

وزارة التربية الوطنية
MINISTRE DE L'EDUCATION NATIONALE

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

المدرسة الوطنية للتكنولوجيا
BIBLIOTHEQUE
المكتبة
Ecole Nationale Polytechnique

DEPARTEMENT

Genie Electrique

PROJET DE FIN D'ETUDES

SUJET

*Machine Synchrone Autoexcitée alimentée
en courant : Etude de l'influence de
l'excitation sur la commutation.*

Proposé par :

A. MAZI

R. IBTIOUENE

Etudié par :

F. BENGUERINE

M. METREF

Dirigé par

A. MAZI

R. IBTIOUENE

PROMOTION

Juillet 1994

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية
REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

وزارة التربية الوطنية
MINISTRE DE L'EDUCATION NATIONALE

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

المدرسة الوطنية للتكنولوجيا
BIBLIOTHEQUE - المكتبة
Ecole Nationale Polytechnique

DEPARTEMENT

Genie Electrique

PROJET DE FIN D'ETUDES

SUJET

*Machine Synchrone Auto pilotée alimentée
en courant : Etude de l'influence de
l'excitation sur la commutation.*

Proposé par :

A. MAAZI
R. IBTIOUENE

Etudié par :

F. BENGUERINE
M. METREF

Dirigé par

A. MAAZI
R. IBTIOUENE

PROMOTION

juillet 1994

DEDICACES

Je dedie ce modeste travail à toute ma famille .

Mouloud Metref

Je dedie ce modeste travail à toute ma famille, et à tous mes amis(ies).

Fouad Benguerine

REMERCIEMENTS



Au terme de cette étude, nous tenons à exprimer nos remerciements à:

-Monsieur A.MAAZI qui nous a guidé dans ce travail et apporté les informations nécessaires.

-Monsieur R.IBTIOUENE pour les orientations qu'il nous a réservées pour le traitement du sujet.

-Monsieur O.TOUHAMI pour les précieux conseils issus de son expérience qu'il nous a fait profiter.

-Monsieur A.AIT HAMOU pour l'aide qu'il nous a apporté.

-Monsieur K.TRAHI pour sa méthodologie qui nous a permis d'achever le travail dans de bonnes conditions.

Par l'occasion, nous adressons un message de remerciement aux membres du jury et à tous ceux qui nous ont aidé à réaliser ce travail.

Fouad.B

Mouloud.M

Alger le 27Juin 1994

SOMMAIRE



Introduction générale	1
Chapitre I : Presentation et fonctionnement de la machine synchrone autopilotée	
I- 1 Introduction	3
I- 2 Types d'alimentation	3
I- 3 Le convertisseur de fréquence	7
I- 4 Le capteur de position	8
I- 5 Fonctionnement de la machine synchrone autopilotée	11
I- 5 1 Position du flux statorique	11
I- 5 2 Stratégie de commande	16
I- 6 Conclusion	17
Chapitre II : Etude de la commutation	
II- 1 Introduction	19
II- 2 Commutation naturelle	19
II- 2 1 Phénomène d'empiètement anodique	20
II- 2 2 Conséquences de l'empiètement anodique	22
II- 2 3 Limite de fonctionnement de l'onduleur en commutation naturelle	22
II- 3 Influence de la commutation sur l'autopilotage	25
II- 3 1 Limitation du couple maximal et du facteur de puissance	27
II- 3 2 Influence de la charge	28
II- 4 Commutation assistée au démarrage et aux faibles vitesses	30
II- 4 1 Démarrage par action sur la source de courant	30
II- 4 1 1 Commutation assistée par thyristor de roue libre	30
II- 4 1 2 Commutation assistée par le passage rapide du redresseur en onduleur	30
II- 4 1 3 Commutation combinée	32
II- 4 2 Démarrage avec commutation forcée par condensateur	32
II- 5 Conclusion	33

Chapitre III : Etude de l'influence de l'excitation sur la commutation

III- 1	Schema équivalent , réactance de commutation	35
III- 2	Expressions des réactances de fuite	37
III- 2 1	Réactance de fuite du stator	38
III- 2 2	Réactances inductives de réaction d'induit	39
III- 2 3	Réactance de fuite de l'excitation	40
III- 2 4	Réactance de fuite des amortisseurs	42
III- 3	Influence des amortisseurs sur la commutation	44
III- 3 1	Technologie et rôle des amortisseurs	44
III- 3 2	Réactance de fuite des amortisseurs	45
	Application	
III- 4	Influence de la structure rotorique sur la réactance de commutation	49
III- 4 1	Influence de l'épaisseur de l'entrefer	50
III- 4 2	Influence du nombre de paires de pôles	53
III- 4 3	Influence de l'ouverture polaire	53
III- 4 3 1	Variations du nombre de barres de l'amortisseur pour différentes ouvertures et saillances polaire	53
III- 4 3 2	Influence de l'entrefer et de la saillance polaire	56
III- 5	Conclusion	57
	Conclusion générale	
	Bibliographie	
	Annexe	

INTRODUCTION GENERALE

Les entraînements électriques à vitesse variable utilisant des moteurs électriques sont présents dans un très grand nombre d'applications industrielles (Traction électrique , compresseurs etc...).

Naguère les entraînements électriques à vitesse variable utilisaient des moteurs à courant continu. En effet, ces moteurs par nature adaptés à la vitesse variable, et vue leur simplicité ont permis avec l'association des convertisseurs statiques de satisfaire une grande partie des besoins industriels . Cependant , ils présentent certaines limitations en puissance et en vitesse dues à la présence du système balais - collecteur ainsi que des problèmes de maintenance posés lors de leurs fonctionnement dans certains environnements.

Les avantages apportés par l'association convertisseurs statiques-machines à courants alternatifs , sont surtout dus à l'élimination des contacts tournants . Cette suppression permet le fonctionnement dans les endroits hostiles , l'augmentation de la fiabilité , la réduction de la maintenance , et autorise le fonctionnement aux vitesses élevées .

De par leur coût réduit et leur robustesse , les moteurs asynchrones sont préférés aux machines synchrones dans les entraînements de faible et moyenne puissance .

Actuellement , un grand intérêt est porté vers l'utilisation des moteurs synchrones à aimants permanent , dans les gammes de moyenne puissance .

Dans le domaine des grandes puissances , les machines synchrones autopilotées se sont révéler les plus intéressantes grâce à la capacité de la machine synchrone à assurer la commutation naturelle , et à la simplicité du convertisseur (commutateur de courant) .

Ce travail a pour but de minimiser la durée de commutation , et de déterminer l'ajustement constructif nécessaire à apporter pour l'obtention des tensions sinusoïdales.

Le premier chapitre traite de la présentation de la machine synchrone autopilotée avec son principe de fonctionnement .

Le deuxième chapitre concerne l'étude de la commutation et son influence sur les performances du convertisseur électromécanique.

Le troisième chapitre porte sur une étude du système d'excitation , en vue de minimiser la réactance de commutation, et de déterminer l'ajustement constructif nécessaire à apporter à la machine pour avoir des tensions sinusoïdales .

CHAPITRE I

PRESENTATION ET FONCTIONNEMENT DE LA MACHINE SYNCHRONE AUTOPILOTEE

I-1 INTRODUCTION

La machine synchrone autopilotée est une machine synchrone alimentée par un convertisseur statique de fréquence constitué de deux montages triphasés en pont à semi conducteurs, couplés en cascade par un circuit intermédiaire à courant continu [1].

La liaison convertisseur machine synchrone est assurée par un capteur. Celui-ci permet d'élaborer les impulsions d'allumage des composants semi conducteurs de manière à fixer les phases relatives des champs du stator et du rotor assurant ainsi l'asservissement de la fréquence statorique à la vitesse de rotation de la machine.

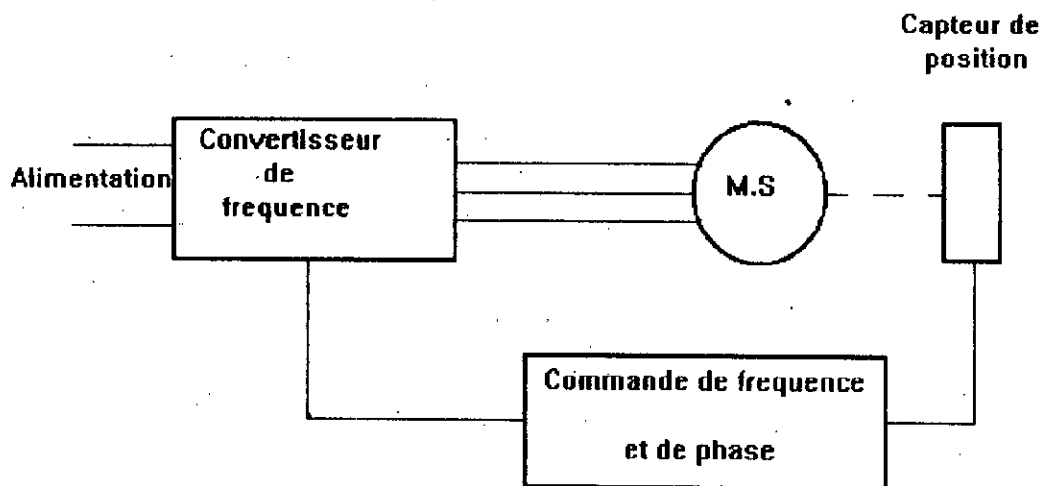


fig I-1 Schéma de principe de la machine synchrone autopilotée

I-2 TYPES D'ALIMENTATION

Pour alimenter la machine synchrone il ya plusieurs solutions: convertisseur direct ou indirect, alimentation en tension ou en courant [1].

a- L'alimentation par convertisseur direct (cyclo-convertisseur): Elle limite la vitesse de rotation de la machine et nécessite un nombre important de thyristors [2].

b- L'alimentation par convertisseur indirect: Elle obéit à la loi d'association des dipôles. En effet, on ne peut associer deux dipôles de même nature. Quatre combinaisons sont traitées

- 1-Dipôle courant -Dipôle courant
- 2-Dipôle tension -Dipôle tension
- 3-Dipôle tension -Dipôle courant
- 4-Dipôle courant -Dipôle tension

Si on prend la combinaison 1, on aura deux dipôles courant ; si l'un d'eux débite sur l'autre, on aura une surtension. Par contre dans la combinaison 2, l'association en parallèle de deux dipôles tension nécessite les même tensions ; si une différence de tension est ressentie on aura un court-circuit.

Si on prend la combinaison 3, on aura un onduleur de tension connecté à un dipôle courant. L'utilisation d'un onduleur de tension à transistors (fig I-2 a) pour l'application aux entraînements variables, dans une plage de fréquence s'est avéré particulièrement performante grâce à l'aptitude des transistors à être commandés à la fermeture et à l'ouverture avec des temps de commutation et d'extinction très réduits [3].

L'onduleur fonctionne en commutation forcée, et fournit des créneaux de tensions aux phases de la machine, dont le couple électromagnétique moyen a pour expression [4] :

$$C = 3 p \frac{V}{\omega} \frac{\Phi}{L} \sin \delta \quad (1-1)$$

p: Nombre de paires de pôles

V: Valeur efficace du fondamentale de la tension statorique

L: Inductance synchrone

ω : Pulsation

Φ : Flux rotorique

δ : Angle interne

Cette équation montre que le couple n'est pas, dans ce cas indépendant de la fréquence d'alimentation [4]. Donc, nous ne pouvons obtenir un contrôle direct en couple. Dans le domaine des fortes puissances, il est délicat d'utiliser un onduleur de tension, qui est

constitué par un convertisseur à thyristors fonctionnant si possible en commutation naturelle. Dans ces dispositifs on ne maîtrise pas le courant donc, suivant les valeurs des inductances de la machine, on ne peut avoir conduction de la diode ou du thyristor; ce qui rend incertain le blocage des thyristors par la tension de la machine [5].

En prenant la combinaison 4, nous aurons un dipôle courant, associé à un dipôle tension (fig 1-2 b).

Le couple s'exprime alors par [4] :

$$C = 3p\Phi I \cos \psi \quad (1-2)$$

I : courant par phase.

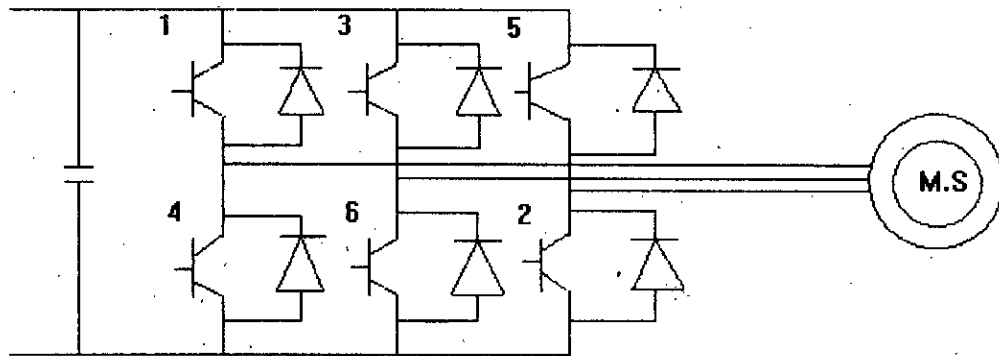
ψ : Déphasage entre le courant d'alimentation et la f.é.m de la machine.

Φ : Flux à vide par phase.

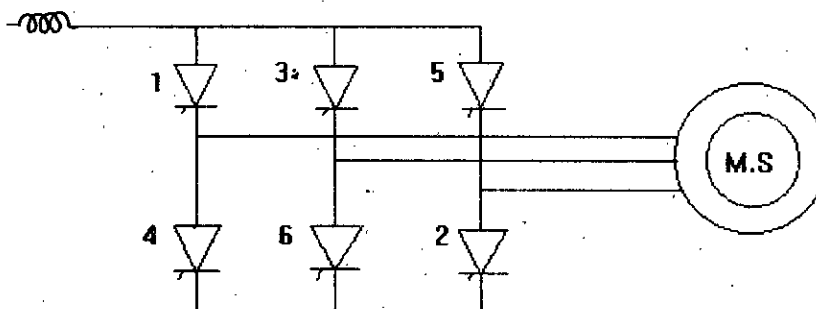
Cette expression fait intervenir les trois grandeurs de réglage du couple de la machine synchrone.

Dans les fortes puissances, on choisit cette combinaison et on utilise un pont de GRAETZ triphasé à thyristors car ces derniers sont capables de commuter des courants de fortes intensités. D'autre part la nature même de la machine synchrone permet d'avoir des tensions sinusoïdales, ce qui favorise la commutation naturelle.

Donc la machine doit nécessairement se comporter comme un dipôle tension et présenter des réactances de fuite les plus faibles possible.



a- Onduleur de tension



b- Onduleur ou commutateur de courant

fig 1-2 Types d'alimentation

I-3 LE CONVERTISSEUR DE FREQUENCE

Le convertisseur de fréquence est du type indirect. Il est composé de deux ponts de GRAETZ triphasés à thyristors reliés par un étage intermédiaire à courant continu comprenant une inductance de lissage.

Dans le fonctionnement en moteur, le convertisseur connecté au réseau opère en redresseur et délivre l'énergie active au circuit intermédiaire à courant continu.

Le pont, côté machine, est piloté par celle-ci et opère en onduleur assisté. La commutation de l'onduleur est assurée par la tension aux bornes de la machine synchrones.

Dans l'onduleur il se produit six commutations par période imposant des courants de phase alternatifs, ayant la forme de créneaux de durée égale à 120 degrés électrique.

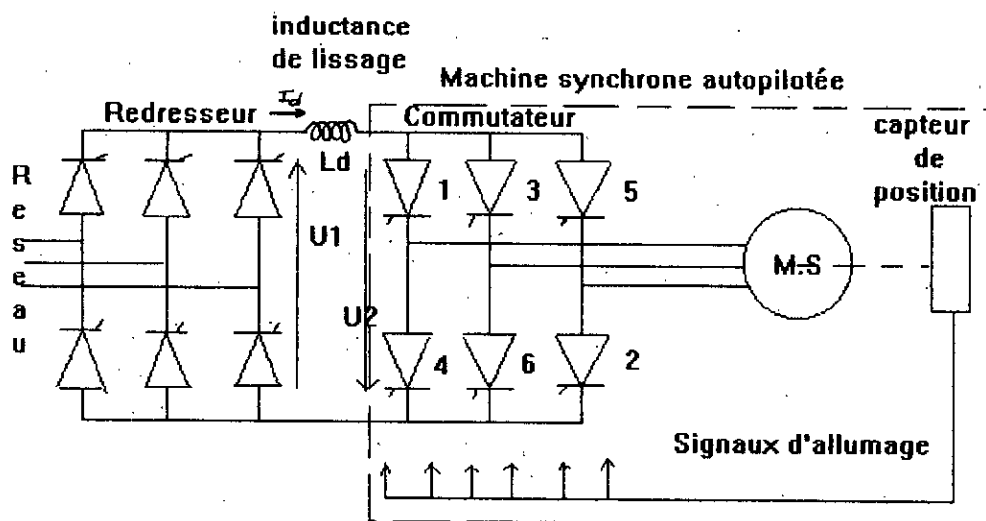


fig I-3 Schéma de montage de la machine synchrones autopilotée alimentée en courant

Si on suppose que le courant I_d est parfaitement lissé et que les commutations sont instantanées dans les deux ponts, alors nous avons:

$$U_1 + U_2 = L_d \frac{di_d}{dt} = 0 \quad (1-3)$$

D'où:

$$\frac{3\sqrt{6}}{\pi} V_1 \cos \alpha_1 = -\frac{3\sqrt{6}}{\pi} V_2 \cos \alpha_2 \quad (1-4)$$

Avec α_1 et α_2 angles de retard à l'amorçage des thyristors des ponts 1 et 2.

