

UNIVERSITE D'ALGER

8/78

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

12x

DEPARTEMENT ELECTRICITE

PROJET DE FIN D'ETUDES



CONSTRUCTION D'UN GENERATEUR SYNCHRONE
TRIPHASÉ A EXCITATION ELECTRONIQUE
POUR GROUPE ELECTROGENE

المدرسة الوطنية للعلوم الهندسية
المكنية
ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE
BIBLIOTHEQUE

Proposé et dirigé par

Mr PARLOG

Dr. Ingénieur

Etudié par

M M A. DJAMA

A. KACEL

JANVIER 78

UNIVERSITE D'ALGER

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

DEPARTEMENT ELECTRICITE

PROJET DE FIN D'ETUDES

**CONSTRUCTION D'UN GENERATEUR SYNCHRONE
TRIPHASÉ A EXCITATION ELECTRONIQUE
POUR GROUPE ELECTROGENE**

Proposé et dirigé par

Mr PARLOG

Dr. Ingénieur

Etudié par

M M A. DJAMA

A. KACEL

JANVIER 78

A LA MEMOIRE DE MES PARENTS

A MES FRERES ET SOEURS

A. KACEL

A MES PARENTS

A. DJAMA

REMERCIEMENTS

-----oooOoo-----

Toute notre profonde et sincère gratitude
à M^r PARLOG, professeur à l'école polytechnique,
qui par sa collaboration effective et ses judicieux
conseils nous a permis d'accomplir cette étude.

Nous remercions également tous les professeurs
de l'école nationale polytechnique qui ont contribué
à notre formation .

Nous remercions de même tous ceux qui nous ont
aidé à réaliser ce projet.

-----oooOoo-----

TABLE DES MATIERES

PARTIE I

I. GENERALITES SUR LES GROUPES ELECTROGENES

II. MOTEUR DIESEL

III. ALTERNATEUR.

PARTIE II

CHAP. I CALCUL ELECTOMAGNETIQUE.

I.1 CALCUL DES DIMENSIONS PRINCIPALES.

I.1.1 DIAMETRE ET LONGUEUR IDEALE

I.1.2 ENTREFER

I.2. CALCUL DES ENROULEMENTS

I.2.1 DIMENSIONS DES CONDUCTEURS

I.2.2 NOMBRE D'ENCOCHE

I.2.3 NOMBRE DE SPIRES PAR PHASE

I.2.4 DIMENSIONS DE L'ENCOCHE

I.2.5 SCHEMA DE L'ENROULEMENT

I.2.6 RESISTANCE DE L'ENROULEMENT

I.3 DEFINITION DU CIRCUIT MAGNETIQUE

I.4 CARACTERISTIQUE DE MARCHE A VIDE

I.5 REACTANCES DE FUITE ET REACTANCE UTILE

I.6 CALCUL DE L'ENROULEMENT D'EXCITATION

I.7 CALCUL DES PARAMETRES DE LA MACHINE

I.8 CALCUL DES PERTES ET DU RENDEMENT

I.9 DIMENSIONNEMENT DU PONT REDRESSEUR ET DU TRANSFORMATEUR

CHAP. II CALCUL THERMIQUE ET DE VENTILATION

II.1 CALCUL DE VENTILATION

II.2 CALCUL THERMIQUE

CHAP. III CALCUL MECANIQUE DE L'ARBRE.

CHAP. IV. ETUDE TECHNOLOGIQUE.

IV.1 TECHNOLOGIE DU STATOR

IV.1.1 CIRCUIT MAGNETIQUE

IV.1.2 ENROULEMENT

IV.1.3 CARCASSE

IV.2 TECHNOLOGIE DU ROTOR

IV.2.1 CIRCUIT MAGNETIQUE

IV.2.2 ENROULEMENT

IV.2.3 ARBRE

CONCLUSION

BIBLIOGRAPHIE

LISTE DES SYMBOLES

- A : densité linéaire de courant
- a : distance ventilateur - couvercle
- b : largeur des pales du ventilateur
- b_d : largeur de la dent
- b_r : largeur du pôle
- B_g : induction magnétique dans l'entrefer
- B_{dmax} : induction magnétique admissible dans la dent
- $B_{cul.s}$: induction magnétique dans la culasse stator
- $B_{cul.r}$: induction magnétique dans la culasse rotor
- B_p : induction magnétique dans le pôle
- C : chaleur spécifique
- D : diamètre d'alesage
- d : diamètre du conducteur
- D_r : diamètre du rotor
- D_i : diamètre intérieur
- D_e : diamètre extérieur
- d' : diamètre du conducteur emailé
- c : épaisseur de l'isolation du conducteur
- f : fréquence des courants
- F_I : F.M.M. partielle du rotor
- F_i : F.M.M. partielle du stator
- F_g : F.M.M. dans l'entrefer
- F_d : F.M.M. dans les dents
- $F_{cul.s}$: F.M.M. dans la culasse stator
- $F_{cul.r}$: F.M.M. dans la culasse rotor
- F_r : F.M.M. dans le pôle

