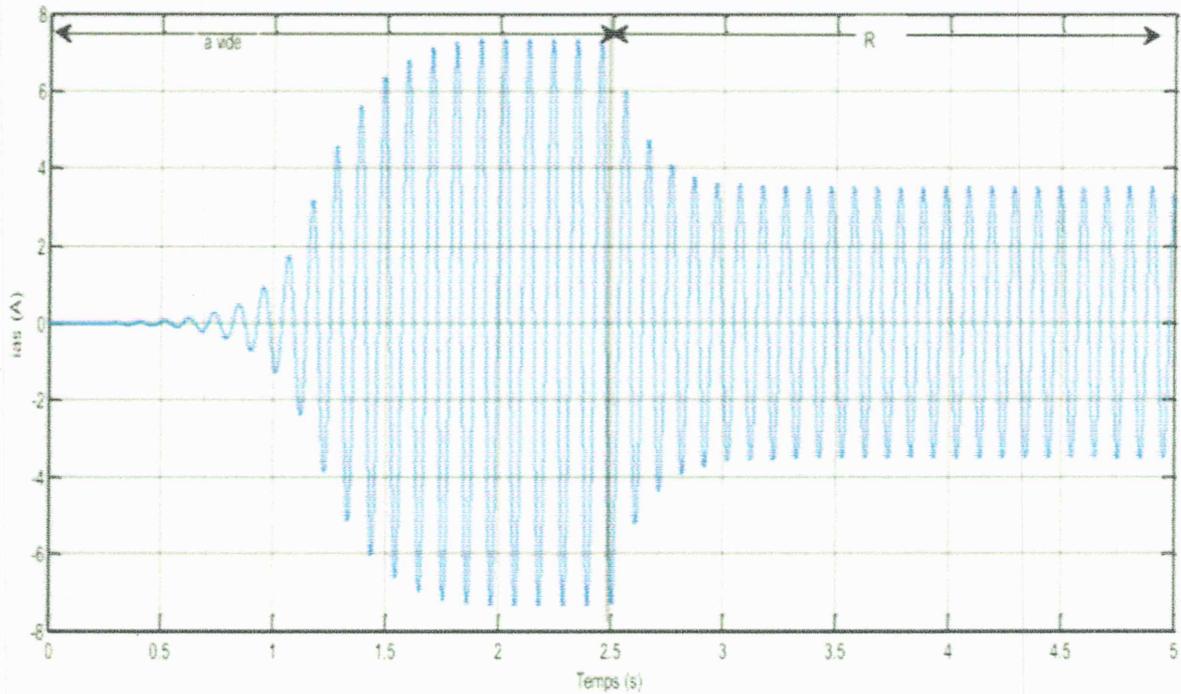
II.5.1. charges résistive :

En utilisant les équations (II.38) et (II.40), nous avons simulé le fonctionnement de la machine entraînée à 1500 tr/min avec un banc de capacités de valeur $25 \mu\text{F}$ par phase couplé en étoile. La génératrice est amorcée à vide, puis elle est connectée à une charge résistive de 50Ω par phase en étoile. Les résultats de simulation sont présentés respectivement sur les figures (II.13).

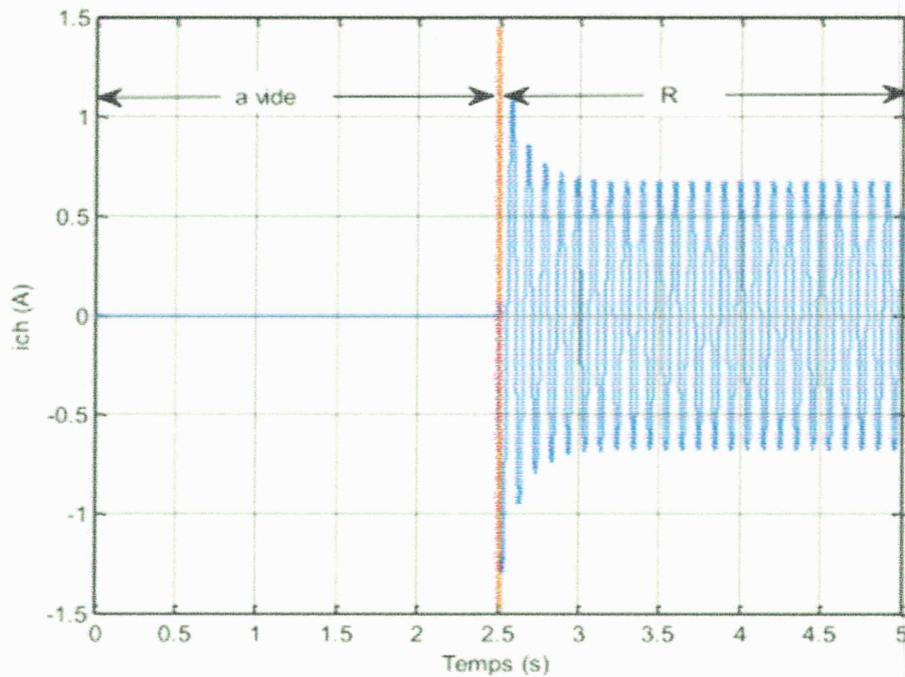


fig(II. 13) Allure de la Tension

La tension de phase subit une nette diminution lors de l'introduction de la charge ($t = 2.5\text{S}$), avec une légère variation de sa fréquence. Le courant statorique évolue de façon similaire à celle de la tension (figure (II.14)). Par contre, le courant dans la charge, nul avant l'introduction de cette dernière, s'instaure et évolue d'une manière sinusoïdale à partir de 2.5S et (III.15)).



fig(II. 14) Allure de la courant

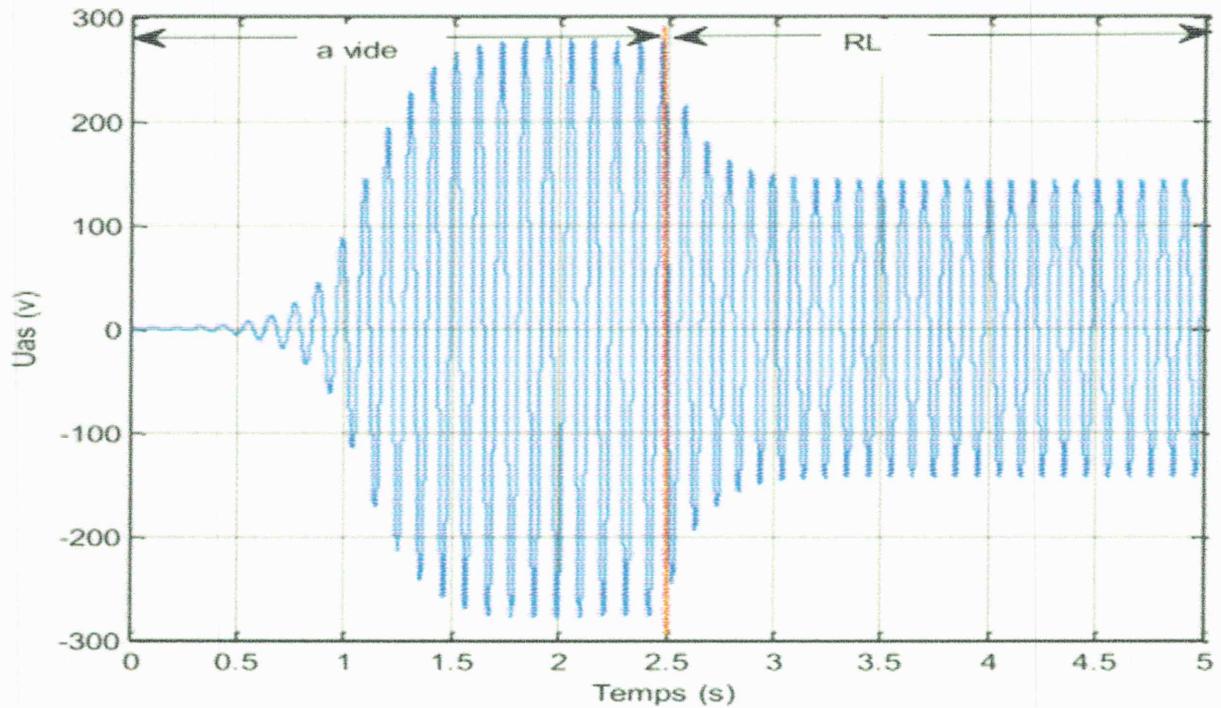


fig(II. 15) Allure du courant charge

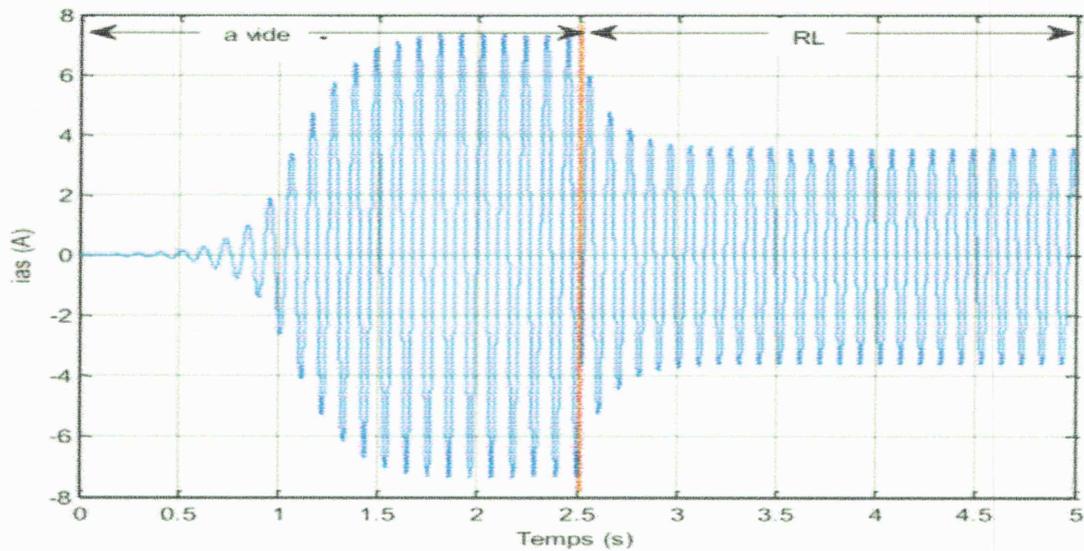
II.5.2.Charge inductive :

Afin de quantifier l'effet démagnétisant des inductances, nous avons étudié, par simulation, le cas de la génératrice asynchrone débitant sur une charge R/L. Le point de

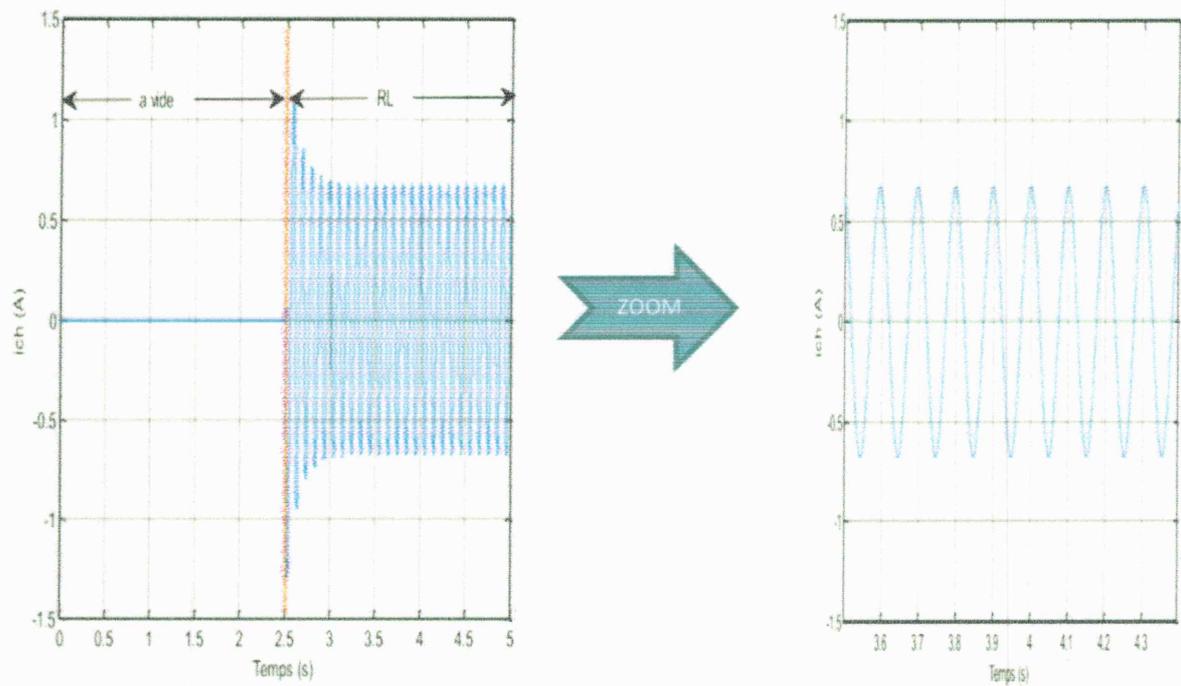
fonctionnement étudié consiste à amorcer la génératrice à vide à 1500 tr/min et $25\mu\text{F}$ par phase puis la connecter sur une charge inductive (RL) constituée d'une résistance de 50Ω en série avec une inductance de 30 mH par phase. Les résultats de simulation obtenus (tensions de phase, courants statoriques et dans la charge) sont présentés ci-dessous.



fig(II. 16) Simulation de l'évolution de la tension



fig(II. 17) Simulation de l'évolution du courant statorique



fig(II. 18) Simulation de l'évolution du courant charge

L'introduction d'une charge inductive entraîne une consommation de l'énergie réactive. Cette dernière est alors fournie par la capacité d'amorçage et donc automatiquement déduite de l'énergie de magnétisation de la machine, d'où une diminution accrue de la tension statorique.

II.6. Conclusion :

Dans ce chapitre, nous avons utilisé l'outil de modélisation développé dans le chapitre précédent pour étudier les performances de la génératrice asynchrone en fonctionnement autonome.

Une première étude de l'amorçage de la machine asynchrone en génératrice débitant sur un banc de capacités a montré sans équivoque la limite du modèle linéaire et son incapacité à décrire le fonctionnement du dispositif. Nous avons alors utilisé le modèle non linéaire pour effectuer toutes les investigations sur les performances de la génératrice asynchrone auto-excitée débitant sur diverses charges (résistive ou résistive inductive).

Les grandeurs statoriques ne sont plus imposées et il faut fournir à la machine la puissance réactive nécessaire à sa magnétisation.

Les résultats de simulations montrées que les grandeurs statoriques sont directement influencés par la variation des charges, ainsi que le changement de vitesse de rotation.

Chapitre III:

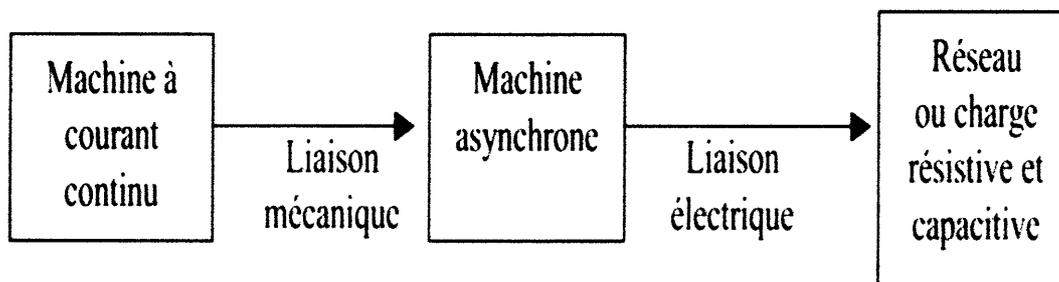
**Etude expérimentale de la
génératrice asynchrone auto-
excitée**

III .1. Présentation du banc d'essai expérimental :

On utilise afin de entraîner une génératrice asynchrone un moteur à courant continu à excitation séparée. Il faudra veiller tout au long des manipulations à ne pas dépasser les caractéristiques de ce moteur.

On pourra éventuellement pratiquer le dé fluxage de la machine à courant continu en respectant l'intensité maximale admissible par l'induit afin d'obtenir des vitesses supérieures au synchronisme.

Le banc de mesure répond alors au synoptique suivant :

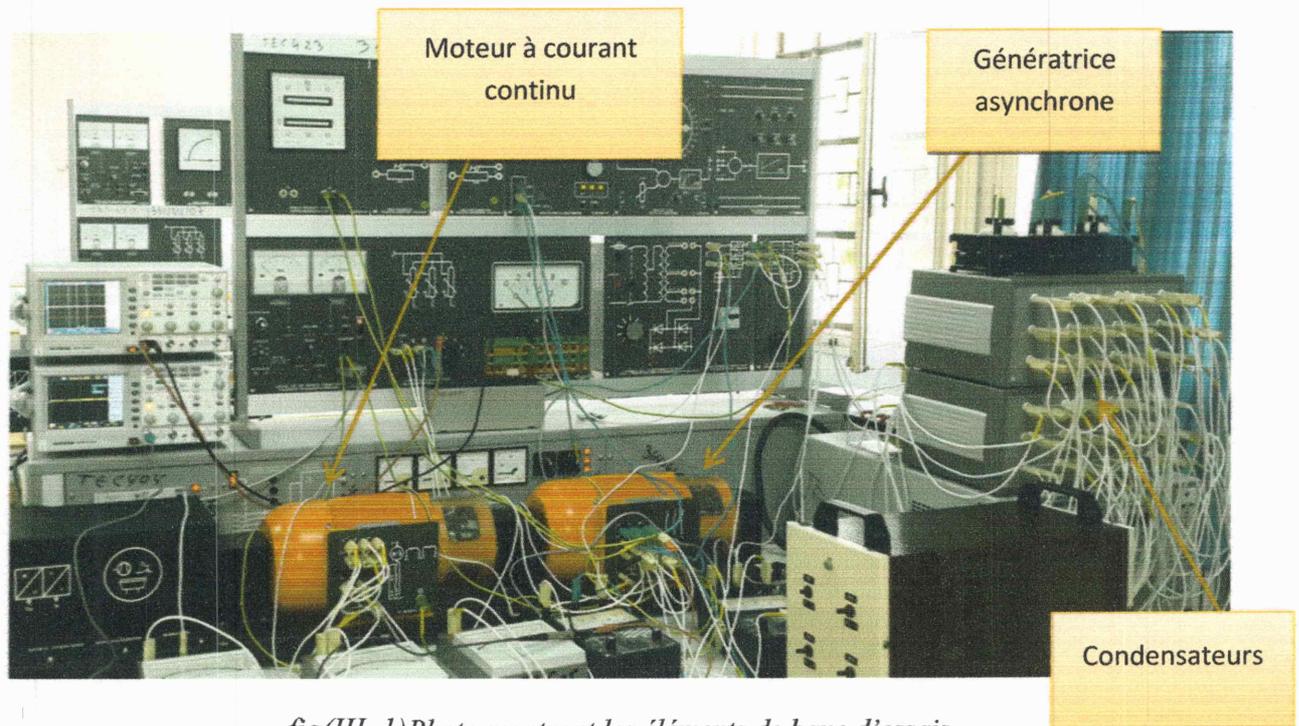


Les grandeurs de réglages de la machine à courant continu sont : tension d'induit et courant d'excitation.

La machine de tests est une machine asynchrone à bagues de 1 kW, 2 paires de pôles, 230/400 V, 50 Hz, 1430 tr/min. La génératrice asynchrone alimentée par moteur à courant continu.

Le couplage choisi sera étoile compte tenu de la tension du réseau et des indications de la plaque signalétique.

Une photo du banc d'essai expérimental ainsi que son schéma de principe sont donnés respectivement sur les figures (III.1).



fig(III. 1) Photo montrant les éléments de banc d'essais

III.2. Résultats expérimentaux.

Les essais que nous avons réalisés au laboratoire et sont effectués en régime équilibré et déséquilibré. Ces essais consistent à valider le modèle de la génératrice asynchrone autonome.

- La machine est entraînée à vide :
 - Vitesse fixe, Vitesse variable.
 - Variation les capacités d'auto-excitation.
- La machine est entraînée en charge avec capacité constante.
 - Une charge seulement résistive.
- La machine est entraînée en charge déséquilibrée.
 - Une charge seulement résistive.
 - Une charge capacitive.
 - Une charge seulement (résistive, capacitive).