L'expression précédente montre bien que lorsque le premier pont fonctionne en redresseur $0 < \alpha < 90^\circ$, le second doit forcément fonctionner en onduleur, et inversement. De plus si I_{r1} et I_{r2} sont les valeurs efficaces du fondamental du courant de phase du réseau, et de la machine respectivement; les puissances actives et réactives s'écrivent dans l'hypothèse de tensions parfaitement sinusoïdales comme ci dessous [6] :

$$\begin{aligned} P_1 &= 3V_1 I_{r1} \cos \alpha_1 & P_2 &= 3V_2 I_{r2} \cos \alpha_2 \\ Q_1 &= 3V_1 I_{r1} \sin \alpha_1 & Q_2 &= 3V_2 I_{r2} \sin \alpha_2 \end{aligned} \quad (1-5)$$

Ces expressions montrent que le montage est réversible (il peut fonctionner dans les quatre quadrants du plan couple-vitesse) puisqu'il suffit de changer l'intervalle de variation des angles d'amorçages des deux ponts, pour avoir le fonctionnement voulu [6].

I-4 LE CAPTEUR DE POSITION

Il existe deux types de capteurs pouvant réaliser l'autopilotage de la machine synchrone: le capteur de tension et le capteur de position .

- Le capteur de tension permet de synchroniser le champ tournant statorique aux tensions de la machine avec un déphasage entre tension et courant fixé. Ne contrôlant pas l'angle ψ , on ne réalise pas de commande directe en couple.

- Le capteur de position donne à tout instant la position de la roue polaire et permet d'élaborer les ordres de commande de l'onduleur avec un déphasage entre courant et f.é.m réglable.

Dans notre étude, on a choisit de présenter le capteur de position optique; celui-ci comprendra une partie tournante et une partie fixe.

- La partie fixe est composée de deux disques solidaires du stator. L'un portant trois sources lumineuses (lampes) décalées de $\frac{120^\circ}{p}$ mécaniques, l'autre porte trois cellules photoélectriques (photo diodes ou photo transistors) se trouvant respectivement dans le même axe que les cellules photo électriques. Chaque émetteur est affecté à une phase de la machine (fig 1-4).

- La partie mobile est constituée d'un disque solidaire de l'arbre et intercalée entre les deux premiers ; p fentes de $\frac{\pi}{p}$ chacune y sont pratiquées à un même rayon que les détecteurs optiques ; permettant l'élaboration des trois signaux SA,SB,SC sous forme de créneaux décalés entre eux de $\frac{120^\circ}{p}$ et ayant chacun une largeur égale à une demie période de la f.é.m statorique.

Le fonctionnement du commutateur nécessite six signaux à appliquer aux gâchettes des thyristors. En utilisant un bloc logique on peut élaborer ces six signaux en cycle direct et en cycle inverse (et cela par traitement logique) (fig 1-5).

Pour un autopilotage avec différentes valeurs de ψ , on équipe le disque mobile d'une horloge en disposant sur sa périphérie 60 trous régulièrement répartis. Cette horloge doit correspondre à une lampe et à un photo transistor placé sur les disques fixes suivant l'axe de la phase A.

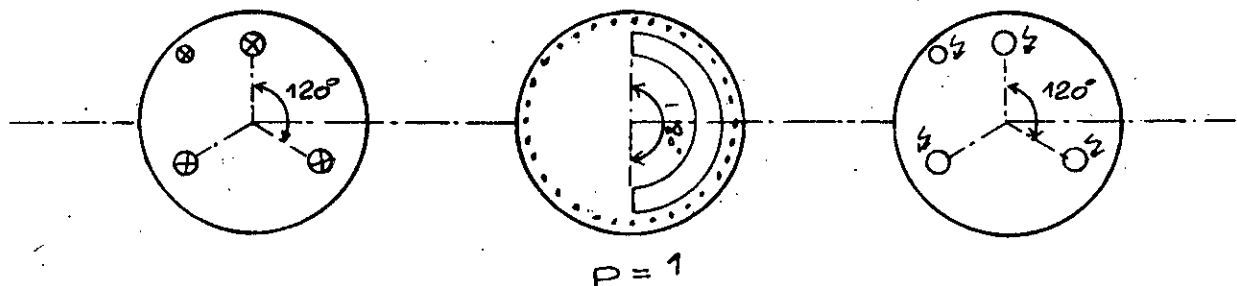


fig 1-4 Le capteur de position pour une machine bipolaire

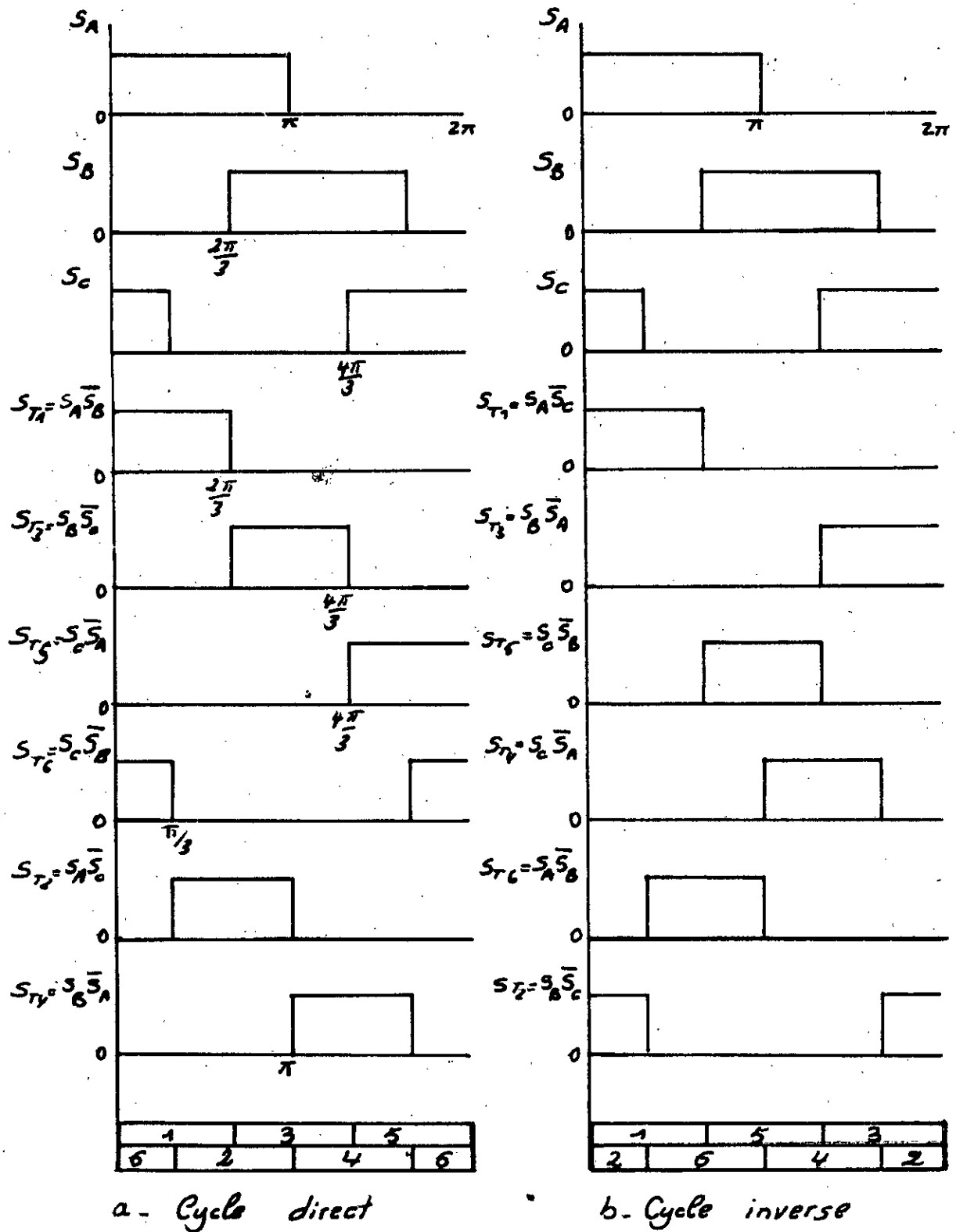


fig 1-5 Signaux d'allumages des thyristors

I-5 FONCTIONNEMENT DE LA MACHINE SYNCHROME

AUTOPILOTEE

La machine synchrone autopilotée fonctionne selon un principe assimilable à celui d'un moteur à courant continu.

Dans le cas du moteur à courant continu, la commutation du courant d'une lame à une autre s'effectue par le passage des lames devant les balais. Dans le cas de la machine synchrone autopilotée, la commutation est ordonnée par la machine elle-même, soit par sa tension, soit par la position du rotor [7].

Lors du fonctionnement en moteur, le pont coté réseau fonctionne en redresseur, et le pont coté machine fonctionne en onduleur. Les impulsions d'amorçage des thyristors sont issues du capteur de position.

I-5 1 POSITION DU FLUX STATORIQUE

Durant une période de 2π électrique, il se produit six commutations dans le commutateur de courant. A chaque commutation, le vecteur flux statorique effectue une rotation de $\frac{\pi}{3p}$ mécanique (fig 1-6).

Entre deux commutations successives le flux statorique reste dans une position fixe, alors que le flux rotorique tourne à vitesse constante Ω (fig 1-7). On prend le début de l'intervalle de commutation, où un thyristor est déclenché, comme origine des temps. On note ψ l'angle entre le courant statorique et la tension de la roue polaire. L'angle entre les flux statorique et rotorique est donné par la relation suivante (fig 1-8).

$$\theta = \frac{2\pi}{3} + \psi - \omega t \quad (1-6)$$

On adoptera les hypothèses suivantes:

- 1- La machine tourne à une vitesse Ω constante.
- 2- Les f.é.m sont sinusoïdales et les résistances négligeables.
- 3- La machine fonctionne en régime linéaire

- 4- Les thyristors sont des interrupteurs idéaux.
- 5- Le courant d'excitation est constant.
- 6- Les grandeurs électriques sont représentées dans la convention de signe des récepteurs.

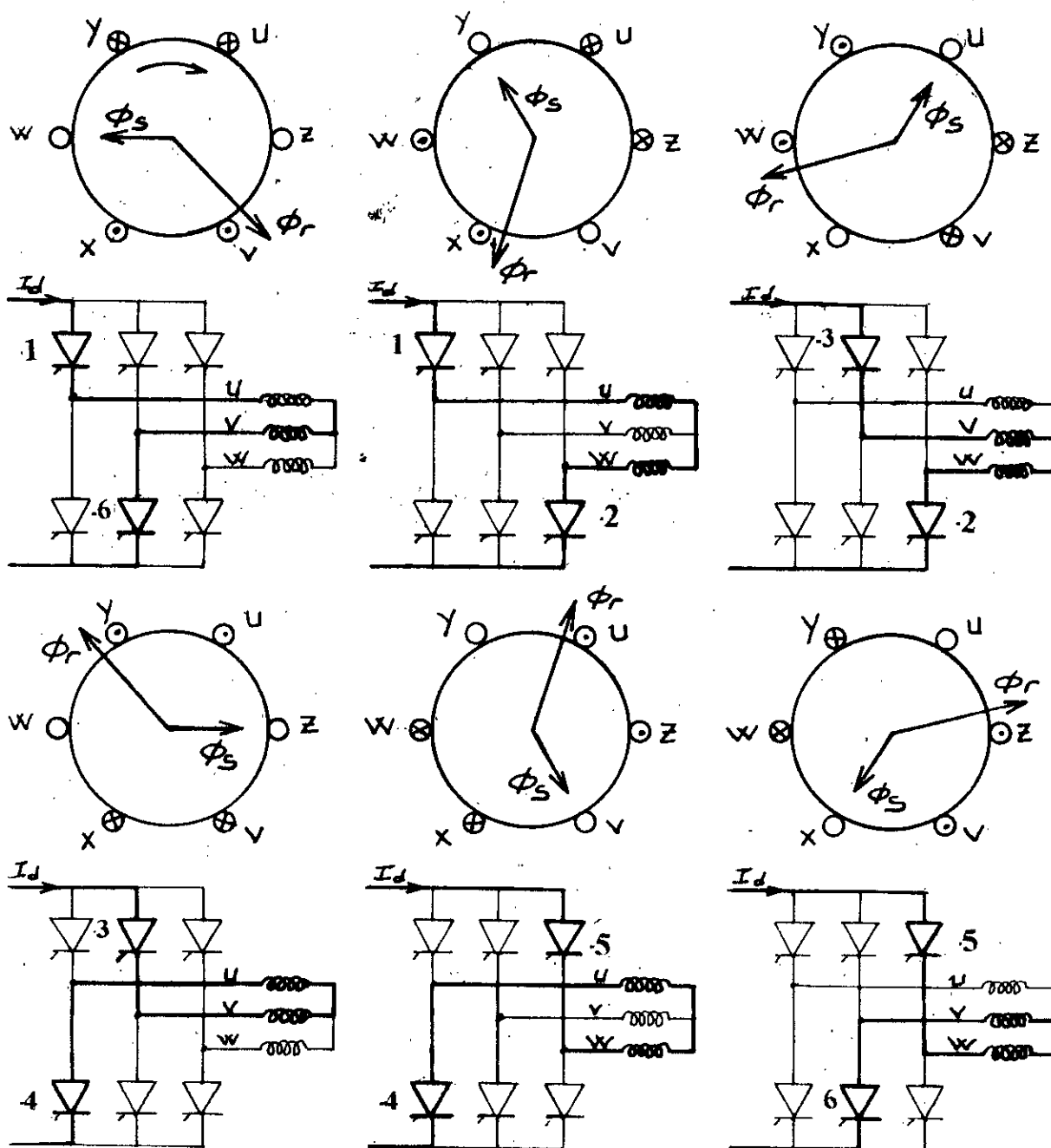


fig 1-6 Principe de fonctionnement d'un moteur synchrone autopilotée

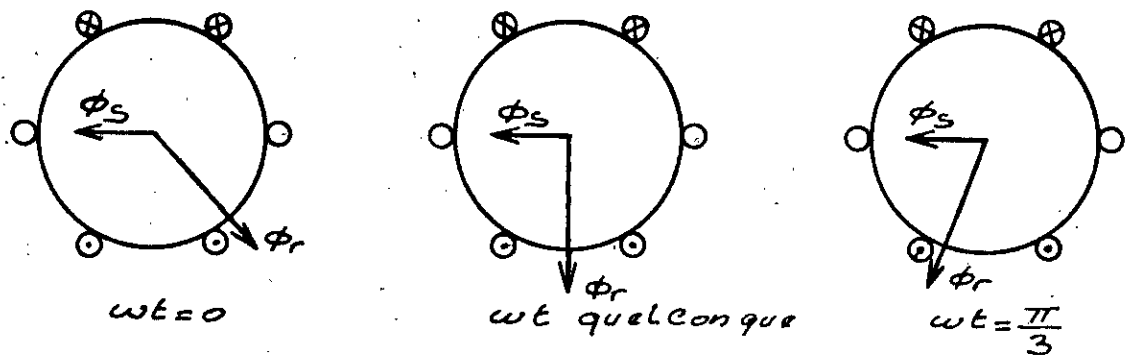


fig I-7 Evolution des flux durant la commutation.

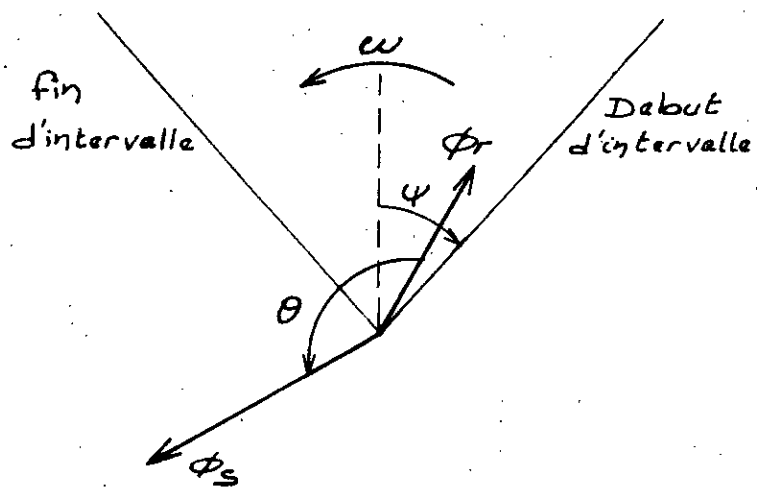


fig I-8 Position relative des flux entre deux commutations.

Si on note I le courant dans les enroulements du moteur synchrone (convention récepteur) et I_r le courant opposé au courant I , nous obtenons le diagramme vectoriel du moteur synchrone de la figure I-9. Sur le diagramme, on voit bien le déphasage avant du courant sur la tension et le fonctionnement en onduleur du convertisseur côté machine.

La tension aux bornes de l'onduleur est :

$$U_2 = -\frac{3\sqrt{6}}{\pi} V_2 \cos \alpha_2 \quad (1-7)$$

puisque:

$$\varphi = \alpha - \pi \quad (1-8)$$

et:

$$V_2 \cos \varphi = E \cos \psi \quad (1-9)$$

on aura:

$$U_2 = \frac{3\sqrt{6}}{\pi} E \cos \psi \quad (1-10)$$

on a:

$$E = p\Phi\Omega \quad (1-11)$$

d'où:

$$U_2 = \frac{3\sqrt{6}}{\pi} p\Phi\Omega \cos \psi \quad (1-12)$$

En négligeant les pertes de la machine autres que celles de l'inducteur; et en supposant que le convertisseur est sans pertes, le couple s'écrit:

$$\Gamma = \frac{U_2 I_d}{\Omega} = \frac{3\sqrt{6}}{\pi} p\Phi I_d \cos \psi \quad (1-13)$$

Le couple est donc maximal pour $\psi = 0$ et faiblit à mesure que ψ augmente. Pour des raisons de commutation, on a un fonctionnement normal uniquement pour $\psi \neq 0$. Donc la machine synchrone autopilotée alimentée en courant fonctionne toujours en dessous du couple maximal.