G : poids

H_{culs} : hauteur de la culasse stator

H_{culr} : hauteur de la culasse rotor

H_d : hauteur de dent

H_{pp} : hauteur de la piece polaire

H_{cp} : hauteur de la corne polaire

H_p : hauteur du pole

I_{fn} : courant nominal par phase

I_{ex} : corant d'excitation

j : densite de ceurant

K_c : coefficient de Carter

K_r : coefficient de raccourcissement de l'enroulement

K_{sat} : coefficient de saturation

K_{remp} : coefficient de remplissage

K_B : facteur de forme de la f.m.m.

K_w : facteur d' enroulement

K_q : facteur de repartition de l'enruelement

K_{ref} : facteur de remplissage du fer

K_s : coefficient de securité

K_m : coefficient de majoration

K_σ : coefficient d'enroulement de l'harmonique
d'ordre σ .

K_d : coefficient de forme de l'axe longitudinal

K_q : coefficient de forme de l'axe transversal

K_f : coefficient de forme du champ d'excitation

K_{ad} : coefficient de reduction de la F.M.M. de
reaction d'induit suivant l'axe longitudinal
a la F.M.M. de l'enroulement d'excitation

l_i : longueur ideale de la machine
 l_r : longueur rotor
 l_a : longueur active
 l_f : longueur frontale
 l_p : longueur axiale du pole
 l_{culs} : longueur culasse stator
 l_{culr} : longueur culasse rotor
 m : nombre de phase
 n : vitesse de rotation en tr/mn
 n_{cel} : nombre de conducteur elementaire
 N_e : nombre de conducteurs par couche
 p : nombre de paires de poles
 P_o : pertes specifiques
 P_i : pertes joules stator
 P_r : pertes joules rotor
 P_{si} : pertes supplementaires dans le stator
 P_{smr} : pertes supplementaires dans le rotor
 P_{mi} : pertes dans le circuit magnetique
 P_{fv} : pertes par frottement et par ventilation
 P_{ep} : pertes de pression
 Q : debit d'air
 q : nombre d'encoche par pole et par phase
 R : resistance de l'enroulement statorique.
 resistance thermique
 R_{ex} : resistance de l'enroulement d'excitation
 S_i : puissance interne apparente de la machine
 S_{ox} : puissance apparente d'excitation

S_n : puissance nominale apparente
 s_w : section de la spire
 t : pas dentaire
 T'_d : constante de temps transitoire
 T''_d : constante de temps subtransitoire
 U_{en} : f.m.m. nominale par phase
 U_{fn} : tension nominale par phase
 U_{ex} : tension d'excitation
 U_R : tension de réaction d'induit
 v : vitesse en m/s
 w : nombre de spires par phase
 X_σ : reactance de fuite
 X_u : reactance utile
 X_d : reactance longitudinale
 X_q : reactance transversale
 X'_d : reactance transitoire longitudinale
 X'_q : reactance transitoire transversale
 X''_d : reactance subtransitoire longitudinale
 X''_q : reactance subtransitoire transversale
 γ : pas réel de l'enroulement apres raccourcissement
 Z : nombre d'encoche - impédance aerodynamique

- α : coefficient de perte - coefficient de transmission de la chaleur.
 α_i : facteur de couverture polaire
 δ : entrefer
 δ' : entrefer equivalent
 ϕ : flux util
 ϕ_s : flux de fuite
 ϕ_r : flux total
 λ : facteur geometrique de la machine, conductibilite thermique
 λ_c : coefficient de dispersion du champ de fuite
 λ_d : coefficient de fuite differentielle
 λ_{ds} : coefficient de fuite frontale
 μ_0 : permeabilite magnetique du vide
 η : rendement
 ρ : resistivite - masse volumique de l'air
 θ : temperature
 θ_i : F.M.M. de reaction de l'induit
 σ_s : effort unitaire tangentiel
 τ : pas polaire

INTRODUCTION.

De nos jours, la demande en énergie électrique croit de plus en plus.

En Algérie, pays en voie de développement, la décentralisation et le développement des industries nécessitent l'extension du réseau existant malgré les efforts déployés dans ce sens, des problèmes restent encore posés.

