

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية
REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

وزارة التعليم العالي و البحث العلمي
MINISTERE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR
ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

DEPARTEMENT DE GENIE ELECTRIQUE

المكتبة الوطنية للتكنولوجيا
BIBLIOTHEQUE - المكتبة
Ecole Nationale Polytechnique

PROJET DE FIN D'ETUDES
En vue de l'Obtention du Diplôme
d'Ingénieur d'Etat en Electrotechnique

SUJET

**CARACTERISATION
DES
MACHINES SYNCHRONES
SATUREES**

Présenté par :

- * Mr ARTABAZ Abdelkader
- * Mr TAIBOUNI Ali

Proposé et dirigé par :

Dr O. TOUHAMI

PROMOTION 96

E. N. P 10, Avenue Hassen Badi - EL-HARRACH - ALGER

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية
REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

وزارة التعليم العالي و البحث العلمي
MINISTERE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR
ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات
DEPARTEMENT DE GENIE ELECTRIQUE

Ecole Nationale Polytechnique

PROJET DE FIN D'ETUDES
En vue de l'Obtention du Diplôme
d'Ingénieur d'Etat en Electrotechnique

SUJET

**CARACTERISATION
DES
MACHINES SYNCHRONES
SATUREES**

Présenté par :

- * Mr ARTABAZ Abdelkader
- * Mr TAIBOUNI Ali

Proposé et dirigé par :

Dr O. TOUHAMI

PROMOTION 96

E. N. P 10, Avenue Hassen Badi - EL-HARRACH - ALGER

*Il n'y a point d'ouvrage si accompli qui ne
fondit tout entier au milieu de la critique, si son auteur voulait en
croire tous les censeurs qui otent chacun l'endroit qui leur plaît le
moins.*

*La Bruyère
dans " Les caractères ".*

REMERCIEMENTS

Ce travail a été effectué au laboratoire de machines électriques de l'Ecole Nationale Polytechnique d'Alger, sous la direction de Monsieur O. TOUNHAM, professeur à l'ENP. Qu'il nous soit permis de lui exprimer nos sentiments de gratitude pour le soutien qu'il nous a apporté dans l'élaboration de ce travail et la bienveillance qu'il n'a cessée de manifester à notre égard.

Nous tenons à témoigner notre profonde reconnaissance à Monsieur S. MERKATON, professeur à l'ENP, qui, par son aide, ses encouragements et ses conseils a contribué à l'aboutissement de ce travail.

Nos remerciements s'adressent aussi aux gens de l'Association Islamique de Bienfaisance de Belcourt sans qui, ce mémoire ne serait pas ce qu'il est.

Nous n'aurions garde d'oublier Messieurs Salah et Krime et mesdemoiselles Sabrina et Houria de la bibliothèque de l'ENP pour leur compétence et leur dévouement, mais surtout pour leur gentillesse, qu'ils trouvent ici l'expression de notre gratitude.

Dédicaces

المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات
BIBLIOTHEQUE — المكتبة
Ecole Nationale Polytechnique

A la mémoire de mon défunt père qui s'est tant dépensé pour m'instruire,

A ma très chère mère dont les paroles font naître en moi une confiance

aveugle

A ma très chère soeur,

A mon petit frère Belkacem

A mes adorables petits neveux Zekaria, Samiha et Oussama,

A B. Slimane

A tous ceux qui me sont chers (...)

Je dédie ce modeste travail

Ali

Je dédie ce travail

A mes parents qu'ils trouvent ici l'expression de ma profonde reconnaissance

pour leur appui et sacrifice et surtout a ma chère mère pour son courage et

son soutiens à mon égard

A tous ceux qui me sont chers (...)

Abdelkader



SOMMAIRE

Liste des symboles	4
Introduction générale	7
 Chapitre I : Modèle de Park de la machine synchrone non-saturée 	
Introduction	9
I - 1 - Equations électriques de la machine synchrone	9
I - 2 - Modèle de Park d'une machine synchrone	11
I - 2 - 1 - Hypothèses	11
I - 2 - 2 - Equations des tensions dans le référentiel de Park	11
I - 3 - Expressions des courants de court-circuit	14
Conclusion	15
 Chapitre II : Extension du modèle de Park à la saturation d'une machine synchrone 	
Introduction	17
II - 1 - Transformation de Park appliquée à la machine synchrone saturée	17
II - 2 - Définitions des inductances statiques et dynamiques	19
II - 2 - 1 - Inductances statiques	19
II - 2 - 2 - Inductances dynamiques	19
II - 3 - Introduction des facteurs de saturation	20
II - 3 - 1 - Facteurs de saturation statiques	21
II - 3 - 2 - Facteurs de saturation dynamiques	22
II - 4 - Equations des flux d'une machine synchrone saturée	23
II - 5 - Equations des tensions	24
II - 6 - Expressions de la puissance et du couple en régime saturé	24
II - 7 - Formulation opérationnelle d'une machine synchrone saturée	25
II - 7 - 1 - Expressions des réactances saturées	26
II - 7 - 2 - Expressions des constantes de temps du régime saturé	26
Conclusion	27

Chapitre III : Résultats expérimentaux

Introduction	28
III - 1 - Résultats d'essais	28
III - 1 - 1 - Essai à vide	28
III - 1 - 2 - Essai à excitation négative	29
III - 1 - 3 - Essai de court-circuit triphasé brusque.....	30
III - 2 - Détermination des paramètres à partir d'essais.....	32
III - 2 - 1 - Réactance synchrone longitudinale	33
III - 2 - 2 - Réactance synchrone transversale	35
III - 2 - 3 - Réactances X_d' , X_d'' et constantes de temps T_d' , T_d''	36
III - 2 - 4 - Constantes de temps T_{do}' , T_{do}''	36
Conclusion.....	37

Chapitre IV : Détermination des paramètres par calcul

Introduction	42
IV - 1 - Détermination des courbes d'aimantation	42
IV - 2 - Détermination des facteurs de saturation statiques	43
IV - 3 - Détermination des facteurs de saturation dynamiques	45
IV - 4 - Influence de la saturation sur les paramètres de la machine	47
Conclusion	48
Conclusion générale.....	59
Annexe	61
Références bibliographiques	63

LISTE DES SYMBOLES

NOTATIONS

- $V_{a,b,c}$: Tensions instantanées des phases du stator.
- $I_{a,b,c}$: Courants instantanées des phases du stator.
- $R_{a,b,c}$: Resistances des enroulements a, b, c.
- $\Psi_{a,b,c}$: Flux embrassés par les phases du stator.
- $L_{a,b,c}$: Inductances des phases du stator.
- V_f : Tension instantanée de l'enroulement f.
- $\Psi_{f, kd, kq}$: Flux embrassés par les enroulements f, kd, kq.
- $R_{f, kd, kq}$: Resistances des circuits f, kd, kq .
- $L_{f, kd, kq}$: Inductance des enroulements f, kd, kq.
- $I_{d, q}$: Composantes des courants statoriques suivant les axes d et q.
- $V_{d, q}$: Composantes des tensions statoriques suivant les axes d et q.
- I_{md}, I_{mq} : Courants de magnétisation suivant les deux axes .
- $\lambda_{d, q}$: Flux principaux communs sur les deux axes.
- θ : Position angulaire rotor/stator.
- C_{em} : Couple électromagnétique.
- P_e : Puissance électrique.
- P_{mec} : Puissance mécanique.

V_0 : Composante homopolaire de la tension statorique.

I_0 : Composante homopolaire du courant statorique.

$P = d/dt$

M_{ab}, M_{bc}, M_{ac} : Mutuelles entre les phases de stator.

M_{af}, M_{ad}, M_{aq}

M_{bf}, M_{bd}, M_{bq}

M_{cf}, M_{cb}, M_{cq}



: Mutuelles entre les phases du stator et les enroulements f, kd, kq.

المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات
BIBLIOTHEQUE — المكتبة
Ecole Nationale Polytechnique

INTRODUCTION

GENERALE

Les machines synchrones sont au coeur de tous les réseaux du monde. Depuis près d'un siècle de distribution de l'énergie électrique, les spécialistes ont reconnu l'importance de l'établissement d'un modèle de la machine synchrone dans l'élaboration de la simulation de la stabilité, et plus généralement du comportement dynamique des réseaux [1].

Il va sans dire qu'un modèle mathématique complet et précis, doit inclure le phénomène de la saturation et ses effets sur les performances statiques et dynamiques de la machine synchrone.

En effet, de nombreux travaux [2], [3], [4] ont été consacrés à la prise en compte de la saturation dans la modélisation de la machine synchrone. Certains d'entre eux reposent sur la détermination de la distribution du champ magnétique dans l'entrefer. Cette approche est très complexe et nécessite pour sa mise en oeuvre un vaste programme de calcul de champ électromagnétique faisant intervenir un grand nombre de données relatives , tant à la structure qu'à la géométrie et les propriétés magnétiques des matériaux de la machine[1].

D'autres travaux.[5] [6], consistent à la détermination par des essais les variations des inductances de magnétisation sur les axes direct et quadrature de la machine.

L'objet de notre travail est d'étudier la caractérisation des machines synchrones saturées par la prise en compte des mesures des paramètres d'axe direct et quadrature.

Notre travail est réparti en quatre chapitres :

Le premier chapitre est consacré à la présentation des équations électriques de la machine synchrone. L'application de la transformation de Park conduit à une formulation concise et simple de ces équations.

Dans le deuxième chapitre, nous introduisons les facteurs de saturation. L'introduction de ces facteur dans le modèle de Park permet l'extension de ce modèle pour un fonctionnement en régime saturé.

Dans le troisième chapitre, nous déterminons à partir d'essais effectués au laboratoire de machines électriques, les variations des paramètres en fonction de la saturation.

Enfin, le dernier chapitre est consacré au calcul des facteurs de saturation. Cela permet la prédétermination de l'influence de la saturation sur les paramètres de la machine, ensuite nous procéderons par une comparaison des résultats pratiques avec ceux déterminés par calcul.

CHAPITRE I

MODELE DE PARK

DE LA MACHINE SYNCHRONE

NON SATURÉE

INTRODUCTION:

La théorie des deux axes direct et quadrature des modèles de la machine synchrone a été développée depuis plus d'un demi-siècle par R.H.Park. Son modèle est un système à structure multivariable, non linéaire et d'ordre élevé. Sa représentation est souvent approchée à cause des phénomènes physiques observés et de la connaissance imprécise de leurs paramètres variant avec les conditions de fonctionnement [7].

I-1 EQUATIONS ELECTRIQUES DE LA MACHINE SYNCHRONE:

La machine synchrone dont nous étudierons la mise en équations correspond à la structure représentée par la figure (1.1).

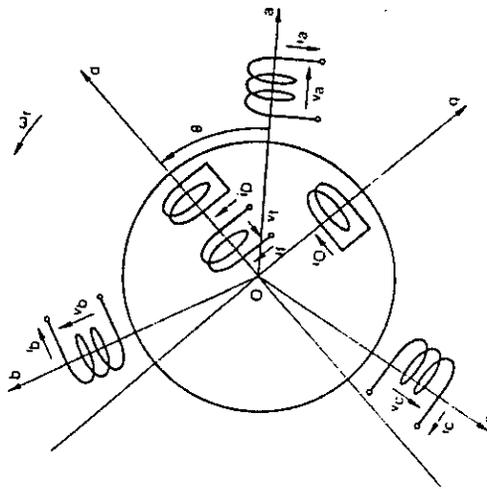


figure (1.1): machine synchrone triphasée; amortisseurs assimilés à deux enroulements en quadrature l'un de l'autre

Les six enroulements de la figure (1.1) obéissent [8] aux équations suivantes:

- au stator:

$$\begin{aligned} V_a &= R_a I_a + \frac{d\psi_a}{dt} \\ V_b &= R_b I_b + \frac{d\psi_b}{dt} \\ V_c &= R_c I_c + \frac{d\psi_c}{dt} \end{aligned} \quad (1.1)$$

- au rotor:

$$V_f = R_f I_f + \frac{d\psi_f}{dt} \quad (1.2)$$

$$0 = R_d I_d + \frac{d\psi_d}{dt} \quad (1.3)$$

$$0 = R_q I_q + \frac{d\psi_q}{dt} \quad (1.4)$$

avec: R_k ($k = a, b, c, f, d, q$) : résistance de l'enroulement k .

ψ_k ($k = a, b, c, f, d, q$) : flux d'enroulement traversant l'enroulement k .

En explicitant les expressions des flux [9] et en mettant les circuits sous forme matricielle, on obtient:

$$[V_S] = [R_S][I_S] + \frac{d}{dt} \{ [L_S][I_S] + [M_{SR}][I_R] \} \quad (1.5)$$

$$[V_R] = [R_R][I_R] + \frac{d}{dt} \{ [M_{RS}][I_S] + [L_R][I_R] \} \quad (1.6)$$

avec:

$$[V_S] = [V_a \ V_b \ V_c]^t \quad [I_S] = [I_a \ I_b \ I_c]^t$$

$$[V_R] = [V_f \ 0 \ 0]^t \quad [I_R] = [I_f \ I_d \ I_q]^t$$

les matrices résistances et inductances sont:

$$[R_S] = \begin{bmatrix} R_a & 0 & 0 \\ 0 & R_b & 0 \\ 0 & 0 & R_c \end{bmatrix}; \quad [R_R] = \begin{bmatrix} R_f & 0 & 0 \\ 0 & R_d & 0 \\ 0 & 0 & R_q \end{bmatrix}; \quad [M_{RS}] = [M_{RS}]^t$$

$$[L_{SS}] = \begin{bmatrix} L_a & M_{ab} & M_{ac} \\ M_{ab} & L_b & M_{bc} \\ M_{ca} & M_{cb} & L_c \end{bmatrix}; \quad [L_{RR}] = \begin{bmatrix} L_f & 0 & 0 \\ 0 & L_d & 0 \\ 0 & 0 & L_q \end{bmatrix}$$

$$[M_{SR}] = \begin{bmatrix} M_{af} & M_{ad} & M_{aq} \\ M_{bf} & M_{bd} & M_{bq} \\ M_{cf} & M_{cd} & M_{cq} \end{bmatrix}$$

Les inductances $[L_{SS}]$, $[M_{SR}]$ et $[L_{RR}]$ sont dans leur majorité fonctions de la position.

$$\begin{aligned} L_a &= L_{SO} + L_{SV} \cos(2\theta) & M_{ab} &= M_{SO} + L_{SV} \cos 2(\theta - 4\pi/3) \\ L_b &= L_{SO} + L_{SV} \cos 2(\theta - 2\pi/3) & M_{bc} &= M_{SO} + L_{SV} \cos 2\theta \\ L_c &= L_{SO} + L_{SV} \cos 2(\theta - 4\pi/3) & M_{ac} &= M_{SO} + L_{SV} \cos 2(\theta - 2\pi/3) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} M_{af} &= M_{fS} \cos\theta & M_{a,KD} &= M_{KD,S} \cos\theta \\ M_{bf} &= M_{fS} \cos(\theta - 2\pi/3) & M_{b,KD} &= M_{KD,S} \cos(\theta - 2\pi/3) \\ M_{cf} &= M_{fS} \cos(\theta - 4\pi/3) & M_{c,KD} &= M_{KD,S} \cos(\theta - 4\pi/3) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} M_{a,KQ} &= M_{KQ,S} \sin\theta \\ M_{b,KQ} &= -M_{KQ,S} \sin(\theta - 2\pi/3) \\ M_{c,KQ} &= -M_{KQ,S} \sin(\theta - 4\pi/3) \end{aligned}$$

I - 2 MODELE DE PARK:

Les relations (1.5) et (1.6) contiennent un certain nombre de coefficients qui sont fonction de l'angle θ , ce qui rend leur résolution impossible. Il est possible d'y remédier en opérant sur l'ensemble des grandeurs un changement de variables appelé transformation de Park simplifiant notablement les relations [8].

I - 2 - 1 HYPOTHESES:

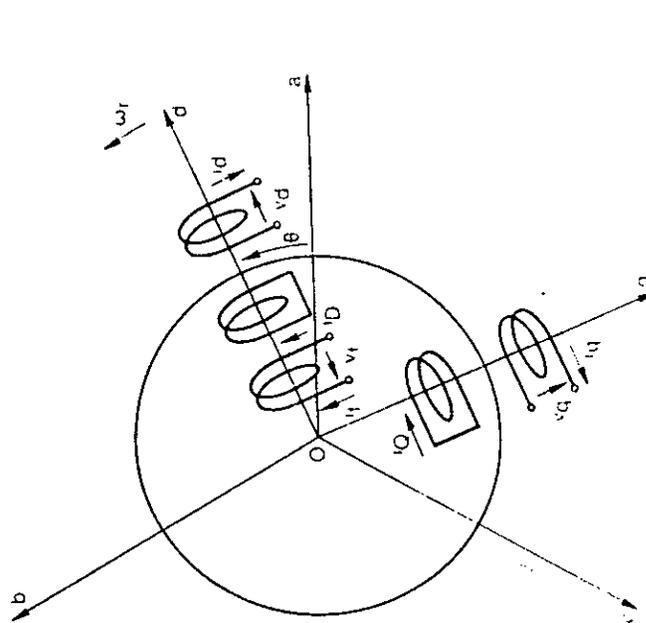
- Pour les machines idéalisées, il est considéré que toutes les densités de flux sont proportionnelles aux courants i.e., pas de saturation,

- Lorsqu'une machine est alimentée par un courant alternatif sous certaines conditions, chaque harmonique d'espace qui induit une tension à une seule fréquence peut être accepté tandis que les autres harmoniques produisent des effets parasites tels que le bruit, couple parasite, tensions parasites,

- Entrefer constant,
- Symétrie du circuit magnétique.