Le fonctionnement en freinage par récupération s'obtient en changeant le signe du couple; donc faire varier l'angle ψ sur l'intervalle $[\frac{\pi}{2}, \pi]$. Le pont côté machine fonctionnera alors en redresseur, et le pont côté réseau en onduleur (fig1-10).

L'inversion du sens de rotation est effectuée en changeant le sens de distribution des ordres de commande des thyristors du pont côté machine (fig 1-5).

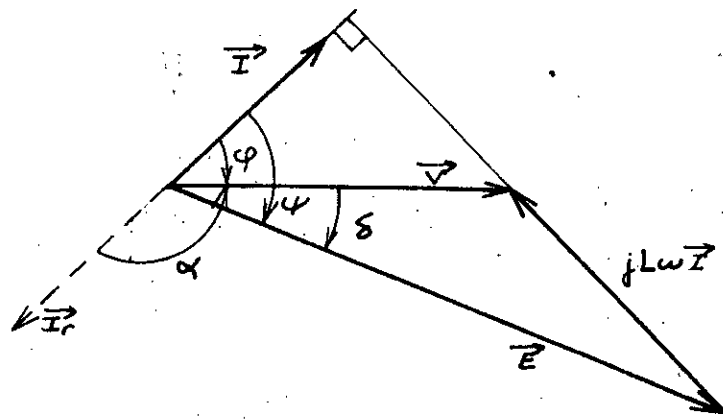


fig 1-9 Diagramme vectoriel

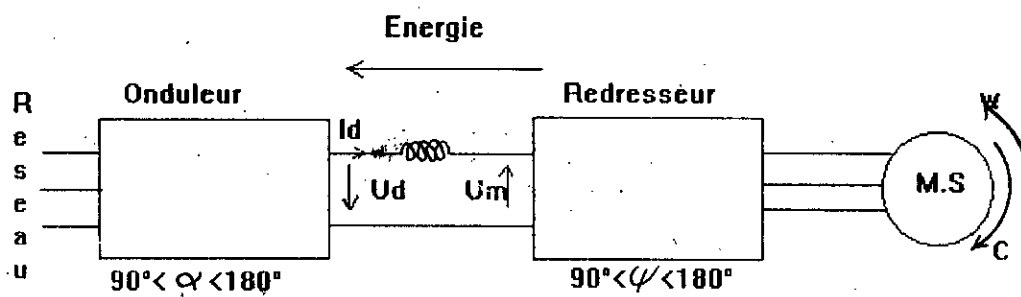


fig I-10 Réversibilité de la machine synchrone autopilotée

I-5 2 STRATEGIE DE COMMANDE

Avec l'autopilotage la fréquence d'alimentation de la machine synchrone devient un paramètre secondaire.

La commande des machines synchrones autopilotées consiste à contrôler le couple moteur dans une certaine plage de vitesse.

Pour la commande de l'ensemble; nous disposons de trois grandeurs variables:

- Le courant continu I_d .
- L'angle de commande ψ issu du capteur.
- Le courant d'excitation I_f .

Suivant l'application envisagée; diverses stratégies de commande peuvent être obtenues en fonction des variables choisies [1;4].

La stratégie de commande la plus simple possible est de maintenir le courant d'excitation et l'angle de commande ψ constant, en faisant varier le courant d'entrée I_d .

L'expression du couple est donnée par l'expression (1-13).

Comme la caractéristique $\Gamma(I_d)$ est linéaire et puisque le couple est indépendant de la vitesse, on obtient des caractéristiques mécaniques constantes (fig 1-11)

La vitesse est exprimée par :

$$\Omega = \frac{\pi U_2}{3\sqrt{6} p \Phi \cos \psi} \quad (1-14)$$

Le réglage de la vitesse est obtenu en faisant varier la tension U_1 ; donc en agissant sur l'angle d'amorçage des thyristors du pont redresseur.

$$U_2 = -U_1 = -\frac{3\sqrt{6}}{\pi} V_1 \cos \alpha_1 \quad (1-15)$$

Donc à excitation constante et à ψ constant (mais réglable), le couple ne dépend que du courant I_d . De ce fait l'ensemble formé par le convertisseur et la machine synchrone se comporte comme un moteur à courant continu à excitation indépendante.

La stratégie de commande qui consiste à travailler à I_d, ψ, I_f , variables améliore les performances de la machine. Celle-ci peut fonctionner alors à décalage ψ minimal, mais elle nécessite un dispositif de commande beaucoup plus complexe [1].

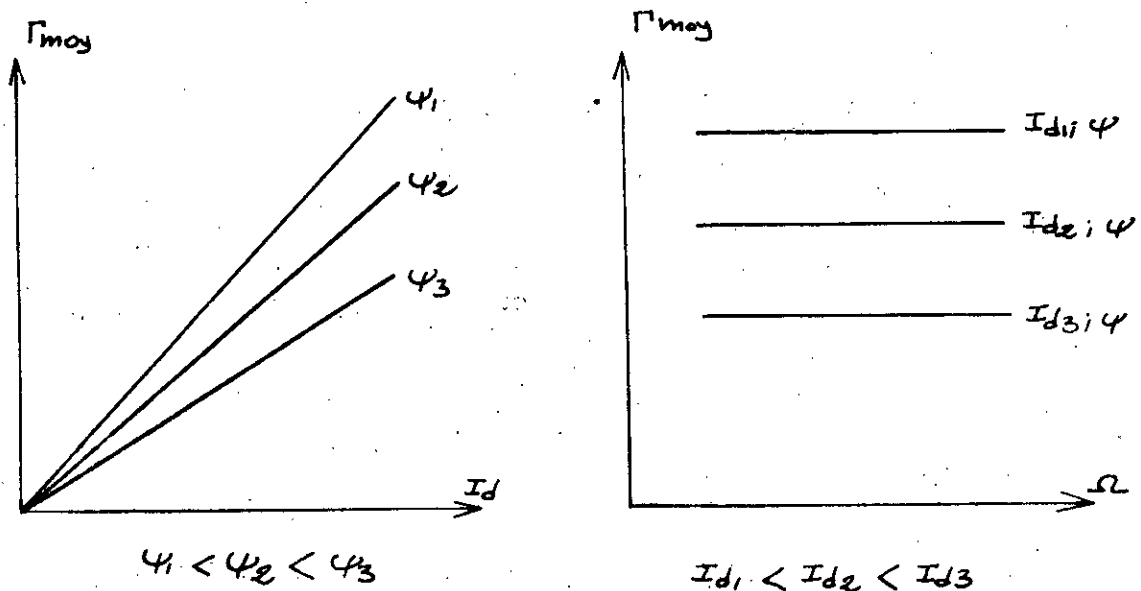


fig 1-11 Caractéristiques $\Gamma(I_d)$ et $\Gamma(\Omega)$ à Ψ et I_f constants

1-6 CONCLUSION

Grâce à l'autopilotage beaucoup de problèmes liés à la vitesse variable sont évités tel que le contact glissant.

La machine synchrone alimentée par un convertisseur statique présente une meilleure stabilité que celle d'une machine synchrone alimentée par le réseau, car elle perd toute tendance à l'oscillation et au décrochage.

Le réglage du couple de la machine synchrone autopilotée s'effectue par le réglage du courant continu dans le convertisseur. Ce réglage lui confère un comportement dynamique analogue à celui d'une machine à courant continu à excitation indépendante.

CHAPITRE II

ETUDE DE LA COMMUTATION

II-1 INTRODUCTION

La commutation du courant entre les différentes phases de la machine est un des facteurs les plus importants à étudier dans la machine synchrone autopilotée alimentée en courant.

Les commutations de l'onduleur sont assurées grâce aux forces électromotrices engendrées dans les phases de la machine par l'inducteur.

Au démarrage et aux très basses vitesses, la commutation naturelle n'est plus possible.

En charge, les performances de la machine sont limitées.

II-2 COMMUTATION NATURELLE

Lorsqu'une impulsion de commande parvient à la gâchette du thyristor qui doit entrer en conduction, elle provoque son enclenchement. Aux bornes du thyristor se trouvant, en fin de conduction, apparaît une tension négative égale à la différence de potentiel entre les deux phases correspondantes de la machine et assure son blocage sans l'intervention d'un système auxiliaire de commutation.

Ce sont les tensions de la machine qui permettent ces changements d'états. La commutation est naturelle pour tout angle d'amorçage α appartenant à l'intervalle $[0, \pi]$ (fig II 1).

Au delà de cet intervalle, une impulsion d'allumage applique une tension positive aux bornes du thyristor à éteindre, la commutation est alors impossible.

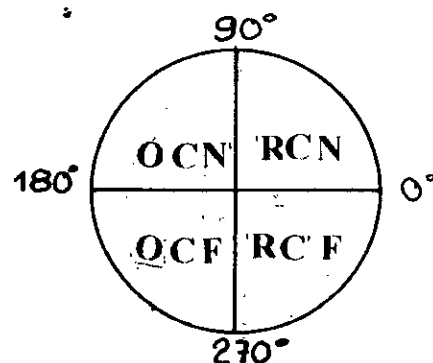


fig II-1 Types de fonctionnement du commutateur de courant suivant l'angle d'amorçage

II-2 1 PHENOMENE D'EMPIETEMENT ANODIQUE

La commutation de l'onduleur n'est pas instantanée à cause des inductances de fuite non négligeables de la machine.

Le phénomène d'empiètement intéresse uniquement le passage du courant d'une phase de la machine à l'autre.

Pour l'étude du phénomène d'empiètement, on considère le schéma équivalent au commutateur et au moteur synchrone illustré sur la fig II 2.

Lors de la commutation du courant I_d du thyristor T2 au thyristor T4, il apparaît trois séquences qui sont représentées (fig II-3).

Pendant la commutation on a :

$$i_R + i_T = I_d = cte$$

et la tension de commutation :

$$v_C = v_R - v_D$$

d'où l'équation différentielle :

$$L_C \frac{di_R}{dt} = v_C = \frac{V\sqrt{6}}{2} \sin \omega t \quad (2-1)$$

avec
$$v_D = \frac{v_R + v_T}{2} = \frac{u_{RT}}{2} \quad (2-2)$$

Le courant dans la phase R est :

$$i_R = \frac{V\sqrt{6}}{2L_c\omega} (\cos \alpha - \cos \omega t) \quad (2-3)$$

La durée de la commutation est exprimée par l'angle d'empiètement :

$$\mu = \arccos\left(\cos \alpha - \frac{2}{\sqrt{6}} \frac{X_c}{V} I_d\right) - \alpha \quad (2-4)$$

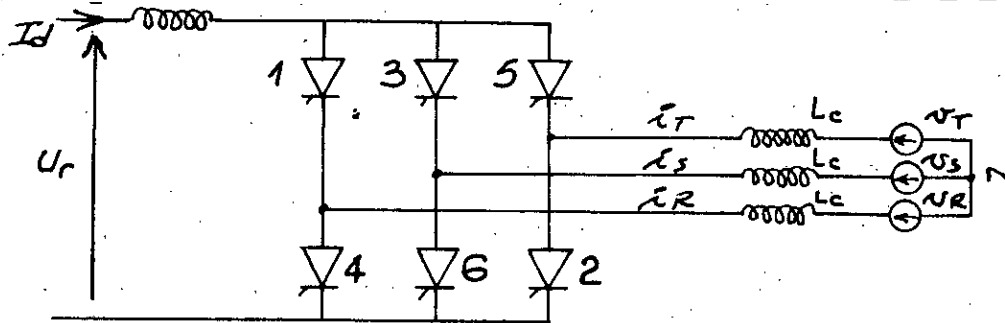


fig II-2 Schéma équivalent

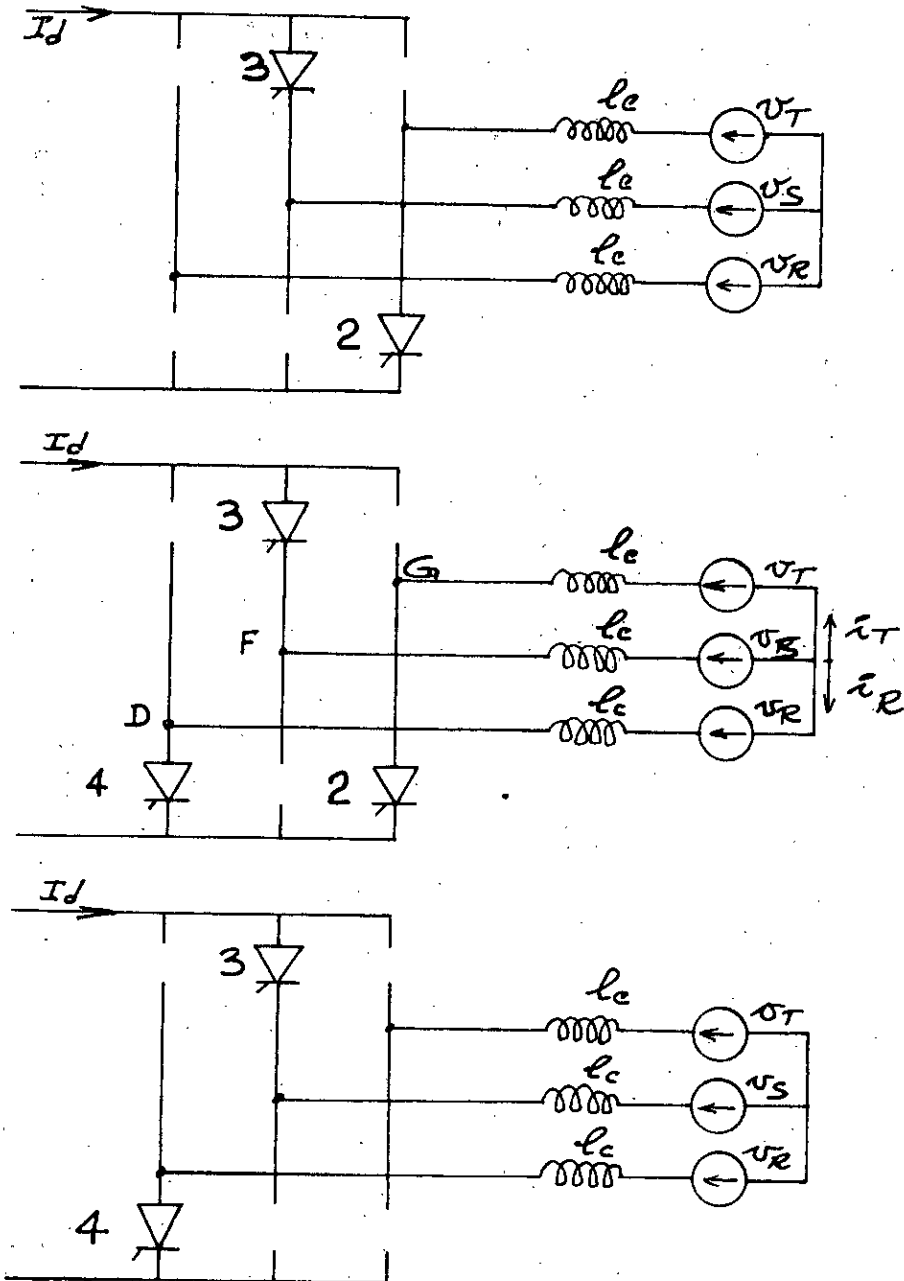


fig II-3 Les trois séquences de la commutation du courant I du thyristor T2 au thyristor T4.

II-2 2 CONSEQUENCES DE L'EMPIETEMENT ANODIQUE

L'angle d'empiètement provoque un accroissement du temps de conduction des thyristors. Ainsi, l'allure des courants statoriques ne se présente plus sous forme de creneaux, mais sous une forme trapézoïdale (fig II 4).

Durant la commutation, l'allure de la tension redressée aux bornes du convertisseur de courant (fig II-5) et des tensions inverses aux bornes d'un thyristor sont modifiées (fig II-6).

Les tensions aux bornes de la machine ne sont pas sinusoïdales (fig II-7) et cela à cause de la rotation rapide du vecteur champ statorique puisque celui-ci tourne d'un angle de $\frac{\pi}{3p}$ mécanique en une durée égale à $\frac{\mu}{\omega}$. Cette distorsion est d'autant plus importante que l'angle de commutation est grand [6].

II-2 3 LIMITE DE FONCTIONNEMENT DE L'ONDULEUR EN COMMUTATION NATURELLE

Lorsque l'angle d'amorçage α tend vers 180° la durée pendant laquelle le thyristor est soumis à une tension inverse diminue d'une durée égale à $\frac{\mu}{\omega}$.

Cette durée doit être supérieure au temps de recouvrement t_q des thyristors pour assurer leur extinction ce qui limite le fonctionnement en onduleur du convertisseur à l'angle d'amorçage suivant (fig II-8)

$$\alpha_{\max} = \pi - (\gamma + \mu) \quad (2-5)$$

γ : Angle de garde tenant compte du temps de recouvrement des thyristors.

Pour $\alpha + \mu + \gamma > \pi$, la tension aux bornes du thyristor est strictement positive (fig II-9). Le désamorçage est impossible et aussi ^{le} transit d'énergie n'est possible qu'en commutation forcée d'où la nécessité d'utiliser des circuits auxiliaires de commutation ou des interrupteurs à fermeture commandée.