D'une part, certaines régions restent encore non alimentées en énergie électrique, vu les positions géographiques de celles-ci. D'autre part, le réseau National subit souvent des coupures ou microcoupures qui deviennent nuisible pour certains appareils électroniques (Ordinateur) ou installations industrielles d'où la nécessité d'utilisation de groupes électrogènes répondant aux exigences de l'utilisateur.

Le but de notre étude est le dimensionnement de l'alternateur, l'une des parties constituant le groupe électrogène. L'autre partie qui sert à l'extraction de l'alternateur est un moteur diesel pour lequel nous donnerons seulement quelques généralités. De plus le mode d'excitation choisi dans cette étude est excitation électronique. Ce système utilisant des redresseurs présente beaucoup d'avantages sur les systèmes d'excitations utilisant des génératrices à courant continu

I - Généralités sur les Groupes Electrogènes

I - 1 Définition du Groupe Electrogène.

Un groupe électrogène est une installation de production d'électricité, il est formé principalement d'un moteur diésel d'entraînement accouplé à un générateur synchrone.

I - 2 Nécessite et utilisation des groupes

Les exigences relatives au maintien de l'alimentations en énergie électrique dans certaines installations sont très strictés.

En effet une interruption de courant aussi rapide soit elle peut conduire dans certains cas à des catastrophes assez grave. Ainsi les règles de sécurité prescrivent l'installation d'une ou plusieurs sources autonomes de production d'électricité destinées à remédier aux defaillances du reseau d'alimentation normal.

On distingue différents types d'utilisation et d'installations de groupes électrogènes. :

I - 2.1 Groupes électrogènes à utilisation continue

Ils sont généralement destinés à l'éclairage de stations ou agglomérations isolées et l'alimentation des chantiers à caractère temporaire. Ces groupes sont très utilisés aussi dans

la marine, l'aviation et le transport ferroviaire

Dans le cas des stations et agglomérations isolées les groupes sont disposés dans un local assez éloigné des habitations.

Pour le cas des chantiers, le groupe se trouve entièrement protégé des intempéries et autres par un capotage adéquat. Pour des raisons de placement du groupe, il est souvent disposé sur remorque.

I - 2.2. Groupes de secours.

Ils sont utilisés dans les usines, les hôpitaux, les lieux publics Etc... les cas de défaillance du réseau, ces groupes sont appelés à fournir une puissance nécessaire au fonctionnement des machines et installations électriques.

Le type de fonctionnement des groupes de secours dépend du temps maximal admissible d'interruption du réseau.

Il en résulte deux cas:

=Groupe à démarrage manuel ou automatique

Des la coupure du réseau, on agit sur le démarreur du groupe. Il ne pourra être chargé qu'au moment où sa puissance nominale est atteinte.

- Groupe à fonctionnement continu (groupe sans coupure) lorsque le réseau principal ne présente aucune perturbation le groupe fonctionne à vide. Un commutateur commandé par un relais de surveillance permet de connecter le groupe au réseau à alimenter dès qu'un défaut quelconque est enregistré