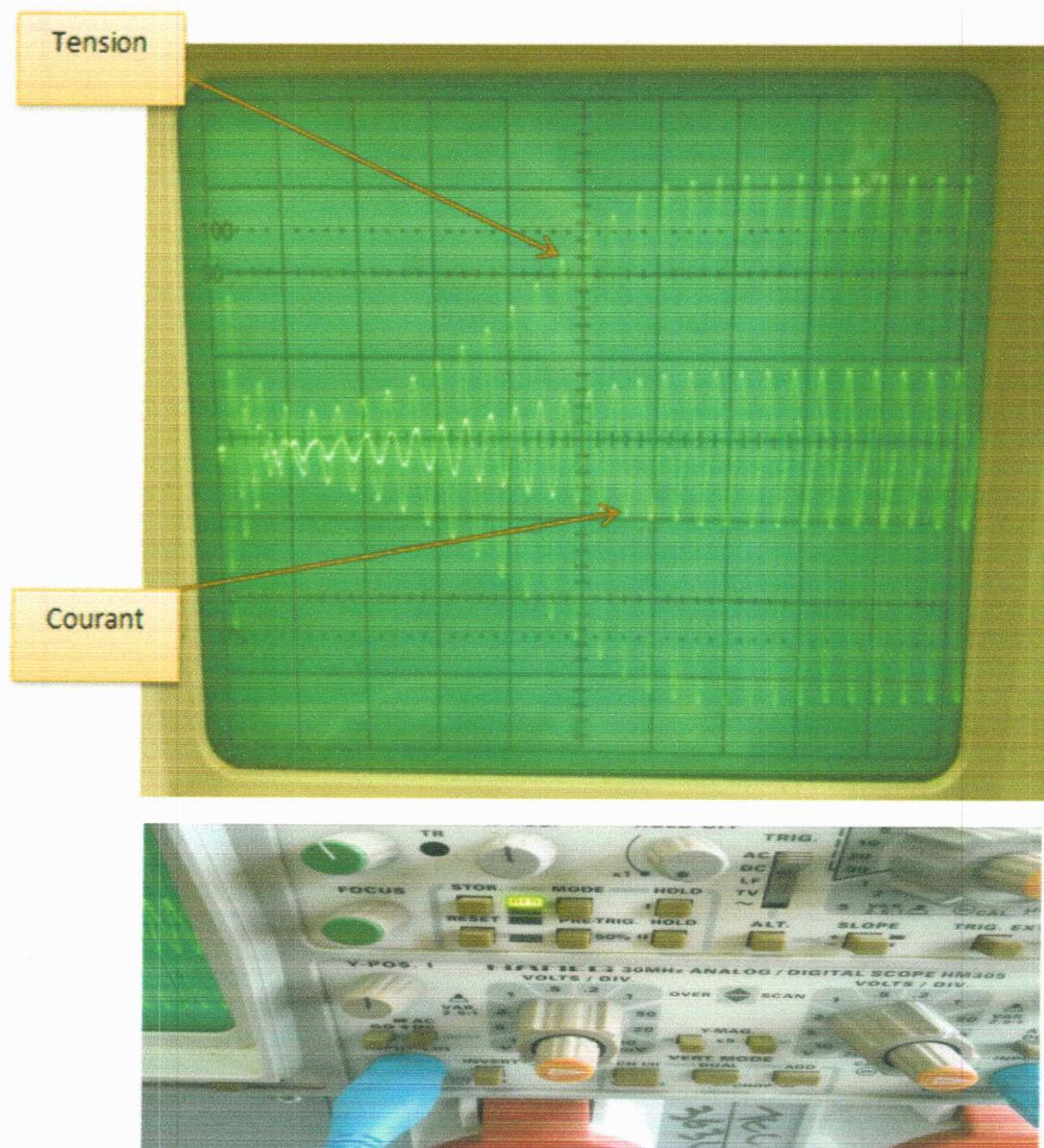
III.2.1 Génératrice auto-excitée :

La génératrice étant à vide et non connectée au réseau, entraîner alors le groupe à la vitesse de 1500 tr/min constante. La tension générée par phase au stator de la machine découplée du réseau et à vide avec une excitation nulle. Cette tension est relativement faible

elle est due à la rémanence et au fait que le rotor est mis en rotation. Sa fréquence « f » de 50 Hz est justifiée par la relation suivant : $f = \frac{P \cdot N}{60}$ où N est la vitesse en tr/min.

III.2.1.1 Application à vide :

On entraîne la génératrice asynchrone à une vitesse de rotation et égale (1500 tr/min) et on fixe les capacités d'auto-excitation à 25 μF . Donc l'auto-amorçage est bien illustré sur la figure (III.2), qui présente la tension et le courant d'une phase statorique avec un délai d'amorçage très court.



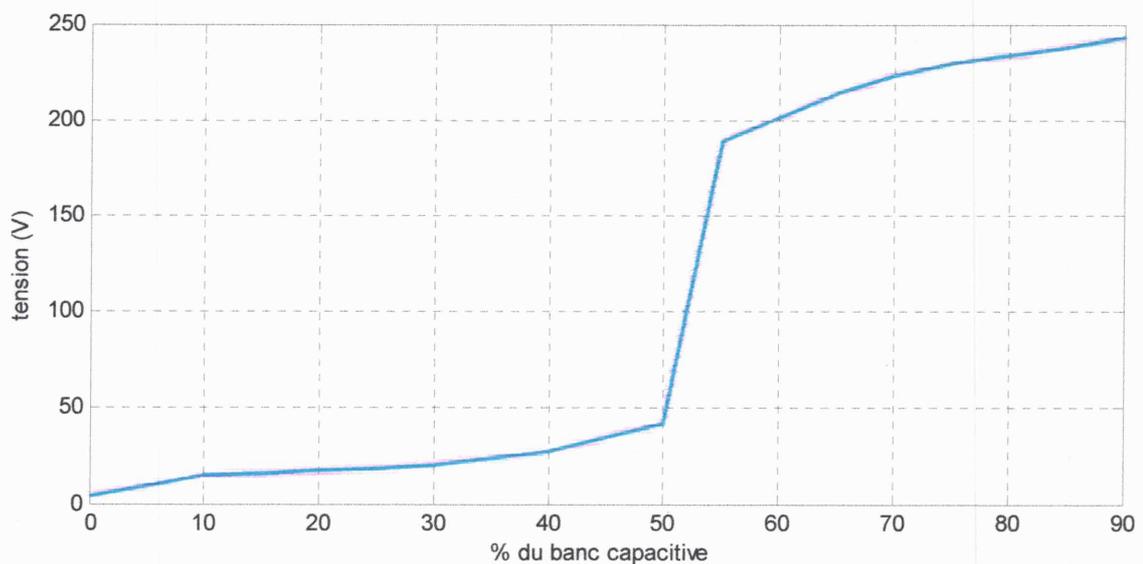
fig(III. 2) Auto-amorçage de GAS

III.2.1.2 Influence de la capacité :

Pour ramener la tension de la génératrice à une valeur exploitable on doit augmenter le flux magnétique dans la machine, en connectant des condensateurs. Pour voir l'influence de ces condensateurs sur la tension de la génératrice un essai à vide est effectué sur la machine asynchrone pour une vitesse constante de 1500 tr/min comme il est montré sur le tableau suivant :

C% (μF)	U (V)
0	4
10	15
15	16
20	17.5
25	18.8
30	20
40	27.3
50	42
55	188.9
60	195.7
65	213.8
70	217
75	223
80	231.9
85	238

La figure (III.3) qui représente l'influence des condensateurs sur la tension d'une phase statorique.



fig(III. 3) Caractéristique $V_s = f(\%C)$

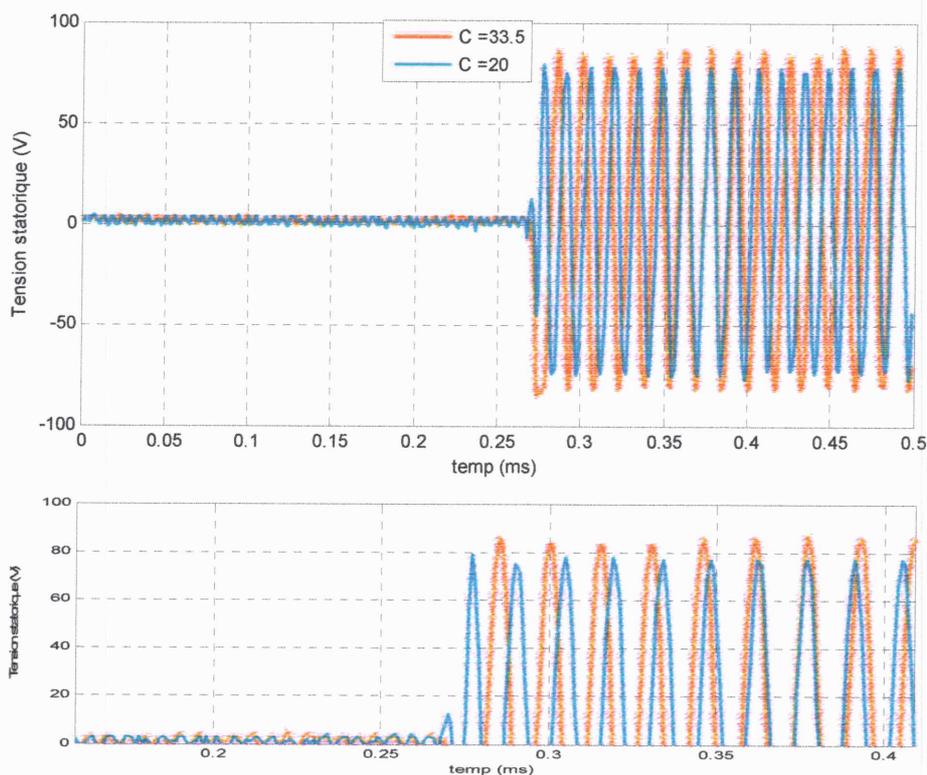
On voué bien que la machine ne s'amorce qu'à 50% du banc capacité et que la tension à vide augmente avec l'augmentation de la capacité.

Le tableau suivantmontre la variation de la tension et du courant par phase statorique et la puissance active et réactive de la génératrice selon la variation des capacités de l'autoamorçage.

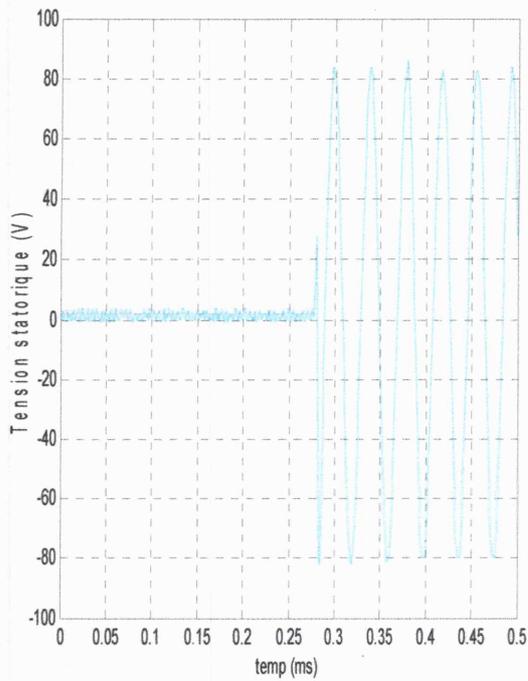
Avec une fréquence constante égale 50 Hz.

C (μf)	P (W)	Q (Kvar)	Vs (V)	Is (A)
20	0	0.78	195.7	1.25
21.5	0	0.9	206.9	1.42
22	0	1.05	209.2	1.47
23	0	1.14	213.8	1.56
24	0	1.2	217	1.64
25	0	1.29	222.4	1.77
26	0	1.32	226.7	1.87
27	90	1.47	231.9	2.05
28	90	1.5	235.9	2.13
29	90	1.59	238	2.22
30	90	1.74	242.9	2.37
31	90	1.8	243.6	2.43
32	90	1.83	244.5	2.51
33	90	1.89	244.8	2.58
33.5	90	2.1	251.2	2.76

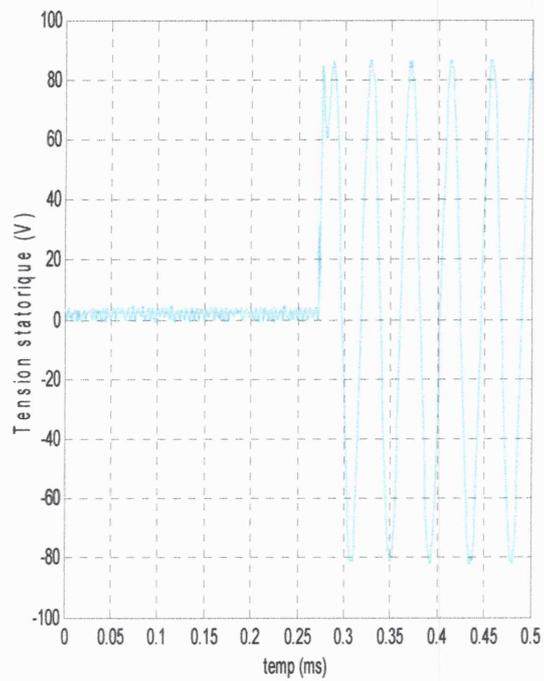
La tension augmente avec l'augmentation de la valeur de capacité. Wattmètre Ne pas montrer des valeurs inférieures à 10 Watts.



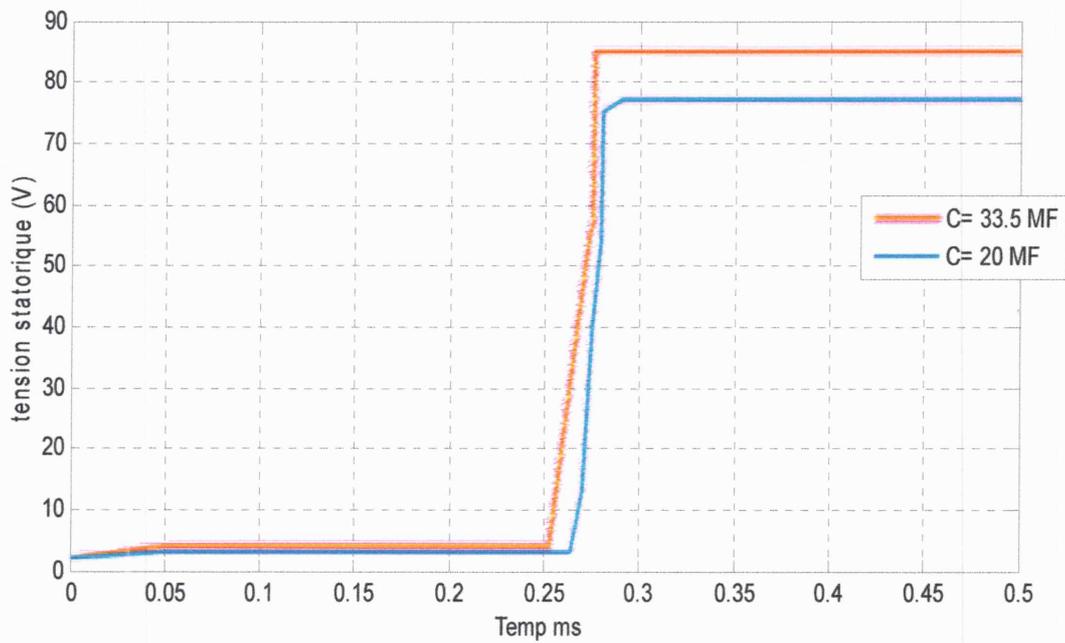
fig(III. 4) auto amorçage à condition vitesse fixe 1500tr/min et ($C=33.5\mu\text{F}$ et $C=20\mu\text{F}$)



fig(III. 5) auto amorçage ($C=25\mu F, N=1500tr/min$)

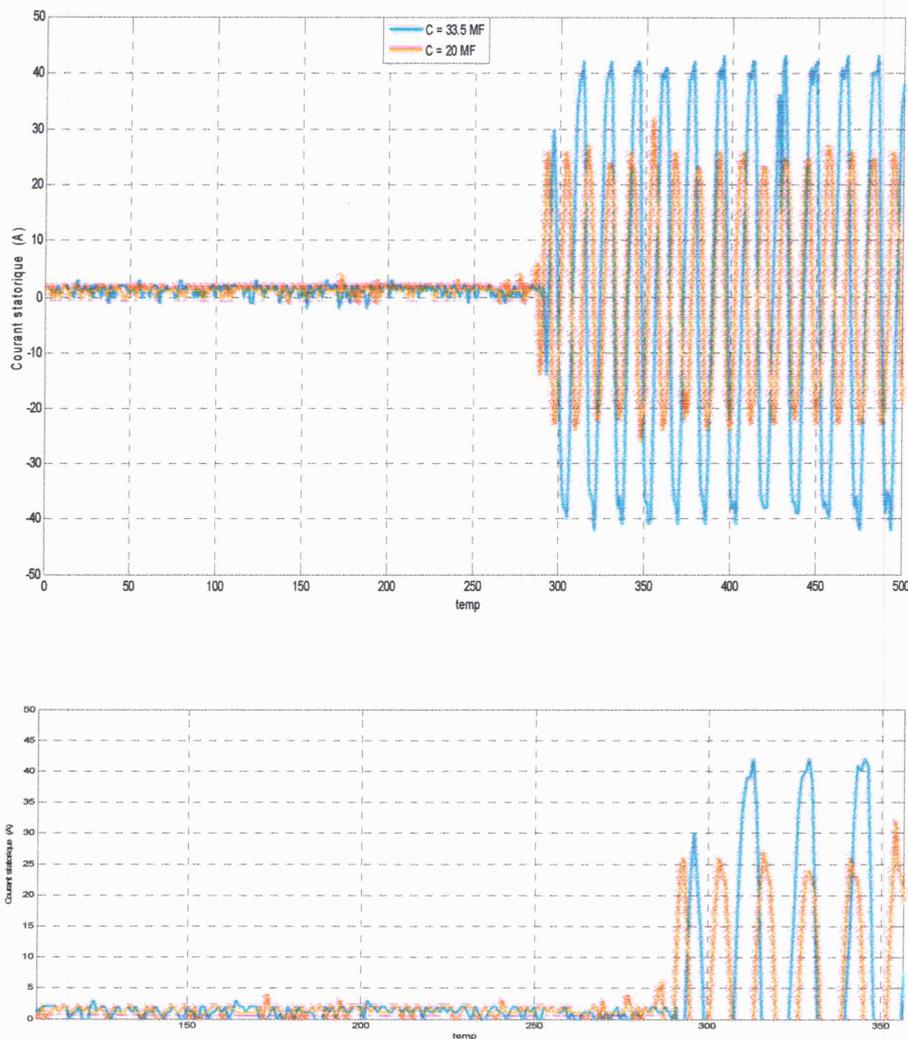


fig(III. 6) auto amorçage ($C=30\mu F, N=1500tr/min$)

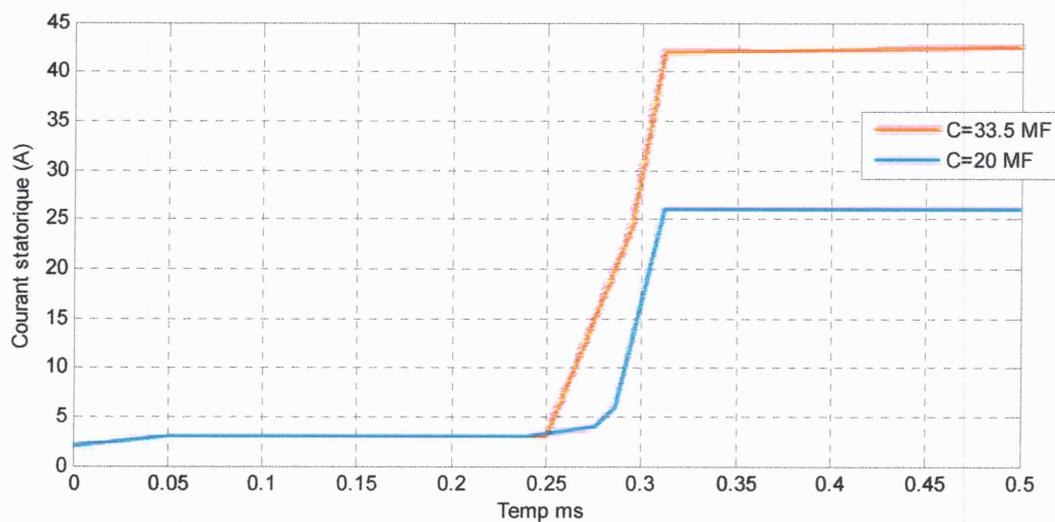


fig(III. 7) Enveloppe de valeur max de la tension

Le régime transitoire de l'amorçage diminue avec l'augmentation de la capacité.



fig(III. 8) auto amorçage à condition vitesse fixe 1500tr/min et (C=33.5 μ F et C= 20 μ F)



fig(III.9) Courant statorique sur auto amorçage à condition vitesse fixe 1500tr/min et banc capacité

III.2.1.3 Application en charge résistive:

➤ **Manipulation avec excitation de 75% de C et à vitesse constante 1500tr/min .**

75% de C = 25 μ F , Le tableau suivante montre les résultats de la tension, courant par phase statorique et de la puissance active et réactive(Totale) .