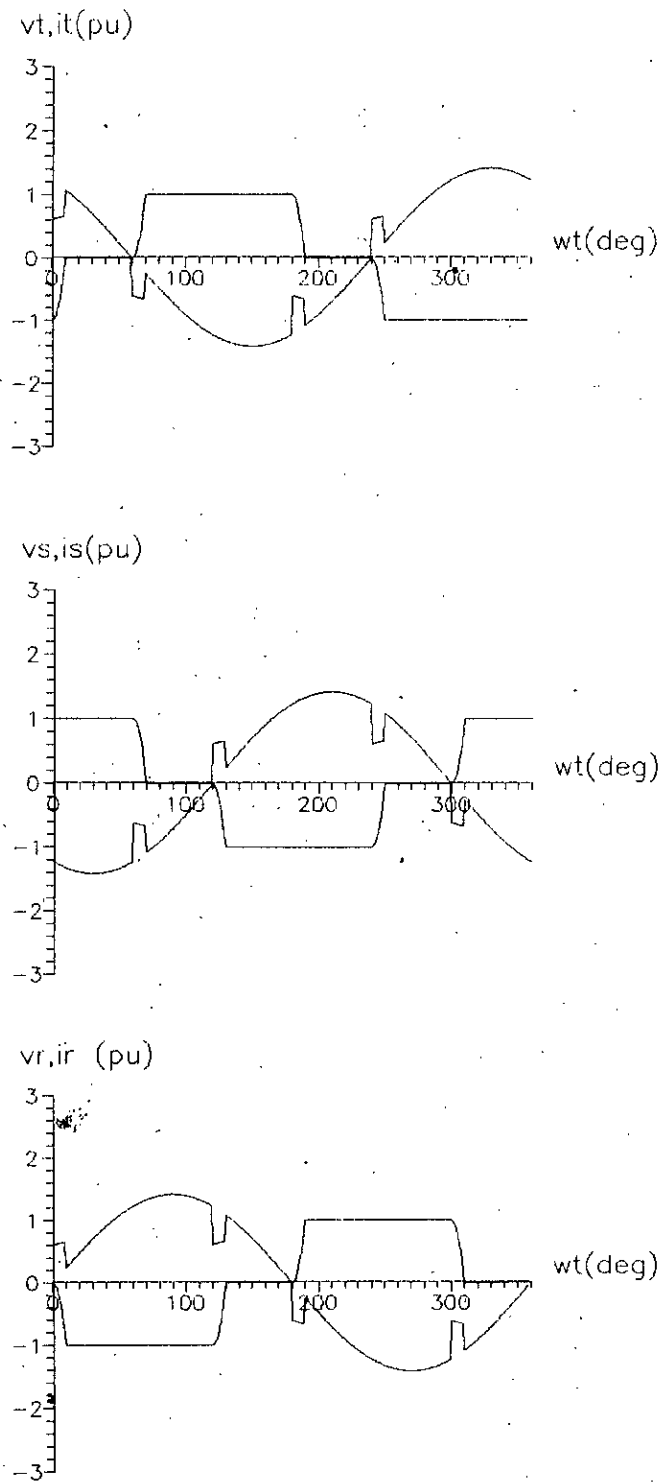


fig II-4 Courants et tensions de la machine

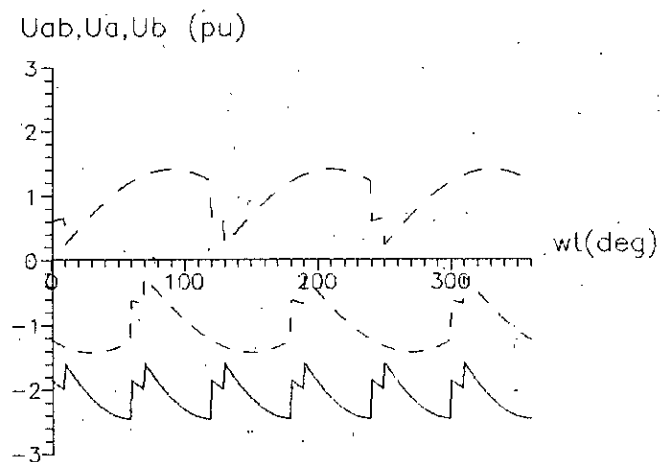


fig II-5 Allure de la tension aux bornes du commutateur.

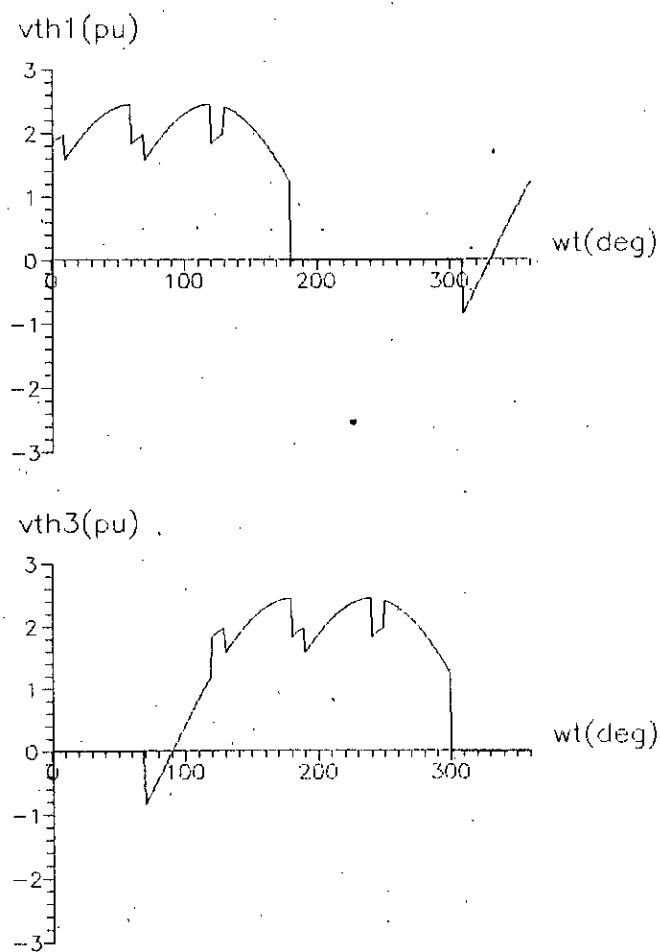


fig II-6 tensions aux bornes des thyristors T1 et T3.

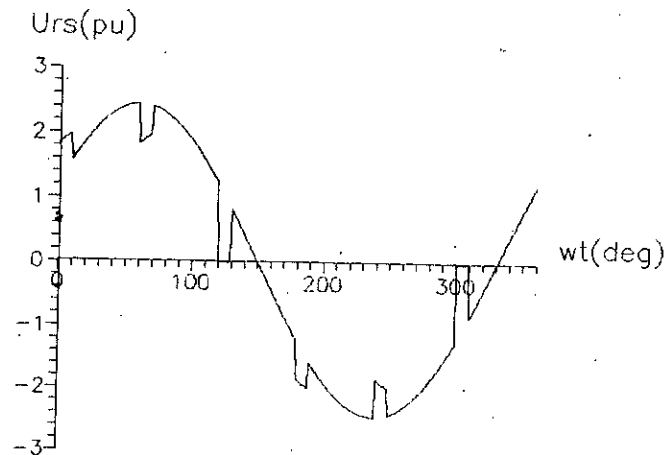


fig II-7 Tension aux bornes de la machine.

II-3 INFLUENCE DE LA COMMUTATION SUR L'AUTOPILOTAGE

La valeur efficace du courant par phase de la machine est: $I = \frac{\sqrt{6}}{\pi} I_d$ (2-6)

L'angle d'empiétement s'écrit :

$$\mu = \arccos \left(\cos \alpha - \frac{3 X_c}{\pi V} I \right) - \alpha \quad (2-7)$$

sachant que : $Z_n = \frac{V_n}{I_n}$ (2-8)

Z_n : Impédance nominale de la machine synchrone.

Nous utilisons l'expression suivante:

$$\frac{X_c \cdot I_n}{V_n} = \frac{X_c}{Z_n} = x_c \quad (2-9)$$

On aura alors:

$$\mu = \arccos \left(\cos \alpha - \frac{3}{\pi} x_c i \right) - \alpha \quad (2-10)$$

x_c et i sont respectivement la réactance de commutation et le courant statorique exprimés en grandeurs relatives.

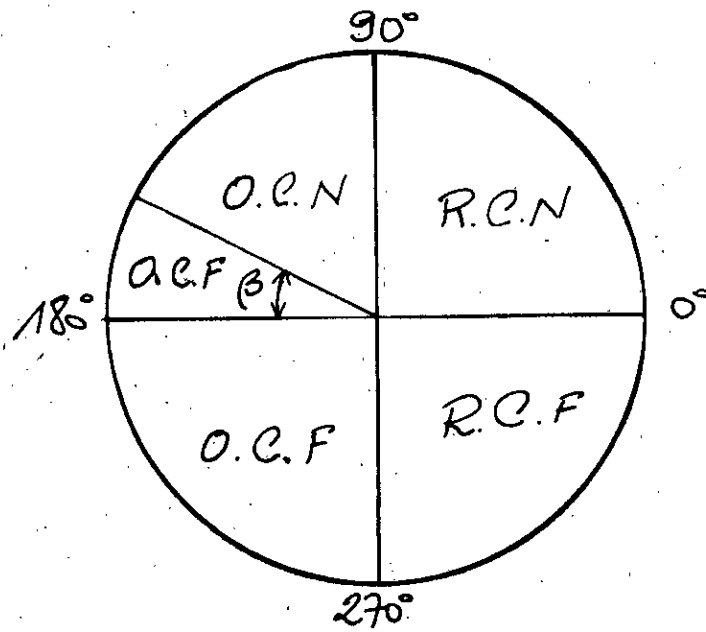
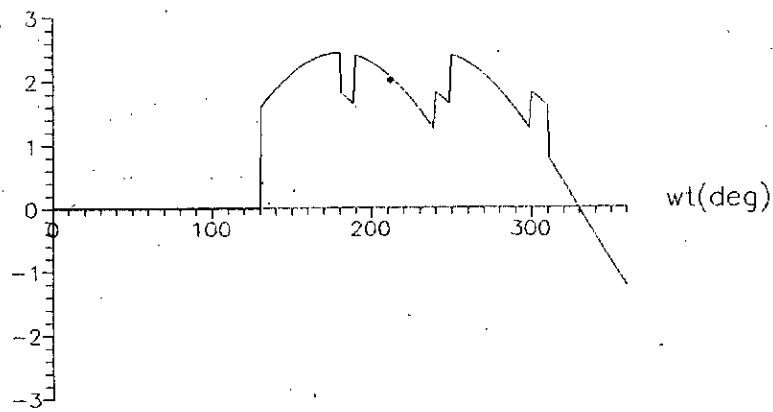


fig II-8 Limite de fonctionnement en onduleur.

$v_{th}(pu)$



$v_{th}(pu)$

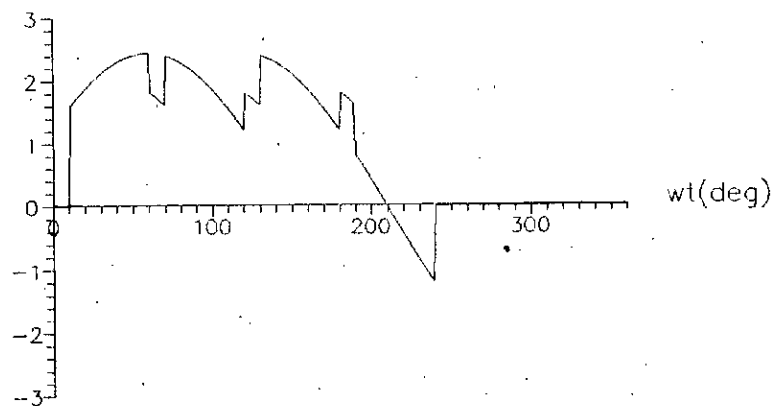


fig II-9 Tensions inverses aux bornes des thyristors T1 et T5

avec $\alpha = 210^\circ$ et $\mu = 10^\circ$

II-3 1 LIMITATION DU COUPLE MAXIMALE ET DU FACTEUR DE PUISSANCE

Pour un angle de retard à l'allumage donné, l'angle d'empiètement croît en même temps que la réactance de commutation (fig II-10 a).

Plus l'angle d'amorçage est grand plus la croissance de l'angle d'empiètement est prononcée. En effet, lorsque la réactance de commutation augmente, la constante de temps électrique augmente; entraînant ainsi une augmentation de l'angle de commutation.

Le domaine de variation admissible de la réactance de commutation doit être limité à un intervalle au delà du quel la commutation naturelle n'est plus possible.

La figure II-10 b montre la dépendance de l'angle d'empiètement μ par rapport à l'angle de retard à l'allumage α . pour un courant statorique nominale, avec x_c comme paramètre.

Lorsque l'angle d'amorçage α augmente, l'angle d'empiètement μ atteint un minimum pour $\alpha = 90^\circ - \arcsin\left(\frac{3}{2} \frac{x_c}{\pi}\right)$. L'angle d'empiètement minimal est donné par:

$$\mu_{\min} = \arccos\left(\frac{3}{2} \frac{x_c}{\pi}\right) \quad (2-11)$$

Lorsque α devient supérieur à 90° (domaine onduleur) μ augmente de nouveau pour atteindre une limite de fonctionnement correspondant à:

$$\pi > \alpha + \mu$$

Ainsi, pour une machine de réactance de commutation donnée l'intervalle de variation de l'angle d'amorçage α devient d'autant plus restreint que la réactance x_c est importante.

Le fonctionnement à facteur de puissance unitaire et à couple maximale ($\psi = 0$) est impossible.

Il faut chercher à minimiser l'angle de commutation donc à réduire la réactance x_c .

La durée de commutation doit être inférieure à $\frac{\pi}{3}$. Dans le cas contraire on risque de court-circuiter la source.

II-3 2 INFLUENCE DE LA CHARGE

L'angle d'empiètement dépend aussi de la charge. Les variations de μ en fonction de i sont données sur la fig II-11. Ces caractéristiques sont linéaires et croissantes sur un intervalle qui devient d'autant plus restreint que la valeur de α est importante.

La commande n'est aisée que sur la partie linéaire des caractéristiques $\mu(i)$ d'où la limite de l'angle d'amorçage α .

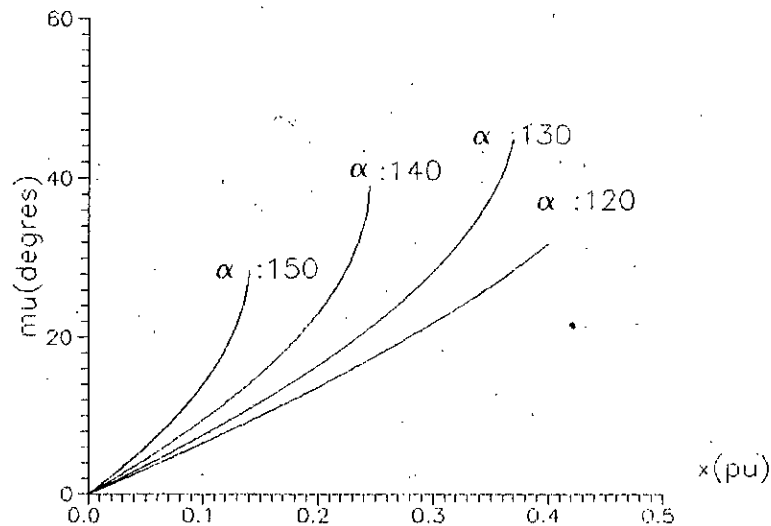


fig II-10 a Variations de l'angle de commutation en fonction de la réactance de commutation

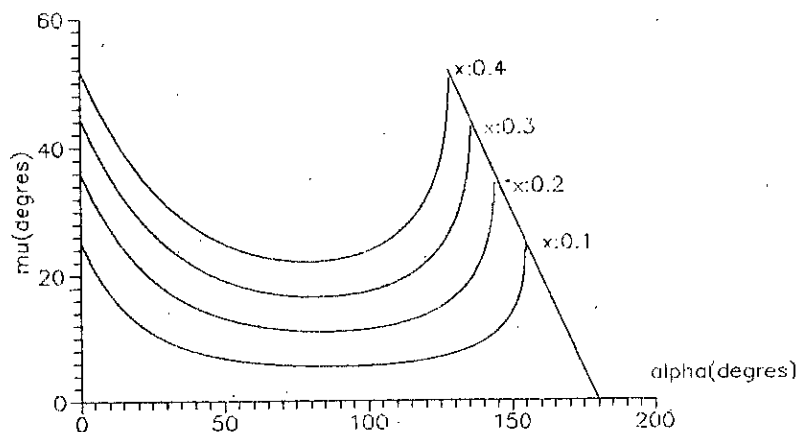


fig II-10 b Variation de l'angle d'empatement en fonction de l'angle d'amorçage des thyristors pour différentes valeurs de x_c

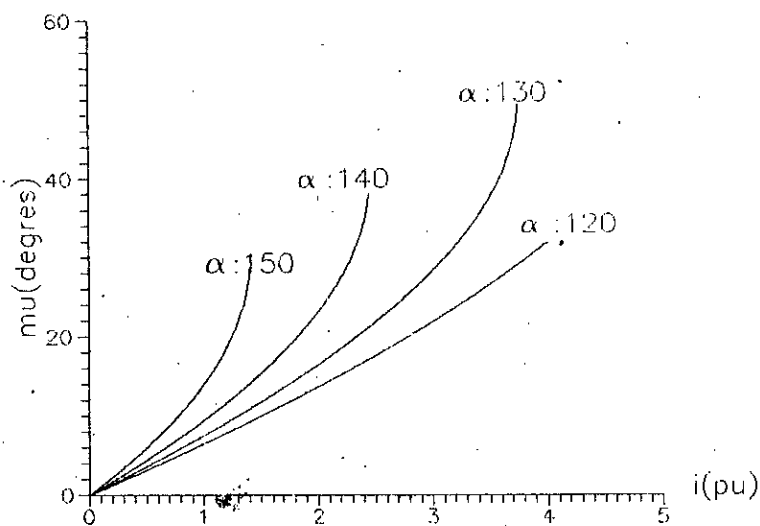


fig II-11 Variation de l'angle d'empatement en fonction du courant statorique relatif pour différentes valeurs de l'angle d'amorçage.