I - 2 - 2 EQUATIONS DES TENSIONS DANS LE REFERENTIEL DE PARK:

L'obtention de la transformation de Park à partir des forces magnétomotrices conduit à interpréter cette transformation comme la substitution aux enroulements de phases a,b,c dont les conducteurs et les axes magnétiques sont immobiles par rapport au stator, de deux enroulements d et q, dont les axes magnétiques sont solidaires du rotor et tournent avec lui [8]. La représentation schématique de la figure (1.1) devient alors celle de la figure (1.2).



figure(1.2): machine synchrone triphasée dans le référentiel de Park

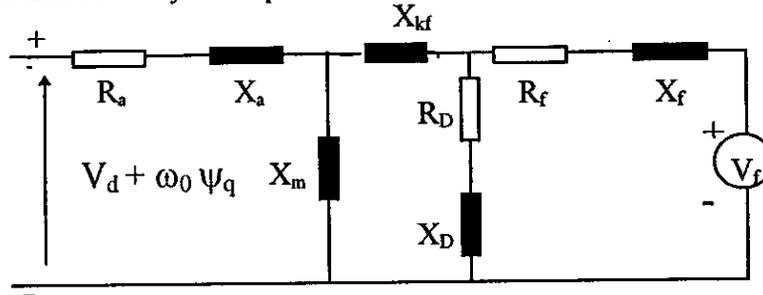
Dans le systèmes d'équations (1.5) et (1.6) nous effectuons les changements de variables suivants:

$$\begin{aligned}
 [v_s] &= [p(\theta)][v_{cs}] & [I_s] &= [p(\theta)][I_{cs}] & [\psi_s] &= [p(\theta)][\psi_{cs}] \\
 [V_{cs}] &= [V_d \ V_q \ V_0] & [I_{cs}] &= [I_d \ I_q \ I_0] & [\psi_{cs}] &= [\psi_d \ \psi_q \ \psi_0]
 \end{aligned}$$

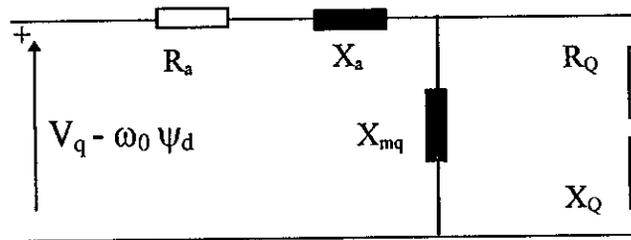
$$|P(\theta)| = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{vmatrix} \cos\theta & \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta - \frac{4\pi}{3}) \\ -\sin\theta & -\sin(\theta - \frac{2\pi}{3}) & -\sin(\theta - \frac{4\pi}{3}) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{vmatrix}$$

où $[p(\theta)]$ étant la matrice de transformation de park qui permet le passage des grandeurs statoriques $v_a, v_b, v_c, i_a, i_b, i_c, \psi_a, \psi_b, \psi_c$ à leurs composantes relatives $v_d, v_q, i_d, i_q, \psi_d, \psi_q$.

Dans tout ce qui suit, les grandeurs qui interviennent dans les circuits de la figure (1.2) sont ramenées à un système per-unit.



a - axe longitudinal



b- axe transversal

figure(1.2) schéma équivalent de la machine synchrone dans le référentiel de Park

En régime équilibré [1], les équations en tensions sont:

$$V_d = R_a I_a + \frac{1}{\omega_n} \frac{d\psi_d}{dt} - \omega_m \psi_q \tag{1.7}$$

$$V_q = R_a I_q + \frac{1}{\omega_n} \frac{d\psi_q}{dt} + \omega_m \psi_d \tag{1.8}$$

$$V_f = R_f I_f + \frac{1}{\omega_n} \frac{d\psi_f}{dt} \tag{1.9}$$

$$0 = R_D I_d + \frac{1}{\omega_n} \frac{d\psi_D}{dt} \tag{1.10}$$

$$0 = R_q I_q + \frac{1}{\omega_n} \frac{d\psi_q}{dt} \quad (1.11)$$

Ces équations contiennent deux termes qui résultent de la loi de Farady. Les tensions rotationnelles $\omega_m \psi_d$ et $\omega_m \psi_q$ sont responsables du transfert de puissance. Les tensions transformées $\frac{d\psi_d}{dt}$ et $\frac{d\psi_q}{dt}$ sont responsables des comportements transitoires électromagnétique i.e., des composantes continues statoriques.

I - 3 EXPRESSIONS DES COURANTS DE COURT CIRCUIT

Supposons que la machine machine synchrone tournant en alternateur à la vitesse ω_n , on court-circuite brusquement les trois phases statoriques.

Les expressions des composantes des courants d'induit puis de ces courants eux mêmes, ainsi que du courant inducteur [7], seront données par:

- l'expression du courant de court-circuit suivant l'axe direct:

$$i_d = -\sqrt{3} V_0 \left\{ \frac{1}{X_d} + \left(\frac{1}{X'_d} - \frac{1}{X_d} \right) e^{-\frac{t}{T'_d}} + \left(\frac{1}{X''_d} - \frac{1}{X'_d} \right) e^{-\frac{t}{T''_d}} - \frac{1}{X''_h} \cos(\omega t) e^{-\frac{t}{T''_h}} \right\} \quad (1.12)$$

avec:

$$\frac{1}{X''_h} = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{X''_d} + \frac{1}{X''_q} \right) \quad \text{et} \quad T''_h = \frac{X''_h}{R_a} \quad \text{ou} \quad X''_h : \text{harmonique des deux}$$

réactances subtransitoires.

- L'expression du courant d'excitation lors du court-circuit:

$$i_d = \left(\frac{X_d - X''_d}{X''_d} \right) I_{f1} \left\{ e^{-\frac{t}{T'_d}} - \left(1 - \frac{T''_f}{T'_d} \right) e^{-\frac{t}{T''_d}} - \frac{T''_f}{T''_d} e^{-\frac{t}{T''_h}} \cos(\omega t) \right\} \quad (1.13)$$

T''_f : constante de temps subtransitoire du circuit inducteur.

- L'expression du courant d'axe quadrature est:

$$i_q = \frac{\sqrt{3}}{X''_q} V_0 \sin(\omega t) e^{-\left(\frac{\omega R_a}{X''_h} \right) t} \quad (1.14)$$

- L'expression du courant dans la phase (a) est :

$$i_a(t) = -e \left[\frac{1}{X_d} + \left(\frac{1}{X'_d} - \frac{1}{X_d} \right) e^{-\frac{t}{T'_d}} + \left(\frac{1}{X''_d} - \frac{1}{X'_d} \right) e^{-\frac{t}{T''_d}} \right] \cos(\omega t + \theta_0) \quad (1.15)$$

$$+ \frac{e}{2} \left(\frac{1}{X''_d} + \frac{1}{X''_q} \right) e^{-\omega t} \cos \theta_0 + \frac{e}{2} \left(\frac{1}{X''_d} - \frac{1}{X''_q} \right) e^{-\omega t} \cos(2\omega t + \theta_0)$$

Les expressions des courants i_b et i_c se déduisent de celle de i_a en remplaçant θ_0 par $\theta_0 - 2\pi/3$, $\theta_0 - 4\pi/3$ respectivement.

Le courant dans une phase quelconque est la somme de trois termes:

- Un terme pseudo-périodique de pseudo-pulsation ω d'amplitude initiale e/x''_d (courant subtransitoire), d'amplitude finale e/x_d (courant de court-circuit permanent)
- Un terme aperiodique amorti, dont l'amplitude initiale dépend de la position initiale par rapport au champ inducteur de l'axe de la phase considérée.
- Un terme pseudo-périodique amorti de pseudo-période 2ω , dont l'amplitude est généralement faible du fait que x''_d et x''_q sont des valeurs numériques voisines.

Quand la machine synchrone présente plus de deux (2) amortisseurs par axe, il est très difficile d'établir des formulations analytiques simples des courants de court-circuit. La solution à ce problème est la détermination des modèles décomposés par approche multi-échelle de temps.

CONCLUSION

Ce chapitre a été consacré à la présentation des équations électriques de la machine synchrone. L'application de la transformation de Park conduit à un modèle mathématique plus simple et plus maniable rendant assez aisée l'étude des régimes transitoires.

L'extension de ce modèle pour une machine saturée constitue l'objet du chapitre 2.

CHAPITRE II

EXTENSION DU MODELE DE PARK

A LA SATURATION D'UNE MACHINE

SYNCHRONE

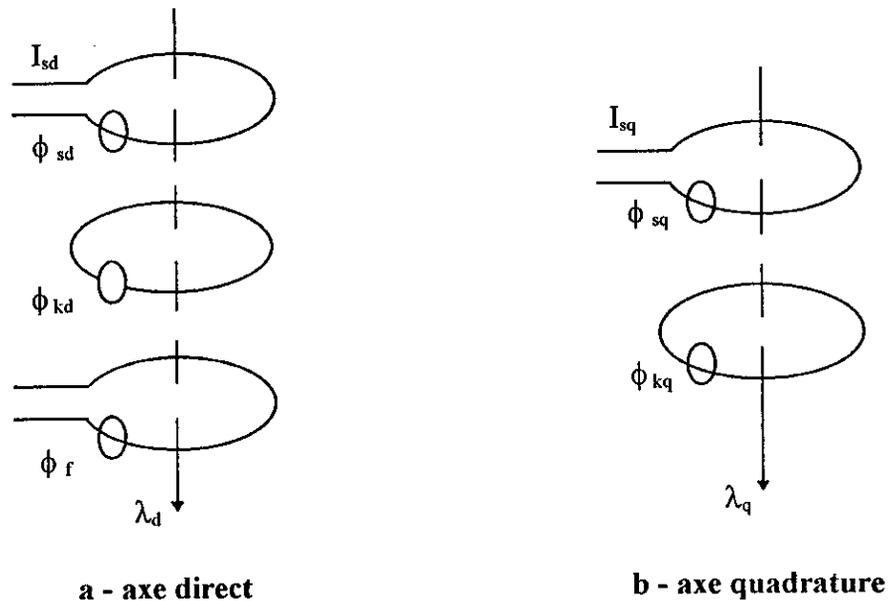
INTRODUCTION :

L'objet de ce chapitre est la caractérisation des machines synchrones saturées. On se propose de répondre à la question: comment peut-on inclure le phénomène de saturation de façon pratique et simple ?

L'idée consiste à introduire, à partir des courbes d'aimantation, l'effet de la saturation dans le modèle de Park d'une machine synchrone. Ceci constitue une extension du modèle en régime saturé.

II - 1 TRANSFORMATION DE PARK APPLIQUEE A LA MACHINE SYNCHRONE SATURÉE :

La transformation de park permet le passage d'un système triphasé à un système biphasé équivalent et donc la réduction des équations différentielles. La figure (2.1) schématise la disposition des flux sur les deux axes direct et transversal.



figure(2.1): flux dans l'axe direct et flux dans l'axe transversal

- λ_d : flux principal commun couplé aux trois enroulements sur l'axe d.
- λ_q : flux principal commun couplé aux deux enroulements sur l'axe q.
- ϕ_{sd} , ϕ_{kd} , ϕ_f : flux de fuite des enroulements sd, kd et f.
- ϕ_{sq} , ϕ_{kq} , ϕ_f : flux de fuite des enroulements sq et kq.

A ces flux correspondent les inductances suivantes :

$$L_{1md}, L_{1mq}, L_{sd}, L_{kd}, L_f, L_{sq}, L_{kq}.$$

En considérant la figure (2.1), les équations du flux prennent la forme :

$$[\phi] = [L] \cdot [I] + [\lambda] \tag{2.1}$$

$$[\phi] : [\phi_{sd}, \phi_{kd}, \phi_f, \phi_{sq}, \phi_{kq}]^t \tag{2.2}$$

$$[L] : \text{DIAG} [L_{sd}, L_{kd}, L_f, L_{sq}, L_{kq}] \tag{2.3}$$

$$[I] : [I_{sd}, I_{kd}, I_f, I_{sq}, I_{kq}]^t \tag{2.4}$$

$$[\lambda] : [\lambda_d, \lambda_d, \lambda_d, \lambda_q, \lambda_q]^t \tag{2.5}$$

Les flux communs λ_d et λ_q sont directement issus des caractéristiques d'aimantation de la machine [10] et dépendent des courants totaux suivant les axes d et q :

$$\lambda_d = f(I_{md})$$

$$\lambda_q = f(I_{mq})$$

Nous donnerons à la figure (2.2), les schémas équivalents dans deux axes direct et quadrature en régime saturé.

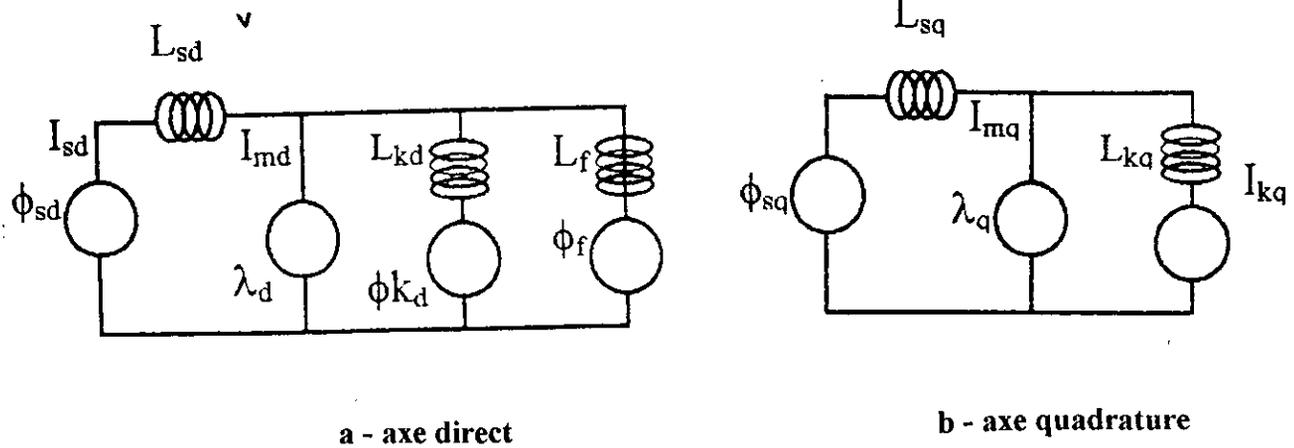


figure (2.2): schémas équivalents sur les deux axes d et q en régime saturé.

La courbe de magnétisation sur l'axe direct est fournie par les essais à vide tandis que celle sur l'axe transversal nécessite selon les normes de la C.E.I soit un essai à excitation négative, soit un essai à faible glissement.

II - 2 DEFINITION DES INDUCTANCES STATIQUES ET DYNAMIQUES**II - 2 - 1 INDUCTANCES STATIQUES :**

Les courbes $\lambda_d (I_{md})$ et $\lambda_q (I_{mq})$ étant obtenues expérimentalement, on peut définir les inductances L_{1md} et L_{1mq} [10] qui sont dans ce référentiel indépendantes de θ :

$$L_{1md} = \lambda_d / I_{md} . \quad (2.6)$$

$$L_{1mq} = \lambda_q / I_{mq} . \quad (2.7)$$

L_{1md} : inductance de magnétisation statique longitudinale.
 L_{1mq} : inductance de magnétisation statique transversale.

Ces inductances varient suivant le point de fonctionnement de la machine. L'indice 1 indique que l'on se trouve sur les parties saturées des courbes d'aimantation . Pour les parties non-saturées, on aura L_{md} et L_{mq} .

II - 2 - 2 INDUCTANCES DYNAMIQUES:

En reprenant les équations (1.1) à (1.4) on peut définir deux nouvelles équations qui serviront à la détermination des inductances de magnétisation dynamiques :

$$\psi_d = L_{sd} \cdot I_d + \lambda_d \quad (2.8)$$

$$\psi_q = L_{sq} \cdot I_q + \lambda_q \quad (2.9)$$

En multipliant tous les termes de ces équations par l'opérateur de Laplace $p = \frac{d}{dt}$ on obtient:

$$p\psi_d = L_{sd} pI_d + \frac{d\lambda_q}{dI_{mq}} pI_{md} \quad (2.10)$$

$$p\psi_q = L_{sq} pI_q + \frac{d\lambda_d}{dI_{md}} pI_{mq} \quad (2.11)$$

les équations (2.10) et (2.11) définissent deux nouvelles inductances :

$$L'_{1md} = \frac{d\lambda_q}{dI_{mq}} \quad (2.12)$$

$$L'_{1mq} = \frac{d\lambda_d}{dI_{md}} \quad (2.13)$$

L'_{1mq} et L'_{1md} sont des inductances de magnétisation dynamiques pour l'axe polaire et l'axe interpolaire. Elles caractérisent les pentes des courbes d'aimantation. Les inductances L_{md} , L_{1md} et L'_{1md} sont représentées à la figure (2.3).