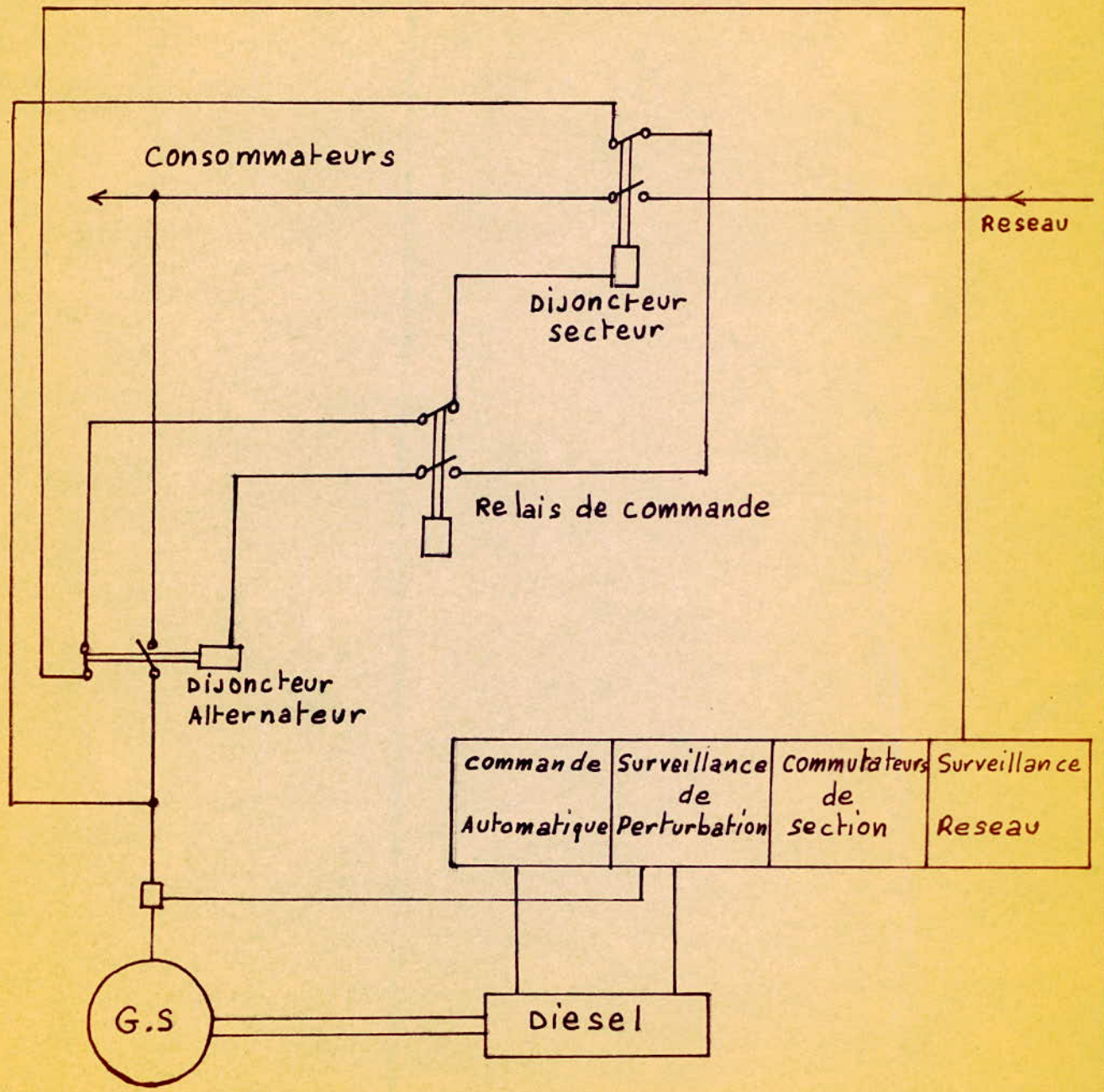
Afin d'assurer la protection des groupes contre les intempéries, poussières et pour remédier aux problèmes d'environnement (bruits et fumées) causés par ces groupes, un choix judicieux de leur emplacement est à prévoir.

Les problèmes rencontrés dans l'exploitation des groupes électrogènes, sont généralement spécifiques à l'une ou l'autre des parties le constituant (moteur diesel, alternateur) ceci nous amène à étudier chacune d'elle.

Toutefois l'étude du moteur diesel ne sera que superficielle par contre une étude approfondie sera faite pour l'alternateur, puisque ce projet consiste à dimensionner ce dernier.

GRUPE ELECTROGENE POUR
INTERRUPTION DE COURTE DUREE

Fig. n° 1



II MOTEUR DIESEL.

II 1. Définition

Le moteur diésel est un moteur à combustion interne dans lequel l'allumage du combustible est provoqué par la chaleur due à la compression.

II - 2 Avantages et inconvénients du moteur Diésel.

II -2.1. Avantages.

- Economie du combustible

L'économie du combustible constitue l'avantage principal du moteur diésel, le prix du carburant utilisé étant assez bas. A travail égal le moteur diésel est plus économique que le moteur à essence.

- danger d'incendie.

Le carburant utilisé n'est pas très inflammable.

Cette qualité est surtout appréciée dans l'aviation, la marine et dans les installations fixes.

- Pannes.

Les dispositifs d'allumage et de carburation sont deux causes importantes d'entretien et de pannes sur les moteurs à essence. Il n'existe ni l'un ni l'autre sur les moteurs diésel.

- Pouvoir d'entraînement.

Le système d'injection étant régulier, la combustion de l'huile lourde étant lente ainsi que le temps d'expansion des gaz étant assez lents.

Il en résulte un pouvoir d'entraînement du moteur assez élevé par rapport au moteur à essence par exemple.

- Rendement.

De tous les moteurs à combustion, le moteur diésel est celui dont le rendement est le plus élevé.

.../...

II 2.2. Inconvénients.

- Frais d'installations.