II-4 COMMUTATION ASSISTEE AU DEMARRAGE ET AUX FAIBLES VITESSES

Au démarrage et aux très basses vitesses, les tensions développées par la machine sont très faibles pour assurer la commutation. En pratique elle s'effectue de manière satisfaisante pour des vitesses supérieures à 10% de la vitesse nominale [8].

Ces échecs de commutation sont en outre dus à une augmentation excessive de l'angle d'empiètement (les résistances n'étant plus négligeables devant les réactances de fuite) et à une décroissance avec la vitesse du courant que peut commuter la machine.

Pour assister la commutation lors du démarrage et aux basses vitesses, plusieurs solutions sont utilisées.

II-4 1 DEMARRAGE PAR ACTION SUR LA SOURCE DE COURANT

Ce sont des procédés qui consistent à annuler le courant à l'entrée du commutateur alimentant la machine, lorsque l'on veut commuter le courant d'une phase à l'autre.

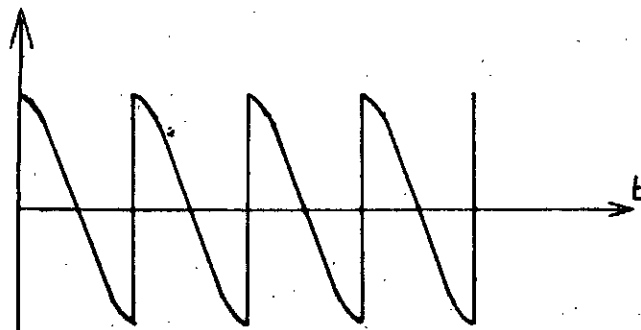
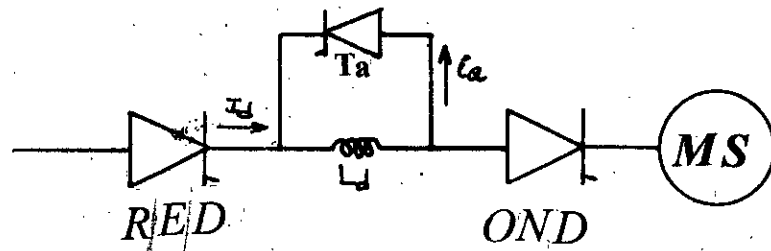
II-4 1 1 Commutation assistée par thyristor de roue libre

L'annulation du courant dans l'onduleur est obtenue par un thyristor de roue libre qui court-circuite l'inductance L_d durant l'alternance négative de la tension du redresseur (fig II-12). Le courant est alors commuté de l'onduleur dans le thyristor de roue libre T_a dès que la tension du redresseur devient positive, le thyristor T_a se bloque naturellement, et le courant se rétablit dans l'onduleur pour alimenter la phase suivante.

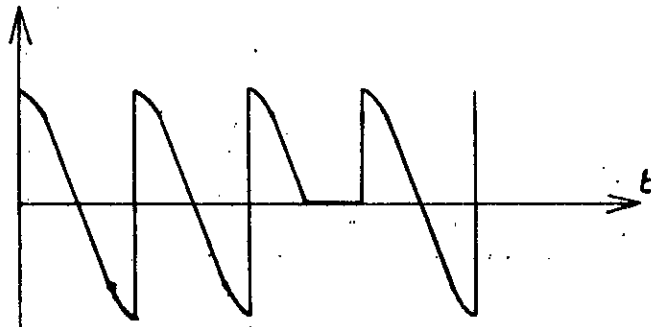
II-4 1 2 Commutation assistée par le passage rapide du redresseur en onduleur

L'annulation du courant est réalisée en commandant le passage en onduleur du redresseur. La durée de l'annulation est déterminée par les constantes de temps du circuit notamment par la constante de temps de l'inductance reliant le redresseur au commutateur.

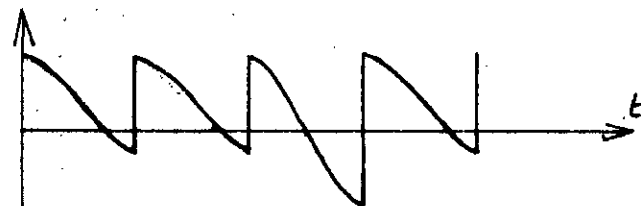
L'amorçage d'une nouvelle paire de thyristors permet d'aiguiller le courant vers les autres phases du moteur synchrone.



Tension de sortie du redresseur



Tension aux bornes de l'inductance



Tension d'entrée de l'onduleur



Courant d'entrée de l'onduleur.

fig II-12 Commutation aux basses vitesses ,assistée par thyristor de roue libre sur l'inductance de lissage

II-4 1 3 Commutation combinée

Lors du passage du redresseur d'alimentation en onduleur, l'évolution du courant est ralentie par l'inductance L_d .

Pour accélérer cette évolution, on court-circuite l'inductance en amorçant le thyristor auxiliaire T_a .

Ce thyristor assure le relais pour permettre au courant I_d de continuer à circuler dans l'inductance L_d , tandis que le courant à l'entrée du commutateur peut évoluer plus rapidement. Sa variation n'est plus limitée que par les inductances de fuites de la machine.

Le rétablissement du courant dans la machine est provoqué par le passage en redresseur du convertisseur d'alimentation. Le thyristor auxiliaire se bloque lorsque le courant le traversant devient égale au courant dans l'inductance.

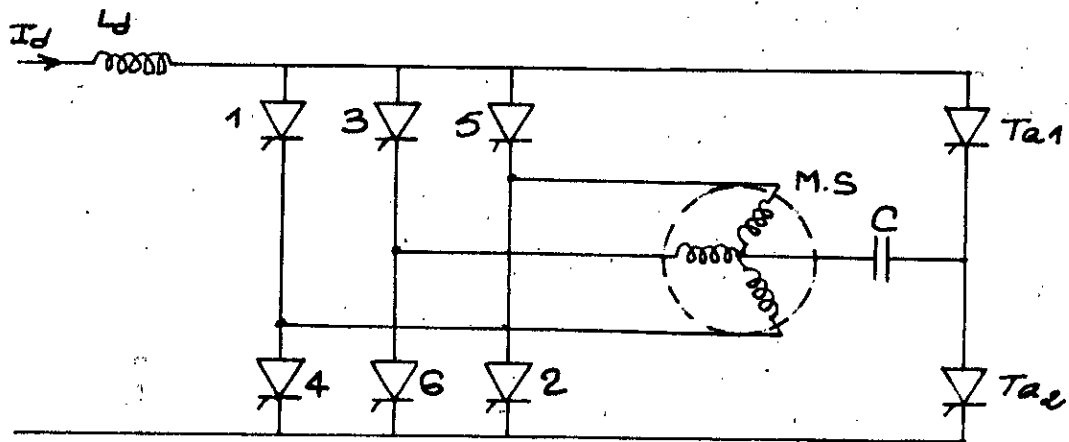
Cette solution est très intéressante car la durée d'annulation du courant est plus courte et la montée en vitesse plus rapide.

II-4 2 démarrage avec commutation forcée par condensateur

A l'aide d'un condensateur et de deux thyristors auxiliaires (fig II-13) on obtient un démarrage rapide sans annulation du courant de la self de lissage.

Ce montage permet d'exclure la commutation forcée dès que la machine peut assurer elle-même la commutation et présente également l'avantage de ne pas introduire de discontinuité dans le couple.

Cependant, cette solution nécessite l'accès au neutre de la machine ainsi qu'une commande compliquée. Néanmoins, elle ne doit pas être écartée en particulier pour les moteurs dont la fréquence est supérieure à quelque centaine de Hertz [4].



C: Condensateur de Commutation.

fig II-13 Dispositif à commutation forcée

II-5 CONCLUSION

L'étude de la commutation montre qu'un certain nombre de propriétés de l'ensemble machine synchrone-convertisseur sont dépendantes des caractéristiques propres de la machine.

Il est donc à envisager une action sur ces dernières caractéristiques pour réaliser une meilleur adaptation de la machine à l'alimentation et pour optimiser son dimensionnement.

CHAPITRE III

ETUDE DE L'INFLUENCE DE L'EXCITATION SUR LA COMMUTATION

INTRODUCTION

La commutation dans le commutateur de courant présente un grand intérêt dans le fonctionnement de la machine synchrone autopilotée.

En effet, en commutation naturelle, c'est la durée de commutation qui limite le fonctionnement de l'onduleur à des angles voisins de 150° d'où une sous utilisation de l'ensemble machine-convertisseur. Pour avoir un fonctionnement à couple maximale et à un facteur de puissance unitaire, on cherche à minimiser la durée de commutation.

L'action sur la réactance de commutation, en faisant varier certaines dimensions de la machine ainsi que certains de ces paramètres de construction [9] et l'adjonction d'un circuit amortisseur [10] permet de réduire la durée de l'empiétement anodique.

La morphologie rotorique permet aussi de conditionner la réactance de commutation et la nature de la tension aux bornes de la machine.

III-1 SCHEMA EQUIVALENT ET REACTANCE DE COMMUTATION

L'intervalle de commutation est caractérisé par un court circuit biphasé de la machine synchrone, au cours duquel un régime transitoire apparaît. Des courants sont alors induits dans l'inducteur bobiné et dans les circuits amortisseurs.

La réactance de commutation X_c qui rend compte des variations des courants dans les phases de la machine durant les commutations doit donc tenir compte des couplages apparaissant entre l'induit, l'inducteur, et le circuit amortisseur. Ce couplage se traduit par les réactances subtransitoires longitudinale X_d'' et transversale X_q'' .

Pour une machine synchrone à pôles saillants, la réactance de commutation est donnée par [7]:

$$X_c = X_d'' \cos^2 \psi + X_q'' \sin^2 \psi \quad (3-1)$$

Avec:

$$X_d'' = X_f + \frac{1}{\frac{1}{X_{ad}} + \frac{1}{X_{exc}} + \frac{1}{X_{ds}}} \quad (3-2)$$

$$\text{et: } X_q'' = X_f + \frac{1}{\frac{1}{X_{aq}} + \frac{1}{X_{qs}}} \quad (3-3)$$

Où :

X_{ad} et X_{aq} représentent les réactances inductives de réaction d'induit longitudinale et transversale ;

X_f représente la réactance de fuites statoriques;

X_{ds} et X_{qs} représentent les réactances de fuite des amortisseurs d'axes longitudinale « d » et transversale « q » ;

X_{exc} représente la réactance de fuite de l'excitation .

D'où les schémas équivalents de la machine ramenés au stator :

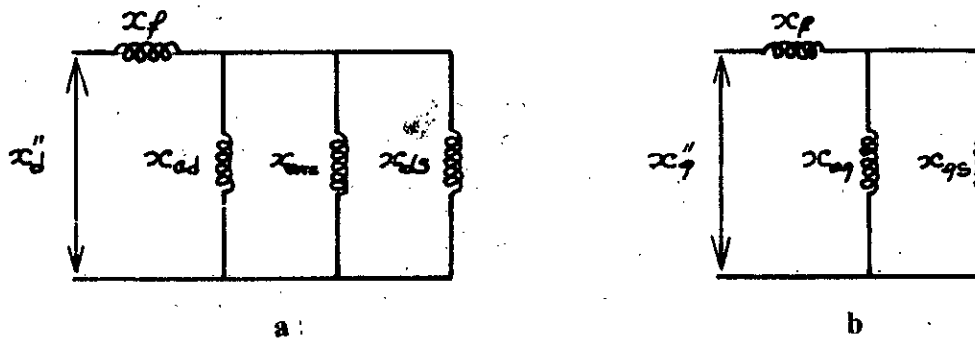


fig III-1 schéma équivalents des réactances subtransitoires

a: Suivant l'axe longitudinale

b: Suivant l'axe transversale

III-2 EXPRESSIONS DES REACTANCES DE FUITE

La relation liant l'angle de commutation à la réactance de commutation est donnée par l'expression (2-10)

où:

$V_n = E_0$: tension nominale de la machine;

I_n : courant nominal.

$$E_0 = 4.44 \Phi f w k_b \quad (3-4)$$

k_b : coefficient de bobinage;

$$\Phi = \frac{2}{\pi} \tau \ell B \quad (3-5)$$

Φ : flux moyen par pôle ;

τ : pas polaire $\tau = \pi \frac{D_i}{2p} \quad (3-6)$

B : amplitude de l'induction dans l'entrefer ;

w : nombre de spires en série par phase .

La densité linéaire du courant sur la surface interne du stator est :

$$A = \frac{2 m w I}{\pi D_i} \quad (3-7)$$

m : nombre de phases .

D'où :

$$Z_n = \frac{2 \sqrt{2} m \ell B f w^2 k_b}{A \cdot p} \quad (3-8)$$

III-2 1 REACTANCE DE FUITE DU STATOR

Pour l'enroulement statorique la réactance inductive relative est : [11]

$$x_f = X_f \frac{1}{Zn} \quad (3-9)$$

D'où :

$$x_f = \sqrt{2} \frac{\pi \cdot \mu_0 \cdot A}{B \cdot m \cdot q \cdot k_b} \lambda \quad (3-10)$$

q : nombre d'encoches par pôle et par phase ;

λ : perméance de fuites , exprimée par :

$$\lambda = \lambda_e + \frac{q}{l} (\lambda_f l_f) \quad (3-11)$$

λ_e : perméance d'encoche par unité de longueur de la machine ;

$l_f \lambda_f$: perméance des parties frontales ;

l : longueur du fer active.

L'encoche statorique est ouverte (figure III-2) [9] d'où :

$$\lambda_e = \left(\frac{h_1}{3b_1} + \frac{h_2}{b_1} \right) k_s \quad (3-12)$$

$$k_s = \frac{3\beta + 1}{4} \quad (3-13)$$

k_s : coefficient de raccourcissement .

La perméance des parties frontales est : [11]

$$l_f \lambda_f = 0.57 \tau \frac{(3\beta - 1)}{2} \quad (3-14)$$

III-2 2 REACTANCES INDUCTIVES DE REACTION D'INDUIT

Suivant l'axe longitudinal, l'expression de la réactance inductive est exprimée par [11]:

$$X_{ad} = 2mf \frac{\mu_0 \cdot D_i \cdot l \cdot w^2 \cdot k_b^2}{k_\delta \cdot k_\mu \cdot \delta \cdot p^2} k_d \quad (3-15)$$

Soit en unités relatives :

$$x_{ad} = \frac{\mu_0 \sqrt{2} \cdot k_d \cdot k_b}{\pi \cdot k_\delta \cdot k_\mu} \left(\frac{\tau A}{\delta B} \right) 10^{-4} \quad (3-16)$$

δ : épaisseur de l'entrefer suivant l'axe du pôle;

k_δ : coefficient de Carter;

k_d : coefficient de forme du champ de réaction longitudinale;

k_μ : coefficient de saturation . .

Suivant l'axe transversal nous avons :

$$x_{aq} = \frac{\mu_0 \sqrt{2} \cdot k_q \cdot k_b}{\pi \cdot k_\delta} \left(\frac{\tau A}{\delta B} \right) 10^{-4} \quad (3-17)$$

k_q : coefficient de forme du champ de réaction transversale .

Remarque:

Pour une machine synchrone à pôles lisses classique les réactances inductives x_{ad} et x_{aq} sont égales ce qui nous donne une réactance de commutation x_c supérieure à celle d'une machine synchrone à pôles saillant car :

$$x_{ad} > x_{aq} < x_a(p.l) \quad (3-19)$$

III-2 3 REACTANCE DE FUITE DE L'EXCITATION

Le coefficient de réduction de la réactance inductive de l'excitation au stator est [11]:

$$k_{exc} = \frac{2m \cdot w^2 \cdot k_b^2 \cdot k_{ad}^2}{\pi^2 \cdot p^2 \cdot w_{exc}^2} \quad (3-19)$$

k_{ad} : coefficient de réduction de la f.é.m de réaction d'induit suivant l'axe longitudinal à la f.é.m de l'enroulement d'excitation .

w_{exc} : nombre de spires au rotor.