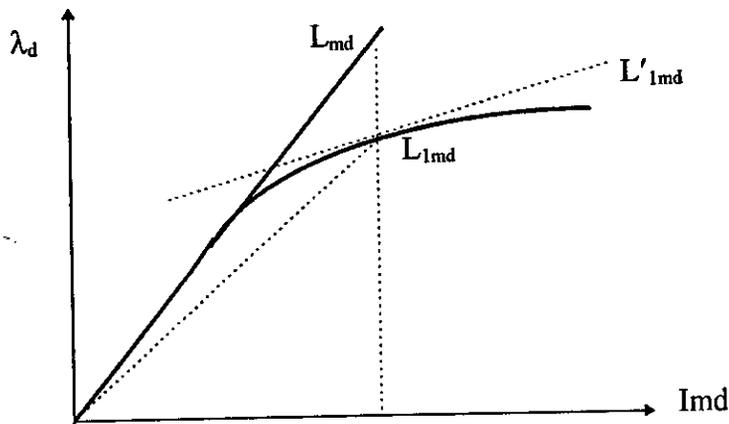


figure (2.3): représentation graphique des inductances L_{md} , L_{1md} , L'_{1md}

Dans les parties non saturées, on retrouve aisément les égalités :

$$L_{md} = L_{1md} = L'_{1md} .$$

$$L_{mq} = L_{1mq} = L'_{1mq} .$$

Les inductances de l'axe interpolaire sont représentées similairement en remplaçant l'indice d par l'indice q.

II - 3 INTRODUCTION DES FACTEURS DE SATURATION :

Les éléments de la matrice $[L]$ dans l'expression (2.3) dépendent des conditions magnétiques de la machine, notamment la saturation. Un modèle mathématique précis doit tenir compte de cet effet.

Deux directions sont possibles : La première assez précise, mais onéreuse, consiste à déterminer la distribution du champ magnétique dans la machine (méthodes des éléments et différences finies) en tenant compte de la géométrie et des propriétés magnétiques des matériaux. La seconde que nous proposons, est de supposer que seules certaines inductances

sont affectées par la saturation. Suivant cette approche, il est couramment supposé que les inductances de fuite statoriques et rotoriques sont constantes, alors les inductances L_{md} et L_{mq} sont sujettes à la saturation. La méthode utilisée pour calculer les valeurs saturées de L_{md} et L_{mq} est basée sur les courbes d'aimantation [11] pour la détermination des facteurs de saturation k_d et k_q :

$$L_{1md} = k_d \cdot L_{md} \quad (2.14)$$

$$L_{1mq} = k_q \cdot L_{mq} \quad (2.15)$$

A partir des courbes d'aimantation et moyennant les expressions des inductances statiques et dynamiques, on peut définir deux sortes de facteurs de saturation pour les deux axes.

II - 3 - 1 FACTEUR DE SATURATION STATIQUE :

D'après la figure (2.4), L_{md} est définie par :

$$L_{md} = \frac{DE}{OD} \quad (2.16)$$

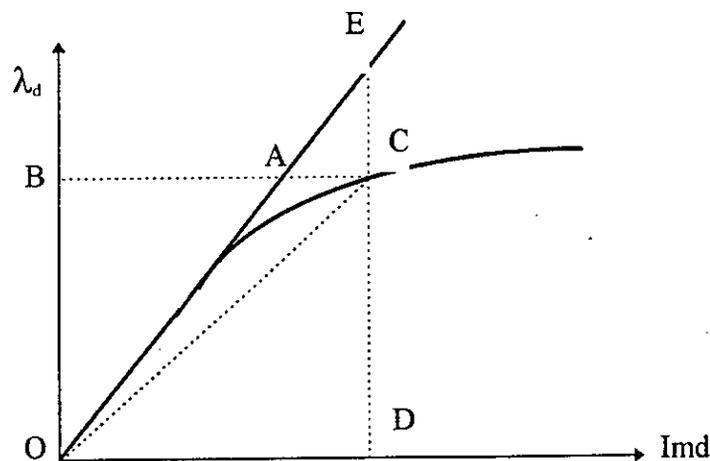


figure (2.4): représentation graphique du facteur de saturation statique k_d

D'autre part, l' inductance de magnétisation statique est définie par :

$$L_{1md} = \frac{DC}{OD} \quad (2.17)$$

Le facteur de saturation sur l'axe d est alors :

$$k_d = \frac{DC}{DE} = \frac{BA}{BC} \tag{2.18}$$

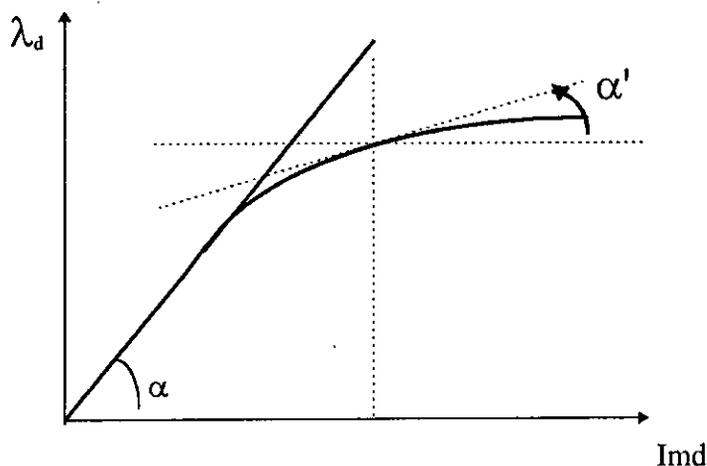
II - 3 - 2 FACTEUR DE SATURATION DYNAMIQUE :

On peut aussi déterminer un coefficient qui, multiplié par la valeur non saturée de l'inductance de magnétisation, donne la valeur saturée de l'inductance dynamique. La figure (2.5) représente le procédé de détermination du facteur de saturation dynamique.

$$L'_{imd} = k' \cdot L_{imd} \tag{2.19}$$

$$k'_{md} = \text{tg}\alpha' \tag{2.20}$$

$$k'_d = \frac{\text{tg}\alpha'}{\text{tg}\alpha} \tag{2.21}$$



figure(2.5) : représentation graphique du facteur de saturation dynamique

A partir des courbes d'aimantation, on mesure les segments [BA] et [BC] ainsi que les angles α et α' pour plusieurs points de la courbe et on calcule les facteurs de saturation [10]. Ces facteurs peuvent être présentés analytiquement soit sous forme d'une fonction de flux soit sous forme d'une fonction de courant. Par exemple on choisira une fonction polynomiale:

$$k_d (\lambda_d) = a_0 + a_1 \lambda_d + \dots + a_n \lambda_d^n \tag{2.22}$$

$$k_d (I_{md}) = b_0 + b_1 I_{md} + \dots + b_n I_{md}^n \tag{2.23}$$

Le même calcul peut être repris pour déterminer les coefficient de saturation sur l'axe q en suivant la même procédure.

II - 4 EQUATIONS DES FLUX D'UNE MACHINE SYNCHRONE SATUREE :

les flux λ_d et λ_q pour un point de fonctionnement qui se trouve dans les parties saturées des courbes s'écrivent de la façon suivante:

$$\lambda_d = L_{1md} I_{md} = K_d L_{md} I_{md} . \quad (2.24)$$

$$\lambda_q = L_{1mq} I_{mq} = K_q L_{mq} I_{mq} . \quad (2.25)$$

Ces relations permettent d'introduire les facteurs de saturation dans les équations:

$$\begin{vmatrix} \psi_d \\ \psi_f \\ \psi_{kd} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} L_{sd} + k'_d L_{md} & k'_d L_{md} & k'_d L_{md} \\ k'_d L_{md} & L_f + k'_d L_{md} & k'_d L_{md} \\ k'_d L_{md} & k'_d L_{md} & L_{kd} + k'_d L_{md} \end{vmatrix} \begin{vmatrix} I_d \\ I_f \\ I_{kd} \end{vmatrix} \quad (2.26)$$

$$\begin{vmatrix} \psi_q \\ \psi_{kq} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} L_{sq} + k'_q L_{mq} & k'_q L_{mq} \\ k'_q L_{mq} & L_{kq} + k'_q L_{mq} \end{vmatrix} \begin{vmatrix} I_q \\ I_{kq} \end{vmatrix} \quad (2.27)$$

En introduisant l'opérateur de Laplace $p = d/dt$ les équations deviennent:

- axe direct:

$$\begin{vmatrix} p\psi_d \\ p\psi_f \\ p\psi_{kd} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} L_{sd} + K'_d L_{md} & K'_d L_{md} & K'_d L_{md} \\ K'_d L_{md} & L_f + K'_d L_{md} & K'_d L_{md} \\ K'_d L_{md} & K'_d L_{md} & L_{kd} + K'_d L_{md} \end{vmatrix} \begin{vmatrix} pI_d \\ pI_f \\ pI_{kd} \end{vmatrix} \quad (2.28)$$

- axe quadrature:

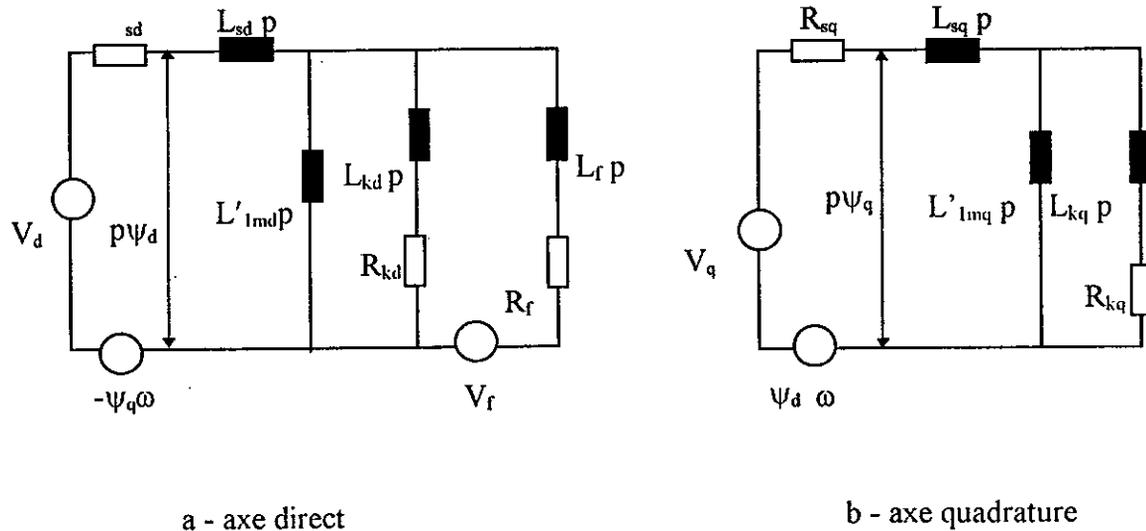
$$\begin{vmatrix} p\psi_q \\ p\psi_{kq} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} L_{sq} + K'_q L_{mq} & K'_q L_{mq} \\ K'_q L_{mq} & L_{kq} + K'_q L_{mq} \end{vmatrix} \begin{vmatrix} pI_q \\ pI_{kq} \end{vmatrix} \quad (2.29)$$

II - 5 EQUATIONS DES TENSIONS

La méthode des facteurs de saturation permet d'obtenir très simplement les équations électriques suivant la transformation de PARK, pour un point de fonctionnement se trouvant dans les parties saturées des courbes d'aimantation. Les expressions des tensions deviennent alors :

$$\begin{vmatrix} v_d \\ v_q \\ V_f \\ 0 \\ 0 \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} R_{sd} + L'_{1md} p & L'_{1md} p & L'_{1md} p & -\omega L_{1sq} & -\omega L_{1mq} \\ \omega L_{1sd} & \omega L_{1md} & \omega L_{1md} & R_{sq} + L'_{1sq} p & L'_{1mq} \\ L'_{1md} p & R_{kd} + L'_{1f} p & L'_{1md} p & 0 & 0 \\ L'_{1md} p & L'_{1md} p & R_f + L'_{1kd} p & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & L'_{1mq} p & R_{kq} + L'_{1kq} p \end{vmatrix} \begin{vmatrix} I_d \\ I_q \\ I_f \\ I_{kd} \\ I_{kq} \end{vmatrix} \tag{2.30}$$

L'expression (2.30) représente les équations électriques générales de la machine. C'est une expression non linéaire, les éléments non nuls ne sont pas des constantes. La figure(2.6) représente les circuits équivalents en tensions.



figure(2.6): schémas équivalents pour les tensions sur les deux axes en régime saturé

II - 6 EXPRESSIONS DE LA PUISSANCE ET DU COUPLE EN REGIME SATURE

Après transformation de PARK, l'expression de la puissance instantanée prend la forme:

$$P_e = V_d I_d + V_q I_q + V_f I_f + V_0 I_0$$

$$P_e = [R_s (I_d^2 + I_q^2) + (R_{so} I_o^2 + R_f I_f^2)] + [I_d p\psi_d + I_d p\psi_q + I_d p\psi_o] + \omega [I_q p\psi_d - I_d p\psi_q]. \quad (2.31)$$

Cette puissance est constituée[10] de trois termes :

- Le premier est dû aux pertes joules dans les enroulements.
- Le second représente la puissance traduisant la variation d'énergie magnétique emmagasinée.
- Le dernier correspond à la puissance transformable en puissance mécanique.

La puissance mécanique a pour expression:

$$P_{mec} = \omega [I_q p\psi_d - I_d p\psi_q]. \quad (2.32)$$

d'où l'expression du couple est :

$$\begin{aligned} C_{em} &= (I_q p\psi_d - I_d p\psi_q) \\ &= [(L_{sd} + K_d L_{md}) - (L_{sq} + K_q L_{mq})] I_d I_q \\ &\quad + [(K_d L_{md} - L_{kd}) I_q - K_q L_{mq} I_{kq}] I_d + (K_d L_{md} I_f I_q) \end{aligned} \quad (2.33)$$

Le premier terme correspond au couple reluctant dû à la saillance des pôles, le second représente le couple asynchrone instantané et le troisième exprime le couple synchrone créé par l'excitation. La prise en compte de la saturation influe sur les trois termes du couple électromagnétique.

II - 7 FORMULATION OPERATIONNELLE D'UNE MACHINE SYNCHRONE SATURÉE

En linéarisant les courbes d'aimantation au voisinage d'un point de fonctionnement, on peut utiliser l'opérateur de Laplace p en vue d'une formulation linéaire simple et en déduire les inductances opérationnelles instantanées suivant les deux axes d et q permettant ainsi de déterminer les paramètres de la machine. Cette formulation s'obtient on suivant la même procédure que pour une machine non saturée.

Les grandeurs statoriques sous forme opérationnelle s'écrivent :

$$\psi_d(p) = L_{sd}(p) I_d + G(p) V_f. \quad (2.34)$$

$$\psi_q(p) = L_{sq}(p) I_q. \quad (2.35)$$

$$L_{sd}(p) = (L_{sd} + L_{1md}) \frac{(1+T'_d p)(1+T''_d p)}{(1+T'_{do} p)(1+T''_{do} p)} \quad (2.36)$$

$L_{sp}(p)$: Inductance opérationnelle instantanée sur l'axe direct .

$$L_{sq}(p) = (L_{sq} + L_{1mq}) \frac{(1+T'_{qp})(1+T''_{qp})}{(1+T''_{qo} p)} \quad (2.37)$$

$L_{sq}(p)$: Inductance opérationnelle instantanée sur l'axe transversal .

$$G(p) = \frac{L_{1md}}{R_f} \frac{(1+T_{kd} p)}{(1+T'_{do} p)(1+T''_{do} p)} \quad (2.38)$$

$G(p)$: Fonction opérationnelle.

II - 7 - 1 EXPRESSIONS DES REACTANCES SATUREES :

Les expressions des réactances en régime saturé [16] sont:

- réactance synchrone saturée longitudinale:

$$X_d = X_a + \omega L'_{1md} = X_a + K'_d X_{md}. \quad (2.39)$$

- réactance transitoire saturée longitudinale:

$$X'_d = X_a + \frac{K'_d X_{md} X_f}{K'_d X_{md} + X_f} \quad (2.40)$$

- réactance subtransitoire saturée longitudinale:

$$X''_d = X_a + \frac{K'_d X_{md} X_f X_a}{K'_d X_{md} X_f + X_f X_a + K'_d X_{md} X_a} \quad (2.41)$$

- réactance synchrone saturée transversale:

$$X_q = X_a + K'_d X_{mq} \quad (2.42)$$

- réactance subtransitoire saturée transversale:

$$X''_q = X_a + \frac{K'_d X_{md} X_q}{K'_d X_{md} + X_a} \quad (2.43)$$

II-7-2 EXPRESSIONS DES CONSTANTES DE TEMPS DU REGIME SATURE

- constante de temps transitoire longitudinale à circuit ouvert:

$$T'_{do} = \frac{1}{\omega R_f} (X_f + K'_d X_{md}) \quad (2.44)$$

- constante de temps subtransitoire longitudinale à circuit ouvert:

$$T''_{do} = \frac{1}{\omega R_{kd}} \left(X_{kd} + \frac{K'_d X_{md} X_f}{K'_d X_{md} + X_f} \right) \quad (2.45)$$

- constante de temps transitoire longitudinale de court-circuit:

$$T'_d = \frac{1}{\omega R_f} \left(X_f + \frac{K'_q X_{md} X_{kq}}{K'_q X_{mq} + X_{kq}} \right) \quad (2.46)$$

- constante de temps subtransitoire longitudinale de court circuit:

$$T''_d = \frac{1}{\omega R_f} \left(X_{kd} + \frac{K'_d X_{md} X_f X_{kd}}{K'_d X_{md} X_f + X_f X_{kd} + K'_d X_{md} X_{kd}} \right) \quad (2.47)$$

- constante de temps subtransitoire transversale à circuit ouvert:

$$T''_{qo} = \frac{1}{\omega R_{kd}} (X_{kq} + K'_q X_{mq}) \quad (2.48)$$

- constantes de temps subtransitoires transversale de court-circuit:

$$T''_q = \frac{1}{\omega R_{kq}} \left(X_{kq} + \frac{K'_q X_{md} X_{kq}}{K'_q X_{mq} + X_{kq}} \right)$$

CONCLUSION:

Dans ce chapitre, nous avons introduit la saturation dans le modèle de Park à l'aide des facteurs de saturation. Nous avons obtenu de nouvelles formes d'équations générales de la machine synchrone ainsi que de nouvelles formes des expressions de ses paramètres.