Le moteur diésel est très coûteux et les frais d'installations sont plus élevés. Ceci provient du système d'injection du carburant qui doit être établi avec précision et de la construction plus massive de ce moteur.

- Poids.

Le poids du moteur est assez élevé. Il doit être assez robuste pour supporter les efforts de compression.

Le poids de certains organes en mouvement limite beaucoup la vitesse et la puissance disponible.

- Difficulté de mise en marche.

Le moteur diésel sera toujours difficile à mettre en marche. Ceci provient essentiellement du taux élevé de compression

II 3. Problèmes de démarrages et solutions.

La mise en route des moteurs diésel soulève des problèmes plus difficiles que celle des moteurs à essence.

Si la température ambiante est très basse. Il est difficile de produire par la seule compression une quantité de chaleur suffisante pour allumer le combustible.

La température maximale produite dans le cylindre au démarrage ne dépend pas uniquement de la température du combustible et des parois mais aussi de la vitesse de rotation.

Le couple étant assez grand au démarrage ainsi que la vitesse, la puissance à développer pour le lancement du moteur doit être assez considérable.

A titre d'exemples le démarreur pour moteur diésel doit développer une puissance plusieurs fois plus grande que celle nécessaires au démarreur d'un moteur à essence.

II 3. 1 Démarrage Electrique.

Pour obtenir des couples de démarrage assez grands, on utilise des démarreurs électriques.

Ils sont généralement alimentés par des batteries .

Au démarrage la batterie débitera un courant qu'elle ne pourra soutenir que pendant un temps très bref .

Les durées de décharge d'une batterie varient en fonction de la température ambiante .

À basse température , la batterie débite un courant faible pendant un temps faible , d'où la nécessité de chauffage de la batterie .

II 3; 2. Démarrage à l'essence.

Les moteurs diésel sont quelques fois amarrés de façon à être mis en route comme les moteurs à essence,

en les alimentant avec ce carburant pendant la période de démarrage. Ainsi le démarrage pourra s'effectuer à l'aide d'une manivelle.

II 3. 3 Démarrage avec moteur à essence séparé.

On peut utiliser un petit moteur à essence au lieu d'un moteur électrique pour le démarrage.

Ce procédé présente l'avantage de permettre l'entraînement du moteur pendant un certain temps sans que soit épuisée la source de puissance du démarreur.

II 4. Couple - Vitesse - Puissance.

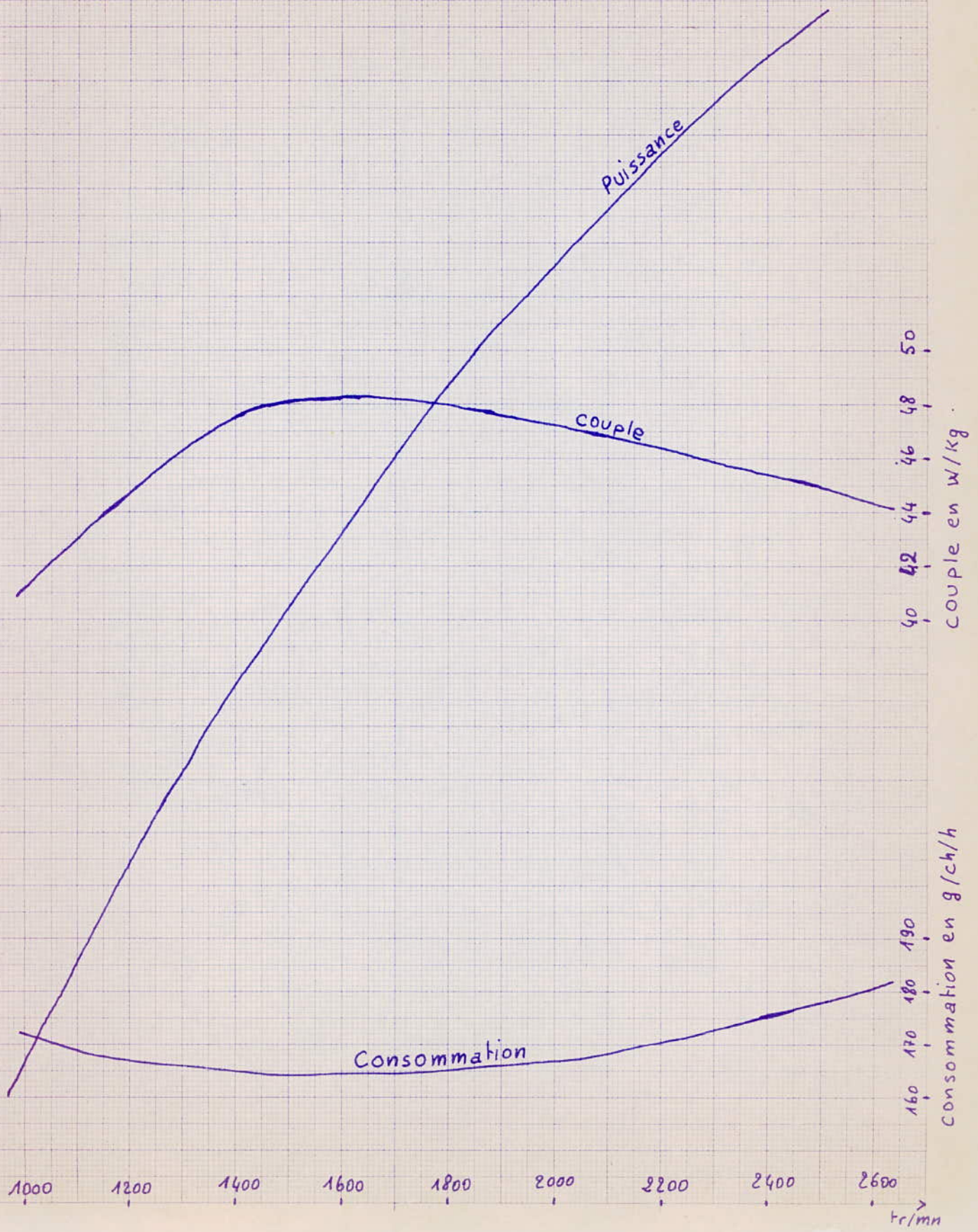
On peut définir un moteur quel qu'il soit comme une machine susceptible de fournir un couple sur un arbre en rotation à une certaine vitesse.