La réactance inductive relative de l'enroulement d'excitation, après sa réduction au système statorique est [11]:

$$x_{exc} = \frac{32}{\pi^2} \frac{A \cdot k_b}{\sqrt{2} \cdot B} k_{ad}^2 \lambda_{exc} 10^{-6} \quad (3-20)$$

λ_{exc} : perméance de fuite de l'enroulement d'excitation par unité de longueur (fig III-3) [11]:

$$\lambda_{exc} = 2 \left[\frac{h_{m1}}{3c_{m1}} + \frac{h_{m2}}{c_{m2}} + \frac{h_p}{c_p} + \frac{(l_p - l) + 0.5h_m + 0.125b_m}{2l_p} \right] \quad (3-21)$$

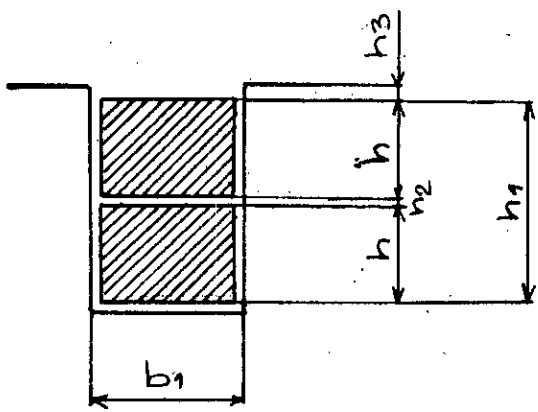


fig III-2 Encoche statorique

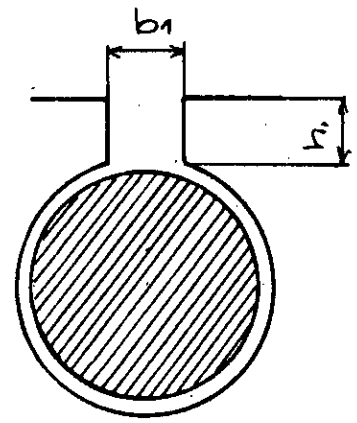


fig III-4 Encoche pour les amortisseurs

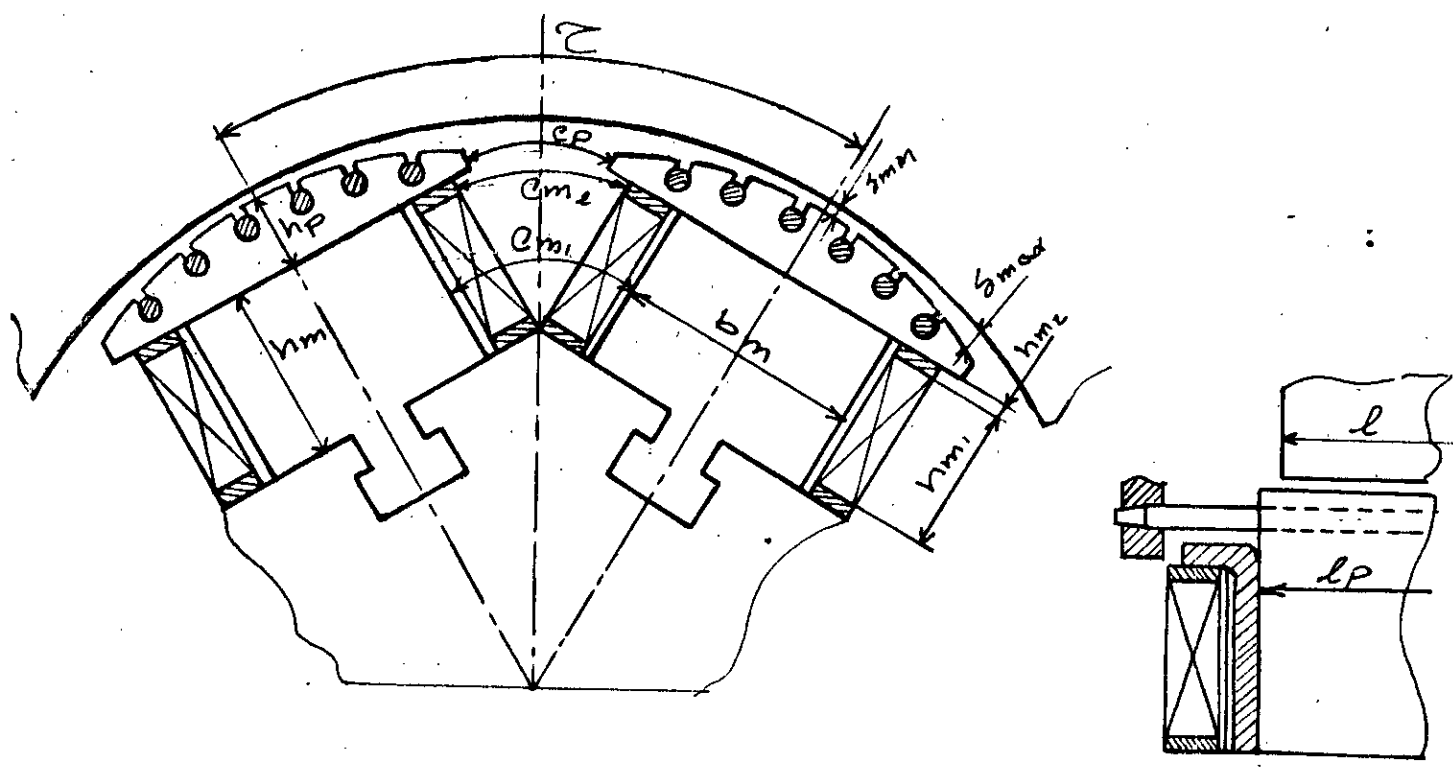


fig III-3 Disposition des pôles d'une machine synchrone à pôles saillants.

III-2 4 REACTANCE DE FUITE DES AMORTISSEURS

La réactance de fuites des barres d'amortisseurs est [11]:

$$x_b = 2 \pi \cdot f \cdot \mu_0 \cdot N_{an}^2 \cdot l_b \cdot \lambda_e \quad (3-22)$$

$N_{an} = 1$: nombre de conducteurs par encoche ;

l_b : longueur des barres;

λ_e : perméance d'encoche .

L'encoche est de forme circulaire (fig III-4), d'où :

$$\lambda_e = 0.623 + \frac{h}{b} \quad (3-23)$$

La réactance de fuites des anneaux de court-circuit est :

$$x_{an} = 2 \pi \cdot f \cdot \mu_0 \frac{w_2^2}{p \cdot q_2} \lambda_{fan} \cdot l_{xa} \quad (3-24)$$

w_2 : nombre de spires au rotor, $w_2 = 0.5$;

λ_{fan} : perméance des parties frontales exprimée par [11]:

$$q_2 = N_b$$

$$\lambda_{fan} = \frac{N_2}{2p \cdot m_1} g_f \frac{\tau}{l} \quad (3-25)$$

l_{xa} : longueur de chaque anneau de court-circuit (fig III-5);

$$l_{xa} = \frac{\alpha \cdot R - N_b \cdot d_e}{N_b} \quad (3-26)$$

N_b : nombre de barres par pôle

$$N_b = \frac{N_2}{2p} \quad (3-27)$$

N_2 : nombre totale de barres ;

d_e : diamètre de l'encoche circulaire .

La longueur d'un anneau de court-circuit entre deux grilles (fig III-5) s'exprime par :

$$l'_{xa} = \alpha' \cdot R = R \left[\frac{\alpha}{N_b} + \frac{2\pi - 2p\alpha}{2p} \right] \quad (3-28)$$

Le coefficient de réduction de la cage au système statorique est :

$$k = \frac{4m(w \cdot k_b)^2}{N_2} \quad (3-29)$$

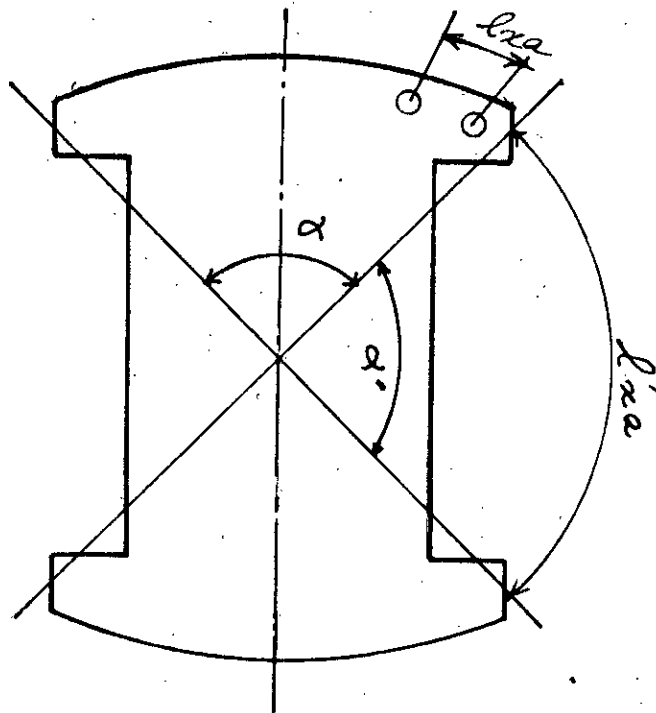


fig III-5 Schéma du rotor de la machine

III-3 INFLUENCE DES AMORTISSEURS SUR LA COMMUTATION

III-3 1 TECHNOLOGIE ET ROLE DES AMORTISSEURS

Les amortisseurs sont des conducteurs en cuivre, ou bien en aluminium, logés dans des encoches, généralement circulaires et semi fermées disposées à la surface de l'épanouissement polaire (fig III-6 a) et (fig III-6 b).

Ces conducteurs sont reliés entre eux par des couronnes de court-circuit comme dans le cas d'une cage d'écureuil de moteur asynchrone. Mais dans les pièces polaires, les extrémités des barres sont réunies par deux segments en cuivre; qui constituent ainsi des amortisseurs en grille.

Dans les turboalternateurs, la partie massive du rotor joue le rôle d'un amortisseur. Toutefois l'amortisseur peut exister et possède alors une section réduite. Son rôle principal dans le cas présent, est de favoriser la fermeture des courants aux extrémités [12].

L'utilisation d'un amortisseur, généralement à cage d'écureuil, dans les machines synchrones, permet d'amortir les oscillations pendulaires [11].

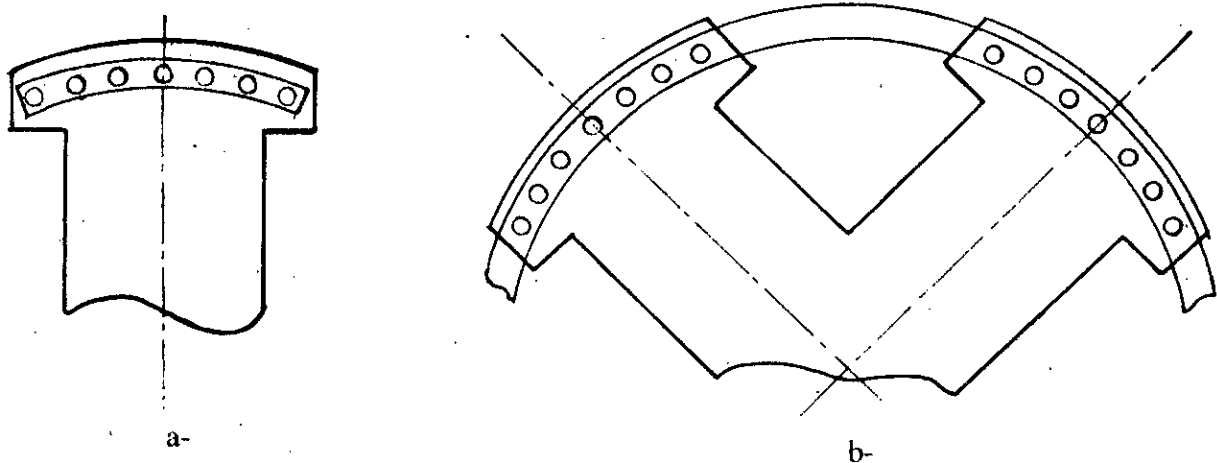


fig III-6 Circuits amortisseurs a : Grille

b : Cage

Dans le cas des machines synchrones autopilotées, l'utilisation des amortisseurs affecte la commutation et en particulier la réactance de fuite dans le calcul de la réactance de commutation.

III-3 2 REACTANCE DE FUITE DES AMORTISSEURS

Soit :

x_b : l'impédance de fuite d'une barre en p.u ;

x_{an} : l'impédance de fuite d'un secteur entre deux barres voisines sur un pôle en p.u;

x'_{an} : l'impédance de fuite d'un secteur entre deux pôles adjacents en p.u .

Pour un nombre de barres donné N_b , par pôle, on peut écrire les équations des impédances longitudinales et transversales comme suit [10]:

Pour $N_b = 2k + 1$

L'impédance longitudinale a pour expression:

$$x_{i+1, N_b-i} = \frac{2}{\sin(k-i)\eta} \left[x_b \sin(k-i)\eta + 2x_{an} \left(\sum_{l=1}^k l \sin l\eta - \sum_{k-l}^k (l-k+i) \sin l\eta \right) \right] \quad (3-30)$$

$i=0 \dots\dots\dots k-1$

L'impédance transversale est la suivante:

$$x_{k+1+i, k+1-i} = \frac{2}{f(i\eta)} \left[f(i\eta)x_b + 2x_{an} \left(\frac{k-i}{2} + \sum_{l=1}^{k-1} l \cos((k-l)\eta) - \sum_{l=0}^{i-1} l \cos((i-l)\eta) \right) + x'_{an} \left(\frac{1}{2} + \sum_{l=1}^k \cos l\eta \right) \right] \quad (3-31)$$

$i=0 \dots\dots k$

$$\text{avec : } f(i\eta) = \cos(i\eta) \quad \text{si } i \neq 0 \quad (3-32)$$

$$= \frac{1}{2} \quad \text{sinon}$$

Pour $N_b = 2k$

L'impédance longitudinale est:

$$x_{i+1;N_b-i} = \frac{2}{\sin\left(\frac{2(k-i)-1}{2}\eta\right)} \left[x_b \sin\left(\frac{2(k-i)-1}{2}\eta\right) + 2x_{an} \left(\sum_{l=1}^k \left(\frac{2l-1}{2}\right) \sin\left(\frac{2l-1}{2}\eta\right) - \sum_{l=1}^i l \sin\left(\frac{2(k-i+l)}{2}\eta\right) \right) \right] \quad (3-33)$$

i=0k-1

L'impédance transversale est:

$$x_{i+k+1;k-i} = \frac{2}{\cos\left(\frac{2i+1}{2}\eta\right)} \left[x_b \cos\left(\frac{2i+1}{2}\eta\right) + 2x_{an} \left(\sum_{l=0}^{k-2} (k-l-1) \cos\left(\frac{2l+1}{2}\eta\right) - \sum_{l=k-i}^k (k-l) \cos\left(\frac{2(i-k+l)+1}{2}\eta\right) \right) + x'_{an} \sum_{l=0}^{k-1} \cos\left(\frac{2l+1}{2}\eta\right) \right] \quad (3-34)$$

i=0k-1

Avec :

η : Déphasage entre les courants circulant dans deux barres voisines sur un pôle.

D'où pour une machine à p paires de pôles, les réactances de fuite longitudinale et transversale par phase sont données par :

$$x_{ds} = \frac{2p \sum_i x_{longitudinale}}{2pN_b} \quad (3-36)$$

$$x_{qs} = \frac{2p \sum_i x_{transversale}}{2pN_b} \quad (3-37)$$

Remarque :

Dans le cas d'un amortisseur en grille, la réactance de fuite longitudinale sera la même que pour le cas d'un amortisseur à cage complète. Pour le calcul de la réactance de fuite transversale il suffit de poser $x'_{m} = 0$.

APPLICATION

Pour déterminer l'influence des paramètres de la machine sur la réactance de commutation nous prenons une machine dont les caractéristiques principales sont :

Nombre de paires de pôles	$p=3$
Puissance nominale	$P_n=225\text{kW}$
Courant nominal.....	$I_n=59.5\text{A}$
Facteur de puissance	$\cos \varphi =0.8$
Tension nominale d'alimentation	$U_n=3000\text{V}$
Rendement	$\eta = 91\%$
Ouverture polaire	$\alpha = 0.756\text{rd}$
Pas polaire	$\tau = 275\text{mm}$

Le stator de la machine présente les données suivantes :

Diamètre extérieur	$D_{ext}=730\text{mm}$
Diamètre intérieur	$D_{int}=525\text{mm}$
Longueur utile du fer	$l_u=334\text{mm}$
Nombre d'encoches par pôle et par phase	$q_1=5$
Nombre d'encoches	$Z_1=90$
Coefficient de bobinage	$k_{b1}=0.957*0.951=0.91$
Coefficient de raccourcissement	$\beta_1=0.8$
Nombre de conducteurs par encoché	$2*7=14$

Les encoches du stator ont les dimensions suivantes :

$$h=18.5\text{mm} ; h_1 = 42\text{mm} ; h_2 = 5\text{mm} ; h_3 = 8\text{mm} ; b_1 = 9.8\text{mm}$$

Pour l'excitation, on a les données suivantes :

$$h_{m1} = 70\text{mm} ; c_{m1} = 140\text{mm} ; h_{m2} = 8\text{mm} ; c_{m2} = 90\text{mm} ;$$

$$h_{pm} = 12\text{mm} ; c_p = 70\text{mm} ; (l_p - l_0) = 10\text{mm} ; b_n = 114\text{mm}$$

Les données des amortisseurs sont :

$$d_{en} = 12\text{mm} ; h = 1\text{mm} ; b_1 = 0.9\text{mm} ; h_{am} \times b_{am} = 32.5 \times 12.5 = 406\text{mm}^2 ; l_b = 364\text{mm}$$

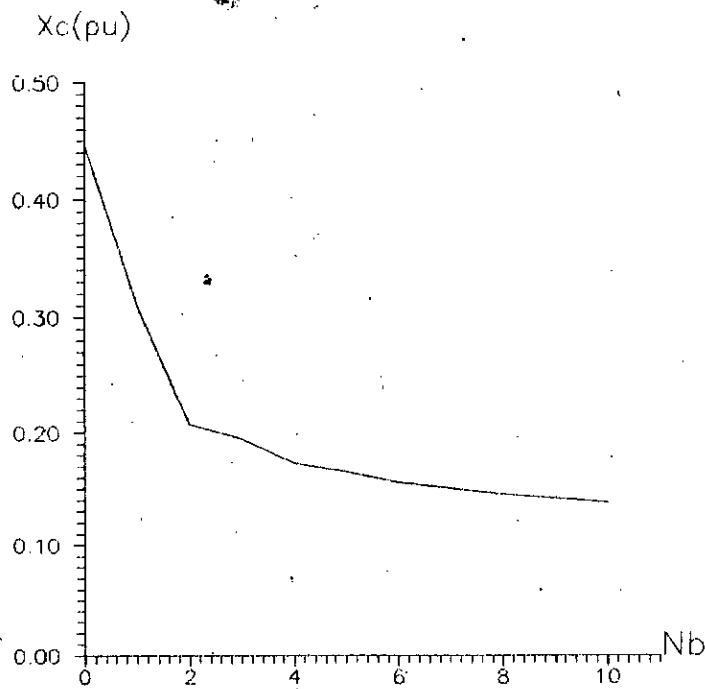


fig III-7 Variation de la réactance de commutation en fonction
du nombre de barres d'amortisseurs —cage et grille—

La caractéristique $x_c = f(N_b)$ (fig III-7) montre qu'un accroissement du nombre de barres de l'amortisseur, cage ou grille, entraîne une décroissance importante de la réactance de commutation. Toutefois, cette décroissance devient plus lente pour un nombre de barres supérieur à sept (7). Il est donc préférable, pour des raisons d'économie et d'encombrement de choisir un nombre optimal de barres. Dans notre cas le nombre de sept barres sera bien adapté.