Ces résultats vont être exploités plus loin en vue de traiter de l'influence de la saturation sur la machine.

CHAPITRE III

RESULTATS EXPERIMENTAUX

INTRODUCTION

Les recommandations de la C.E.I 85 imposent la détermination des grandeurs caractéristiques des machines synchrones à partir des résultats d'essais. Ces recommandations sont adoptées par la majorité des pays industrialisés. Ce chapitre est consacré à la détermination des grandeurs de la machine synchrone étudiée, sur la base d'un certain nombre d'essais effectués au laboratoire de machines électriques.

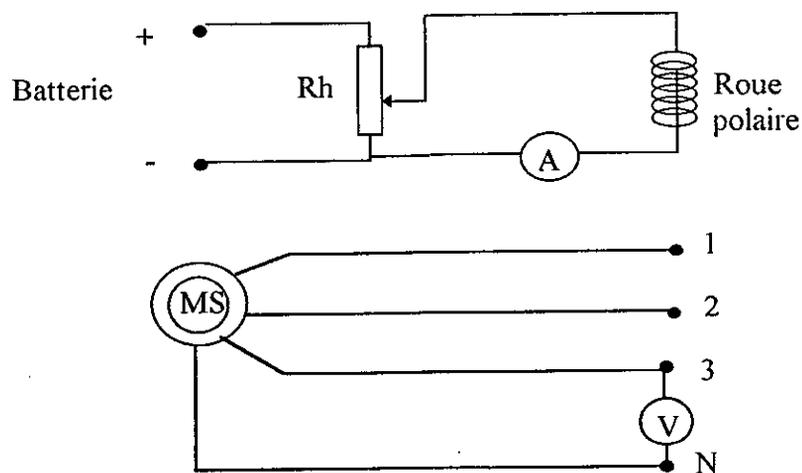
III - 1 RESULTATS D'ESSAIS

Les essais sont effectués sur une machine synchrone dont les caractéristiques nominales sont:

	$P = 2 \text{ kVA}$	$N = 1500 \text{ tr/min}$	$\cos\phi = 0.8$
Δ	$V_n = 220 \text{ V}$	$I_n = 5.25 \text{ A}$	
Y	$U_n = 380 \text{ V}$	$I_n = 3.03 \text{ A}$	
	courant d'excitation		$I_n = 5 \text{ A}$

III - 1 - 1 ESSAI A VIDE

L'essai à vide est effectué en entraînant la machine en génératrice de courant alternatif figure (3.1). La variation du courant d'excitation est effectuée par échelons progressifs en allant des tensions les plus faibles aux tensions les plus élevées, jusqu'à atteindre environ 1.3 de la tension nominale puis en faisant le chemin inverse. A cause de l'hystérésis, le graphe que l'on retiendra sera celui dont les ordonnées seront moyennées entre les deux graphes enregistrés à excitation croissante et à excitation décroissante.



figure(3.1): schéma d'alimentation de la machine lors de l'essai à vide.

Les résultats de cet essai sont donnés dans le tableau (3.1)

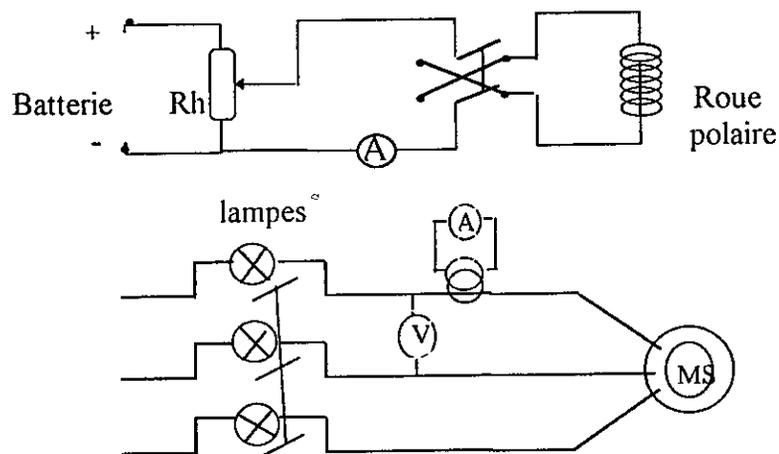
$V_f(V)$	0	27	55	80	90	108	123	168.5	197.5
$I_f(A)$	0	0.19	0.4	0.6	0.7	0.81	1	1.5	2

218.75	233.75	243.75	251.25	259	265	270	275	277.5
2.5	3	3.5	4	4.5	5	5.5	6	6.5

Tableau (3.1) : résultats d'essai

III - 1 - 2 ESSAI A EXCITATION NEGATIVE

Dans cet essai, la machine fonctionnant en moteur synchrone à vide, est alimentée par un système équilibré de tensions, de fréquence normale mais de valeur réduite; figure.(3.2). Le courant d'excitation est réduit progressivement jusqu'à la valeur zéro, sa polarité est inversée, et il est ensuite augmenté jusqu'au moment où la machine glisse d'un pôle. Les valeurs de la tension, du courant d'induit et du courant d'excitation sont mesurées au cours de l'essai jusqu'au moment où la machine commence à glisser d'un pôle.



figure(3.2): schéma d'alimentation de la machine lors de l'essai d'excitation négative.

Les résultats de cet essai sont présentés dans le tableau (3.2)

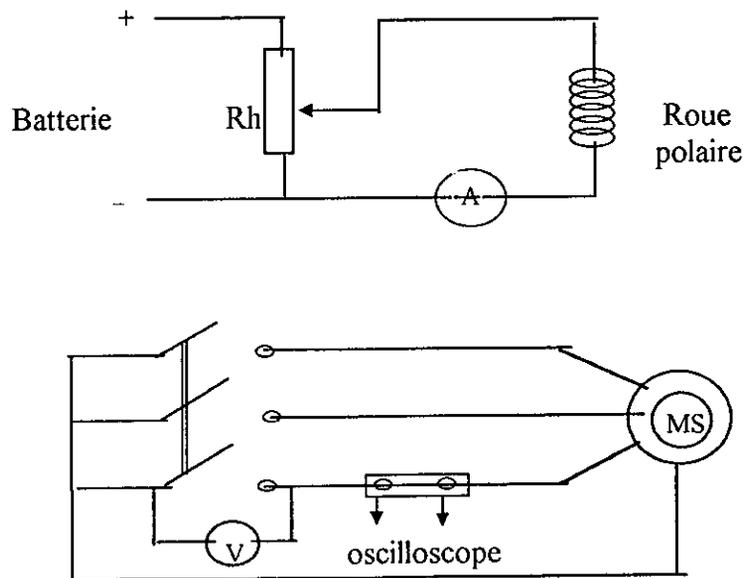
V(V)	130	140	145	150	155	160	165	170	175	180
I_f (A)	2.2	2.1	2.5	2.6	2.9	2.8	3.1	2.8	3.25	3.3
I(A)	7.2	8.4	8.8	9.2	10	10.4	11.6	12	13	14

Tableau (3.2) : résultats d'essai

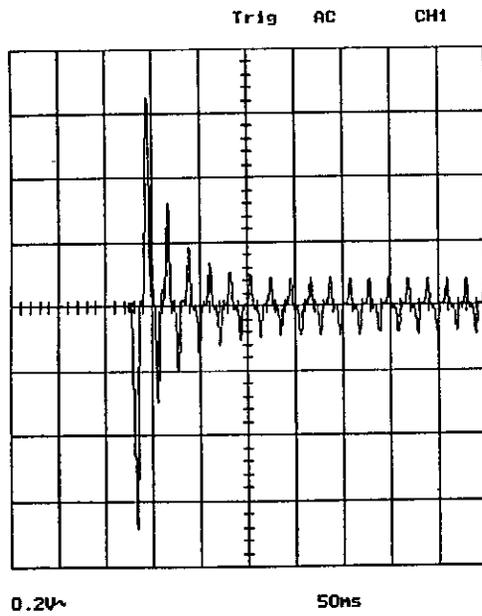
III - 1 - 3 ESSAI DE COURT CIRCUIT TRIPHASE BRUSQUE

L'alternateur tournant à vide à sa vitesse nominale figure(3.3) on mesure la force électromotrice e induite au stator. Puis on enregistre les courants statoriques et le courant inducteur lors du court-circuit triphasé à l'aide d'un oscilloscope. l'essai est effectué à des niveaux de tensions allant de 0.1 à 0.7 fois la tension nominale [12].

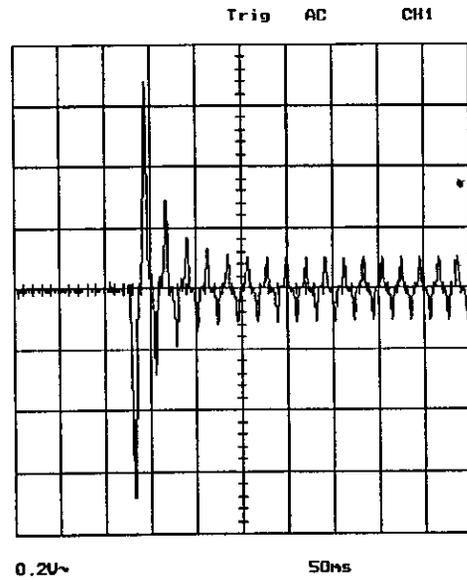
Quelques enregistrements oscillographiques des courants statoriques de court-circuit sont donnés par les figures (3.4).



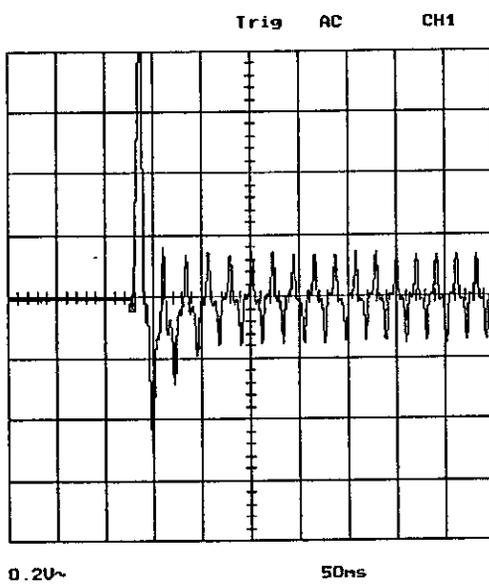
figure(3.3) : schéma d'alimentation de la machine lors de l'essai de court-circuit triphasé.



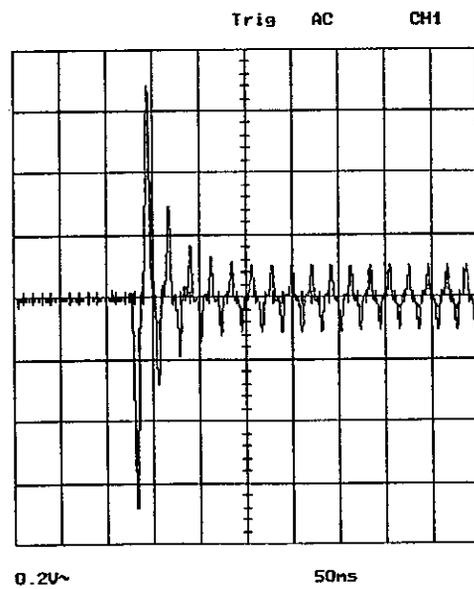
a) - $I_f = 2 \text{ A}$



b) - $I_f = 2.5 \text{ A}$



c) - $I_f = 4 \text{ A}$



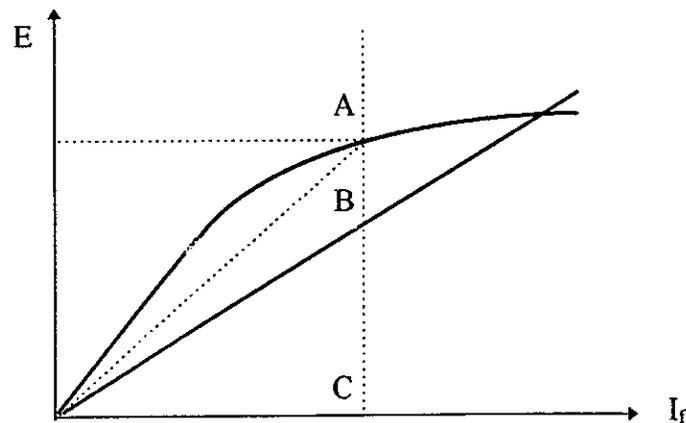
d) - $I_f = 1.5 \text{ A}$

figure(3.4): oscillogrammes du courant dans une phase d'induit d'une machine synchrone lors d'un court-circuit brusque triphasé

III - 2 DETERMINATION DES PARAMETRES A PARTIR DES ESSAIS:**III - 2 -1 REACTANCE SYNCHRONE LONGITUDINALE:**

La réactance synchrone longitudinale est déterminée à partir de la caractéristique de saturation à vide et de la caractéristique en court-circuit triphasé permanent [12], en faisant le quotient de la tension qui correspond sur la caractéristique à vide à un courant de court-circuit qui correspond à ce même courant d'excitation sur la caractéristique en court-circuit figure(3.5).

$$X_d = \frac{U_n}{\sqrt{3}I_{BC}} \quad \left[X_d = \frac{AC}{BC} \right] \quad (3.1)$$



figure(3.5): détermination de X_d à partir de la caractéristique à vide et en court-circuit.

Les courbes donnant les variations de X_d en fonction de la saturation sont représentées sur la figure (3.6)

III -2 - 2 REACTANCE SYNCHRONE TRANSVERSALE

La réactance synchrone transversale X_q est déterminée au moyen de l'essai à excitation négative en utilisant la formule:

$$X_q = X_d U_r / (U_r + e) \quad (3.2)$$

dans laquelle e est la f.e.m à vide correspondant au courant d'excitation i_r pour lequel la machine glisse d'un pôle. Elle est déterminée au moyen de la droite joignant l'origine au

point de la caractéristique à vide qui correspond à la tension au moment de la perte du synchronisme figure (3.6).

U_r : est la tension au moment où la machine glisse d'un pôle.

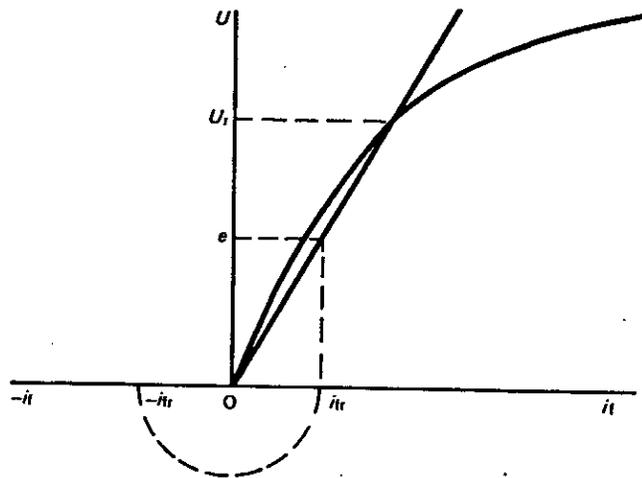
X_d : est la réactance synchrone longitudinale déterminée au moyen de la caractéristique à vide.

X_q : peut aussi être déduite de l'expression :

$$X_q = U_r / (3^{1/2} I_r) \quad \Omega \quad (3.2)$$

ou I_r est le courant d'induit au moment où la machine glisse d'un pôle.

La valeur de X_q obtenue à partir de cet essai peut, selon la valeur de U_r inclure l'effet de la saturation.



figure(3.6): détermination de X_q à partir de l'essai à excitation négative

La variation de X_q en fonction de i_r est donnée sur la figure (3.5)

III - 2 - 3 REACTANCES X'_d , X''_d et constantes de temps T'_d , T''_d

Pour déterminer ces grandeurs on enregistre à l'oscillographe le courant de court-circuit dans les trois phases de l'induit.