La connaissance du couple et de la vitesse définit entièrement le moteur.

Ces deux éléments par leur produit donnent la puissance du moteur

Fig. N° 2

Caracteristiques du moteur diesel



La puissance est régulée par la variation de quantité de combustible injectée dans le cylindre.

La commande de cette régulation augmente ou réduit la durée de l'injection.

(voir Fig 4 : caractéristiques du moteur diésel).

III 5. Régulation.

La charge que peut fournir un moteur diésel est proportionnelle au débit de combustible injecté dans les cylindres.

Les variations de la charge demandée sont fréquentes et souvent brutales.

Pour un débit d'injection déterminé, une diminution de la charge se traduit par une accélération du moteur et inversement une augmentation de la charge se traduit par une décélération du moteur.

Il est à peu près impossible de commander directement le débit de la pompe d'injection, un organe intermédiaire est nécessaire. Cet organe sera un régulateur qui agira sur l'injection pour limiter la vitesse du moteur quelle que soit la charge.

* Différents Types de régulateurs :

- Régulateur mécanique centrifuge :

Le système fait appel au principe de la force centrifuge.

Il est prévu de tel façon qu'en cas d'accélération donc d'une augmentation de la force centrifuge, le débit de combustible soit coupé.

- Régulateur Mini - Maxi :

Appelé aussi régulateur coupeur, il agit en coupant l'injection pour empêcher l'emballement du moteur quand ce dernier est brusquement déchargé.

Pour permettre le fonctionnement au ralenti d'une manière stable, une position minimum peut être déterminée

et réglée d'une manière semblable à la position maxi.

II 6. Choix du Moteur Diésel.

Pour un moteur diésel, les caractéristiques permettant de faire un choix convenable sont les suivantes.

- Performances du moteur.
- Puissance pour une vitesse de rotation donnée.
- Détails de construction : simplicité de construction, matériaux employés, poids du moteur, équilibrage des pièces tournantes.
- Equipement de contrôle et sécurités.

III GENERATEURS SYNCHRONES

III - 1 Définition et principe de fonctionnement:

Un générateur synchrone plus généralement appelé alternateur, assure la transformation de l'énergie mécanique en énergie électrique par action d'un flux constant en grandeur et en sens par rapport au système inducteur sur des conducteurs mobiles par rapport à ce système inducteur.

Le principe fondamental de fonctionnement d'une machine synchrone est le même que celui d'une machine à courant continu sauf que l'on a pas besoin dans ce cas d'utiliser un collecteur permettant de redresser la F. e.m. induite.

Dans le cas d'une machine synchrone triphasée, les trois enroulements sont répartis sur le rotor faisant fonction d'induit de tel façon que les f.e.m. induites dans chaque enroulement soient déphasées de $\frac{2\pi}{3}$ l'une par rapport à l'autre.