R(%)	Vs	Is	I ch (mA)	I Totale (A)	P Totale (W)	Q Totale (Kvar)
0	230	1.89	0	1.76	0	1.23
5	226.2	1.83	36	1.72	24	1.11
10	222	1.79	70	1.70	60	1.08
15	219.2	1.75	95	1.69	70	1.08
20	214	1.70	130	1.67	90	1.05
30	209.7	1.62	200	1.64	150	1.05
40	205.6	1.57	270	1.64	180	0.99
50	201.7	1.46	340	1.62	210	0.96
60	198.5	1.40	400	1.61	240	0.93
70	197.1	1.35	460	1.61	270	0.93
80	194.4	1.29	520	1.61	300	0.90
90	192.4	1.24	570	1.61	330	0.87
100	185.7	1.18	630	1.58	360	0.71

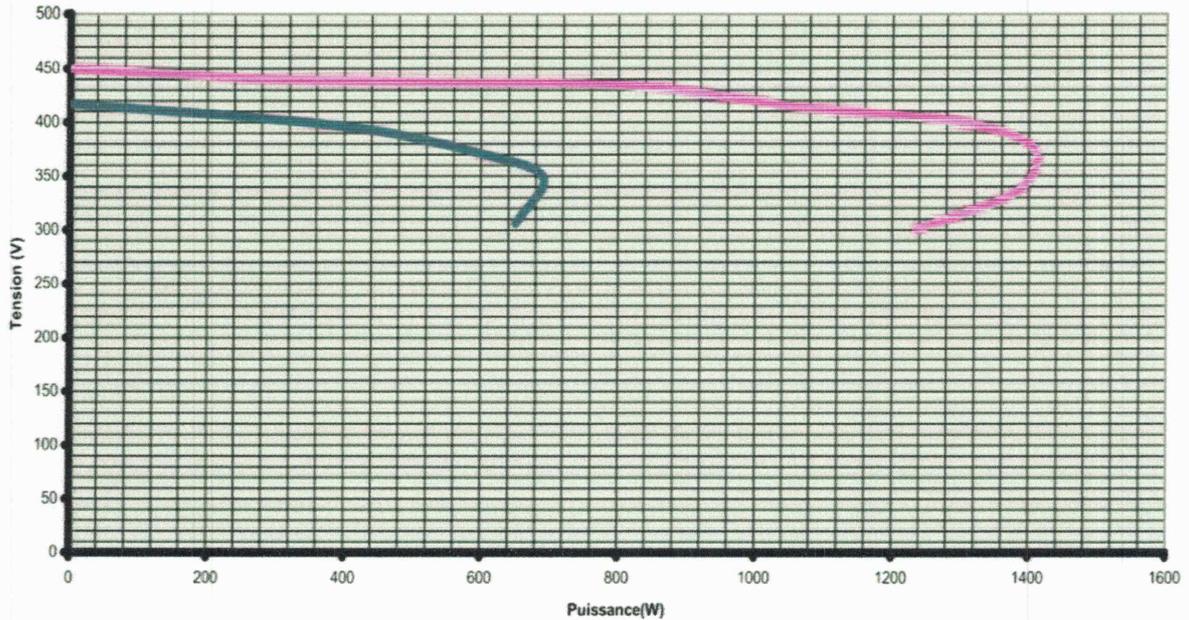
➤ **Manipulation avec excitation de 100% de C et à vitesse constante 1500tr/min .**

100% de C = 33.5.

R(%)	Vs	Is	I ch (mA)	I Totale (A)	P Totale (W)	Q Totale (Kvar)
0	242.1	2.64	0	2.68	0	1.92
5	240.3	2.62	40	2.64	60	1.92
10	238.9	2.56	80	2.64	90	1.89
15	238	2.52	105	2.62	90	1.86
20	235.4	2.48	158	2.59	120	1.86
25	235	2.47	190	2.58	150	1.86
30	234.7	2.47	235	2.58	180	1.83
35	234.5	2.47	270	2.58	210	1.83
40	234	2.46	300	2.58	240	1.83
45	232.3	2.46	340	2.57	261	1.77
50	231.4	2.46	380	2.57	285	1.77
55	230.6	2.45	420	2.57	300	1.74
60	230.6	2.45	450	2.57	330	1.71

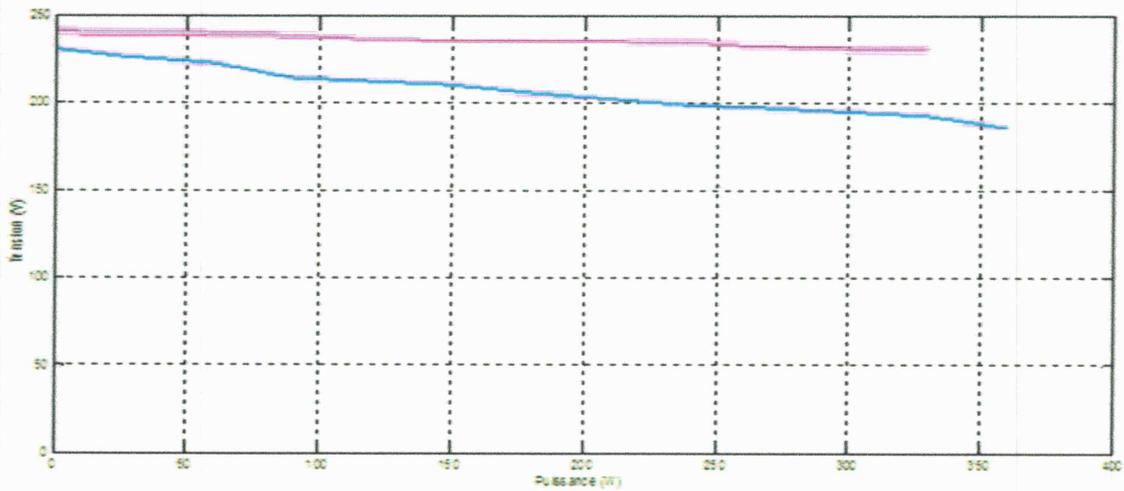
Augmenter la valeur de la puissance active réduit la valeur de puissance réactive, relation inverse

La caractéristique tension en fonction de la puissance est représentée sur la figure (III.10) pour excitation de 75%C et 100%C respectivement de couleur bleue et rose [5].



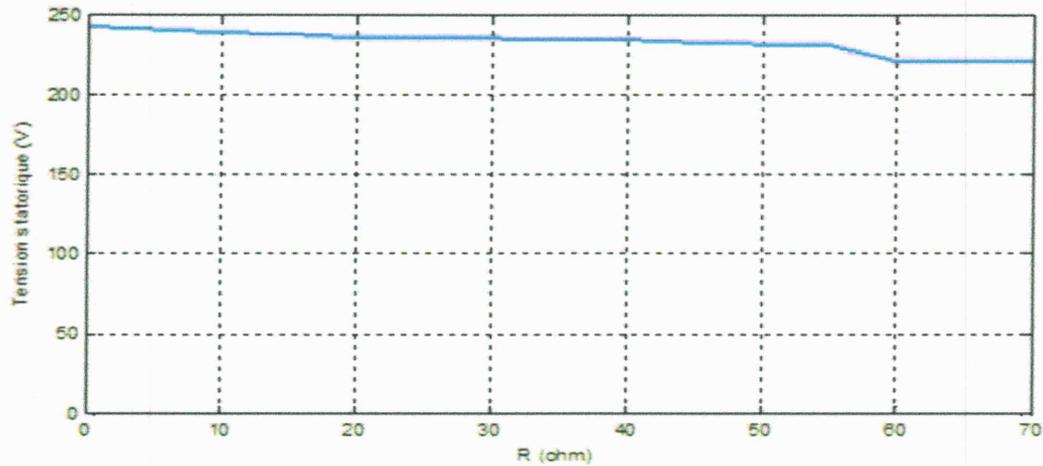
fig(III. 10)Caractéristique $V_s=f(P)$

Lorsque l’excitation est de 75% C , on constant que le décrochage de la génératrice intervient à partir d’une puissance maximale de 690 Watts. Pour une excitation de 100% C le point de décrochage est repoussé à une puissance maximale de 1410 Watts.[7].



fig(III. 11)Caractéristique $V_s=f(P)$

Nous n'avons pas obtenu à l'étape de la figure(III.10), car il va augmenter les valeurs nominales du moteur à courant continu,Ce moteur va brûler.



fig(III. 12)Caractéristique $V_s=f(R)$

➤ **Influence de la Vitesse pour 25%R et 100%C :**

25%R = 93 Ω et 100%C = 33.5 μ F .

Le décrochage de la génératrice intervient pour une vitesse inférieure à 1200 tr/min. La vitesse fait varier la tension délivrée par la génératrice et par la même occasion la puissance fournie au récepteur.

Tableau 1 : (≤ 1500 tr/min)

La vitesse nominale égale (1500 tr/min)

N (tr/min)	V (V)	I Totale (A)	P Totale (W)	Q Totale (Kvar)
1500	236.5	2.59	150	1.83
1480	231.5	2.50	150	1.71
1450	224.5	2.40	135	1.59
1425	219.3	2.30	120	1.5
1400	212.8	2.14	114	1.41
1375	203	2.05	102	1.23
1350	196.6	1.96	96	1.14
1325	193.3	1.87	90	1.08
1300	186.2	1.79	87	1.02
1275	174.9	1.63	75	0.87
1250	170	1.56	69	0.78
1225	164.8	1.49	60	0.72
1200	155.8	1.37	57	0.63

Tableau 2 : (> 1500 tr/min)

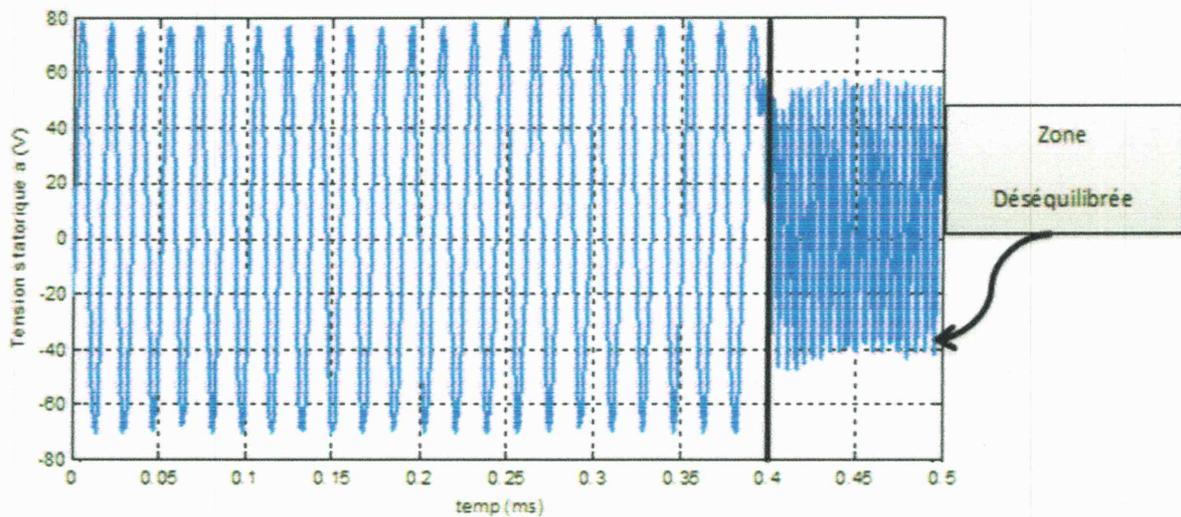
N (tr/min)	V (V)	I Totale (A)	P Totale (W)	Q Totale (Kvar)
1525	243.3	2.73	150	1.98
1550	249.7	2.84	180	2.10
1550	254	2.94	195	2.22
1600	260	3.07	210	2.4

III.3. Charge déséquilibrée.

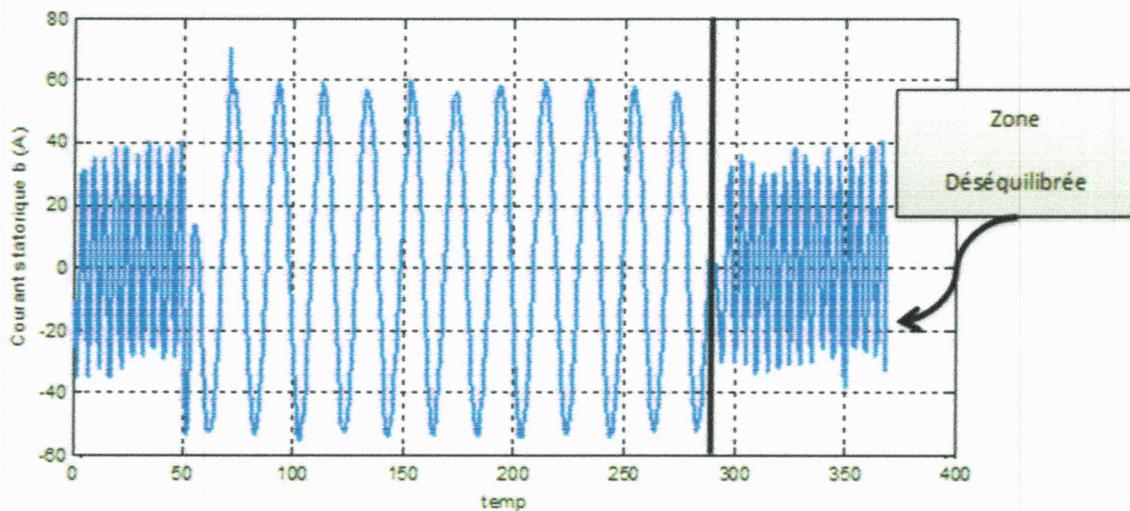
Un système triphasé est dit équilibré ou symétrique si la tension et les courants triphasés ont la même amplitude et présentent un déphasage de 120° les uns par rapport aux autres. Si l'une, au moins, de ces conditions n'est pas remplie, le système est dit déséquilibré ou asymétrique [6].

III.3.1. Charge Capacitive déséquilibrée :

Le figure (III.13) et (III.14) montrée le résultat de la tension et courant par phase statorique avec $70\%R = 153 \Omega$. Dans la zone déséquilibrée la courant et la tension diminue.



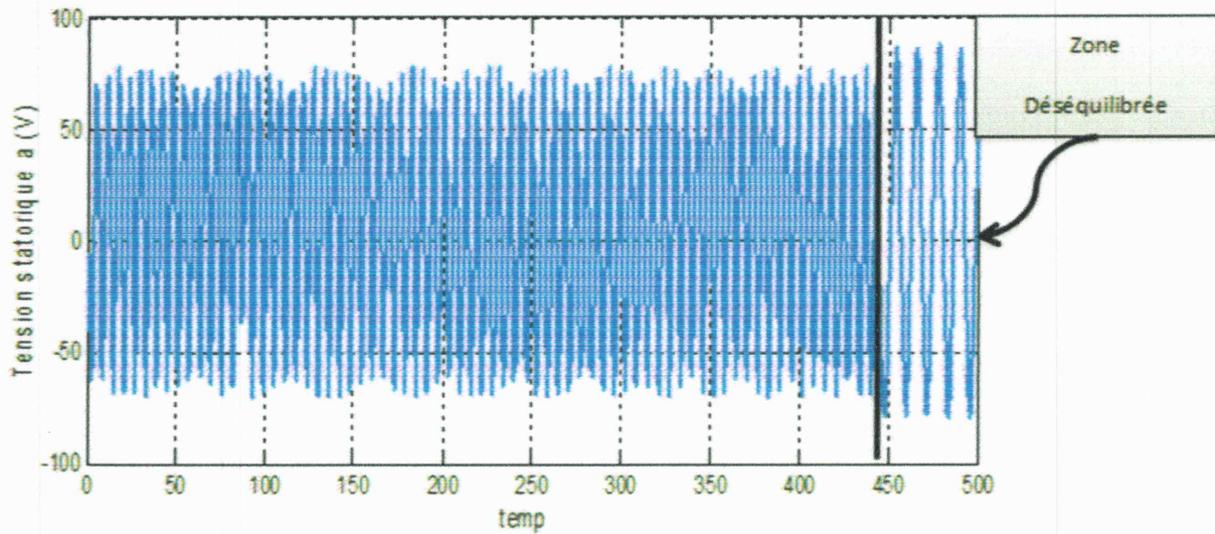
fig(III. 13) tension déséquilibré (charge C)



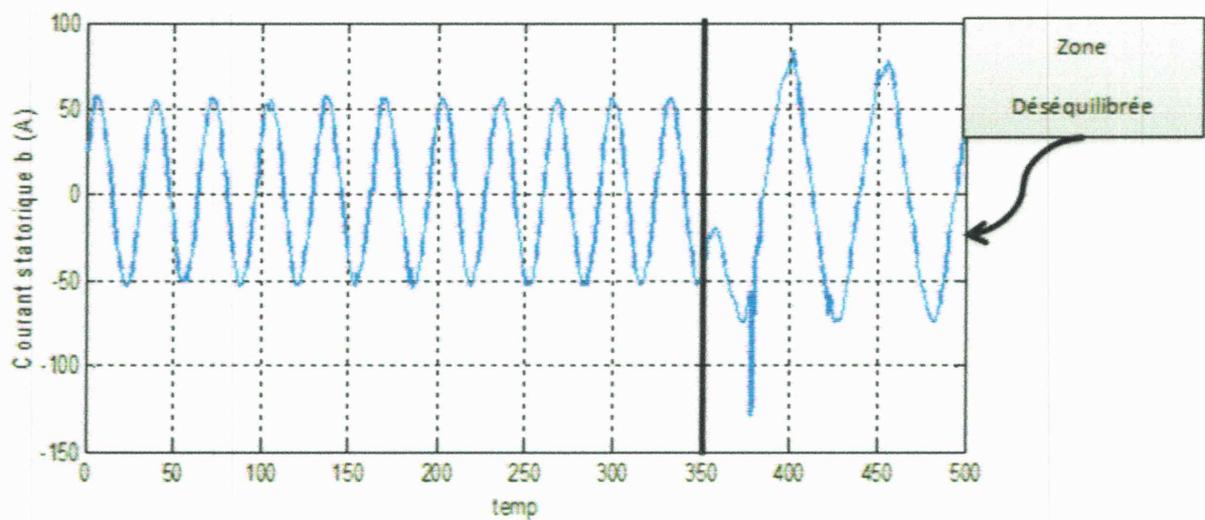
fig(III. 14) Courant déséquilibré (charge C)

III.3.2. Charge Résistive déséquilibrée :

Le figure (III.15) et (III.16) montrée le résultat de la tension et courant par phase statorique avec $70\%R = 153 \Omega$. Dans le zone déséquilibré la courant et la tension sa grandi.