L'amplitude de la composante pseudo-périodique amortie est le coefficient de $\cos(\omega t + \theta_0)$ dans l'équation (1.15). Elle s'obtient graphiquement en traçant les enveloppes supérieure et inférieure de la courbe obtenue par enregistrement oscillographique, et en mesurant à des intervalles de temps bien choisis (dépendant de la rapidité des amortissements) la différence entre les ordonnées de ces deux enveloppes [8]. La moitié de cette différence est l'amplitude simple obéissant à la loi (en valeur absolue):

$$i(t) = e \left[\frac{1}{X_d} + \left(\frac{1}{X'_d} - \frac{1}{X_d} \right) e^{-\frac{t}{T'_d}} + \left(\frac{1}{X''_d} - \frac{1}{X'_d} \right) e^{-\frac{t}{T''_d}} \right] \quad (3.4)$$

En prolongeant l'enregistrement jusqu'au régime de court-circuit permanent, on peut retrancher le terme correspondant, d'où:

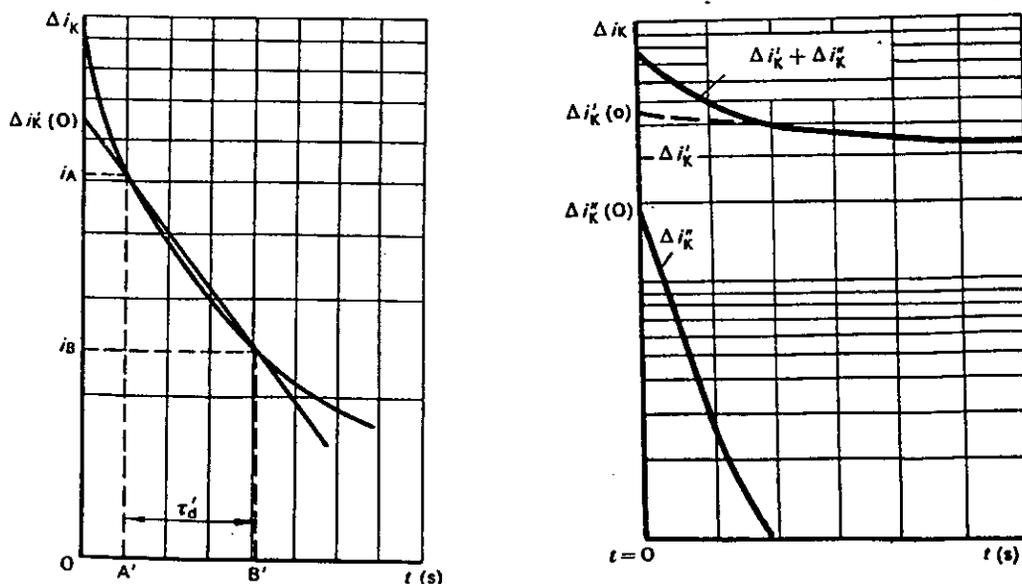
$$\Delta i(t) = e \left[\left(\frac{1}{X'_d} - \frac{1}{X_d} \right) e^{-\frac{t}{T'_d}} + \left(\frac{1}{X''_d} - \frac{1}{X'_d} \right) e^{-\frac{t}{T''_d}} \right] \quad (3.5)$$

que l'on reporte en coordonnées semi logarithmique

Du fait que T''_d est généralement petit devant T'_d au bout de peu de temps $\Delta i(t)$ se confond avec la composante transitoire

$$\Delta i'(t) = e \left(\frac{1}{X'_d} - \frac{1}{X_d} \right) e^{-\frac{t}{T'_d}} \quad (3.6)$$

Lorsque la deuxième partie de ce tracé est une droite (cas d'une exponentielle), le prolongement de celle-ci jusqu'à la droite $t=0$ donne la valeur initiale $\Delta i'_k(0)$ de la composante transitoire du courant de court-circuit, figure (3.7).



figure(3.7): détermination des réactances X'_d X''_d et des constantes de temps T'_d T''_d

Lorsque la deuxième partie de ce tracé est incurvée, l'amplitude du courant i_A figure (3.7- b) est mesurée au temps OA' près égal à 0.2 s où au temps à partir duquel les phénomènes subtransitoires deviennent négligeables. Le temps OB' correspond au temps pour lequel le courant $i_B = i_A/e$. La constante de temps T'_d est prise égale à $(OB' - OA')$ secondes. La droite joignant les points représentatifs des valeurs des courants i_A et i_B est considérée comme représentant la valeur équivalente de $\Delta i'_k$ et son extrapolation jusqu'à la droite $t = 0$ donne la valeur initiale $\Delta i'_k(0)$ de la composante transitoire du courant de court-circuit.

La réactance transitoire longitudinale est déterminée à partir de l'essai de court-circuit triphasé brusque comme étant le rapport de la tension à vide, mesurée immédiatement avant le court-circuit $[U(0)]$, à la valeur initiale de la composante périodique du courant de court-circuit sans tenir compte de la composante subtransitoire

$$X'_d = \frac{U(0)}{\sqrt{3}(I(\infty) + \Delta I'_k(0))} \Omega \quad (3.7)$$

La réactance subtransitoire longitudinale est le rapport de la tension à vide, mesurée immédiatement avant le court-circuit à la valeur initiale de la composante périodique du courant de court-circuit obtenu par l'analyse des oscillogrammes figure(3.4)

$$X''_d = \frac{U(0)}{\sqrt{3}(I(\infty) + \Delta I'_k(0) + \Delta I''_k(0))} \Omega \quad (3.8)$$

La constante de temps transitoire longitudinale en court-circuit est déterminée comme étant le temps nécessaire pour que la composante transitoire du courant induit décroisse jusqu'à $1/e = 0.368$ fois sa valeur initiale.

La constante de temps subtransitoire longitudinale en court-circuit est déterminée comme étant le temps nécessaire pour que la composante subtransitoire du courant induit décroisse jusqu'à $1/e = 0.368$ fois sa valeur initiale.

III -2 -4 CONSTANTES DE TEMPS T'_{d0} et T''_{d0}

La détermination de ces paramètres ainsi que ceux de l'axe transversal T'_q et T''_{q0} nécessite selon les normes de la C.E.I, un essai de décroissance du courant d'excitation avec enroulement d'induit ouvert, essai qui n'a pu, malheureusement, être effectué.

Une méthode qui permet de surmonter cette difficulté est d'exploiter les résultats déterminés précédemment, moyennant les formules :

$$\frac{T'_{d0}}{T'_d} \approx \frac{X_d}{X'_d} \quad (3.9)$$

$$\frac{T''_{d0}}{T''_d} \approx \frac{X'_d}{X''_d} \quad (3.10)$$

pour calculer les valeurs approchées de T'_{d0} et T''_{d0} . Ces valeurs sont portées sur les figures (3.8) et (3.9).

Pour ce qui est de l'axe quadrature, les essais industriels ne donnent généralement pas de renseignements sur les paramètres de cet axe [14].

Les industriels prennent en considération les calculs de construction, car ils estiment que les essais nécessitent beaucoup de moyens et une grande plate forme trop chère à mettre en oeuvre.

Cependant, pour les machines à faible puissance, bien qu'il est possible de réaliser ces essais, les méthodes permettant de déterminer les paramètres sur l'axe transversal à partir des résultats d'essais restent non confirmées.

CONCLUSION

Il résulte de cette étude que:

- tous les paramètres de la machine sont affectés par la saturation. Les tracés montrent que leurs valeurs allaient en diminuant lorsque la saturation augmente en présentant la même allure.
- les réactances synchrones directe et transversale mesurées démontrent de façon claire que les caractéristiques de saturation d'axe direct et d'axe en quadrature sont très différentes [13].

Et pour finir on signale, les résultats obtenus constituent une preuve qui contredit l'hypothèse qui suppose que la saturation est négligeable dans l'axe transversal.

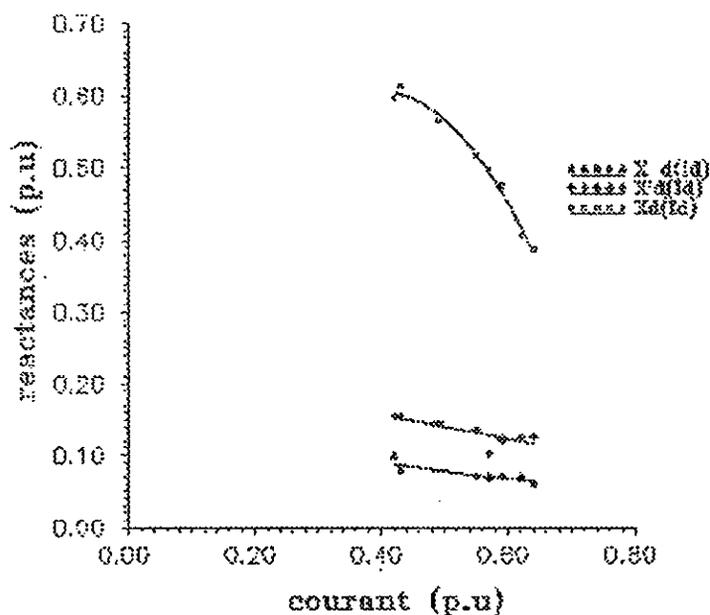


figure (3.8) : Influence de la saturation sur les réactances longitudinales

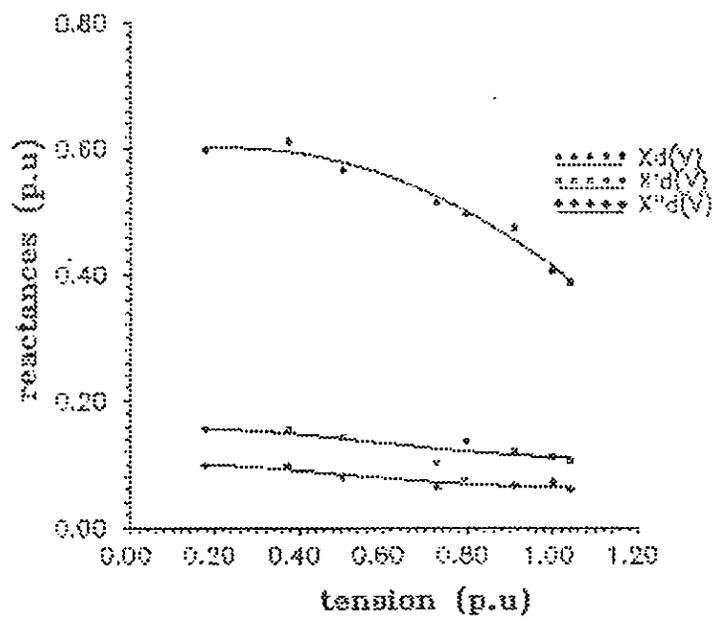


figure (3.9) : Influence de la saturation sur les réactances longitudinales

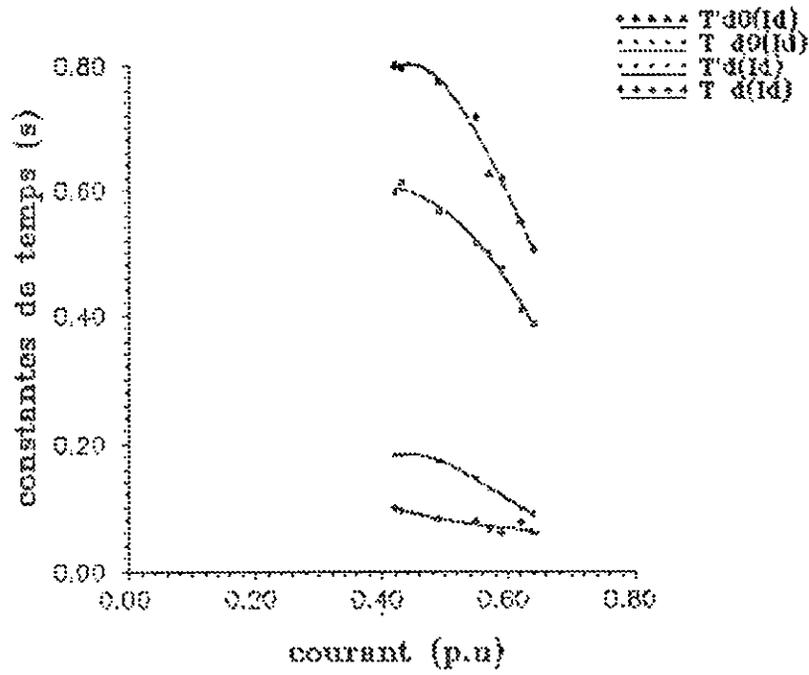


figure (3.10) : Influence de la saturation sur les constantes de temps de l'axe direct

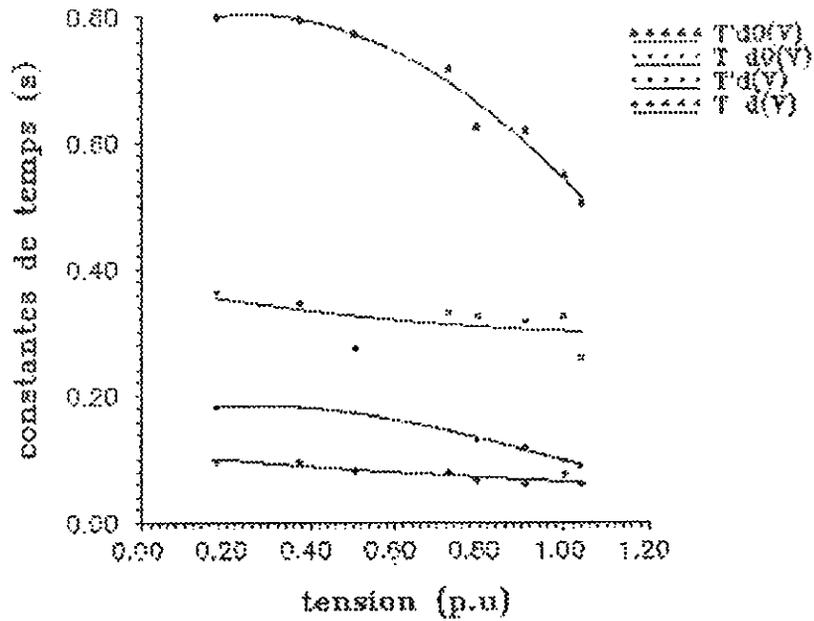


figure (3.11) : Influence de la saturation sur les constantes de temps de l'axe direct

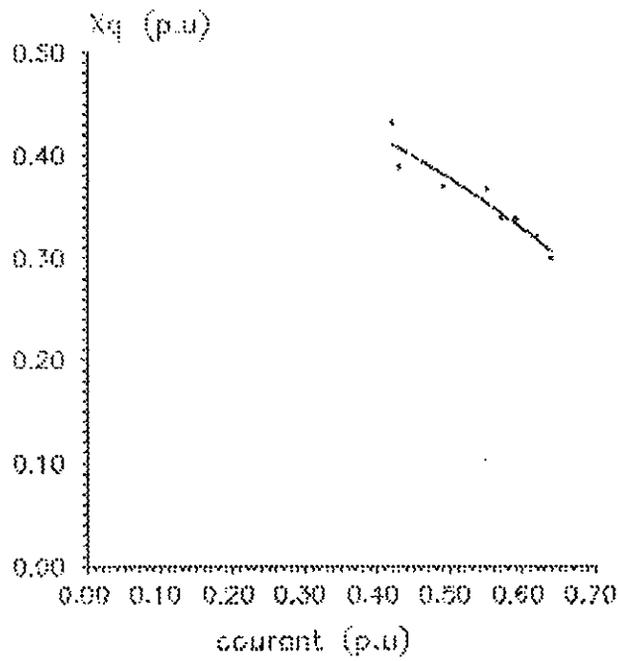


figure (3.12) : Influence de la saturation sur la réactance transversale

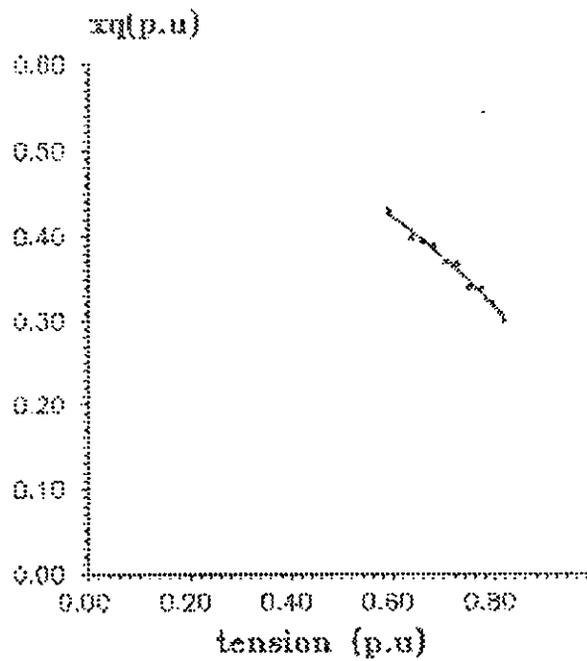
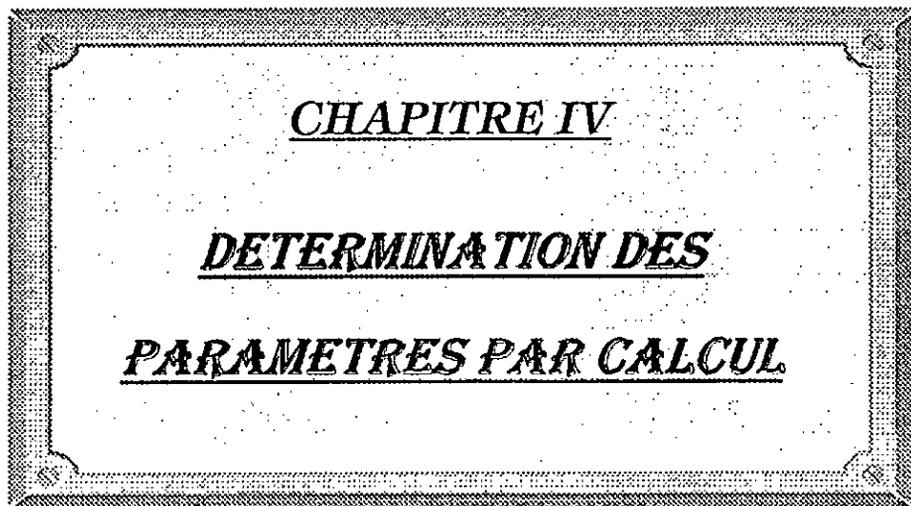


figure (3.13) : Influence de la saturation sur la réactance transversale



CHAPITRE IV

DETERMINATION DES

PARAMETRES PAR CALCUL

INTRODUCTION:

Nous avons vu au chapitre II comment, à partir des courbes d'aimantation sur les deux axes d et q, on a pu introduire la saturation dans le modèle de Park et de dégager un modèle mathématique d'une machine synchrone saturée.