Ces enroulements branchés en étoile ou en triangle sont connectés respectivement à trois bagues calées sur le rotor on les branchera au réseau à alimenter par l'intermédiaire de balais glissants sur les bagues (Fig . 1) .

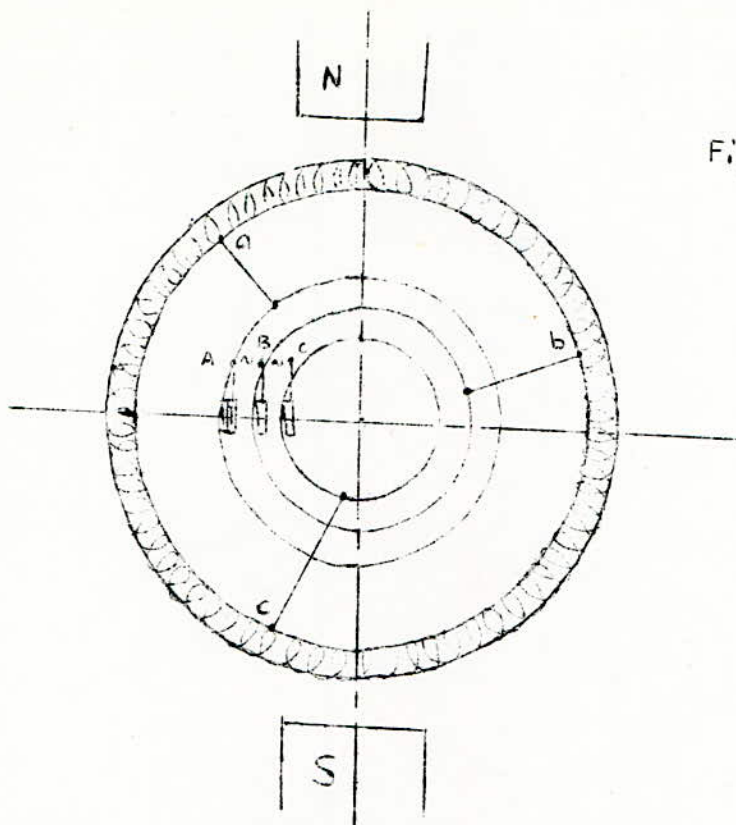


Fig 1.

III - 2 - Généralités sur la construction.

L'expérience accumulée dans la fabrication des machines synchrones et leur exploitation montre que le système à induit tournant et inducteur fixe n'est pas du tout commode vu la complexité et la fiabilité des éléments constitutifs de ces machines.

Le système le plus économique et le plus commode est celui où la disposition des éléments principaux est inversée. Les poles d'excitation ou inducteurs sont placés sur le rotor et sont alimentés par un courant continu - par contre l'enroulement d'induit est placé sur la partie fixée au stator.

Du point de vue construction des machines synchrones on distingue deux types: machines à poles lisses et machines à poles saillants.

Les alternateurs entraînés par des moteurs à combustion interne sont à poles saillants.

Les alternateurs construits actuellement sont de puissance très variées et leurs vitesses sont normalisées à 3000 ts/mm, 1500 ts/mm, 750ts / mm, 600 ts / mm.... et délivrent des tensions de 220 V, 380 V, 600 V, et plus.

Le dimensionnement d'un alternateur pour groupe électrogène ne diffère pas des autres, du point de vue calcul
.../...

électromagnétique et thermique.

Si l'alternateur est dimensionné pour un fonctionnement permanent, les conditions de fonctionnement n'interviennent dans le dimensionnement du générateur.

III - 3 - EXPLOITATION

quoique le calcul et la construction des éléments principaux de la machine synchrone soient les mêmes dans beaucoup de cas de fonctionnement, on peut ajouter certains éléments nécessaires à l'exploitation optimale de la machine. Ainsi l'usage de la machine à certaines fonctions telles que: démarrage de moteurs asynchrones; régime déséquilibré, entraîne des variations de tension.

Le fonctionnement en monophasé de la machine entraîne généralement la déformation de l'onde de tension.

Celle-ci contient fréquemment l'harmonique d'ordre trois qui est assez importante. Elle peut être minimisée en incorporant des amortisseurs dans l'inducteur de l'alternateur.

Pour palier aux fluctuations de la tension, des différents systèmes de régulation sont utilisés.

Pour garder la tension constante, on ne peut agir que sur l'excitation étant donné que le courant de celle-ci est le seul paramètre sur lequel on peut agir pour ramener la tension à la valeur de consigne sans changement de forme de l'onde.