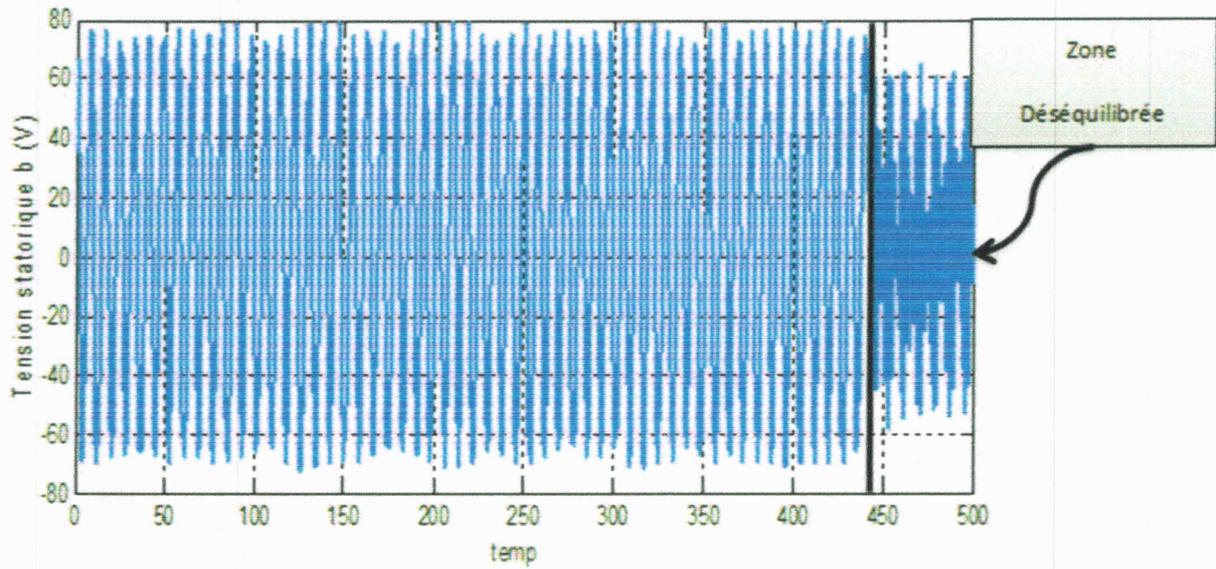
fig(III. 15) Tension déséquilibré (charge R)



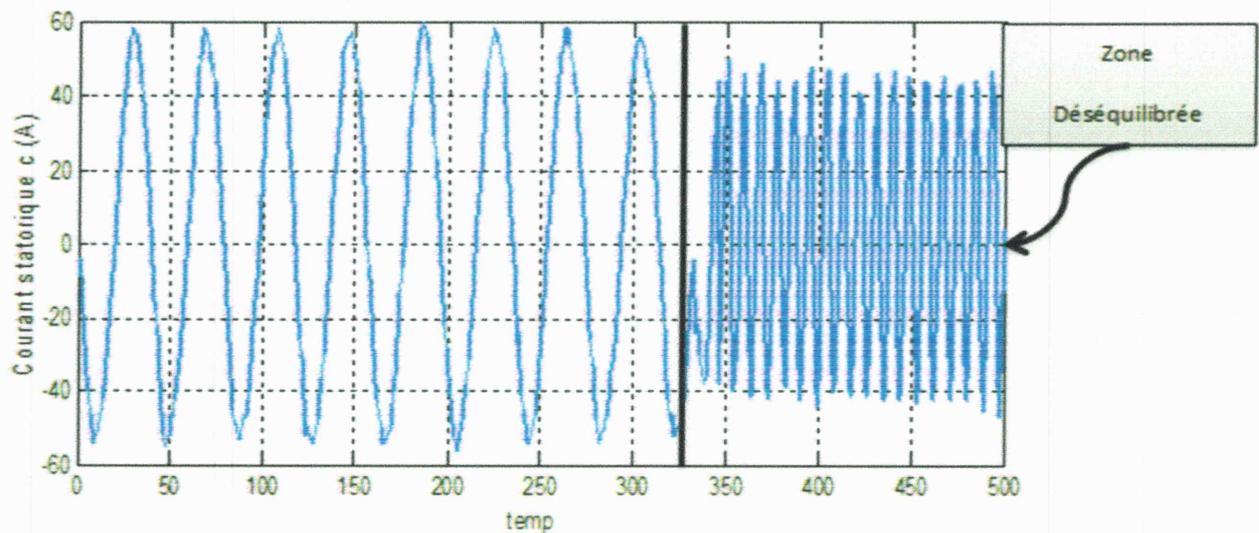
fig(III. 16) Courant déséquilibré (charge R)

III.3.3. Charge Résistive Capacitive déséquilibrée :

Le figure (III.17) et (III.18) montrée le résultat de la tension et courant par phase statorique avec $70\%R = 153 \Omega$. Dans la zone déséquilibrée la courant et la tension descendre



fig(III. 17) Tension déséquilibré (charge RC)



fig(III. 18) Courant déséquilibré (charge RC)

III.4. Conclusion :

On constate que les valeurs de la tension et du courant avant et après le déséquilibre de charge sont différentes selon les essais effectués. De plus pendant les essais à vide le champ rémanent a une importante influence sur l'amorçage de la génératrice (elle ne s'amorce que si $V_{s0} \geq 4V$) et si le champ rémanent est faible ($V_{s0} < 3V$) la génératrice ne s'amorce pas. On constate aussi que la machine ne s'amorce qu'à certaines valeurs de capacité ($C \geq 20 \mu F$) et de la vitesse ($N \geq 1200 \text{ tr/min}$), de plus on remarque le régime transitoire de l'amorçage diminue avec l'augmentation de la capacité. D'autre part les résultats de simulation ont une bonne concordance avec ceux de l'expérimental.

CONCLUSION
GENERALE

L_{md} et L_{mq} représentent les inductances magnétisantes dynamiques suivant les axes directs et en quadrature respectivement. Dans le cas d'une caractéristique linéaire des matériaux $L_{mq} = L_{md} = L_m = \text{constante}$. L_{dq} , inductance d'effet croisé, exprime la variation de L_m en fonction de i_{md} et i_{mq} . Elle quantifie le couplage croisé entre les bobinages des axes d et q.

Dans l'hypothèse de la linéarité des matériaux, $L_{dq} = 0$.

En conclusion, la connaissance des évolutions de $L_m = f(|i_m|)$ et de $L'_m = f(|i_m|)$ permet de calculer toutes les inductances qui interviennent dans le modèle en présence de la saturation. C'est ce principe de base qui est appliqué dans le modèle analytique élaboré.

La relation matricielle (II.31) devient alors :

$$\begin{bmatrix} V_{sd} \\ V_{sq} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s & -\omega_s \cdot l_s & 0 & -\omega_s \cdot l_m \\ \omega_s \cdot l_s & R_s & \omega_s \cdot l_m & 0 \\ -R_r & \omega_r \cdot l_r & R_r & -\omega_r \cdot (l_r + L_m) \\ -\omega_r \cdot l_r & -R_r & \omega_r \cdot (l_r + L_m) & R_r \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{sd} \\ i_{sq} \\ i_{md} \\ i_{mq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} l_s & 0 & L_{md} & L_{dq} \\ 0 & l_s & L_{dq} & L_{mq} \\ -l_r & 0 & l_r + L_{md} & L_{dq} \\ 0 & -l_r & L_{dq} & l_r + L_{mq} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \frac{di_{sd}}{dt} \\ \frac{di_{sq}}{dt} \\ \frac{di_{md}}{dt} \\ \frac{di_{mq}}{dt} \end{bmatrix} \quad (\text{II.35})$$

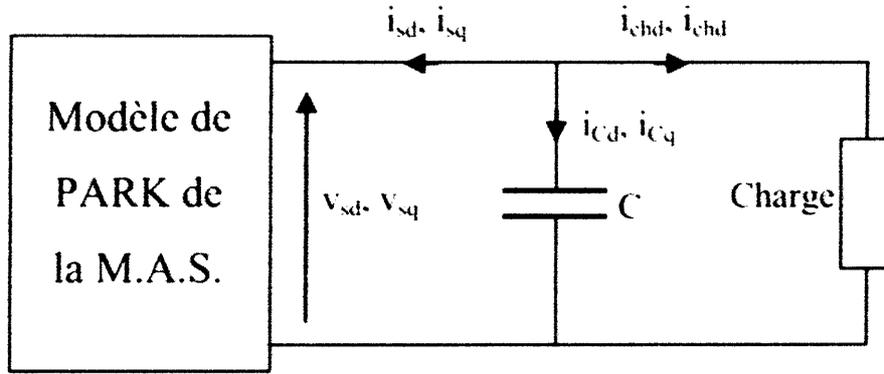
Dans le modèle développé ci-dessus, les courants rotoriques ne sont plus explicites mais sont 'inclus' implicitement dans les expressions des courants magnétisants i_{md} et i_{mq} .

En reprenant la relation (II.5) et en appliquant la transformation de Park aux différents flux et courants, on aboutit à l'expression suivante du couple électromagnétique :

$$T_{em} = p \cdot L_m \cdot (i_{md} \cdot i_{sq} - i_{mq} \cdot i_{sd}) \quad (\text{II.36})$$

II.3.3. Adaptation du modèle de la machine asynchrone pour l'étude en génératrice autonome.

Le modèle développé ci-dessus est évidemment valable pour l'étude du régime moteur autant que générateur sur réseau. Dans le cas d'un fonctionnement générateur autonome débitant sur un banc de capacités, le modèle doit être adapté pour tenir compte des contraintes de ce point de fonctionnement ainsi que des équations de charge. Partant du schéma monophasé étoilé équivalent, la figure (II.5) montre le schéma du dispositif étudié dans le repère de Park où chaque grandeur électrique est mise sous forme de ses composantes directe et en quadrature.



fig(II. 5) Génératrice auto-amorçée alimentant une charge

L'étude de l'auto-amorçage de la machine en fonctionnement génératrice à vide est possible en résolvant le système d'équations en tensions. On rappelle que l'auto amorçage de la génératrice n'est possible qu'en présence de fems rémanentes aux bornes des bobinages statoriques. Afin de prendre en considération ces fems, nous affectons aux tensions statoriques des valeurs initiales non nulles mais très faibles.

Par ailleurs, la fréquence des grandeurs statoriques étant inconnue, le système d'équations de la génératrice est mieux conditionné lorsqu'il est exprimé dans le référentiel (d,q) lié au rotor. En effet, dans ce repère, seule la valeur de la vitesse de rotation mécanique est nécessaire. Dans ce cas, le système d'équations du modèle linéaire l'équation (II.14) dans ce repère est donné par l'expression matricielle suivant [10] :

$$\begin{bmatrix} V_{sd} \\ V_{sq} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s & -p \cdot \Omega L_s & 0 & -p \cdot \Omega M \\ p \cdot \Omega L_s & R_s & p \cdot \Omega M & 0 \\ 0 & 0 & R_r & 0 \\ 0 & 0 & 0 & R_r \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{sd} \\ i_{sq} \\ i_{rd} \\ i_{rq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_s & 0 & M & 0 \\ 0 & L_s & 0 & M \\ M & 0 & L_r & 0 \\ 0 & M & 0 & L_r \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \frac{di_{sd}}{dt} \\ \frac{di_{sq}}{dt} \\ \frac{di_{rd}}{dt} \\ \frac{di_{rq}}{dt} \end{bmatrix} \tag{II.37}$$

Et le même système d'équations, en tenant compte de la saturation, s'écrit comme suit dans le référentiel (d,q) lié au rotor (dédit de l'équation (II.31)) [10] :

$$\begin{bmatrix} V_{sd} \\ V_{sq} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s & -p\Omega \cdot l_s & 0 & -p\Omega \cdot L_m \\ p\Omega \cdot l_s & R_s & p\Omega \cdot L_m & 0 \\ -R_r & 0 & R_r & 0 \\ 0 & -R_r & 0 & R_r \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{sd} \\ i_{sq} \\ i_{md} \\ i_{mq} \end{bmatrix} +$$

$$\begin{bmatrix} l_s & 0 & L_m + L'_m \cdot \frac{i_{md}^2}{|i_m|} & L'_m \cdot \frac{i_{md} \cdot i_{mq}}{|i_m|} \\ 0 & l_s & L'_m \cdot \frac{i_{md} \cdot i_{mq}}{|i_m|} & L_m + L'_m \cdot \frac{i_{mq}^2}{|i_m|} \\ -l_r & 0 & l_r + L_m + L'_m \cdot \frac{i_{md}^2}{|i_m|} & L'_m \cdot \frac{i_{md} \cdot i_{mq}}{|i_m|} \\ 0 & -l_r & L'_m \cdot \frac{i_{md} \cdot i_{mq}}{|i_m|} & l_r + L_m + L'_m \cdot \frac{i_{mq}^2}{|i_m|} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \frac{di_{sd}}{dt} \\ \frac{di_{sq}}{dt} \\ \frac{di_{md}}{dt} \\ \frac{di_{mq}}{dt} \end{bmatrix} \quad (\text{II.38})$$

A vide, les tensions statoriques aux bornes des condensateurs constituent également des inconnues. Par conséquent, il faut tenir compte des équations du circuit électrique extérieur. Ces dernières peuvent s'écrire en fonction des capacités d'excitation sous la forme matricielle suivante:

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} V_{sd} \\ V_{sq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{C} & 0 \\ 0 & \frac{1}{C} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} -i_{sd} \\ -i_{sq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & p\Omega \\ -p\Omega & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} V_{sd} \\ V_{sq} \end{bmatrix} \quad (\text{II.39})$$

II.3.3.1. Cas d'un banc de capacités et une charge équilibrée :

Dans le cas de la présence d'une charge équilibrée, cette relation matricielle est modifiée pour tenir compte des courants dans la charge et devient alors :

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} V_{sd} \\ V_{sq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{C} & 0 \\ 0 & \frac{1}{C} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} -i_{sd} & -i_{chd} \\ -i_{sq} & -i_{chq} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & p\Omega \\ -p\Omega & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} V_{sd} \\ V_{sq} \end{bmatrix} \quad (\text{II.40})$$

Enfin, suivant la nature de la charge, on ajoute les équations suivantes :

$$\text{Charge R : } \begin{cases} V_{sd} = R \cdot i_{chd} \\ V_{sq} = R \cdot i_{chq} \end{cases} \quad (\text{II.41})$$

$$\text{Charge RL : } \begin{cases} V_{sd} = R \cdot i_{chd} + L \cdot \frac{di_{chd}}{dt} \\ V_{sq} = R \cdot i_{chq} + L \cdot \frac{di_{chq}}{dt} \end{cases} \quad (\text{II.42})$$

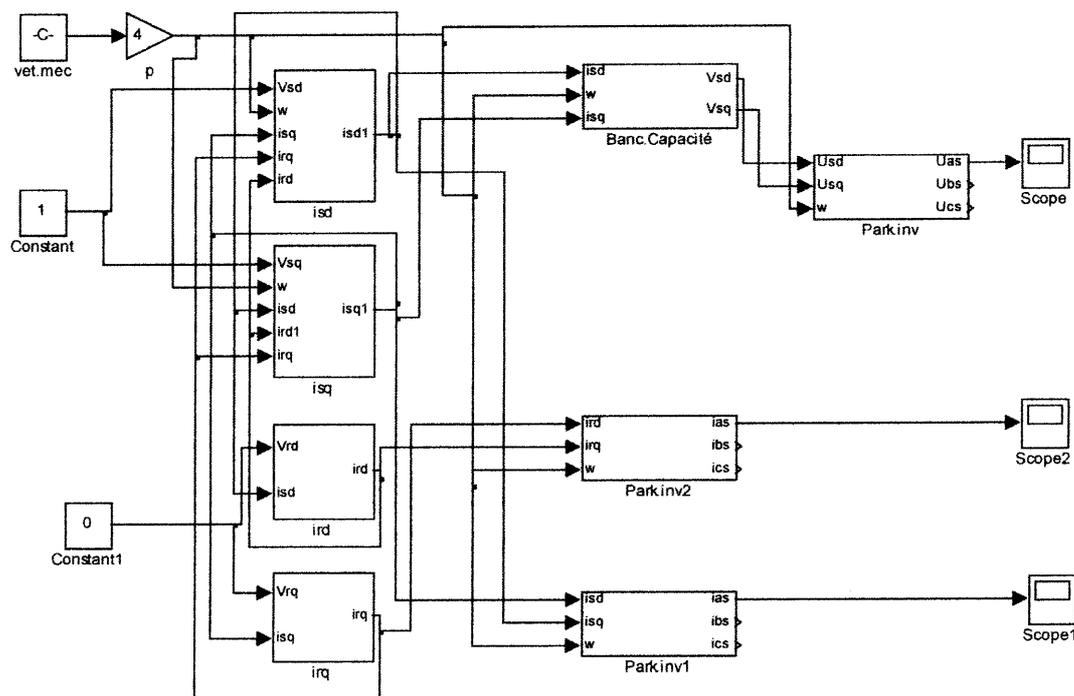
II.4. Résultats de simulation:

II.4.1. Etude de la machine asynchrone en génératrice autonome à vide :

Afin de montrer les limites du modèle linéaire, nous étudions le fonctionnement de la machine en génératrice connectée à un banc de capacités à vide. En utilisant les relations

(II.37) et (II.39), un programme de simulation sous Matlab/Simulink, dont le schéma bloc est donné par la figure (II.6) est réalisé.

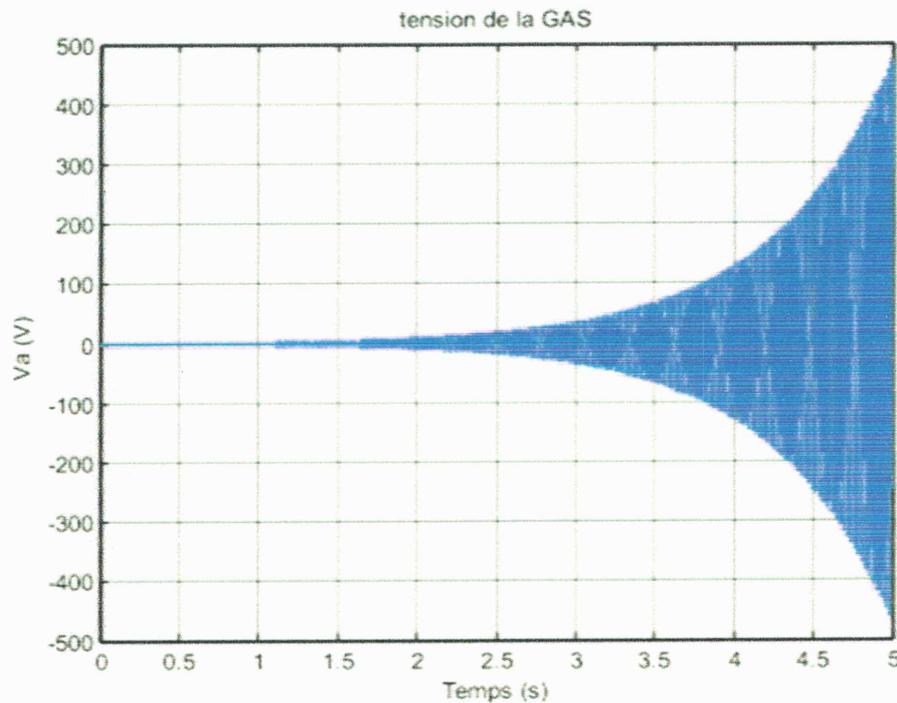
Le point de fonctionnement étudié est celui pour lequel les bobinages statoriques sont connectés à un banc de capacités de $25 \mu\text{F}$ par phase et le rotor de la machine est entraîné à 1500tr/min . Aucune charge n'est connectée et les fems rémanentes sont prises en compte par des valeurs initiales des tensions statoriques.



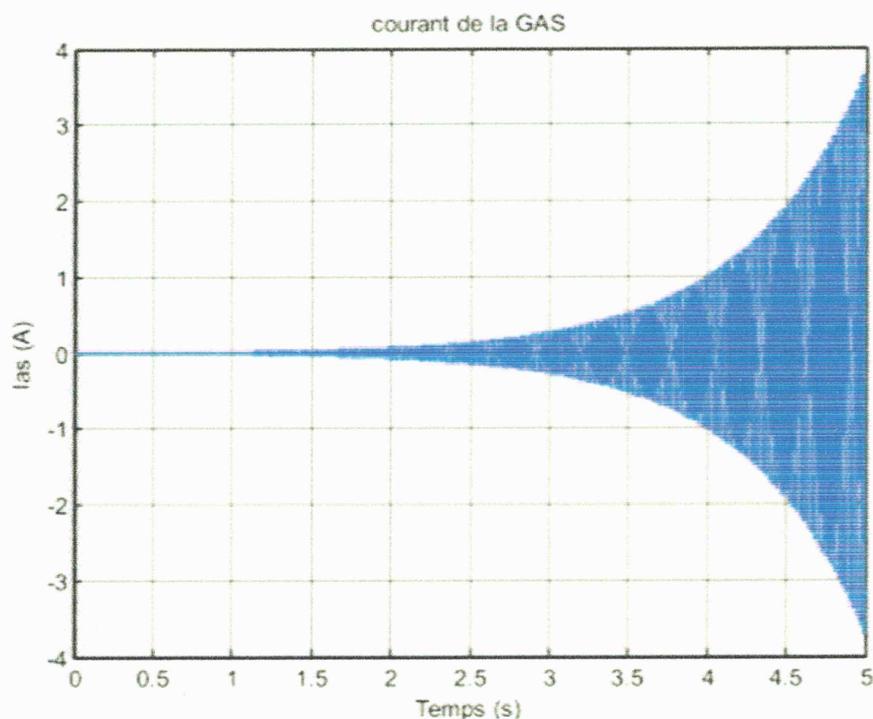
fig(II. 6) Schéma bloc de simulation

Les évolutions temporelles d'une tension de phase induite et du courant statorique correspondant sont respectivement présentées sur les figures (II.7) et (II.8). Suite à l'hypothèse de la linéarité de la caractéristique du circuit magnétique de la machine, les deux grandeurs croissent, indéfiniment, d'une façon exponentielle avec des oscillations entretenues et atteignent rapidement des valeurs irréalistes. Le phénomène de saturation étant négligé, le point de fonctionnement en régime permanent ne peut être atteint.

Ces résultats montrent, sans équivoque, les limites d'utilisation du modèle analytique linéaire pour décrire le fonctionnement d'une machine asynchrone en génératrice débitant sur un banc de capacités.