Dans ce chapitre, on va déterminer, à partir des résultats d'essais, les expressions analytiques des facteurs de saturation et traiter de l'influence de la saturation sur les paramètres de la machine.

IV - 1 DETERMINATION DES COURBES D'AIMANTATION:

Les courbes d'aimantation sur les deux axes sont fournies, d'après les normes de la C.E.I, par les essais à vide et à excitation négative .

Les flux communs λ_d et λ_q sont reliés aux courants I_{md} et I_{mq} d'après les équations (2.6) et (2.7) par :

$$\lambda_d = L_{md} I_{md}$$

$$\lambda_d = L_{mq} I_{mq}$$

avec:

$$I_{md} = i_f + i_d + i_{kd} \quad (4.1)$$

$$I_{mq} = i_q + i_{kq} \quad (4.2)$$

A vide et en régime établi, λ_d qui ne dépend que de i_f , induit une tension rotatoire v_{sq} telle que :

$$V_q = \frac{\omega_0}{\sqrt{2}} \lambda_d$$

d'où

$$\lambda_d = \frac{\sqrt{2}}{\omega_0} V_q \quad (4.3)$$

En définitive, la caractéristique à vide, n'est autre que la courbe d'aimantation sur l'axe direct

$$\lambda_d = f(I_{md})$$

Le même raisonnement est repris avec les résultats de l'essai à excitation négative. Un changement d'échelle permet de tracer la courbe de magnétisation sur l'axe en quadrature

$$\lambda_q = f(I_{mq})$$

Ces deux caractéristiques d'aimantation sont données par les figures (4.1) et (4.2). Elles sont ensuite présentées au moyen de formules approchées. Compte tenu de leurs allures, le choix est orienté vers les fonctions polynomiales . Le degré du polynôme est choisi de manière à ce que la fonction doit :

- passer par le maximum de points expérimentaux,
- présenter une partie linéaire pour la partie non saturée et une partie non linéaire pour la zone de saturation,
- être du plus petit degré possible.

Les polynômes satisfaisant aux critères suscités sont :

$$\lambda_d = a_0 + a_1 I_{md} + a_2 I_{md}^2 + a_3 I_{md}^3 + a_4 I_{md}^4 \quad (4.4)$$

$$\lambda_q = b_0 + b_1 I_{mq} + b_2 I_{mq}^2 + b_3 I_{mq}^3 \quad (4.5)$$

Les valeurs numériques des coefficients sont tirées du logiciel GRAPHER:

$a_0 = -0.010312$	$b_0 = -0.000113059$
$a_1 = 0.728972$	$b_1 = 0.251568$
$a_2 = -0.179153$	$b_2 = -0.0294481$
$a_3 = 0.0208261$	$b_3 = 0.00291676$
$a_4 = -0.000907356$	

Les droites tangentes aux parties linéaires des courbes ont pour expressions:

$$\lambda_{d0} = a'_0 + a'_1 I_{md} \quad (4.6)$$

$$\lambda_{q0} = b'_0 + b'_1 I_{mq} \quad (4.7)$$

avec:

$a'_0 = 28 \cdot 10^{-4}$	$b'_0 = 2968 \cdot 10^{-18}$
$a'_1 = 584 \cdot 10^{-3}$	$b'_1 = 194.31 \cdot 10^{-4}$

IV - 2 DETERMINATION DES FACTEURS DE SATURATION STATIQUES:

Les courbes $\lambda_d = f(I_{md})$, $\lambda_q = f(I_{mq})$ étant obtenues, il est possible de déterminer les facteurs de saturation statiques. On a procédé dans un premier temps, pour le calcul de k_d et k_q , en utilisant la procédure telle qu'elle a été exposée au paragraphe (II -3-1). Mais, cette méthode s'est avérée très fastidieuse et présentait un certain nombre d'inconvénients dont l'erreur d'estimation et le temps de calcul relativement long.

Une manière de pallier à ce problème est de définir de nouvelles expressions des facteurs, faciles à exploiter.

En effet, d'après l'expression (2.14):

$$k_d = \lambda_d / I_{md}$$

IV - 3 DETERMINATION DES FACTEURS DE SATURATION DYNAMIQUES

Compte tenu de la difficulté de déterminer les valeurs des facteurs dynamiques en suivant la procédure géométrique décrite au chapitre (2 -3-2), il est nécessaire de définir de nouvelles expressions de k'_d et k'_q .

On a déjà vu que:

$$k'_d = L'_{1md} / L'_{md}$$

et d'autre part:

$$L'_{1md} = d \lambda_d / dI_{md}$$

$$L_{md} = d \lambda_{d0} / dI_{md}$$

d'ou il vient:

$$k'_d = (d \lambda_d / dI_{md}) / (d \lambda_{d0} / dI_{md}) \quad (4.16)$$

de même, on trouve pour l'axe quadrature:

$$k'_q = (d \lambda_q / dI_{mq}) / (d \lambda_{q0} / dI_{mq}) \quad (4.17)$$

De la même manière que pour les facteurs de saturation statiques, les courbes de variation de k'_d et k'_q en fonction des flux λ_d et λ_q ont été approchées par des polynômes de degré 6 pour l'axe direct et de degré 2 pour l'axe quadrature

$$k'_d(\lambda_d) = k'_{d0} + k'_{d1} \lambda_d + k'_{d2} \lambda_d^2 + k'_{d3} \lambda_d^3 + k'_{d4} \lambda_d^4 + k'_{d5} \lambda_d^5 + k'_{d6} \lambda_d^6 .$$

$$k'_q(\lambda_q) = k'_{q0} + k'_{q1} \lambda_q + k'_{q2} \lambda_q^2$$

Les valeurs numériques des coefficients sont:

$$k'_{d0} = 1.00179 \quad k'_{d1} = -0.35907 \quad k'_{d2} = 4.06831 \quad k'_{d3} = -16.4841$$

$$k'_{d4} = 29.6329 \quad k'_{d5} = -25.2988 \quad k'_{d6} = 7.97349$$

$$k'_{q0} = 1.00098 \quad k'_{q1} = 0.146157 \quad k'_{q2} = -0.664549$$

Les expressions analytiques de k'_d et k'_q en fonction des courants sont:

$$k'_d(I_{md}) = k'_{di0} + k'_{di1} I_{md} + k'_{di2} I_{md}^2 + k'_{di3} I_{md}^3 + k'_{di4} I_{md}^4 + k'_{di5} I_{md}^5 + k'_{di6} I_{md}^6 .$$

$$k'_q(I_{mq}) = k'_{qi0} + k'_{qi1} I_{mq} + k'_{qi2} I_{mq}^2 .$$

Les valeurs numériques des coefficients sont:

$$k'_{di0} = 0.993606 \quad k'_{di1} = -0.0939253 \quad k'_{di2} = -0.173065$$

$$k'_{di3} = 0.00298716$$

$$k'_{di4} = 0.0160142 \quad k'_{di5} = -0.00296147 \quad k'_{di6} = 0.000164187$$

$$k'_{qi0} = 1.00117 \quad k'_{qi1} = 0.146157 \quad k'_{qi2} = -0.664549$$

IV - 4 INFLUENCE DE LA SATURATION SUR LES PARAMETRES DE LA MACHINE

Nous avons vu au chapitre 2 qu'une combinaison commode des deux outils, à savoir la transformation de Park et la méthode des facteurs de saturation, a permis de déduire une nouvelle forme des expressions des réactances et constantes de temps.

Nous allons dans ce qui suit mettre en évidence l'influence de la saturation sur les paramètres.

Pour ce faire, nous calculons pour chaque point de fonctionnement la valeur du facteur de saturation dynamique correspondant. Moyennant les relations (2.39) à (2.49) on détermine les valeurs des réactances et constantes de temps sur les deux axes. Les résultats obtenus, sont reportés sur les figures (4.13) à (4.20).

Remarques fondamentales:

- On constate que la saturation influence les paramètres différemment de point de vue accentuation mais de manière quasi-identique de point de vue allure. Les tracés montrent clairement la décroissance des valeurs de ces paramètres en fonction de la saturation (confirmée par les résultats d'essais de la centrale hydro-électrique de KRASMOYA-PSKAYA) [14].

- Cette décroissance est nettement manifeste pour T'_{d0} , X_d , T'_{q0} et X_q tandis qu'elle est peu remarquable, voire négligeable pour T'_{d0} , T'_d , T''_d , T''_q et X''_q .

- Cette différence trouve sa justification dans le fait que ces paramètres dépendent essentiellement des inductances de fuite qui restent constantes même en régime saturé.

CONCLUSION

Nous notons que les résultats pratiques et ceux prédéterminés par calcul sont sensiblement identiques. La concordance est satisfaisante pour les réactances synchrones et transitoires des deux axes.

Cependant, une légère différence apparaît sur les constantes de temps. Ces écarts observés se justifient en dehors des imprécisions des mesures, par le fait qu'on a négligé l'effet croisé de saturation, dont l'existence a été vérifiée par la plupart des auteurs [10].

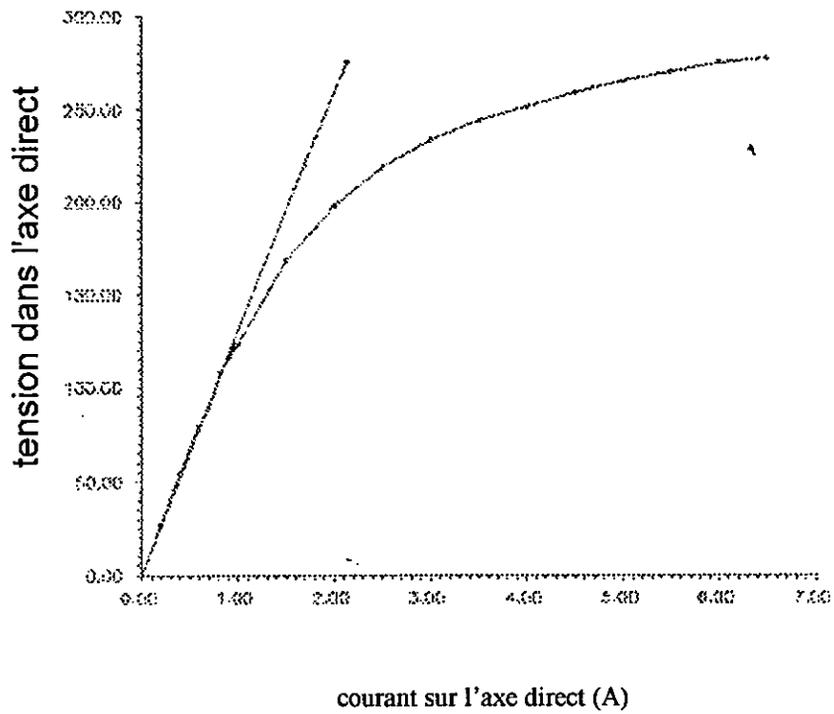


figure (4.1) courbe d'aimantation sur l'axe direct

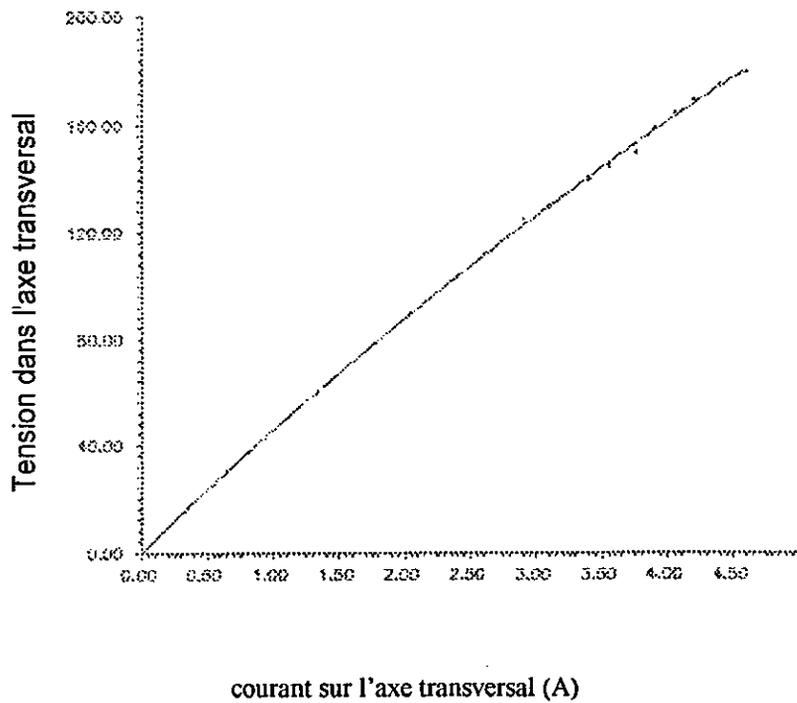


figure (4.2) courbe d'aimantation sur l'axe transversal

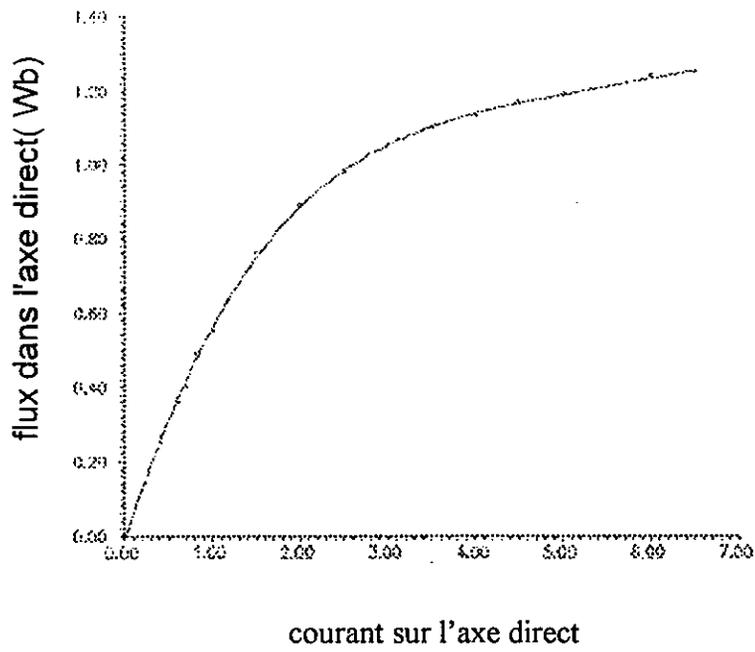


figure (4.3): caractéristique d'aimantation sur l'axe direct

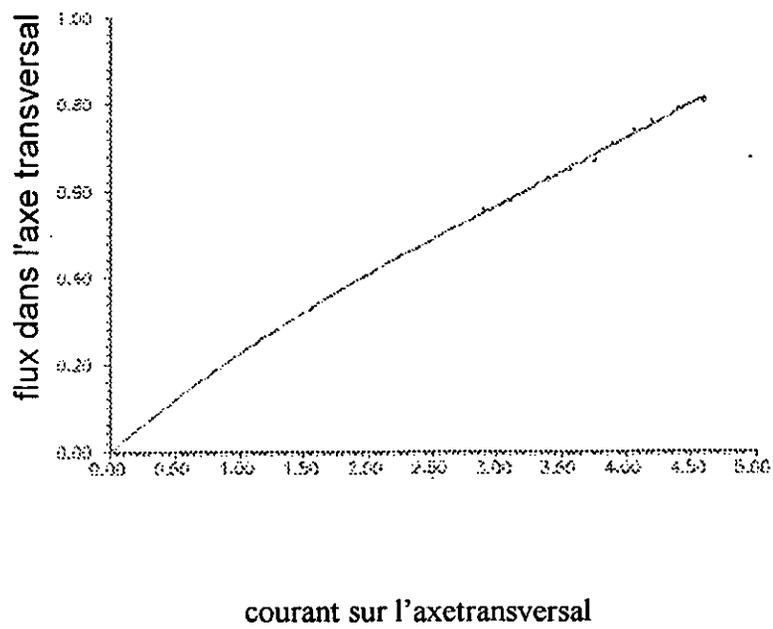


figure (4.4): caractéristique d'aimantation sur l'axe transversal

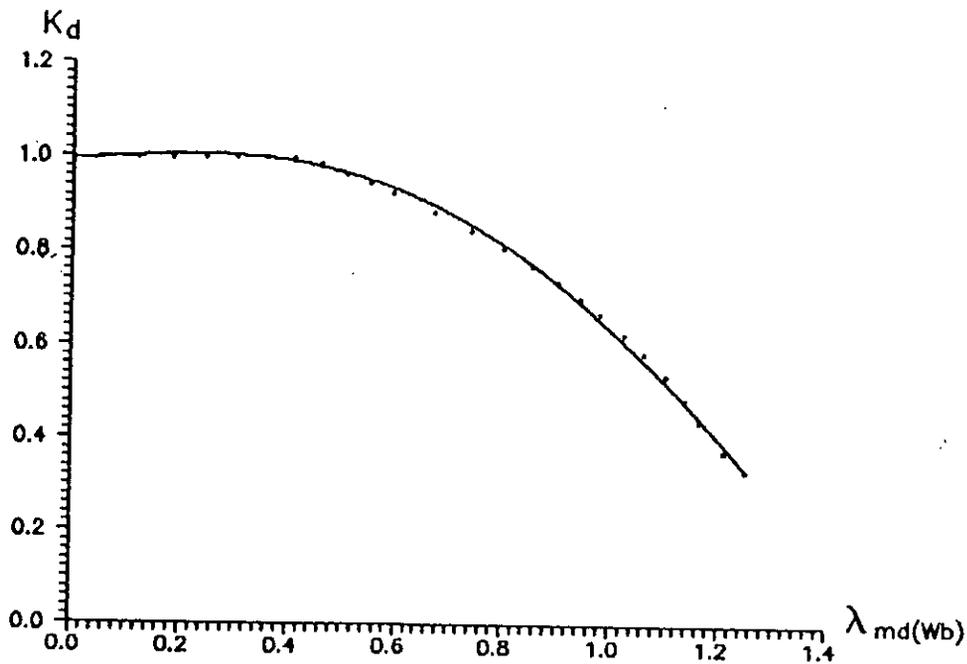


figure (4.5) : Courbe de variation du facteur de saturation statique en fonction du flux dans l'axe longitudinale