Nous constatons que pour un même nombre de barres la grille présente une réactance de commutation plus faible que celle d'une cage complète. Mais nous préférons l'utilisation de la cage car elle s'oppose mieux aux harmoniques du champ [12].

Remarque :

La machine utilisée est du type "camembert", présente sans amortisseurs une réactance de fuite de l'ordre de 0.447 p.u. Elle n'est donc pas en premier lieu destinée à être alimentée par un commutateur de courant.

Le fait d'insérer un amortisseur permet de réduire la réactance de commutation à une proportion telle que l'association d'un commutateur de courant à la machine soit possible.

III-4 INFLUENCE DE LA STRUCTURE ROTORIQUE SUR LA REACTANCE DE COMMUTATION

L'association adéquate de la machine synchrone au commutateur de courant, impose en plus d'une faible réactance de commutation, une tension sinusoïdale à la machine (d'après le principe d'association des dipôles).

La réactance de commutation dépend essentiellement des paramètres de la machine, entre autre l'ouverture polaire [11]. Cette dernière est liée aux réactances de fuite par les coefficients k_d, k_q, k_{ad} , et k_{aq} , tirés des courbes représentées aux fig III-8.

La forme de la f.é.m de la machine est liée à la forme de l'induction dans l'entrefer qui dépend essentiellement de l'arc et de l'épanouissement polaire,[13](fig III-9).

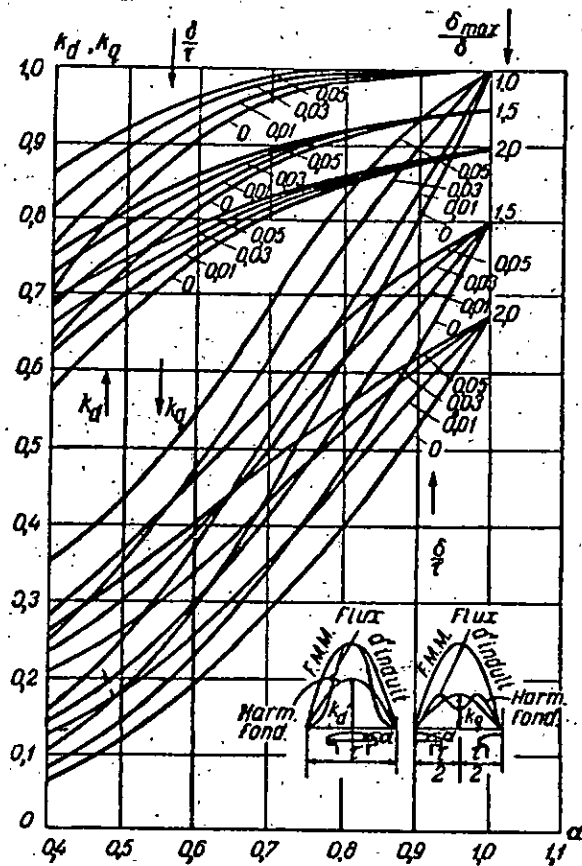


fig III-8 a : Courbes pour la détermination des coefficients k_d et k_q

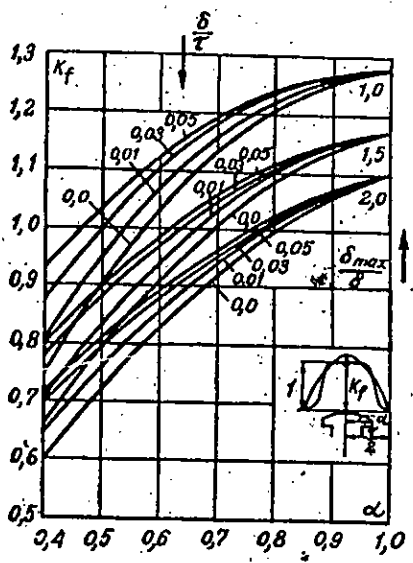


fig III-8 b: Courbes pour la détermination du coefficient k_f

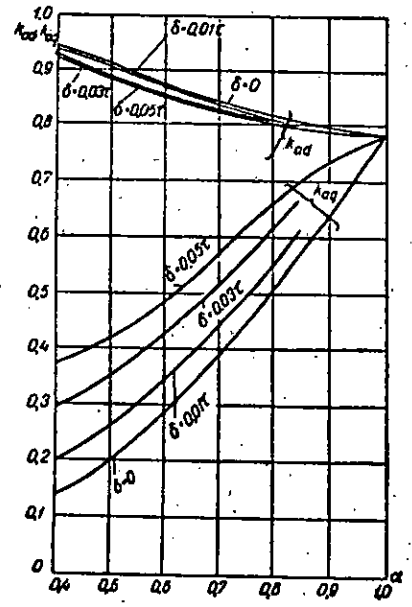


fig III-8 c: Courbes pour la détermination des coefficients k_{ad} et k_{ag} pour

$$\frac{\delta_{max}}{\delta} = 1$$

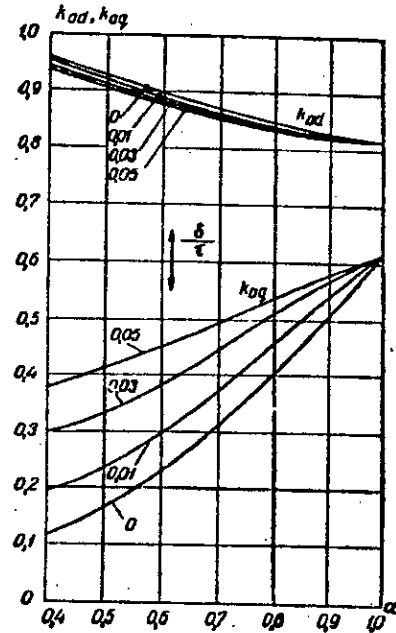
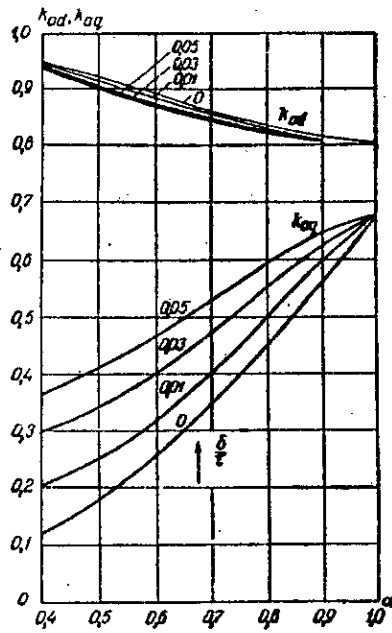


fig III-8d: Courbes pour la détermination des coefficients k_{ad} et k_{ag} pour

fig III-8e: Courbes pour la détermination des coefficients k_{ad} et k_{ag} pour

$$\frac{\delta_{max}}{\delta} = 1.5$$

$$\frac{\delta_{max}}{\delta} = 2$$

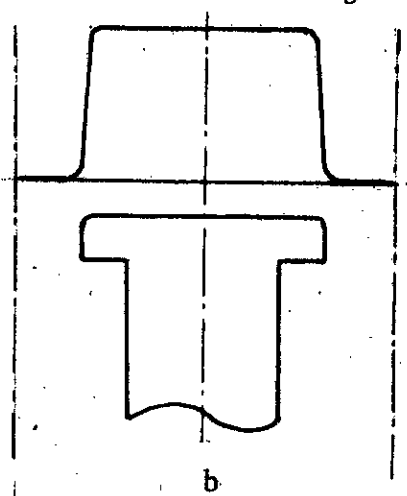
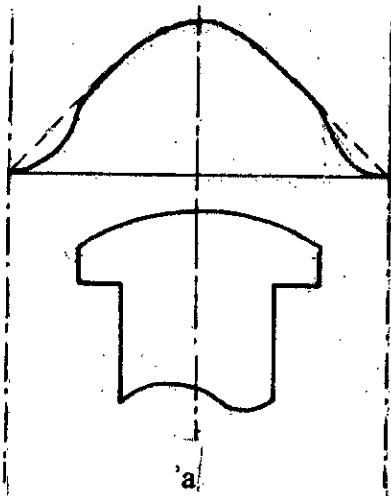


fig III-9 Epanouissement polaire d'une machine synchrone

a: Avec courbe d'induction sinusoïdale

b: Avec courbe d'induction trapézoïdale

III-4 1 INFLUENCE DE L'ÉPAISSEUR DE L'ENTREFER

Pour un nombre de barres d'amortisseur fixé et une saillance donnée, l'augmentation de l'épaisseur de l'entrefer entraîne une diminution de la réactance de commutation (fig III-10).

En effet, cette augmentation de l'épaisseur de l'entrefer entraîne une diminution des réactances de réaction d'induit longitudinale et transversale permettant une diminution de la réactance de commutation.

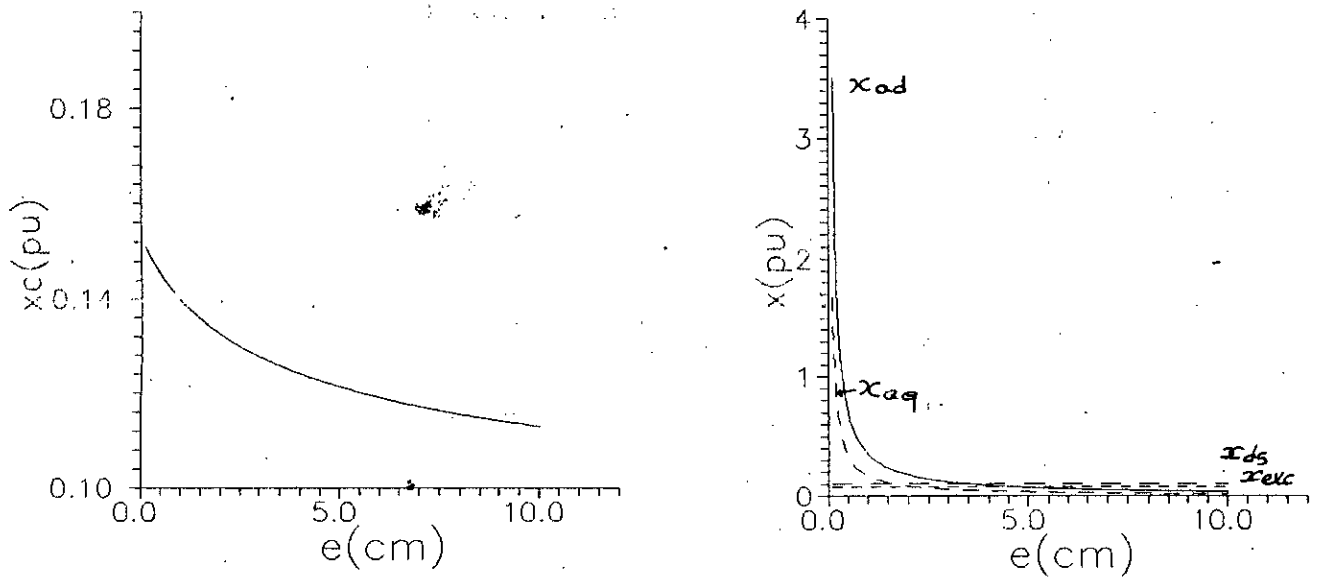


fig III-10 Influence de l'épaisseur de l'entrefer sur la réactance de commutation

III-4 2 INFLUENCE DU NOMBRE DE PAIRES DE PÔLES

En augmentant le nombre de paires de pôles (fig III-11), les réactances de réaction d'induit diminuent fortement ainsi que la réactance de fuite des amortisseurs, par contre la réactance de fuite de l'excitation reste presque constante. Il en résulte ainsi une décroissance importante de la réactance de commutation, cependant, elle devient plus lente dans le cas où le nombre de paires de pôles est supérieur à six (6).

Une augmentation excessive du nombre de paires de pôles dans le but de minimiser la réactance de commutation devient inutile et de plus complique le capteur de position.

III-4 3 INFLUENCE DE L'OUVERTURE POLAIRE

III-4 3 1 Variations du nombre de barres de l'amortisseur pour différentes ouvertures et saillances polaires

Pour une ouverture polaire donnée, lorsque le nombre de barres de l'amortisseur augmente la réactance de commutation diminue. Dans ce cas là il n'y a que la réactance de fuite des amortisseurs qui diminue.

Toutefois, quand l'ouverture polaire augmente (fig III-12), pour un même nombre de barres de l'amortisseur les réactances de réaction d'induit ainsi que la réactance de fuite de l'excitation augmentent, entraînant ainsi une décroissance de la réactance de commutation. Toutefois, lorsque le nombre de barres est voisin de sept (7) la réactance de commutation devient moins importante dans l'intervalle compris entre 0.6 et 0.8 de l'ouverture polaire.

Nous constatons que les allures sont les mêmes pour une variation de la saillance de la machine ($\frac{\delta_{\max}}{\delta}$ variant de 1 à 2).

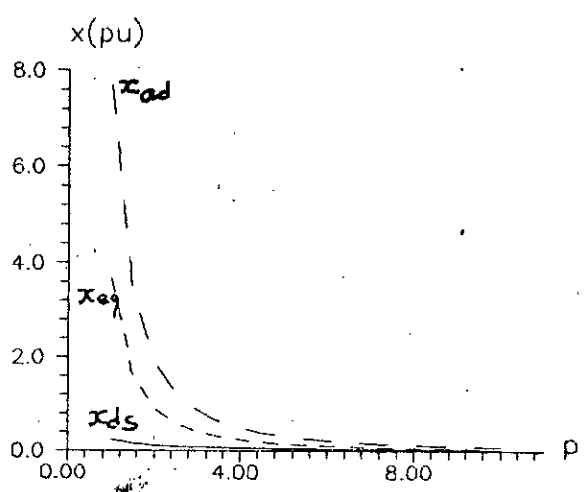
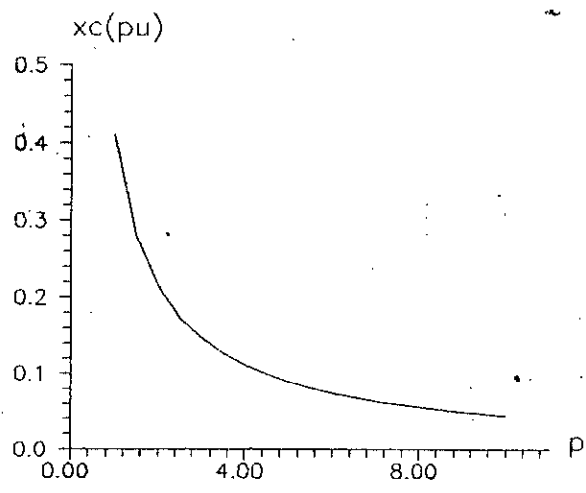


fig III-11 Influence du nombre de paires de pôles sur la réactance de commutation

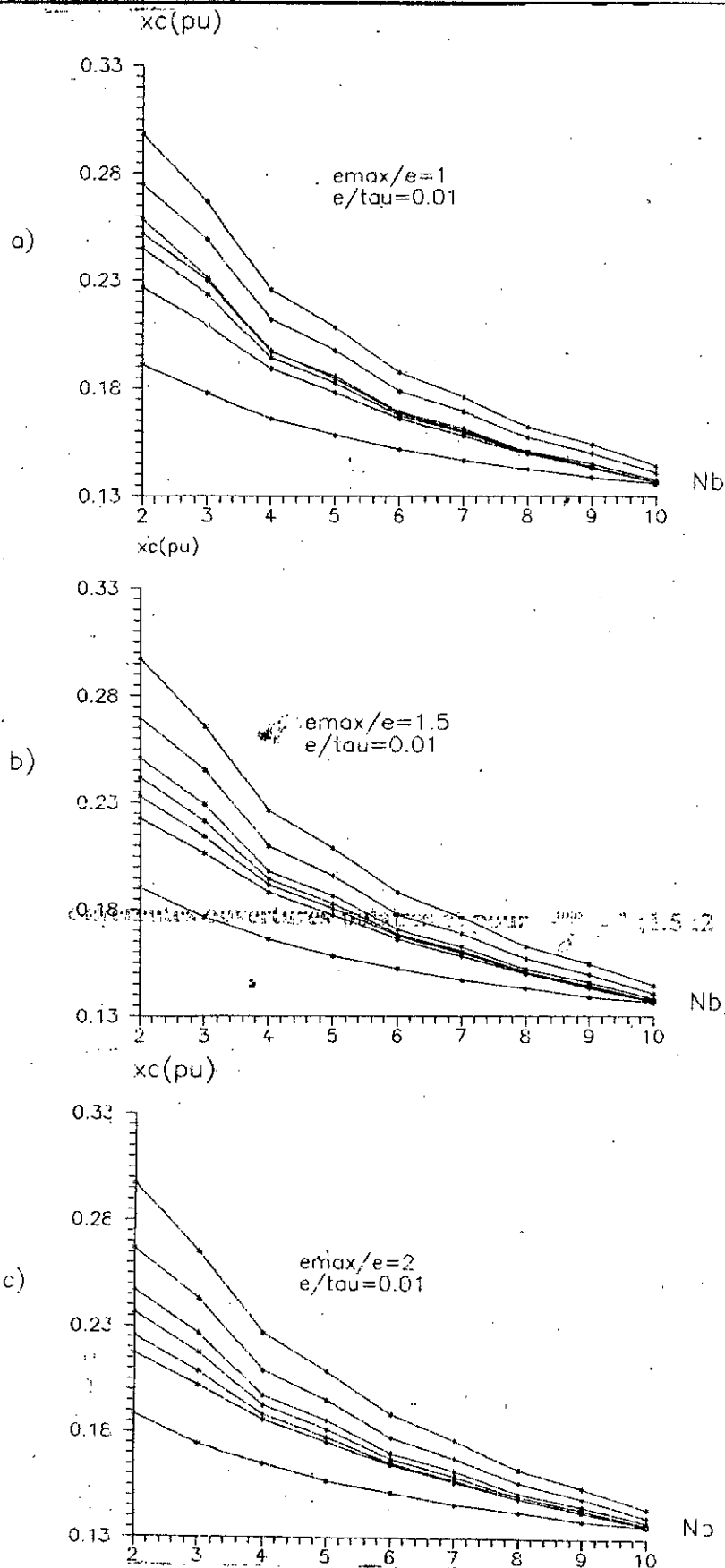


fig III-12 Variations du nombre de barres de l'amortisseur pour différentes ouvertures polaires et pour $\frac{\delta_{max}}{\delta} = 1 ; 1.5 ; 2$

III-4 3 2 Influence de l'entrefer et de la saillance polaire

Pour un nombre de barres d'amortisseurs et une saillance donnés (fig III-13), une augmentation de l'ouverture polaire, n'entraîne presque pas de variations de la réactance de commutation. Celle ci reste presque constante sur l'intervalle $0.4 \leq \alpha \leq 0.8$. Mais au delà de 0.8 la réactance de commutation augmente graduellement car la dispersion des épanouissements polaires devient importante.