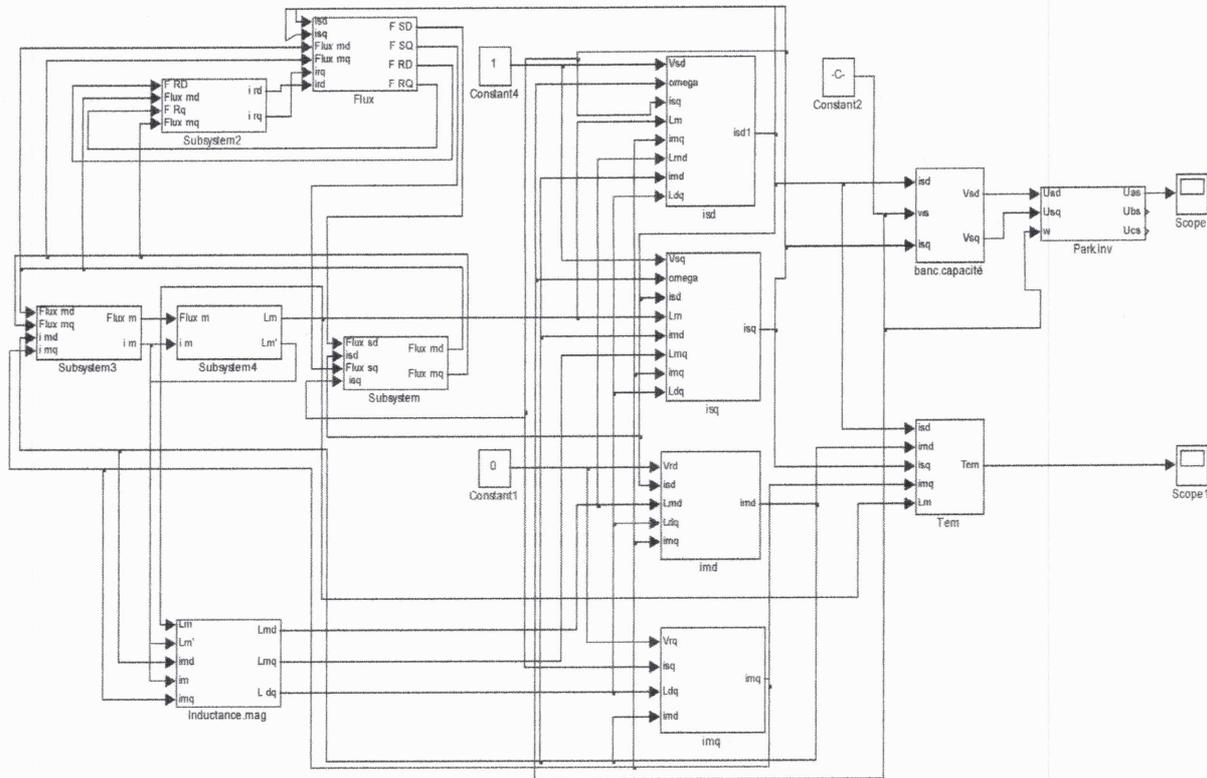


fig(II. 7) Allure de la tension



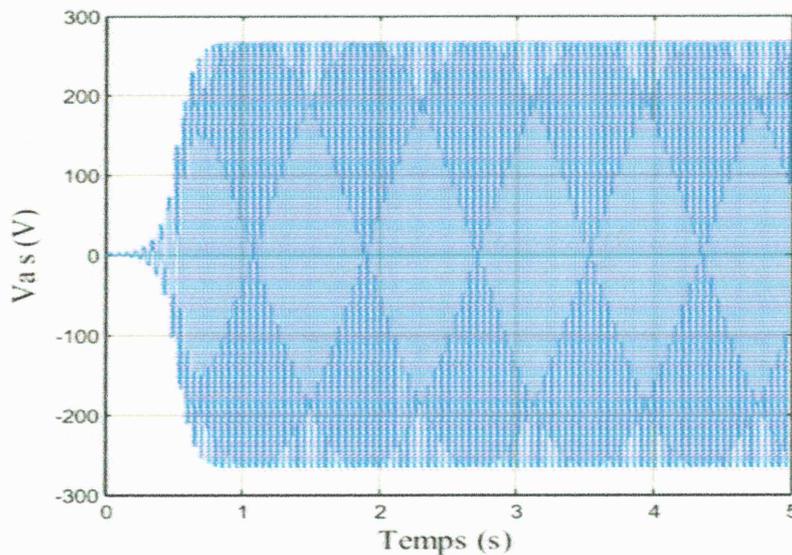
fig(II. 8) Allure du courant

Le même point de fonctionnement que précédemment est étudié en utilisant le modèle analytique non linéaire. Le même schéma bloc de simulation, donné à la figure (II.6), est utilisé en remplaçant le modèle linéaire de la génératrice par son modèle non linéaire figure (II.9).

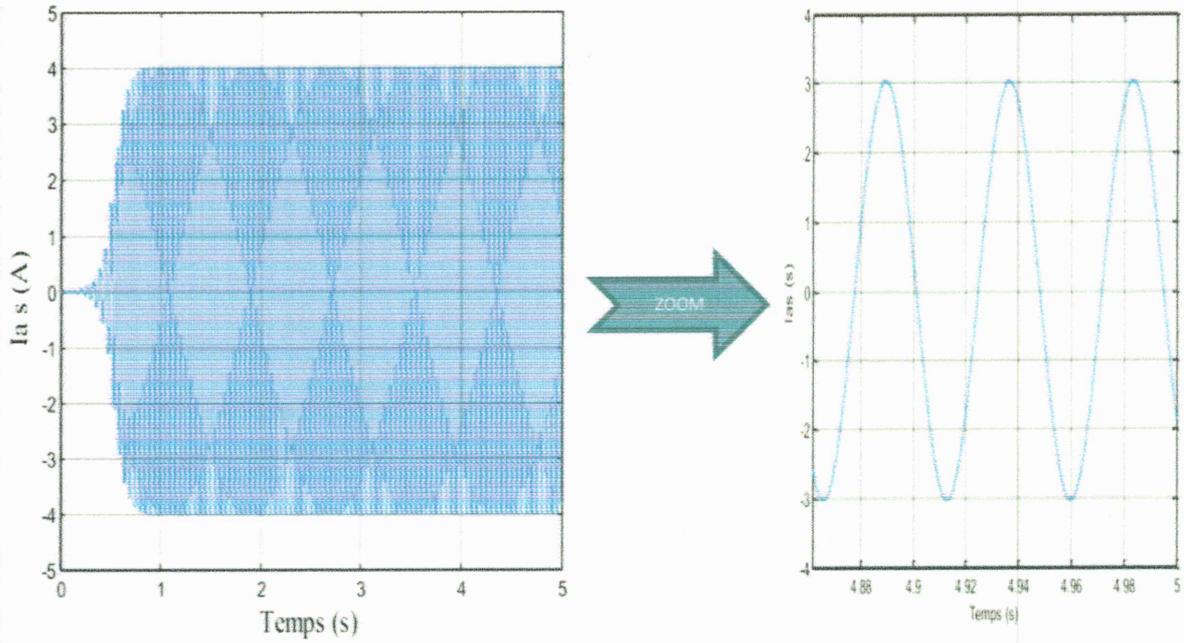


fig(II. 9) Schéma bloc de simulation

Pour les mêmes conditions de simulation, la figure (II.10) montre une croissance exponentielle de la tension induite qui se stabilise à une valeur fixe correspondant au point de fonctionnement en régime permanent fixé par la saturation du circuit magnétique. La forme du courant statorique (figure (II.11)) est similaire à celle de la tension. Ces premiers résultats permettent de valider l'utilisation du modèle analytique non linéaire pour l'étude de la MAS en fonctionnement générateur sur des capacités.

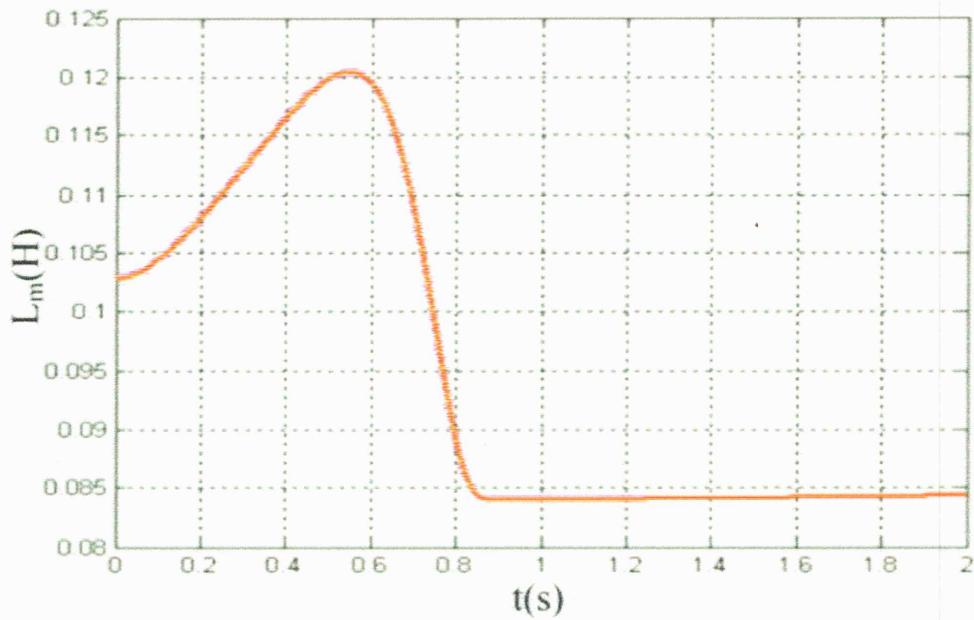


fig(II. 10) Allure de la tension



fig(II. 11) Allure de la courant

La figure (II.12) représente l'allure de l'inductance de magnétisation qui, comme on pouvait le prévoir, varie dans le temps en fonction de l'amplitude des courants.



fig(II. 12) Simulation de l'évolution de l'inductance mutuelle

Les résultats obtenus en fonctionnement générateur autonome, les résultats obtenus par simulation avec les deux modèles, linéaire et saturé, montrent que le phénomène de

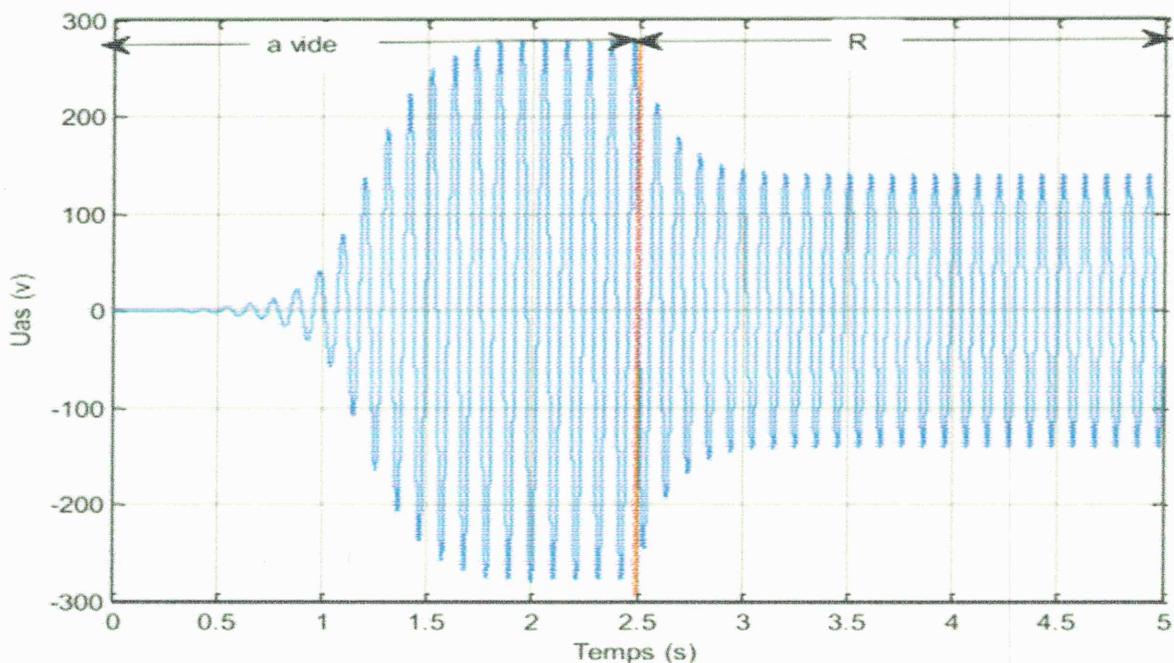
saturation est indispensable et doit être pris en compte afin d'obtenir une simulation réaliste de fonctionnement de la structure.

Dans la suite de ce chapitre, nous allons étudier différentes caractéristiques de la génératrice asynchrone en fonctionnement autonome en utilisant le seul modèle analytique tenant compte de la saturation.

II.5. charges équilibrées :

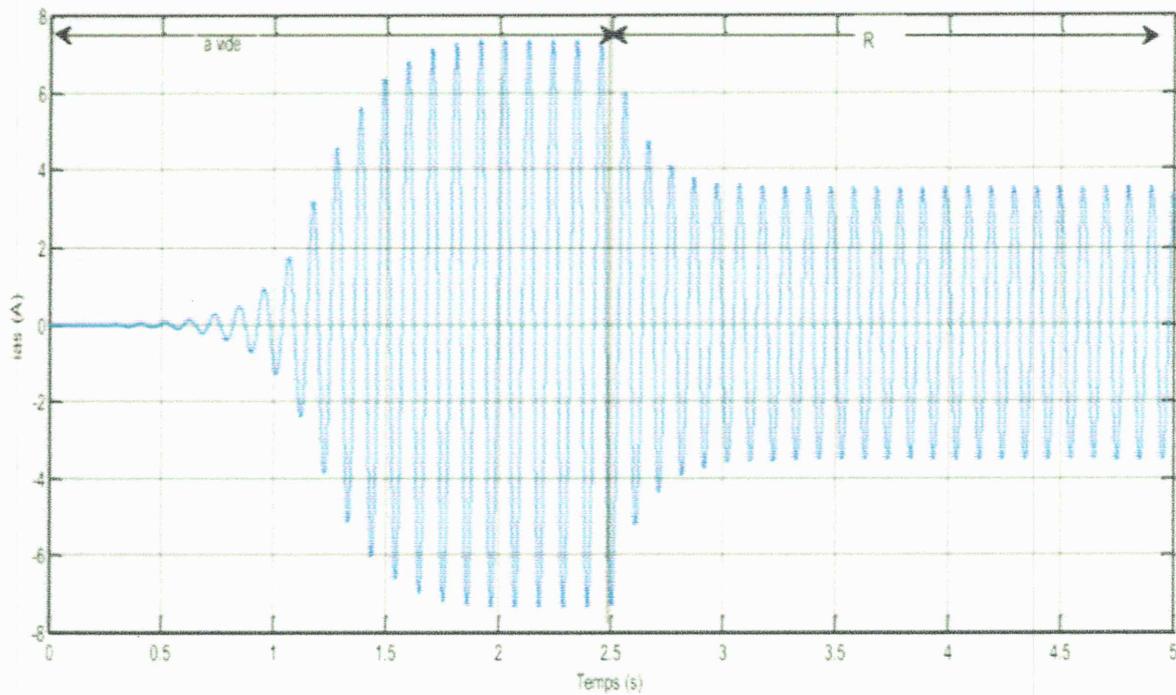
II.5.1. charges résistive :

En utilisant les équations (II.38) et (II.40), nous avons simulé le fonctionnement de la machine entraînée à 1500 tr/min avec un banc de capacités de valeur $25 \mu\text{F}$ par phase couplé en étoile. La génératrice est amorcée à vide, puis elle est connectée à une charge résistive de 50Ω par phase en étoile. Les résultats de simulation sont présentés respectivement sur les figures (II.13).

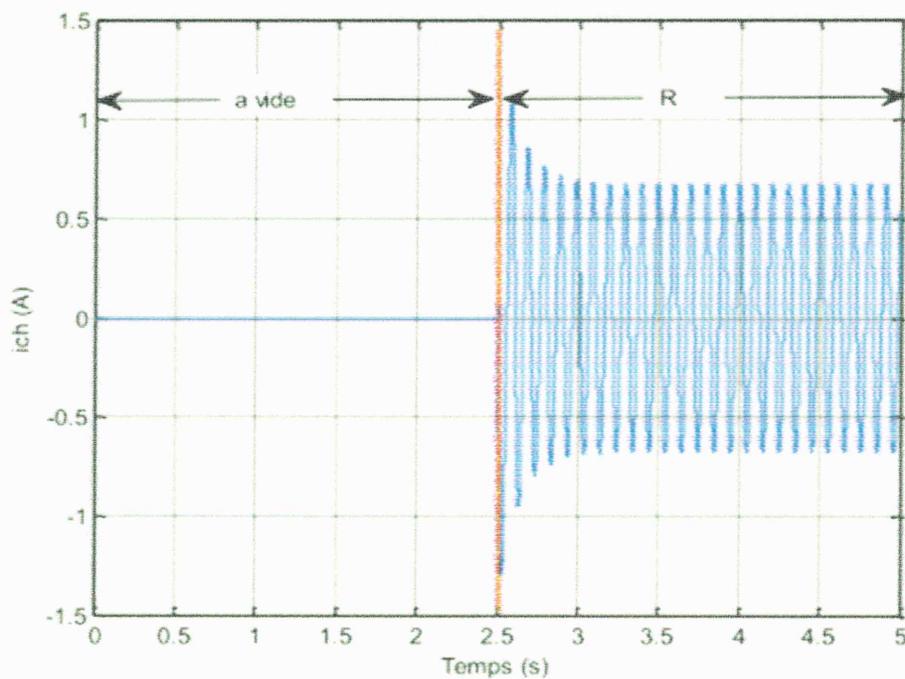


fig(II. 13) Allure de la Tension

La tension de phase subit une nette diminution lors de l'introduction de la charge ($t = 2.5\text{S}$), avec une légère variation de sa fréquence. Le courant statorique évolue de façon similaire à celle de la tension (figure (II.14)). Par contre, le courant dans la charge, nul avant l'introduction de cette dernière, s'instaure et évolue d'une manière sinusoïdale à partir de 2.5S et (III.15)).



fig(II. 14) Allure de la courant

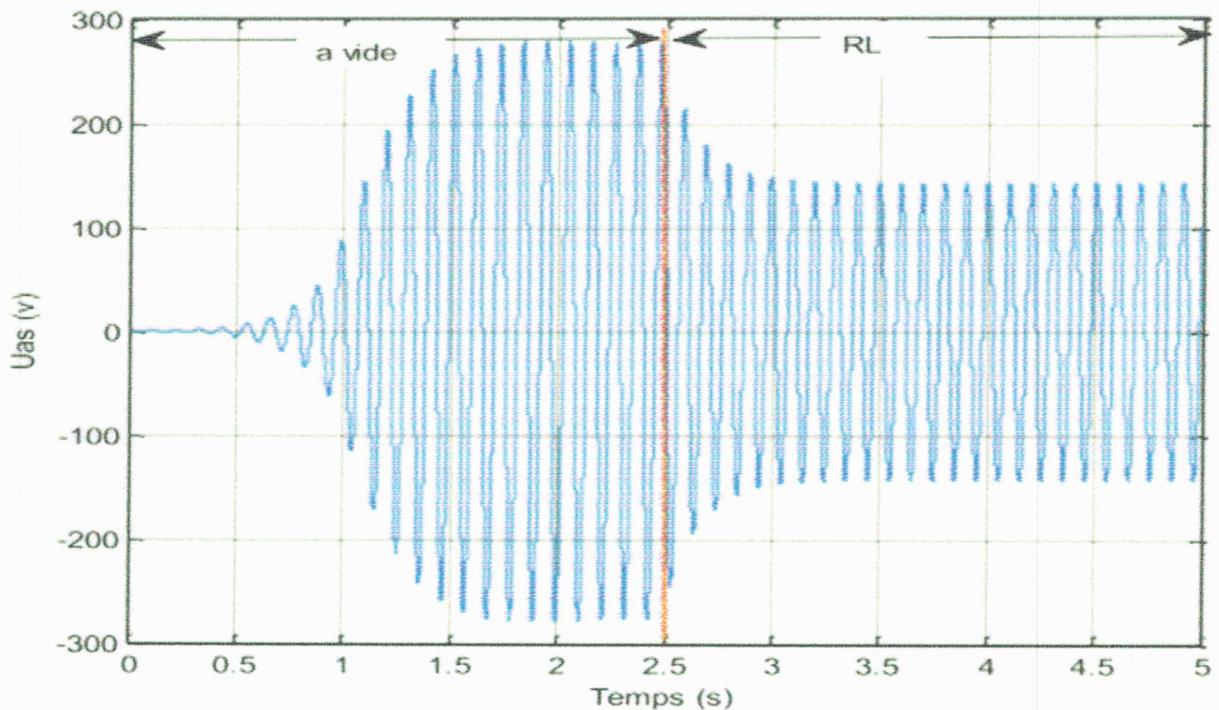


fig(II. 15) Allure du courant charge

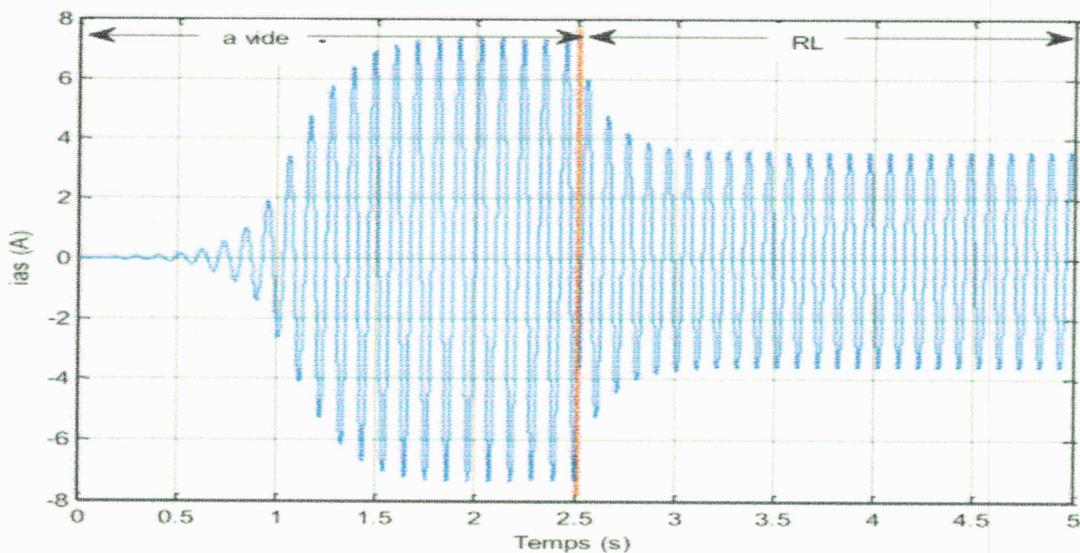
II.5.2.Charge inductive :