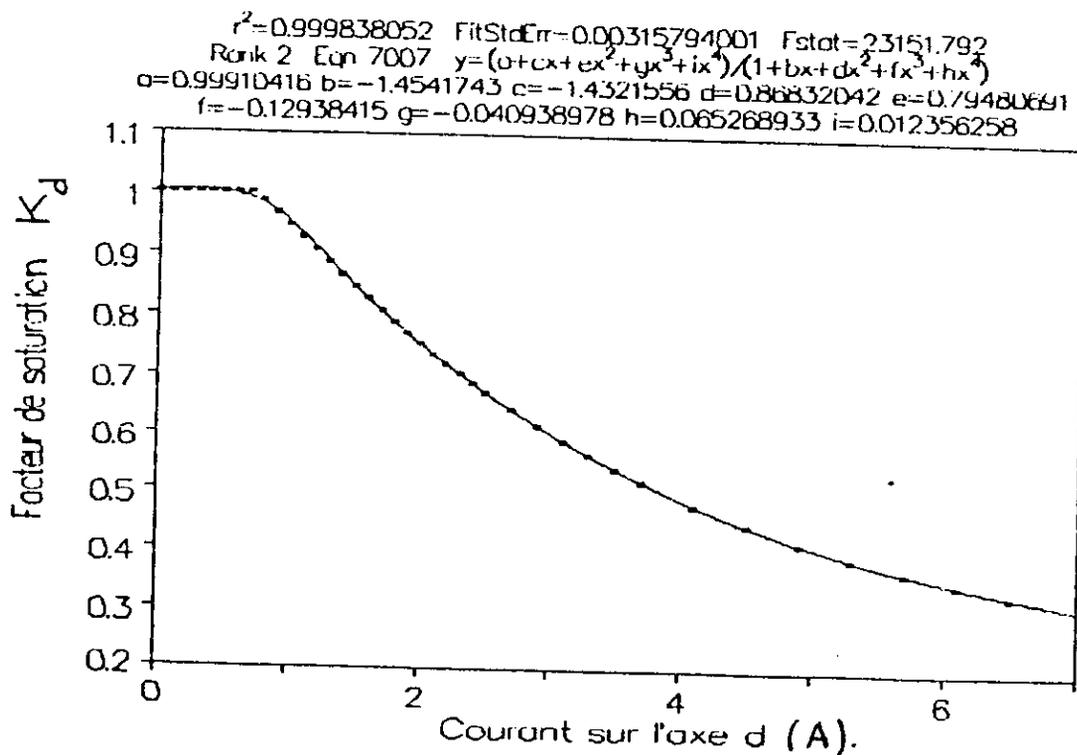


figure (4.6) : Courbe de variation du facteur de saturation statique en fonction du courant dans l'axe longitudinale

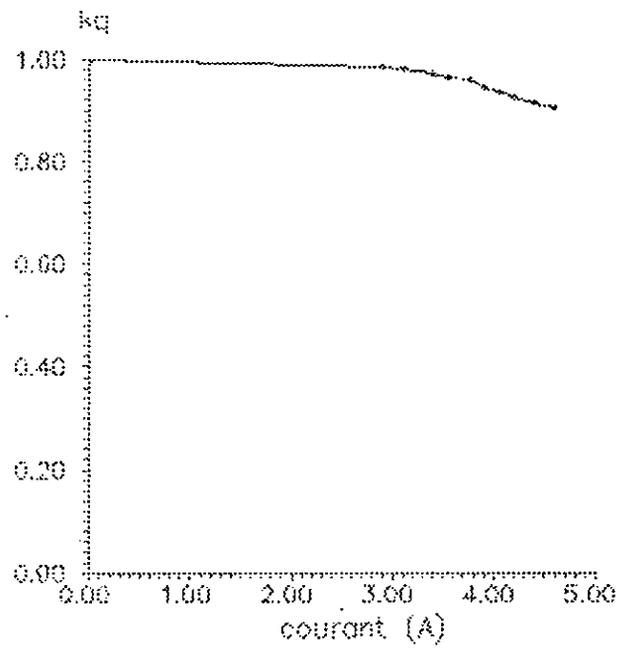


figure (4.7) : Courbe de variation du facteur de saturation statique en fonction du courant dans l'axe transversal

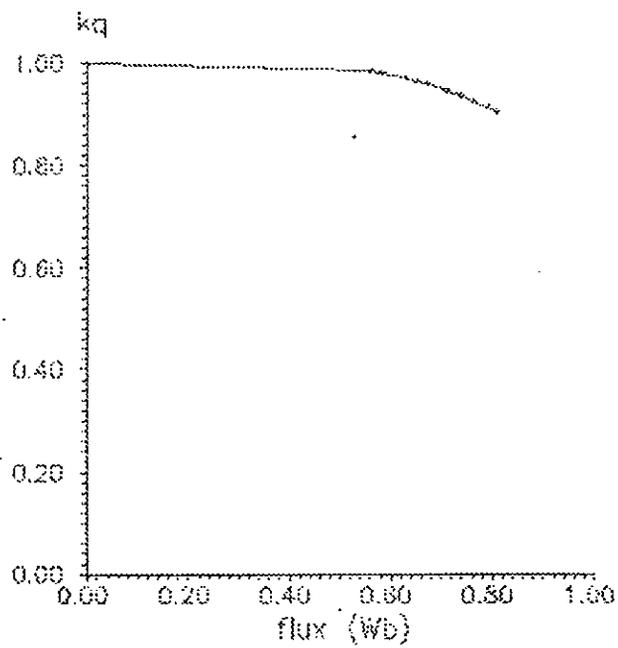


figure (4.8) : Courbe de variation du facteur de saturation statique en fonction du flux dans l'axe transversal

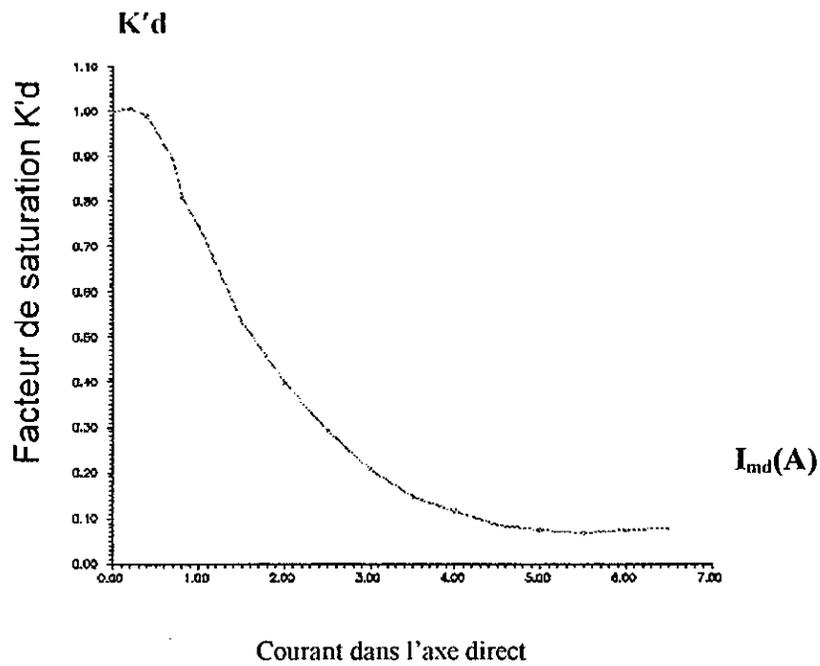


figure (4.9): courbe de variation du facteur de saturation dynamique en fonction du courant sur l'axe direct

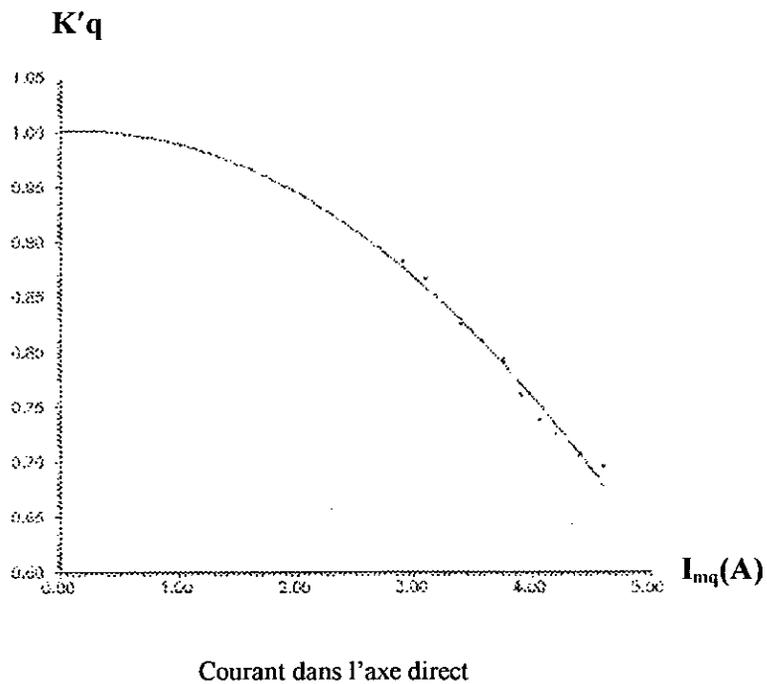


figure (4.10) : courbe de variation du facteur de saturation dynamique en fonction du courant sur l'axe transversal

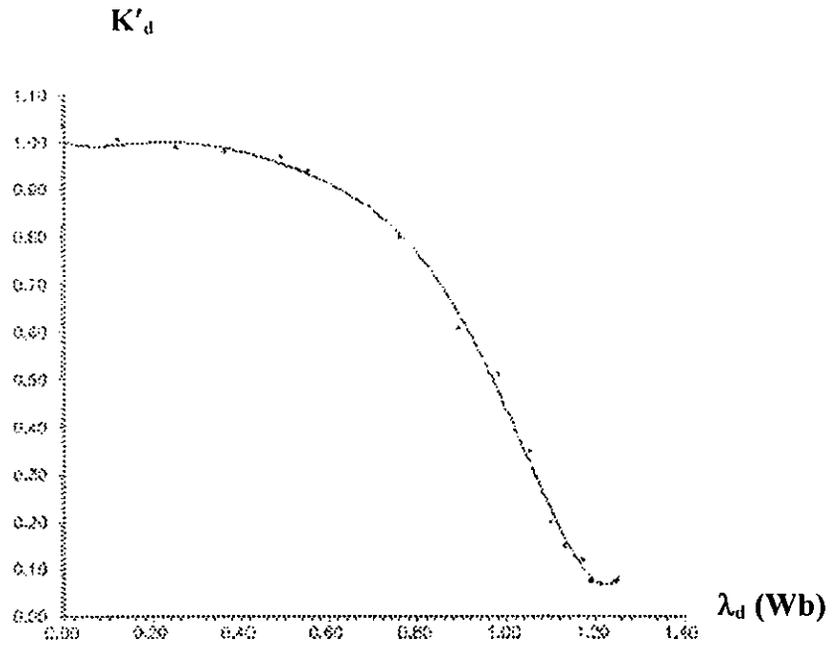
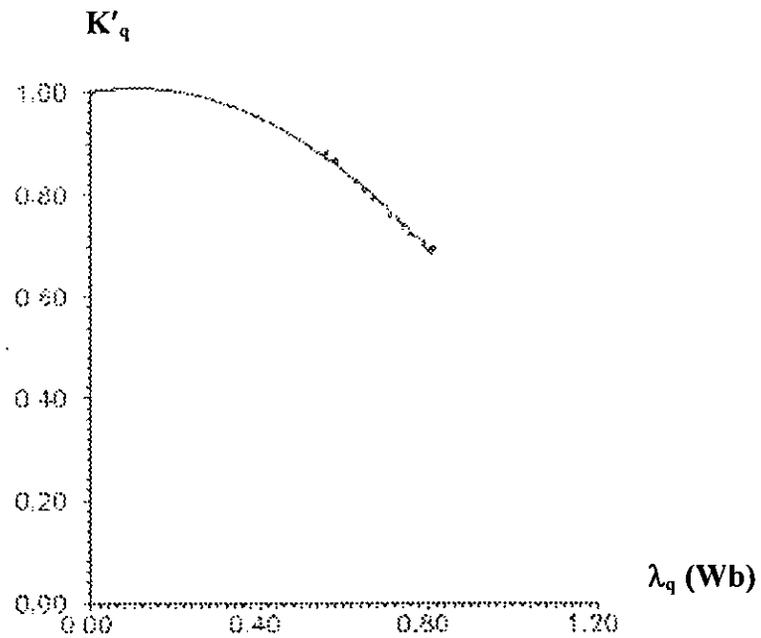


figure (4.11) courbe de variation du facteur de saturation dynamique en fonction du flux sur l'axe direct



figure(4.12) courbe de variation du facteur de saturation dynamique en fonction du flux sur l'axe transversal