Lorsque l'épaisseur de l'entrefer augmente pour une même ouverture polaire, la réactance de commutation diminue.

Etant donné que la saillance polaire influe beaucoup sur la forme de l'induction dans l'entrefer, nous choisirons une ouverture polaire qui donnera une forme sinusoïdale et une réactance de commutation minimale.

Dans notre cas d'étude une ouverture polaire comprise entre $0.6 \leq \alpha \leq 0.8$ et un rapport $\frac{\delta}{\tau_p} = 0.05$ donne un bon compromis.

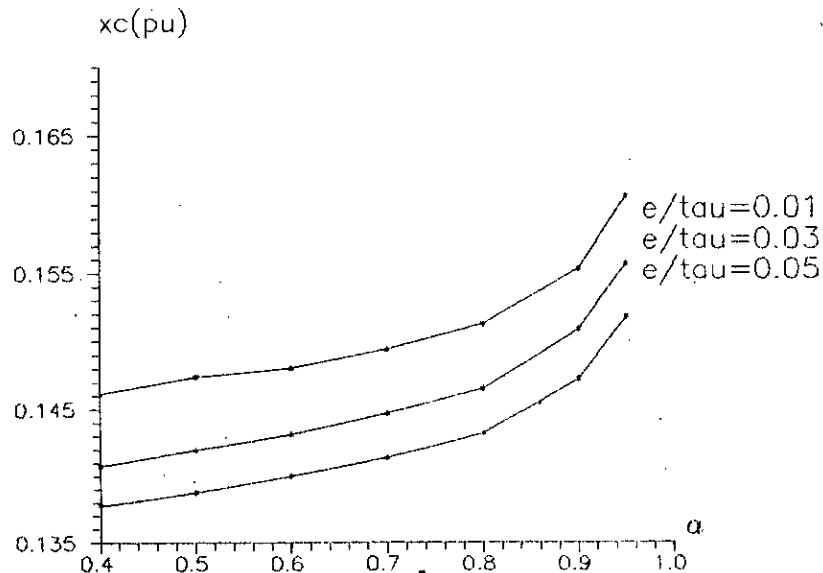


fig III-13 Influence de l'entrefer et de la saillance polaire

III-5 CONCLUSION

La modification des paramètres de la machine ainsi que la structure rotorique, permet de réduire à une valeur optimale la durée de la commutation.

Une machine synchrone destinée à l'autopilotage avec une alimentation en courant, doit présenter des caractéristiques différentes de celles d'une machine synchrone alimentée par le réseau ou par un onduleur de tension.

Pour la machine étudiée, le dimensionnement optimal du rotor doit être pris comme suit :

- Une saillance polaire assez grande, soit $\frac{\delta_{\max}}{\delta} = 2$;
- une ouverture polaire se situant dans l'intervalle $0.6 \tau_p \leq \alpha \leq 0.8 \tau_p$, en raison de la dispersion des épanouissements polaires et du nombre de paires de pôles important α est pris comme valeur égale à $0.75 \tau_p$;
- un nombre de barres d'amortisseurs $N_b=7$;
- un nombre de paires de pôles $p \geq 4$;
- une épaisseur d'entrefer telle que le rapport $\frac{\delta}{\tau_p}$ soit voisin de 0.05 .

CONCLUSION GENERALE

CONCLUSION GENERALE

La machine synchrone autopilotée alimentée en courant convient parfaitement à la réalisation d'entraînement électrique de forte puissance et à vitesse variable .

Son succès est dû à la simplicité du commutateur , résultant de l'utilisation de la commutation assistée au delà d'une certaine vitesse (au delà de 10% N_n) .

Pour avoir un fonctionnement optimal de la machine synchrone autopilotée, couple maximal disponible et un facteur de puissance élevé, il faut que la durée de commutation soit minimale. Une action sur les paramètres de construction de la machine permet de minimiser la réactance de commutation.

La structure rotorique ainsi que le circuit amortisseur conditionnent fortement le phénomène de commutation :

- Le circuit amortisseur agit principalement sur la réactance de commutation ;
- la structure rotorique , en plus de son action sur la réactance de commutation , conditionne la forme de la répartition de l'induction dans l'entrefer .

BIBLIOGRAPHIE

[10] K.Djedid et K.Graoua

Machine synchrone autopilotée alimentée en courant :

Influence des amortisseurs sur la commutation

Projet de fin d'étude

E.N.P 1993

[11] M.Kostenko et L.Piotrovski

Machines électriques

tome 2: Machines à courants alternatifs

Mir 1969

[12] N.Gerhard

L'importance de l'amortisseur dans le rotor des turbo-alternateurs

R.B.B

5 1974

[13] A.Guilbert

Machines synchrones

Dunod

1965

[14] A.Rekab

Etude et réalisation de la commande d'une

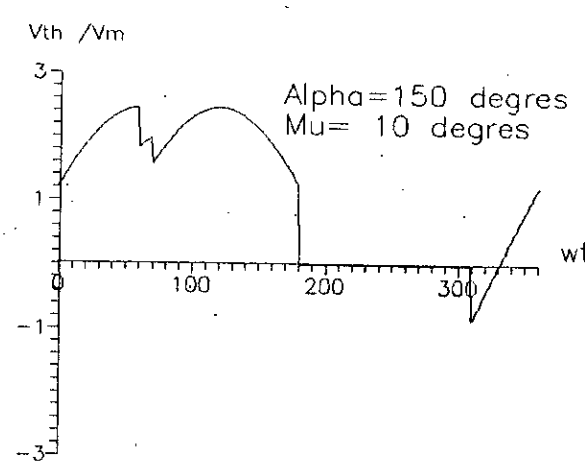
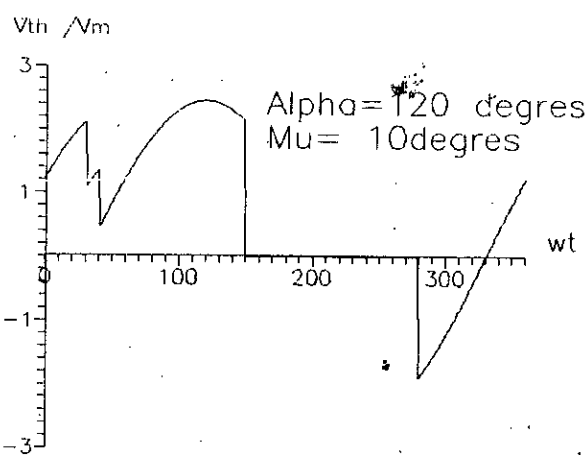
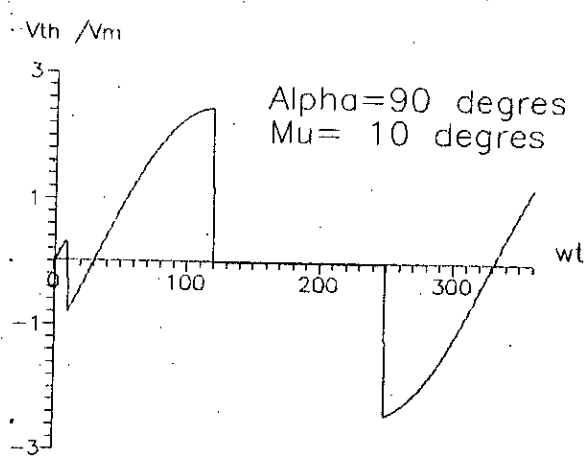
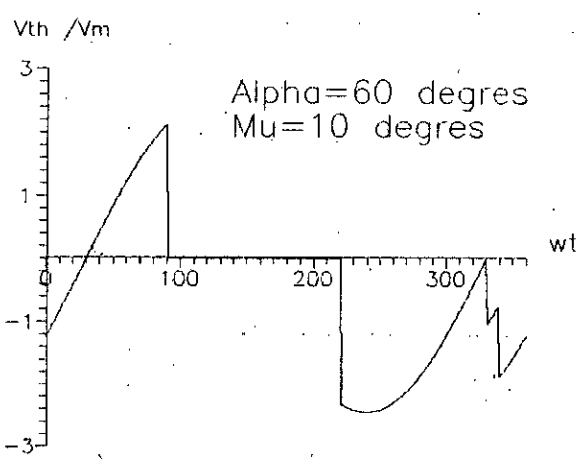
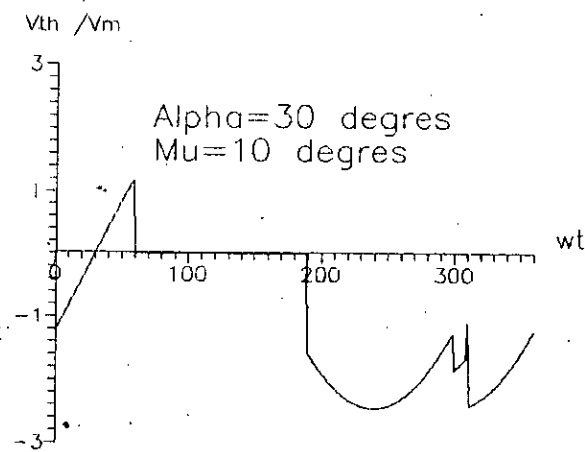
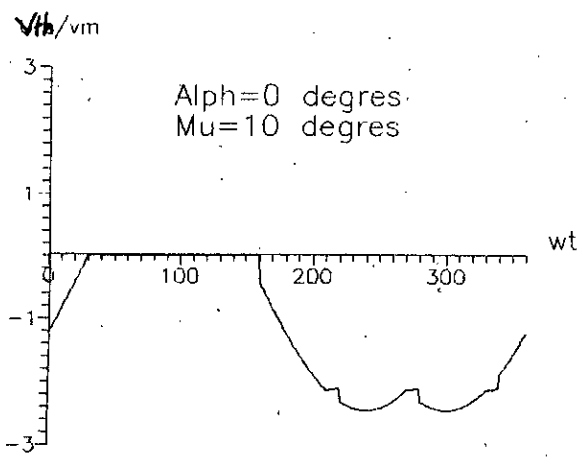
machine synchrone autopilotée

Thèse de Magister

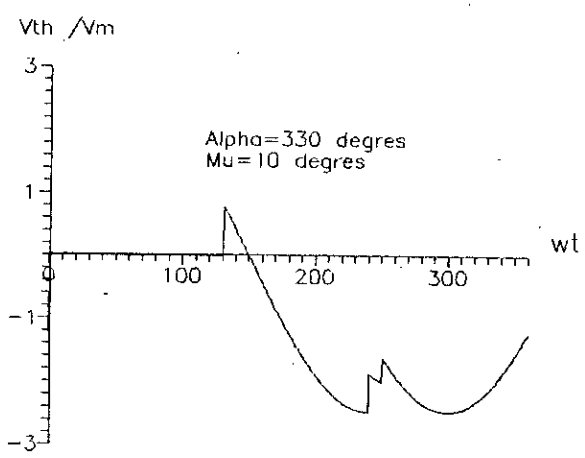
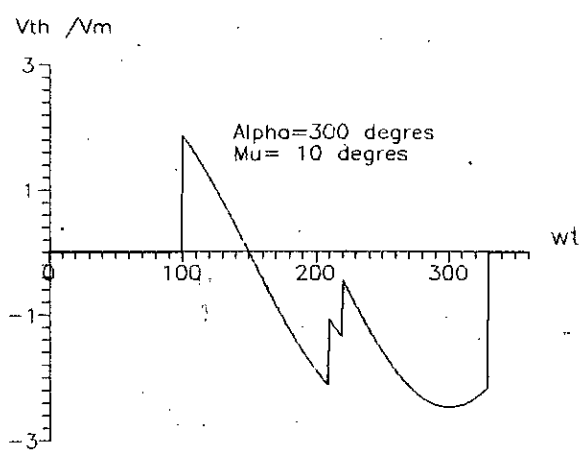
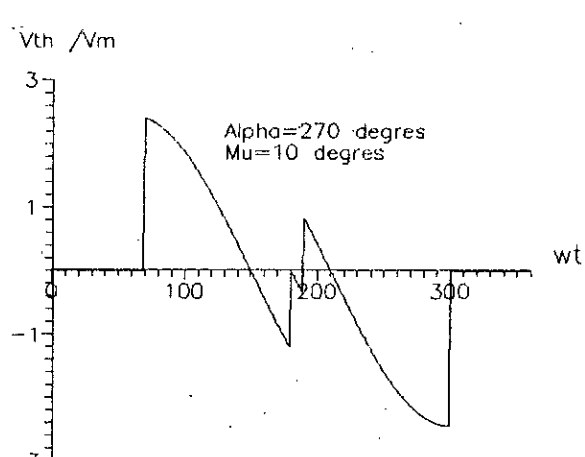
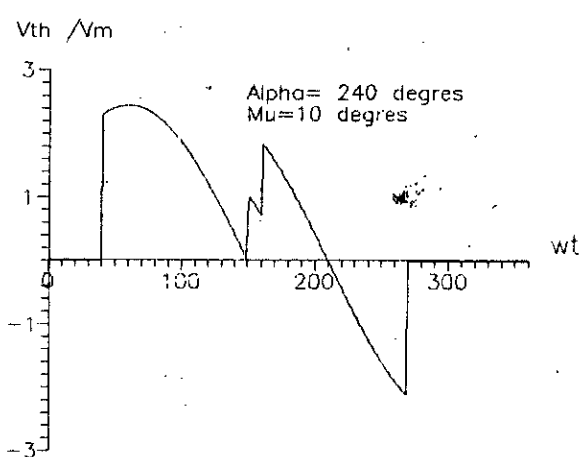
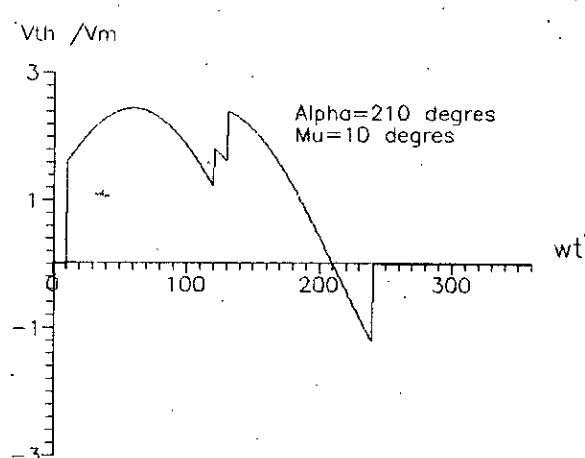
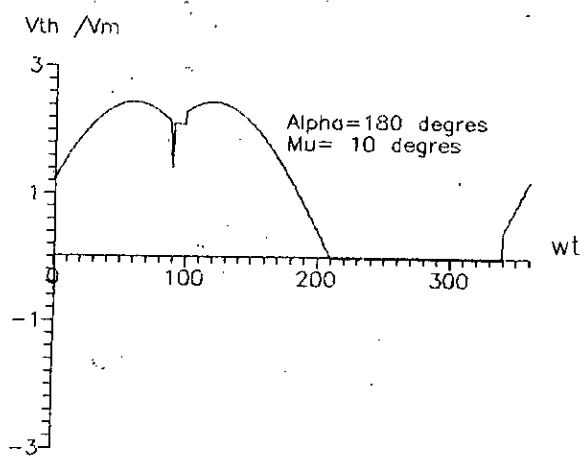
E.N.P

1990

ANNEXE



Tensions aux bornes de Th1 en commutation naturelle



Tensions inverses aux bornes de Th1 en commutation forcée