Afin de quantifier l'effet démagnétisant des inductances, nous avons étudié, par simulation, le cas de la génératrice asynchrone débitant sur une charge R/L. Le point de

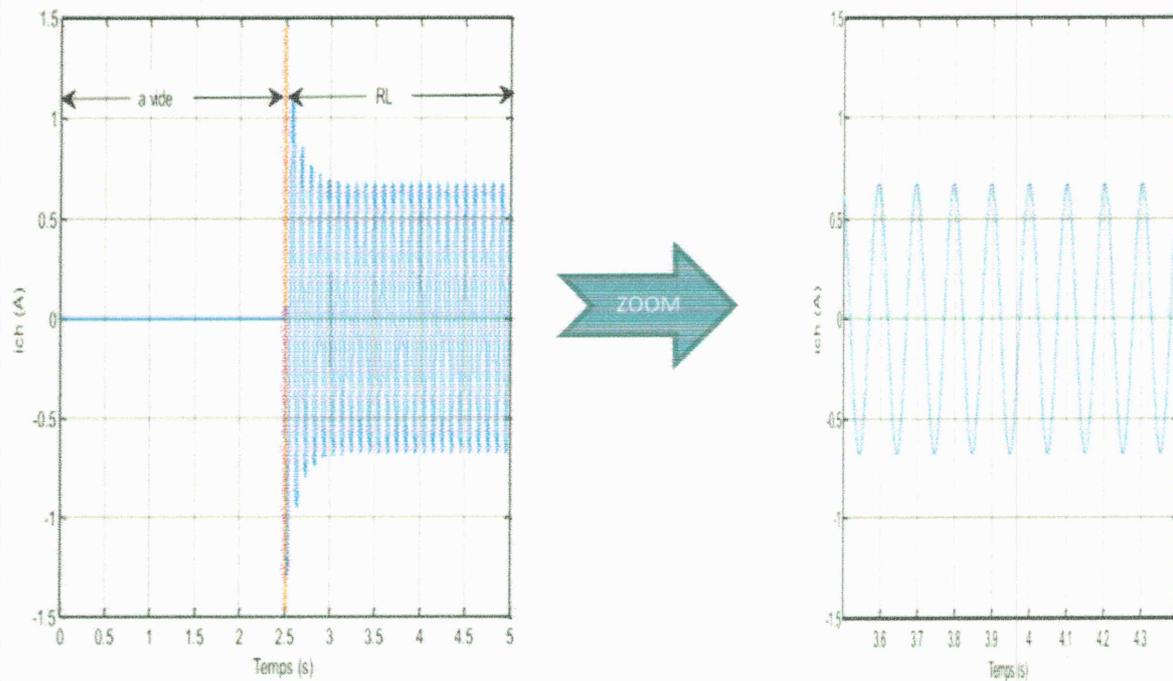
fonctionnement étudié consiste à amorcer la génératrice à vide à 1500 tr/min et $25\mu\text{F}$ par phase puis la connecter sur une charge inductive (RL) constituée d'une résistance de 50Ω en série avec une inductance de 30 mH par phase. Les résultats de simulation obtenus (tensions de phase, courants statoriques et dans la charge) sont présentés ci-dessous.



fig(II. 16) Simulation de l'évolution de la tension



fig(II. 17) Simulation de l'évolution du courant statorique



fig(II. 18) Simulation de l'évolution du courant charge

L'introduction d'une charge inductive entraîne une consommation de l'énergie réactive. Cette dernière est alors fournie par la capacité d'amorçage et donc automatiquement déduite de l'énergie de magnétisation de la machine, d'où une diminution accrue de la tension statorique.

II.6. Conclusion :

Dans ce chapitre, nous avons utilisé l'outil de modélisation développé dans le chapitre précédent pour étudier les performances de la génératrice asynchrone en fonctionnement autonome.

Une première étude de l'amorçage de la machine asynchrone en génératrice débitant sur un banc de capacités a montré sans équivoque la limite du modèle linéaire et son incapacité à décrire le fonctionnement du dispositif. Nous avons alors utilisé le modèle non linéaire pour effectuer toutes les investigations sur les performances de la génératrice asynchrone auto-excitée débitant sur diverses charges (résistive ou résistive inductive).

Les grandeurs statoriques ne sont plus imposées et il faut fournir à la machine la puissance réactive nécessaire à sa magnétisation.

Les résultats de simulations montrées que les grandeurs statoriques sont directement influencés par la variation des charges, ainsi que le changement de vitesse de rotation.

Chapitre III:

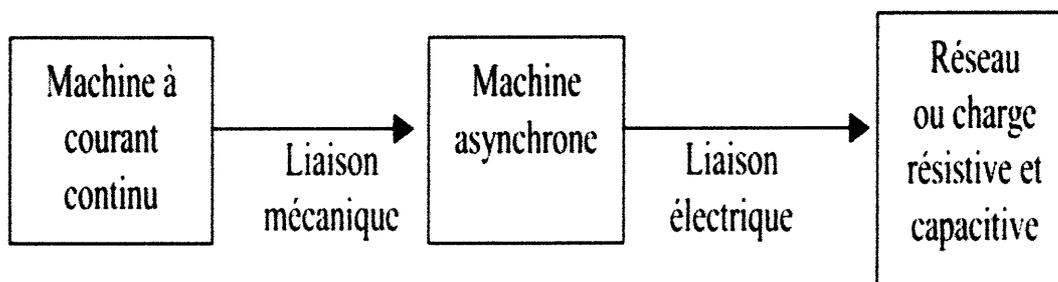
**Etude expérimentale de la
génératrice asynchrone auto-
excitée**

III .1. Présentation du banc d'essai expérimental :

On utilise afin de entraîner la génératrice asynchrone un moteur à courant continu à excitation séparée. Il faudra veiller tout au long des manipulations à ne pas dépasser les caractéristiques de ce moteur.

On pourra éventuellement pratiquer le dé fluxage de la machine à courant continu en respectant l'intensité maximale admissible par l'induit afin d'obtenir des vitesses supérieures au synchronisme.

Le banc de mesure répond alors au synoptique suivant :

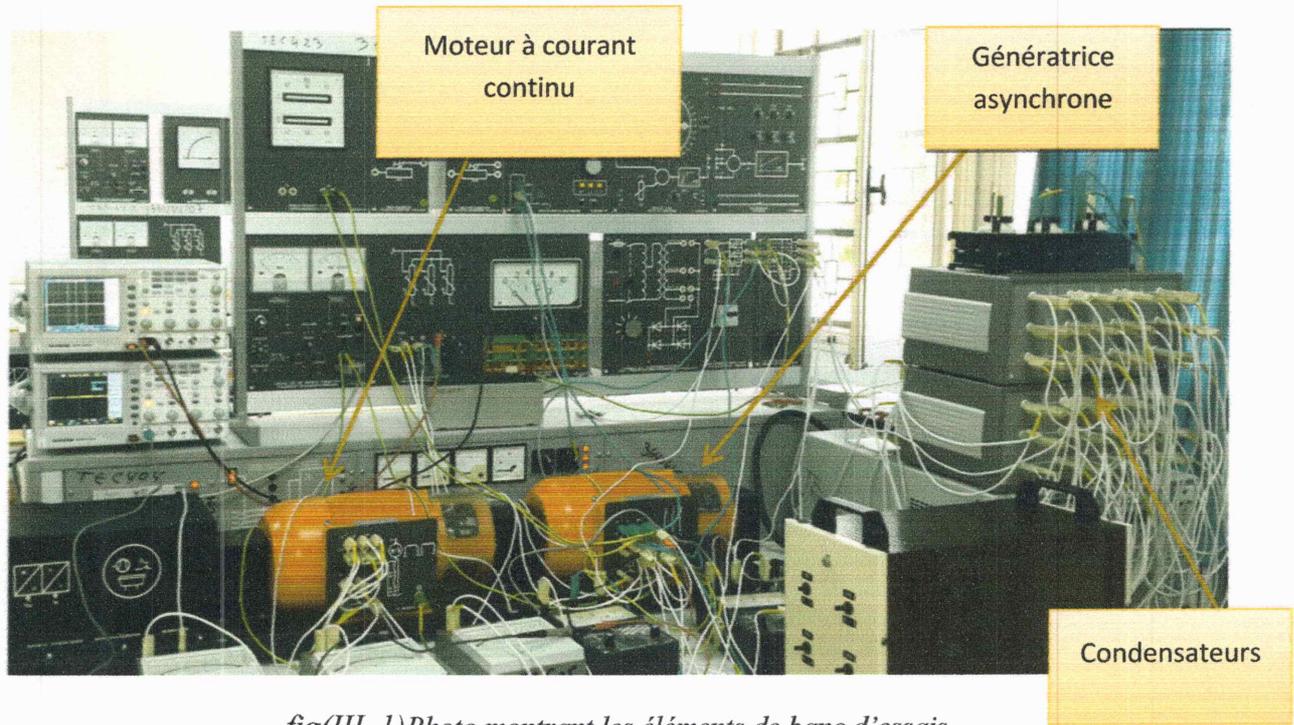


Les grandeurs de réglages de la machine à courant continu sont : tension d'induit et courant d'excitation.

La machine de tests est une machine asynchrone à bagues de 1 kW, 2 paires de pôles, 230/400 V, 50 Hz, 1430 tr/min. La génératrice asynchrone alimentée par moteur à courant continu.

Le couplage choisi sera étoile compte tenu de la tension du réseau et des indications de la plaque signalétique.

Une photo du banc d'essai expérimental ainsi que son schéma de principe sont donnés respectivement sur les figures (III.1).



fig(III. 1) Photo montrant les éléments de banc d'essais

III.2. Résultats expérimentaux.

Les essais que nous avons réalisés au laboratoire et sont effectués en régime équilibré et déséquilibré. Ces essais consistent à valider le modèle de la génératrice asynchrone autonome.

- La machine est entraînée à vide :
 - Vitesse fixe, Vitesse variable.
 - Variation les capacités d'auto-excitation.
- La machine est entraînée en charge avec capacité constante.
 - Une charge seulement résistive.
- La machine est entraînée en charge déséquilibrée.
 - Une charge seulement résistive.
 - Une charge capacitive.
 - Une charge seulement (résistive, capacitive).

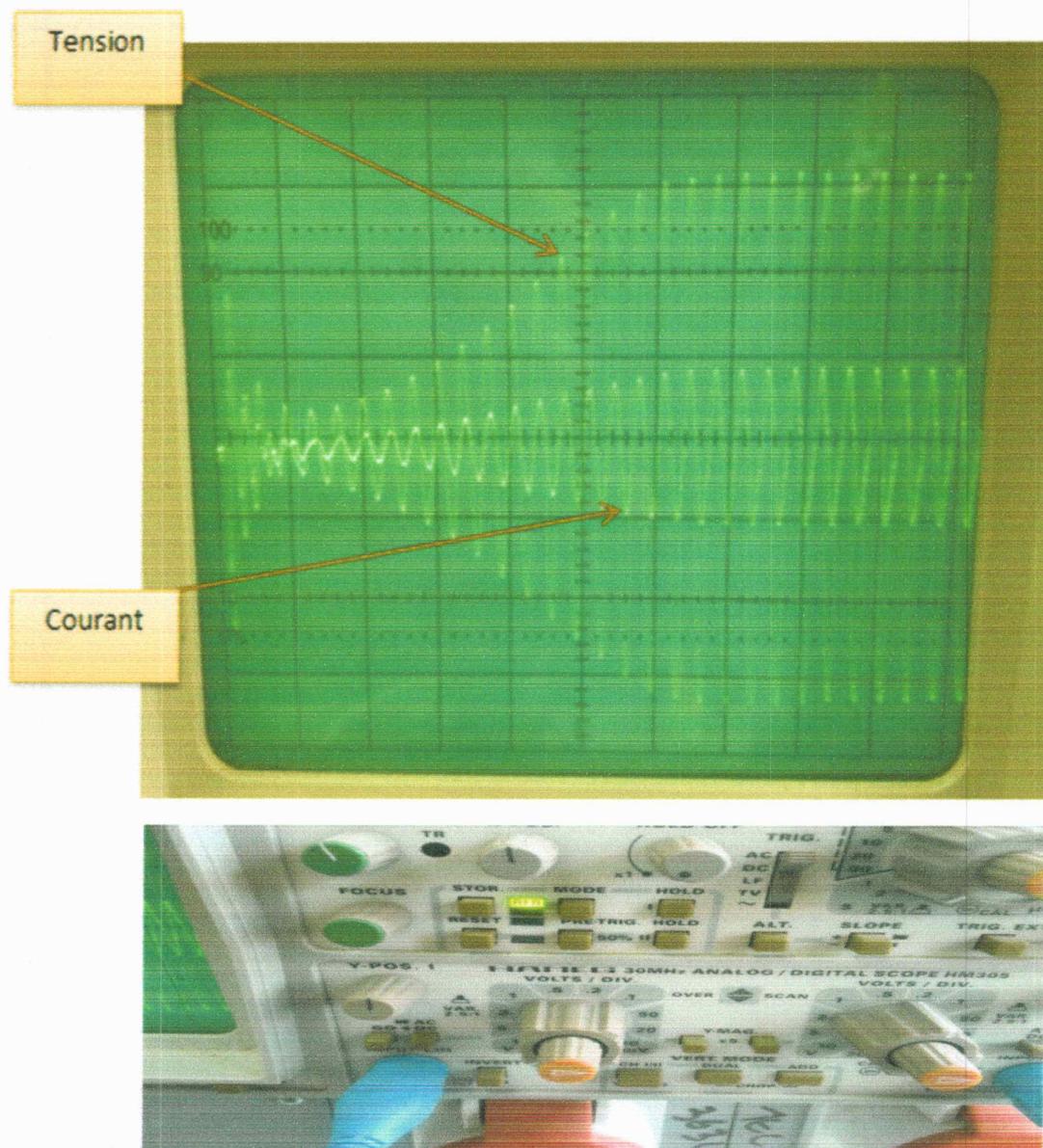
III.2.1 Génératrice auto-excitée :

La génératrice étant à vide et non connectée au réseau, entraîner alors le groupe à la vitesse de 1500 tr/min constante. La tension générée par phase au stator de la machine découplée du réseau et à vide avec une excitation nulle. Cette tension est relativement faible

elle est due à la rémanence et au fait que le rotor est mis en rotation. Sa fréquence « f » de 50 Hz est justifiée par la relation suivant : $f = \frac{P \cdot N}{60}$ où N est la vitesse en tr/min.

III.2.1.1 Application à vide :

On entraîne la génératrice asynchrone à une vitesse de rotation et égale (1500 tr/min) et on fixe les capacités d'auto-excitation à 25 μ F. Donc l'auto-amorçage est bien illustré sur la figure (III.2), qui présente la tension et le courant d'une phase statorique avec un délai d'amorçage très court.



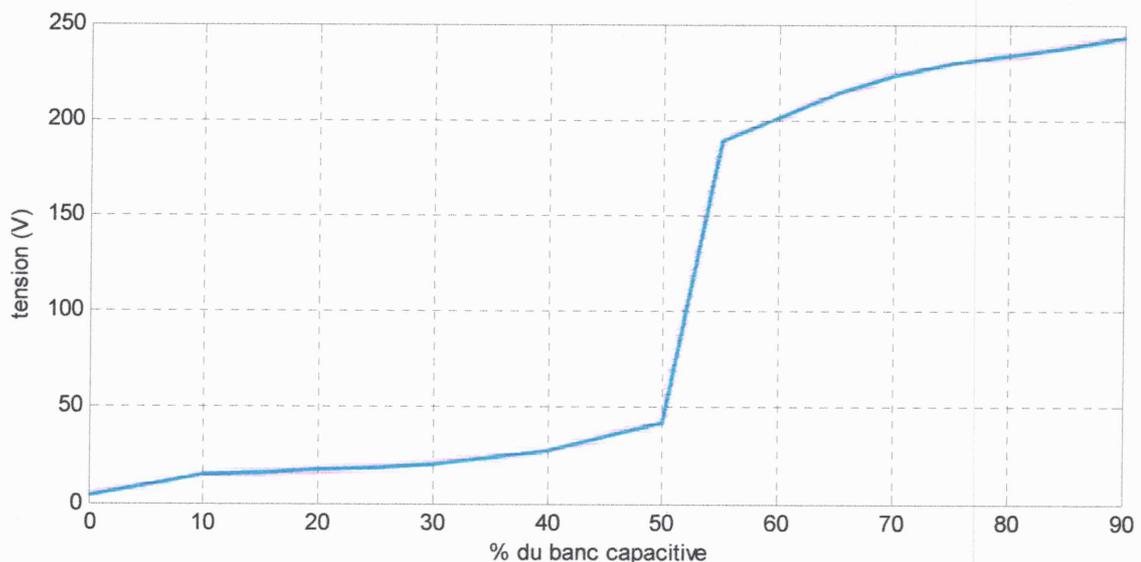
fig(III. 2) Auto-amorçage de GAS

III.2.1.2 Influence de la capacité :

Pour ramener la tension de la génératrice à une valeur exploitable on doit augmenter le flux magnétique dans la machine, en connectant des condensateurs. Pour voir l'influence de ces condensateurs sur la tension de la génératrice un essai à vide est effectué sur la machine asynchrone pour une vitesse constante de 1500 tr/min comme il est montré sur le tableau suivant :

C% (μF)	U (V)
0	4
10	15
15	16
20	17.5
25	18.8
30	20
40	27.3
50	42
55	188.9
60	195.7
65	213.8
70	217
75	223
80	231.9
85	238

La figure (III.3) qui représente l'influence des condensateurs sur la tension d'une phase statorique.



fig(III. 3)Caractéristique $V_s=f(\%C)$

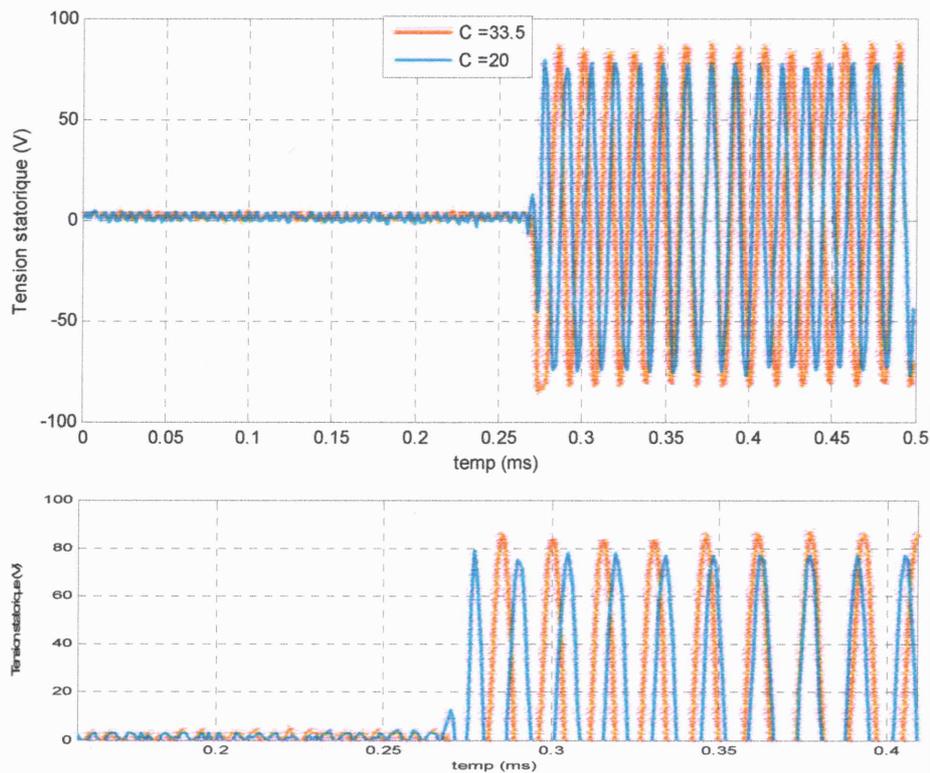
On vouté bien que la machine ne s’amorce qu’à 50% du banc capacité et que la tension à vide augmente avec l’augmentation de la capacité.