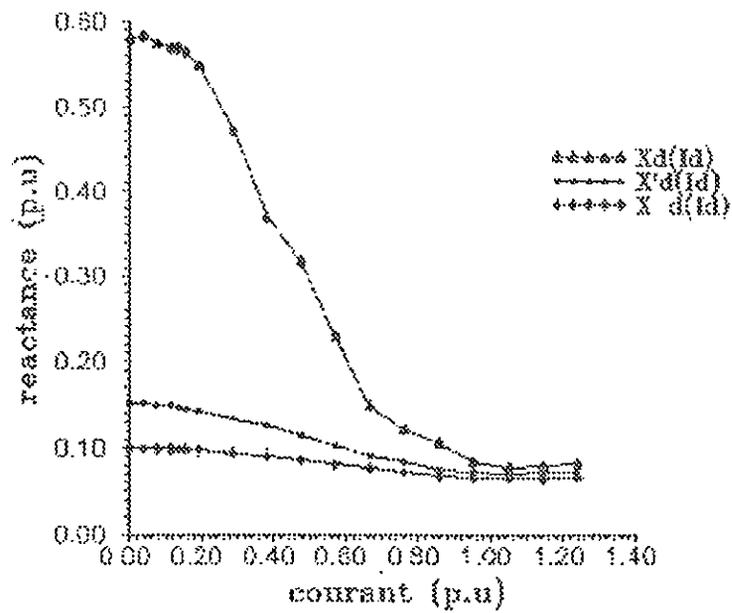


figure (4.13) : Influence de la saturation sur les réactances longitudinales

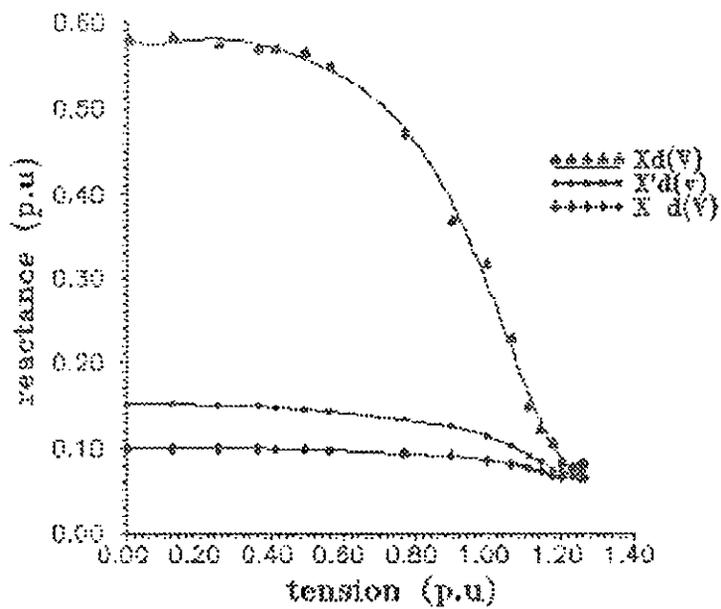


figure (4.14) : Influence de la saturation sur les réactances longitudinales

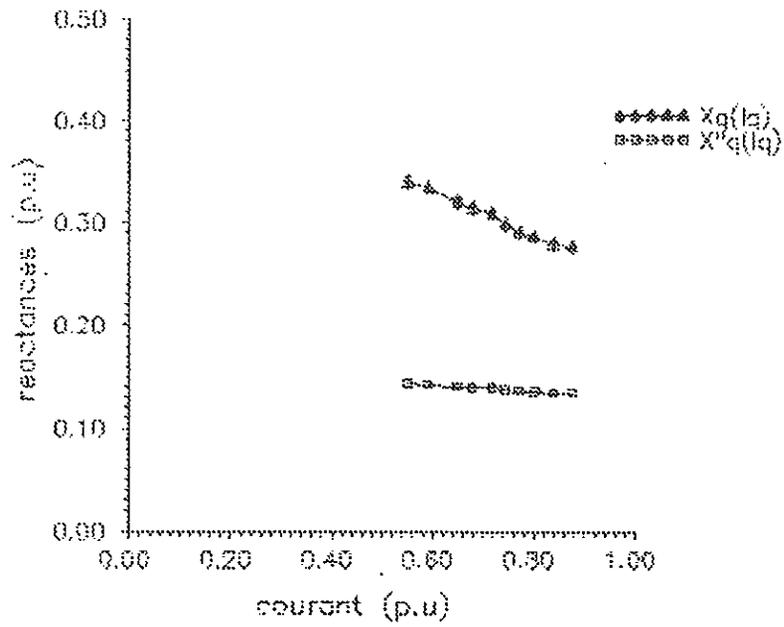


figure (4.15) : Influence de la saturation sur les réactances transversales

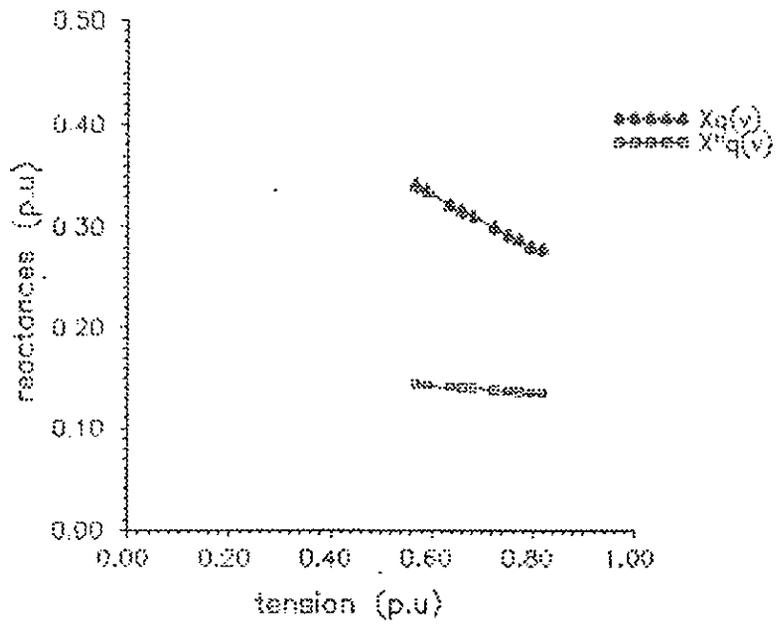


figure (4.16) : Influence de la saturation sur les réactances transversales

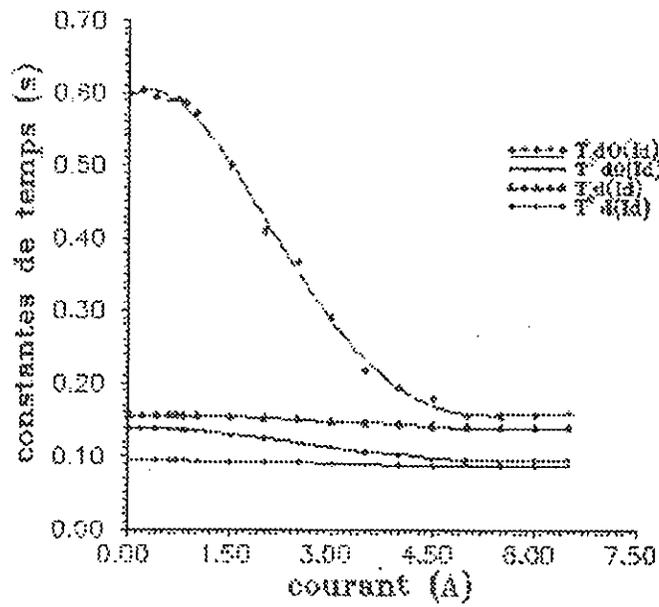


figure (4.17) : Influence de la saturation sur les constantes de temps de l'axe direct

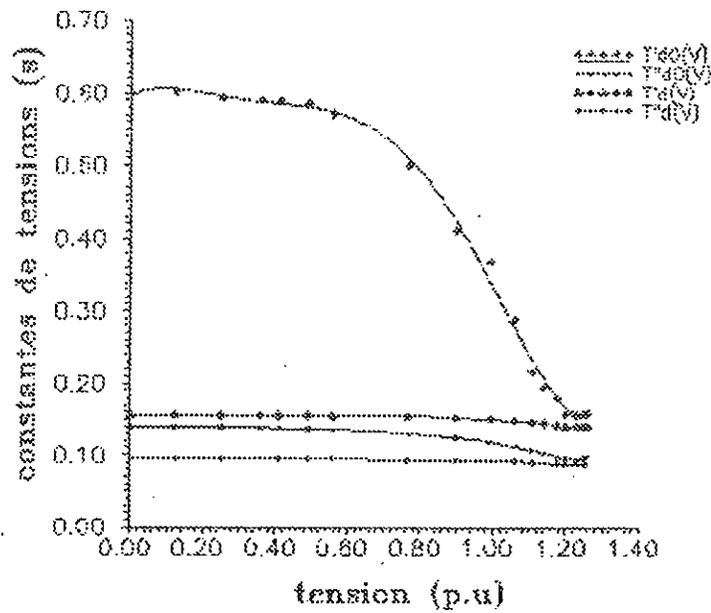


figure (4.18): Influence de la saturation sur les constantes de temps d'axe direct

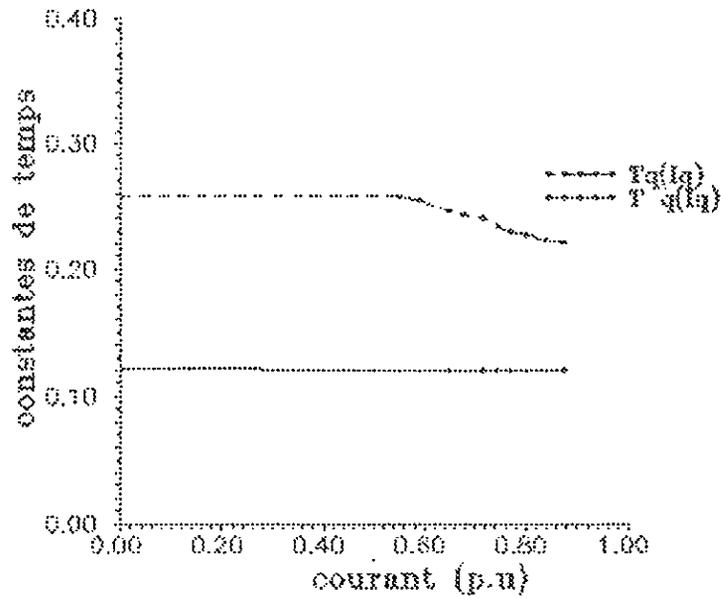


figure (4.19): Influence de la saturation sur les constantes de temps de l'axe transversal

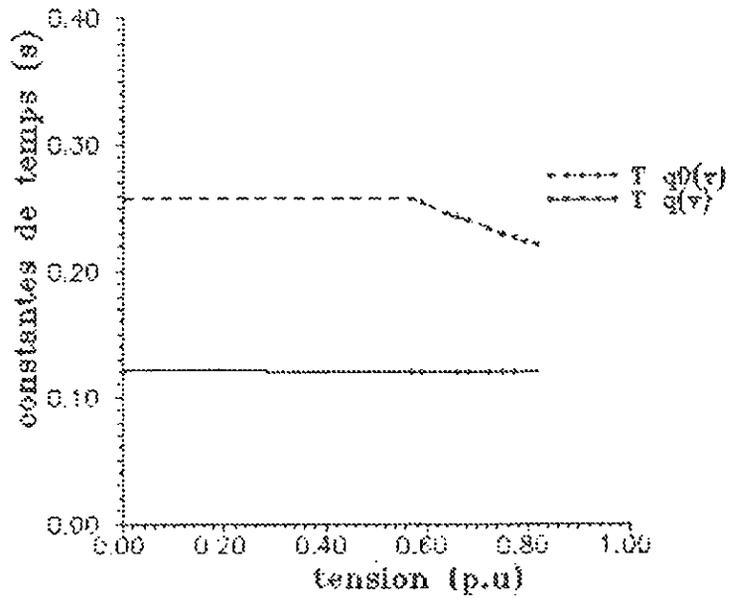


figure (4.20): Influence de la saturation sur les constantes de temps transversal

CONCLUSION

GENERALE

Le travail présenté dans ce mémoire, nous a permis de comprendre le phénomène de saturation dans une machine synchrone.

Notre étude est axée sur les points importants suivants:

L'effet de la saturation a été pris en compte par des facteurs de saturation. L'introduction de ces facteurs dans le modèle de Park d'une machine synchrone non saturée conduit à son extension en régime saturé.

De nouvelles expressions des réactances et constantes de temps sur les deux axes de la machine ont été données, facilitant la mise en évidence de l'influence de la saturation sur ces paramètres.

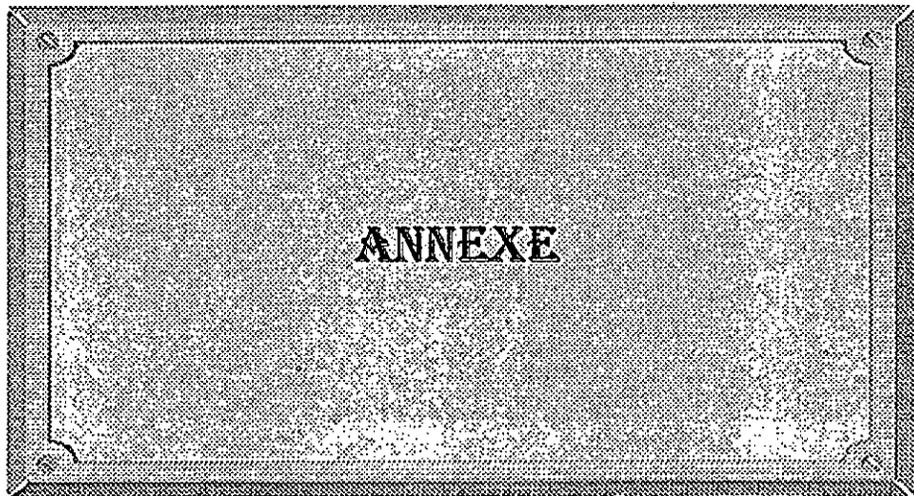
L'étude expérimentale a confirmé les points suivants:

Les paramètres mesurés de la machine sont tous affectés par la saturation, de la même manière mais différemment de point de vue accentuation.

Les caractéristiques de saturation sur l'axe direct et l'axe transversal sont nettement différentes.

Notons enfin que la concordance des résultats obtenus directement à partir d'essais avec ceux déterminés par calcul, est acceptable eu égard aux faibles erreurs.

Nous terminons par une proposition qui nous paraît opportune, c'est l'étude de l'influence de la saturation dans le fonctionnement d'une machine synchrone autopiloté.



Les paramètres en grandeurs relatives de la machine expérimentés sont :

$$X_a = 0.04$$

$$X_f = 0.138$$

$$X_{md} = 0.54$$

$$X_{mq} = 0.34$$

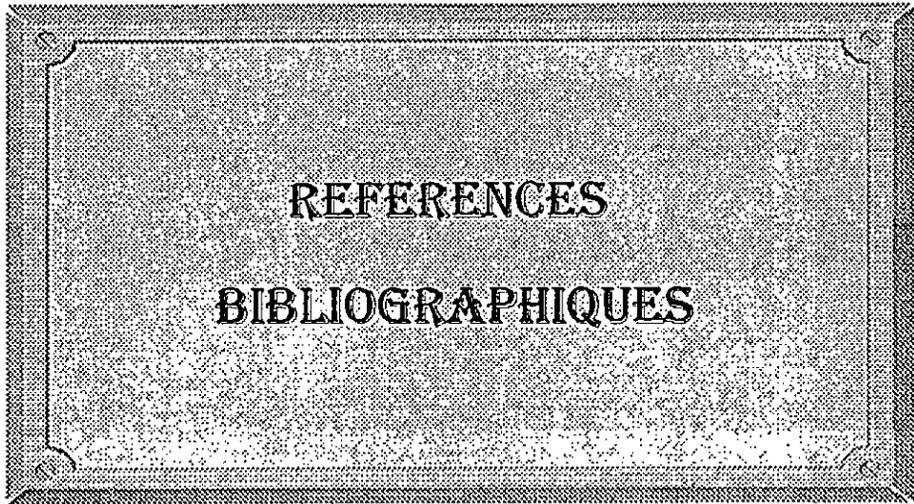
$$X_{kd} = 0.139$$

$$X_{kq} = 0.16$$

$$R_f = 0.0036$$

$$R_{kd} = 0.004$$

$$R_{kq} = 0.0057$$



[1] : I. KAMWA - P. VIRIAROUGE :

“ Nouvelles approches pour la détermination expérimentale des modèles généralisés de machine synchrones “. RGE N°1/91 - Janvier 1991.

[2] : A. POTIER,

“ Sur la réaction d'induit des alternateurs “. L'Eclairage Electrique, Vol. 24, N°3, pp. 133-141, 1900

[3] : Ch. KINGSLEY, Jr.,

“ Saturated Synchronous reactances “. AIEE Transactions (Electrical Engineering), Vol. 54, pp. 300-305, March 1935.

[4] : D. HAMDI - SEPHEN,

“ Saturated effects in synchronous machines “. AIEE Transactions (Electrical Engineering), Vol. 73, pp. 1349-1353, December 1954.

[5] : M. KAMOUM - E. PILLET - M. POLOUDJADOFF,

“ Prise en compte de la saturation dans le fonctionnement en régime établie de la machine synchrone”. E. Vol. 101 N° 1-2-1985.

[6] : J. BARRAL - R. BONNEFILLE - J. MESIERE,

“ Contribution à l'étude de la machine synchrone à circuit magnétique saturé “. R.G.E. Vol . 87, N°. 11, pp. 855-862, 1978.

[7] : B. ADKINS - R . G . HARLEY,

“ The generale theory of alternating current machines “. Chapman and Hall, London, 1978.

[8] : Ph. BARRET,

“Régimes transitoires des machines tournantes électriques”.Eyrolles,Paris,1982.

[9] : **J. LESSENNE - FNOTELET - G. SEGUIER ,**

“Introduction à l'électrotechnique approfondie”. Techniques et documentation,
Paris, 1981.

[10] : **H. ANVARI,**

“Caractérisation des machines synchrones saturées et alimentées par convertisseurs
statiques “. Thèse de Doctorat ès sciences, Institut National Polytechnique de
Toulouse, Juillet 1989.

[11] : **R. G. HARLEY - D. J. N. LIMEBEER - E. CHIRRICOZZI,**

“ Comparative study of saturation methods in synchronous machine models “. IEE
PROC., Vol. 127, N° 1, January 1980.

[12] : Rotating Electrical Machines, Methods for determining synchronous machines
quantities from testes. IEC. 34-4 A, Part. 4, 1985

[13] : **V.S. BORUSHKO - V. I. BRYZGALOV - I.A. GLEBOV - G.V. KARPOV -
L.G. MANIKONIANTS - V. M. NADTOCHY - V.V. ROMANOV & G.N.
TERGAZARIAN,**

“ Resultats d'essais d'un alternateur hydrolique de 590 MVA à la centrale hydro
electrique KRASNOYARSKA “. CIGRE 25^{ème} session 11-04, 1974.

[14] : **G. SHACKSHAFT,**

“ Les paramètres des alternateurs pour les études de stabilité “. CIGRE 26^{ème} session
32 - 15, 1976

[15] : **M.HASNI,**

“Identification d'une machine synchrone “. Thèse de Magister, ENP, Juin 1996 .

[16] : **S. DJERDJAR - N. TAGOULMIMT,**

“ Etude d'une machine synchrone en régime saturé “. PFE, USTHB, Septembre
1995