Le tableau suivantmontre la variation de la tension et du courant par phase statorique et la puissance active et réactive de la génératrice selon la variation des capacités de l’autoamorçage.

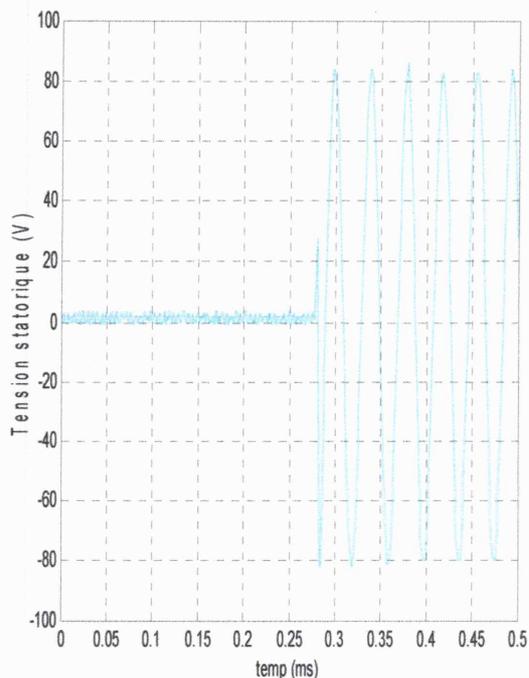
Avec une fréquence constante égale 50 Hz.

C (μf)	P (W)	Q (Kvar)	Vs (V)	Is (A)
20	0	0.78	195.7	1.25
21.5	0	0.9	206.9	1.42
22	0	1.05	209.2	1.47
23	0	1.14	213.8	1.56
24	0	1.2	217	1.64
25	0	1.29	222.4	1.77
26	0	1.32	226.7	1.87
27	90	1.47	231.9	2.05
28	90	1.5	235.9	2.13
29	90	1.59	238	2.22
30	90	1.74	242.9	2.37
31	90	1.8	243.6	2.43
32	90	1.83	244.5	2.51
33	90	1.89	244.8	2.58
33.5	90	2.1	251.2	2.76

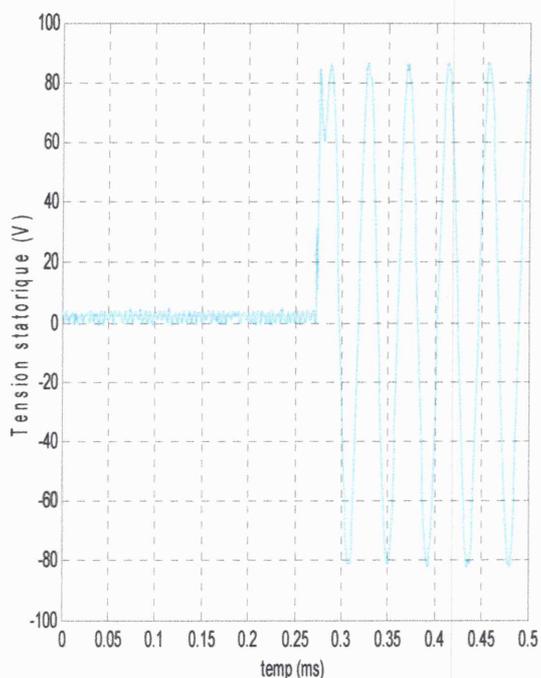
La tension augmente avec l'augmentation de la valeur de capacité. Wattmètre Ne pas montrer des valeurs inférieures à 10 Watts.



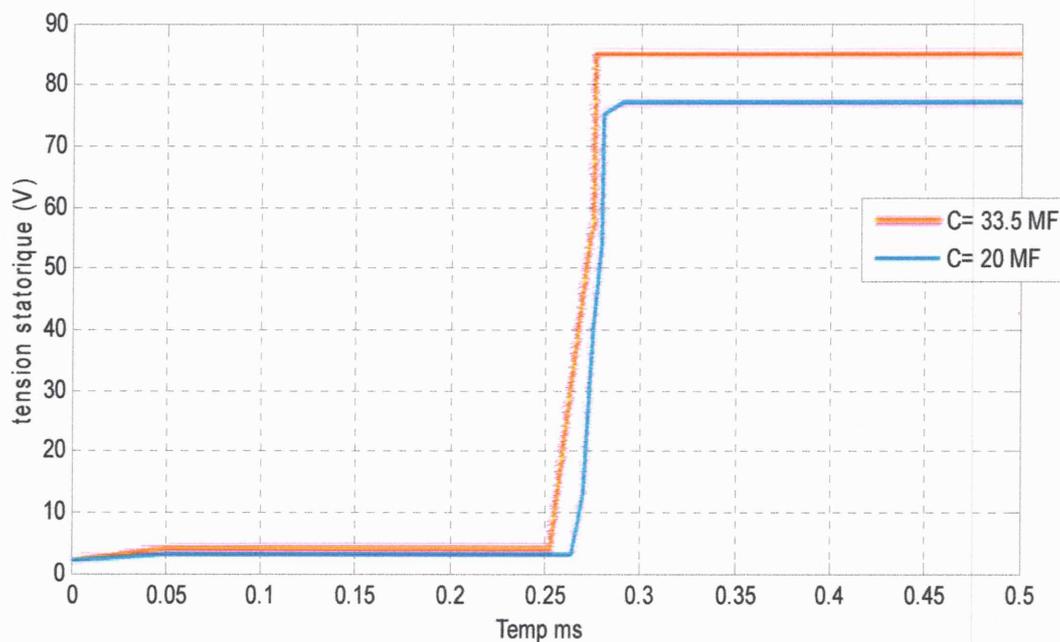
fig(III. 4) auto amorçage à condition vitesse fixe 1500tr/min et (C=33.5 μF et C= 20 μF)



fig(III. 5) auto amorçage ($C=25\mu F, N=1500tr/min$)

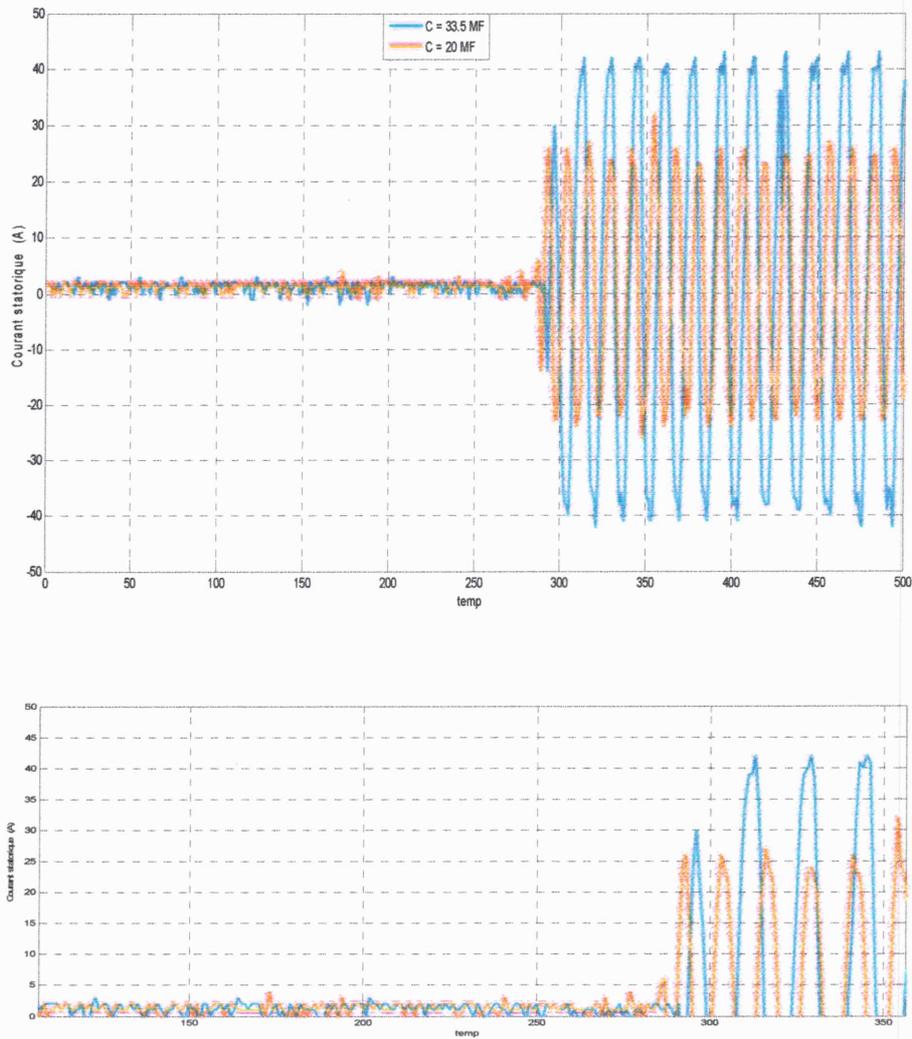


fig(III. 6) auto amorçage ($C=30\mu F, N=1500tr/min$)

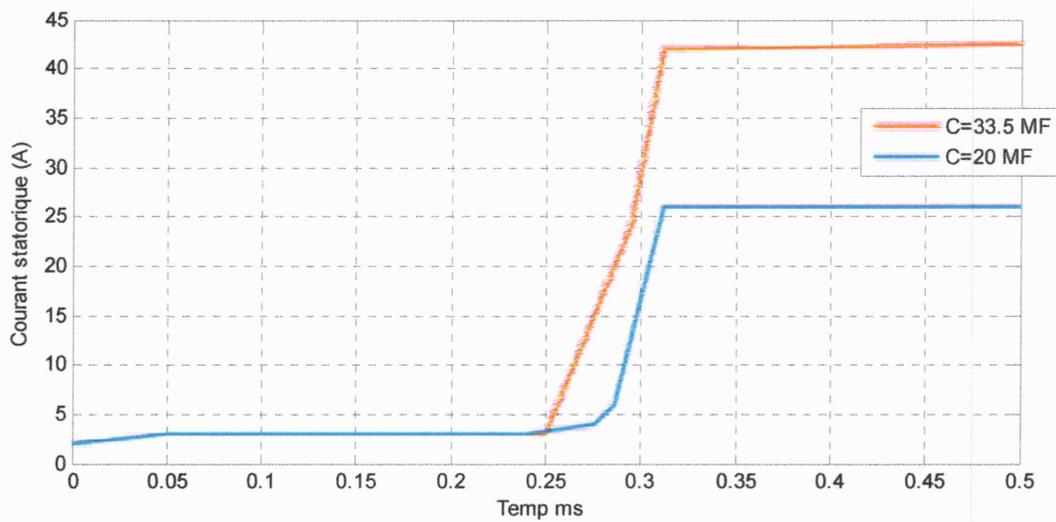


fig(III. 7) Enveloppe de valeur max de la tension

Le régime transitoire de l'amorçage diminue avec l'augmentation de la capacité.



fig(III. 8) auto amorçage à condition vitesse fixe 1500tr/min et (C=33.5 μ F et C= 20 μ F)



fig(III.9) Courant statorique sur auto amorçage à condition vitesse fixe 1500tr/min et banc capacité

III.2.1.3 Application en charge résistive:

➤ **Manipulation avec excitation de 75% de C et à vitesse constante 1500tr/min .**

75% de C = 25 μ F , Le tableau suivante montre les résultats de la tension, courant par phase statorique et de la puissance active et réactive(Totale) .

R(%)	Vs	Is	I ch (mA)	I Totale (A)	P Totale (W)	Q Totale (Kvar)
0	230	1.89	0	1.76	0	1.23
5	226.2	1.83	36	1.72	24	1.11
10	222	1.79	70	1.70	60	1.08
15	219.2	1.75	95	1.69	70	1.08
20	214	1.70	130	1.67	90	1.05
30	209.7	1.62	200	1.64	150	1.05
40	205.6	1.57	270	1.64	180	0.99
50	201.7	1.46	340	1.62	210	0.96
60	198.5	1.40	400	1.61	240	0.93
70	197.1	1.35	460	1.61	270	0.93
80	194.4	1.29	520	1.61	300	0.90
90	192.4	1.24	570	1.61	330	0.87
100	185.7	1.18	630	1.58	360	0.71

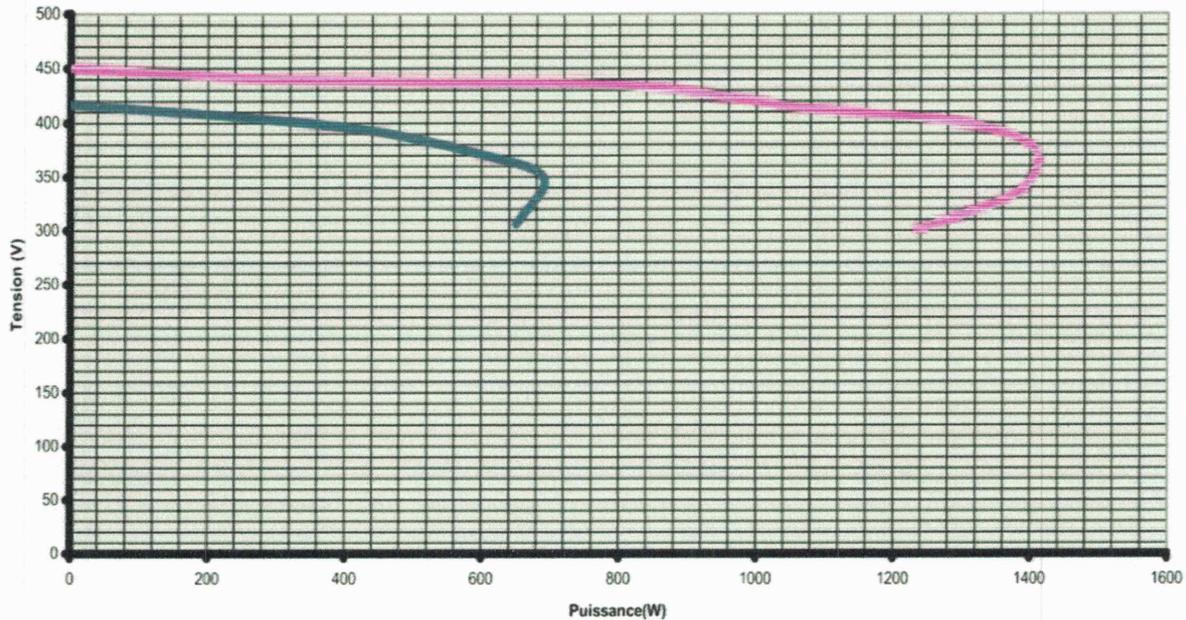
➤ **Manipulation avec excitation de 100% de C et à vitesse constante 1500tr/min .**

100% de C = 33.5.

R(%)	Vs	Is	I ch (mA)	I Totale (A)	P Totale (W)	Q Totale (Kvar)
0	242.1	2.64	0	2.68	0	1.92
5	240.3	2.62	40	2.64	60	1.92
10	238.9	2.56	80	2.64	90	1.89
15	238	2.52	105	2.62	90	1.86
20	235.4	2.48	158	2.59	120	1.86
25	235	2.47	190	2.58	150	1.86
30	234.7	2.47	235	2.58	180	1.83
35	234.5	2.47	270	2.58	210	1.83
40	234	2.46	300	2.58	240	1.83
45	232.3	2.46	340	2.57	261	1.77
50	231.4	2.46	380	2.57	285	1.77
55	230.6	2.45	420	2.57	300	1.74
60	230.6	2.45	450	2.57	330	1.71

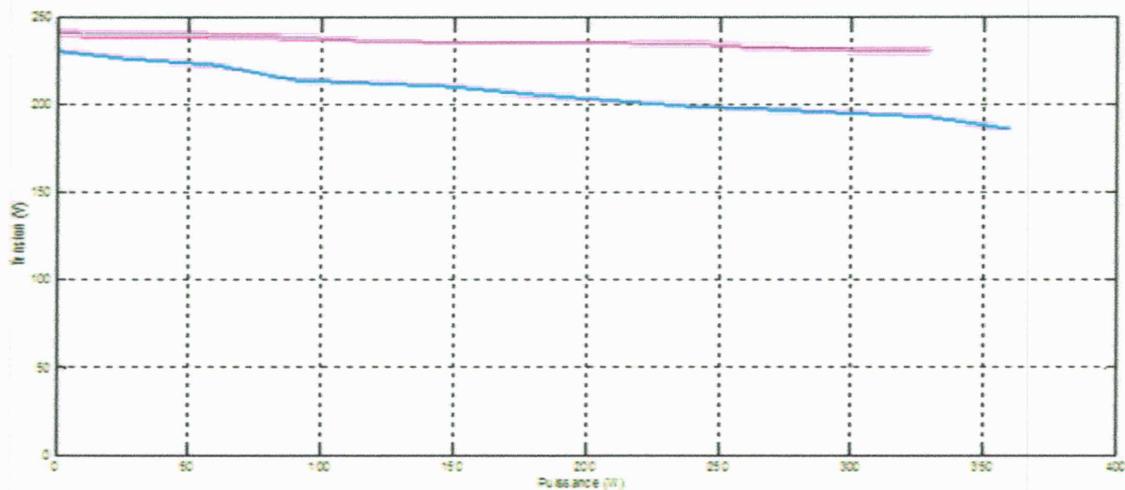
Augmenter la valeur de la puissance active réduit la valeur de puissance réactive, relation inverse

La caractéristique tension en fonction de la puissance est représentée sur la figure (III.10) pour excitation de 75%C et 100%C respectivement de couleur bleue et rose [5].



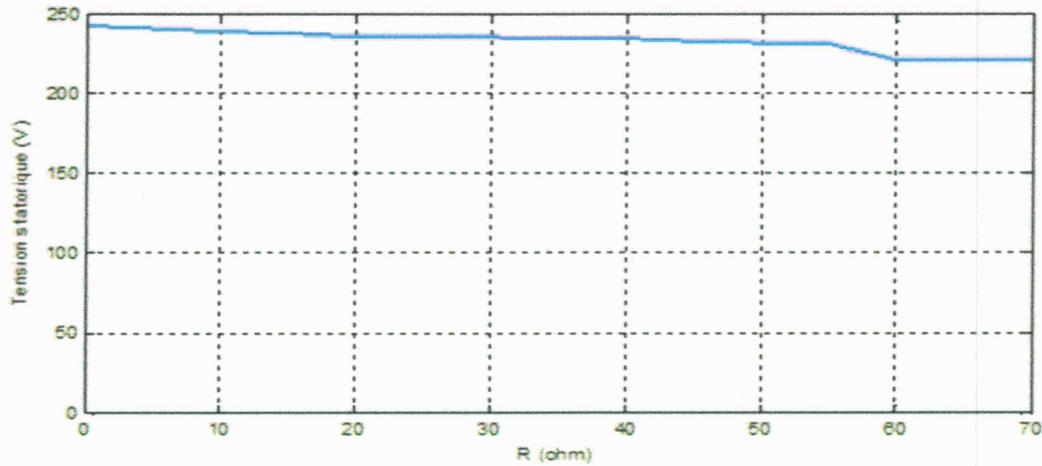
fig(III. 10)Caractéristique $V_s=f(P)$

Lorsque l'excitation est de 75% C , on constate que le décrochage de la génératrice intervient à partir d'une puissance maximale de 690 Watts. Pour une excitation de 100% C le point de décrochage est repoussé à une puissance maximale de 1410 Watts.[7].



fig(III. 11)Caractéristique $V_s=f(P)$

Nous n'avons pas obtenu à l'étape de la figure(III.10), car il va augmenter les valeurs nominales du moteur à courant continu,Ce moteur va brûler.

fig(III. 12)Caractéristique $V_s=f(R)$

➤ **Influence de la Vitesse pour 25%R et 100%C :**

25%R = 93 Ω et 100%C = 33.5 μ F .

Le décrochage de la génératrice intervient pour une vitesse inférieure à 1200 tr/min. La vitesse fait varier la tension délivrée par la génératrice et par la même occasion la puissance fournie au récepteur.

Tableau 1 : (≤ 1500 tr/min)

La vitesse nominale égale (1500 tr/min)

N (tr/min)	V (V)	I Totale (A)	P Totale (W)	Q Totale (Kvar)
1500	236.5	2.59	150	1.83
1480	231.5	2.50	150	1.71
1450	224.5	2.40	135	1.59
1425	219.3	2.30	120	1.5
1400	212.8	2.14	114	1.41
1375	203	2.05	102	1.23
1350	196.6	1.96	96	1.14
1325	193.3	1.87	90	1.08
1300	186.2	1.79	87	1.02
1275	174.9	1.63	75	0.87
1250	170	1.56	69	0.78
1225	164.8	1.49	60	0.72
1200	155.8	1.37	57	0.63

Tableau 2 : (> 1500 tr/min)

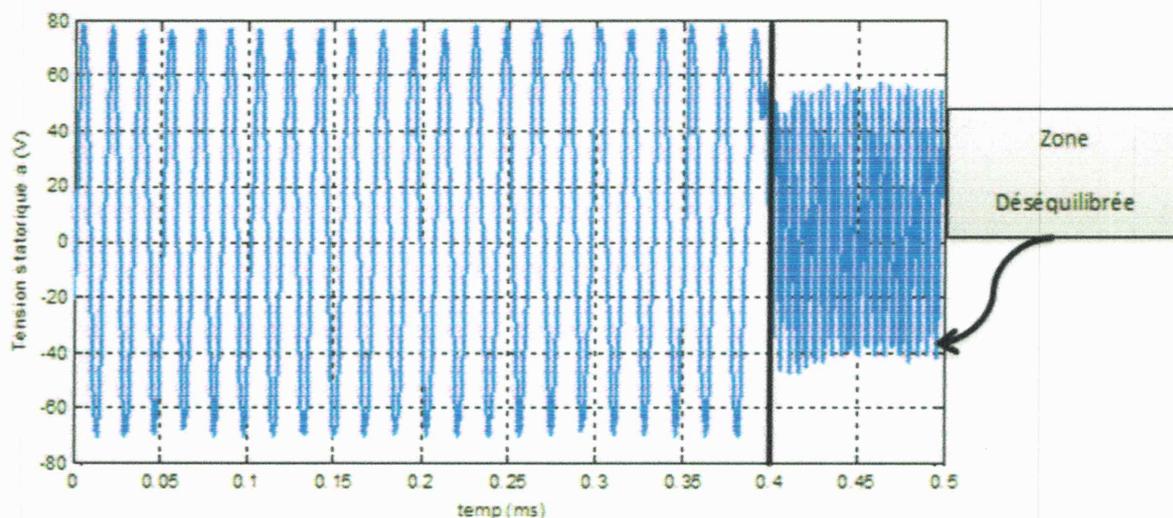
N (tr/min)	V (V)	I Totale (A)	P Totale (W)	Q Totale (Kvar)
1525	243.3	2.73	150	1.98
1550	249.7	2.84	180	2.10
1550	254	2.94	195	2.22
1600	260	3.07	210	2.4

III.3. Charge déséquilibrée.

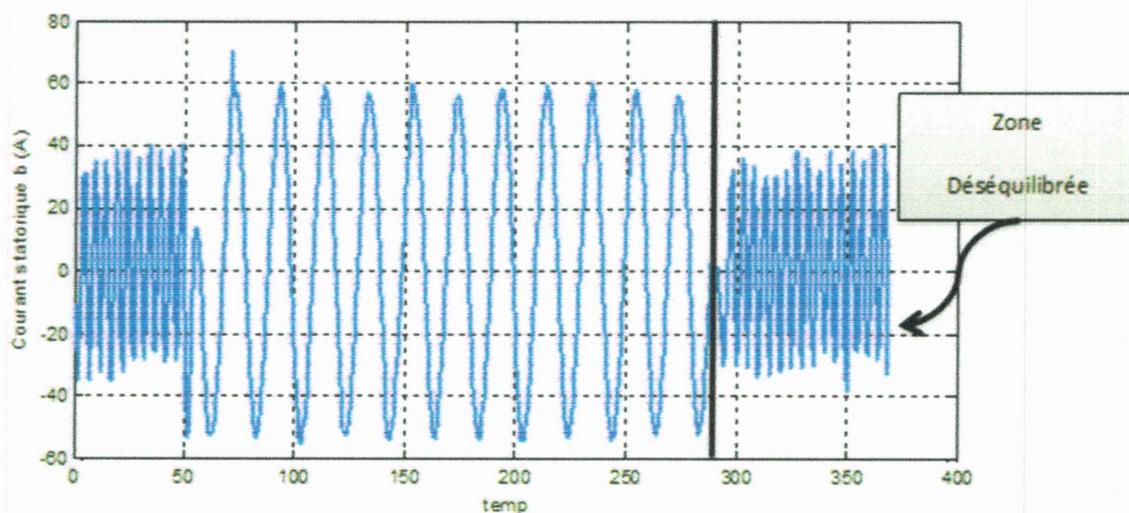
Un système triphasé est dit équilibré ou symétrique si la tension et les courants triphasés ont la même amplitude et présentent un déphasage de 120° les uns par rapport aux autres. Si l'une, au moins, de ces conditions n'est pas remplie, le système est dit déséquilibré ou asymétrique [6].

III.3.1. Charge Capacitive déséquilibrée :

Le figure (III.13) et (III.14) montrée le résultat de la tension et courant par phase statorique avec $70\%R = 153 \Omega$. Dans la zone déséquilibrée la courant et la tension diminue.



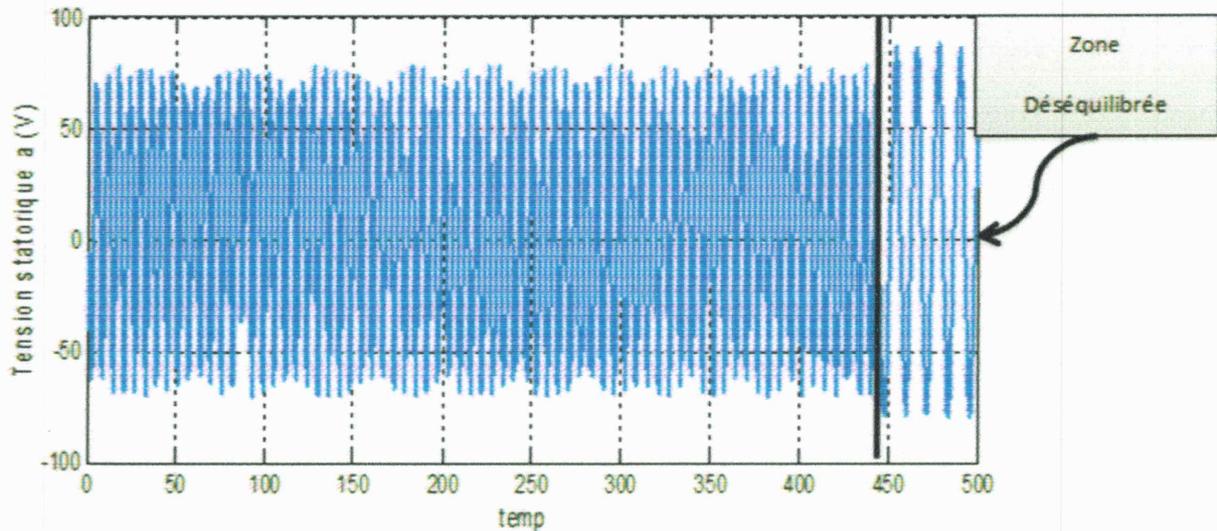
fig(III. 13) tension déséquilibré (charge C)



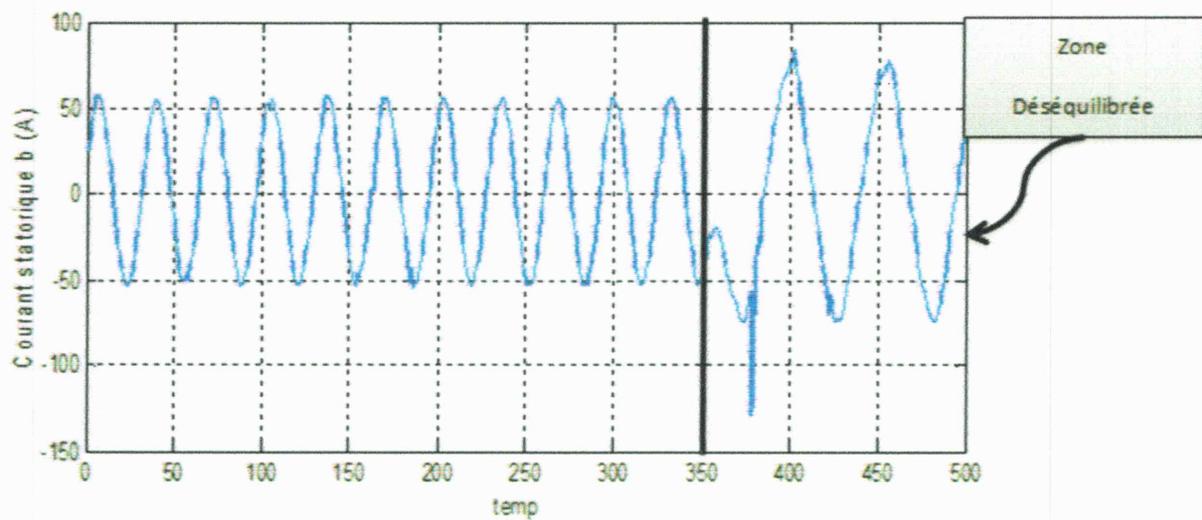
fig(III. 14) Courant déséquilibré (charge C)

III.3.2. Charge Résistive déséquilibrée :

Le figure (III.15) et (III.16) montrée le résultat de la tension et courant par phase statorique avec $70\%R = 153 \Omega$. Dans le zone déséquilibré la courant et la tension sa grandi.



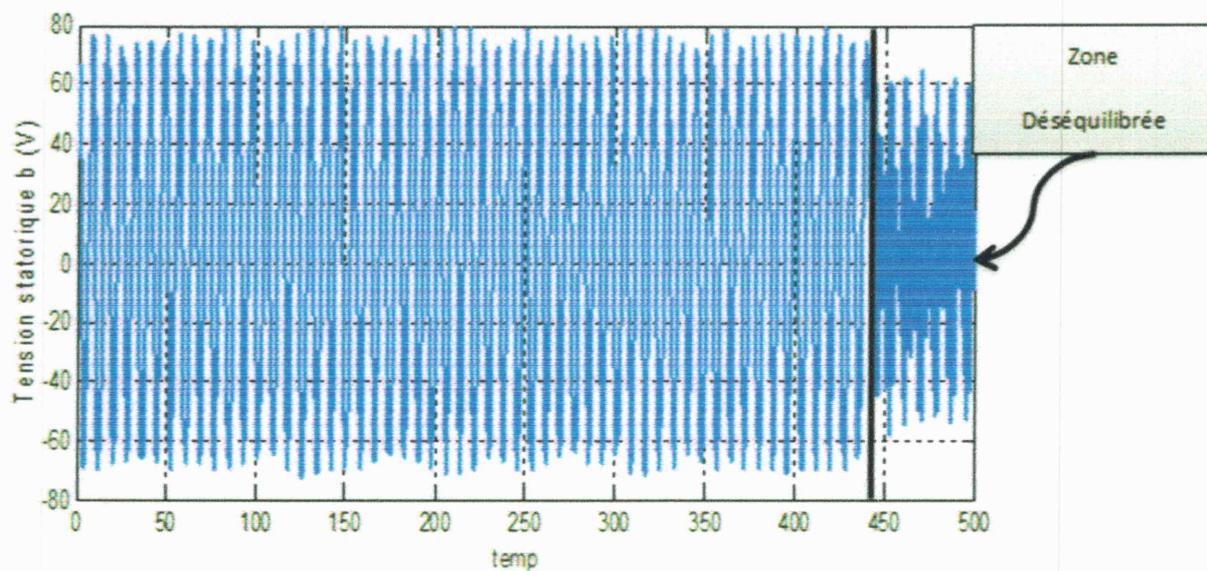
fig(III. 15) Tension déséquilibré (charge R)



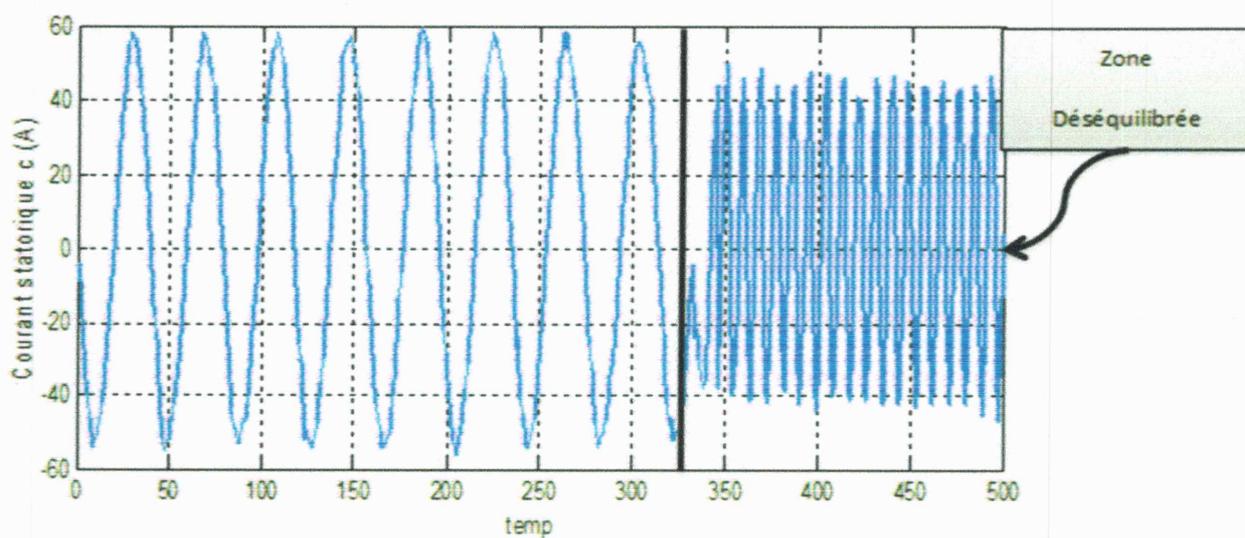
fig(III. 16) Courant déséquilibré (charge R)

III.3.3. Charge Résistive Capacitive déséquilibrée :

Le figure (III.17) et (III.18) montrée le résultat de la tension et courant par phase statorique avec $70\%R = 153 \Omega$. Dans la zone déséquilibrée la courant et la tension descende



fig(III. 17) Tension déséquilibré (charge RC)



fig(III. 18) Courant déséquilibré (charge RC)

III.4. Conclusion :

On constate que les valeurs de la tension et du courant avant et après le déséquilibre de charge sont différentes selon les essais effectués. De plus pendant les essais à vide le champ rémanent a une importante influence sur l'amorçage de la génératrice (elle ne s'amorce que si $V_{s0} \geq 4V$) et si le champ rémanent est faible ($V_{s0} < 3V$) la génératrice ne s'amorce pas. On constate aussi que la machine ne s'amorce qu'à certaines valeurs de capacité ($C \geq 20 \mu F$) et de la vitesse ($N \geq 1200$ tr/min), de plus on remarque le régime transitoire de l'amorçage diminue avec l'augmentation de la capacité. D'autre part les résultats de simulation ont une bonne concordance avec ceux de l'expérimental.

CONCLUSION
GENERALE

Conclusion générale

Dans ce mémoire, notre étude s'est portée essentiellement sur la machine asynchrone et son utilisation comme une génératrice asynchrone auto-excitée.

Le but de ce travail consacré à l'étude et la modélisation de génératrice asynchrone dans les deux modes de fonctionnement (linéaire, saturation) à base des hypothèses posées.

Ainsi que l'étude de l'influence des charges (résistive, inductive et capacitive) et la variation de vitesse d'entraînement, sur l'auto-amorçage.

Les généralités sur la machine asynchrone et sa construction, son principe de fonctionnement. Ainsi que les différents modes de fonctionnement (moteur, génératrice), et les différentes méthodes de démarrage sont présentés, ainsi que ces avantages et inconvénients, l'utilisation de la génératrice asynchrone dans la production de l'énergie éolienne.

Dans la deuxième étape on a consacré notre étude sur à la modélisation de la génératrice en mode linéaire et saturée basé sur des équations de tensions, courants, et couple et la transformation de Park, et les schémas équivalent en T et L de la machine connecté aux condensateurs d'amorçage. Grâce à ces modèles on a pu déterminer la plage de variation des condensateurs d'auto-amorçages qui permet d'amorcer la génératrice selon la fréquence choisie. Des modèles à vide et en charge (résistive, inductive) et variation de vitesse ont été simulés, et les résultats ont montré l'influence de ces paramètres sur les grandeurs de la machine (tension, courant, vitesse, régime transitoire d'amorçage...) comme on a vu dans le chapitre 2.

Dans la partie expérimentale des essais pratiques effectués sur la machine à vide avec variation des condensateurs d'auto-amorçages, et avec la variation de la vitesse d'entraînement ont montrés l'influence de ces paramètres sur la valeur efficace de la tension à la sortie de la génératrice et leur influence sur la durée du régime transitoire d'auto-amorçages. Ainsi les essais en charge équilibré et déséquilibré (Charge résistive et capacitive) ont montrés le comportement de la génératrice (tension et courant) via ces déséquilibres et on a constaté une bonne concordance avec les résultats des modèles simulés.

Pour les perspectives on essaye de faire une modélisation par calcul de champ et de la comparé avec l'expérimentation, et de faire des essais sur la génératrice et voir son comportement.

ANNEXES

ANNEXES

Paramètres de la machine asynchrone modélisée

Les caractéristiques électriques :

- 4 paires de pôles
- 230/400 V – 2.82/4.2 A – 1KW – 50 Hz – 1500 tr/min
- $R_s = 8.1 \Omega$
- $R_r = 1.6 \Omega$
- $l_s = 0.745$
- $l_r = 0.107$
- $M = 0.258 \text{ H}$

Les paramètres mécaniques de l'ensemble machine asynchrone couplée à la machine à courant continu.

- $J = 0.008559 \text{ kg.m}^2$
- $f = 0.0031 \text{ N.m/rad.s}^{-1}$

Approximation avec un polynôme de degré 3 :

$$L_m = 0.87889769 \cdot 10^{-4} \cdot I_m^3 - 0.20526070 \cdot 10^{-2} \cdot I_m^2 + 0.81872813 \cdot 10^{-2} \cdot I_m + 0.10896568$$
$$L_m' = 0.263669307 \cdot 10^{-3} \cdot I_m^2 - 0.41052140 \cdot 10^{-2} \cdot I_m + 0.81872813 \cdot 10^{-2}$$



RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

Références Bibliographiques

[1] electronique1.blogspot.com.

[2] DAMECH ZAKARIA , MOKHTARI BRAHIM " Modélisation et simulation d'une génératrice asynchrone en saturation", Diplôme de master en génie électrique, Université de Ouargla (2012/2013).

[3] Arezki Menacer , "Etude expérimentale de la génératrice asynchrone à cage auto-excitée ", Thèse magister, Batna (28/5/2012).

[4] M. René le Doeuff , M. Mohammed Machmoum, " Etude et commande de génératrice asynchrone pour l'utilisation dans la production de l'énergie éolienne " , Thèse de Doctorat de l'Université de Nantes (19 décembre 2003).

[5] TOUMI TAREK , HAMANI ABD-ELHAMID " Identification du modèle d'état de la machine asynchrone par R.N.A " , DIPLÔME D'INGENIEUR, UNIVERSITE DE BISKRA , (2006/2007)[6] S.Mektoub, " Machine asynchrone en régime saturé", Thèse de doctorat ,ENP Alger,1995

[6] Moussa Sido " Etude du générateur asynchrone pour l'utilisation dans la production de l'énergie éolienne " ,Ecole Nationale polytechnique (2007).

[7] Energie Renouvelable (génératrice asynchrone), 2^{ème} Electrotechnique.

[8] Source : Wikipédia, <http://tpehydroliennes.webnode.fr/presentation-du-concept/>.

[9]<http://sitesfinal.uclouvain.be/elee/FR/realisations/MachinesElectriques/index.htm>.

[10] M.Kassa IDJDARENE, " Contribution à l'étude et la commande de Génératrice Asynchrone à Cage Dédiées à des Centrales Electriques Eoliennes Autonomes" , Doctorat en Sciences, Université Béjaia, Docteur de l'université Lille1(France), (23 MAI 2010).