Toutefois, selon le mode d'excitation les plages de variation de la tension sont plus au moins grandes.

Néanmoins il existe certains cas où l'on n'a pas besoin de régulateurs d'appoint.

III - 4 - Modes d'excitation des Machines Synchrones: III - 4 - 1. EXCITATION PAR MACHINES TOURNANTES.

On utilise dans ce cas des générateurs à courant continu qui seront chargés sur l'inducteur de la machine synchrone.

Cette génératrice est appelée alors excitatrice.

On peut utiliser à priori n'importe quelle génératrice

- à courant continu, à savoir: - génératrice indépendante
- " Shunt
- " Série
- " Compound.

Cependant sans rentrer dans le domaine des critères demandés pour une bonne excitation, on peut déjà faire un choix sommaire de l'excitation.

La génératrice indépendante nécessite une alimentation séparée de son inducteur par un dispositif à courant continu.

Quant à la génératrice Série, elle n'est guère utilisée dans l'industrie, à cause de la forte variation de la tension à ses bornes en fonction de la charge.

Il nous reste donc à choix entre la génératrice compound et la génératrice shunt. la génératrice compound est mieux venue pour répondre au critère de stabilité de la tension.

Avantages : L'Excitation par excitatrice à courant continu constitue la méthode classique. Elle peut s'utiliser pour les groupes turbo-Alternateurs jusqu'à une puissance de 100 MVA.

En faisant abstraction de la question d'entretien dans le cas de groupes thermiques, l'excitation à courant continu demeure la solution donnant des performances acceptables.

En inversant les paramètres tension et courant rotor, on assure la désexcitation ou la surexcitation en cas de défaut.

INCONVENIENTS :

La Génératrice à courant continu n'étant autre qu'un alter-nateur dont l'inducteur constitue le stator et dont l'induit, équipé d'un organe de redressement dénommé collecteur, constitue le rotor. Ce collecteur sert à redresser le courant alternatif fourni par l'induit en courant continu.

La tenue en service de ce collecteur à vitesse élevée pose des problèmes délicats.

De plus les contacts glissants, balais-collecteurs nécessitent un entretien constant.

L'Usure des balais diminue la résistance de ceux-ci et produit des poussières de charbon. Ainsi un manque d'entretien peut amener des incidents tels: surintensités, difficultés de passage de

courant, risque d'usure du collecteur.

III - 4 - 2. EXCITATION A AIMANT PERMANENT:

Généralement utilisé pour des machines de faible puissance

La construction de ces aimants ne nécessite aucune source d'énergie et à prix de revient moyen.

C'est une méthode plutôt économique.

III - 4 - 3. EXCITATION PAR REDRESSEURS.

A- Excitation des machines synchrones sans bagues ni balais.

Les progrès accomplis dans le domaine des redresseurs à semi-conducteurs et notamment des redresseurs au silicium ont, durant ces dernières années, profondément contribué à l'évolution des systèmes d'excitation des machines synchrones de petites et moyennes puissances. Ainsi l'excitatrice classique à collecteur est de plus en plus couramment remplacée par un ensemble de transformateur et selfs, associés à des ponts redresseurs à diodes ou à thyristors, formant une excitation statique-

un de ses principaux avantages dans résulte de la suppression du collecteurs et des balais de l'excitatrice classique, c'est à dire des soucis et frais d'entretien qu'ils entraînent- le faible encombrement et les hautes performances des redresseurs au silicium permettent également, en remplaçant l'excitatrice classique par une excitatrice à redresseurs tournants, la réalisation d'un mode d'excitation sans bagues ni balais, dépourvu de contacts glissants-

Principe et avantages de l'excitation sans bagues ni balais.

Une génératrice à courant ^{continu} n'est autre qu'un alternateur à pôles saillant dans l'inducteur constitue le stator et dans l'induit, équipé d'un organe de redressement dénommé collecteur, constitue le rotor. Ce collecteur, qui assure la commutation du courant alternatif par l'induit en courant continu, peut être remplacé par un élément, un pont redresseur, composé de diodes au silicium.

On obtient ainsi une excitatrice à redresseur tournants laquelle peut être placée en bout d'arbre du rotor d'une machine synchrone. Les bornes positives et négatives de cette excitatrice, courant avec l'arbre, peut être reliées directement à l'enroulement de l'inducteur de l'alternateur sans nécessiter ni bagues ni balais-

- Le réglage du courant dans le rotor de l'alternateur principal est effectué par action sur l'inducteur de l'excitatrice à redresseur tournants. L'ensemble, dont le schéma généra est donné par la figure 3 , ne comporte aucun contact glissant

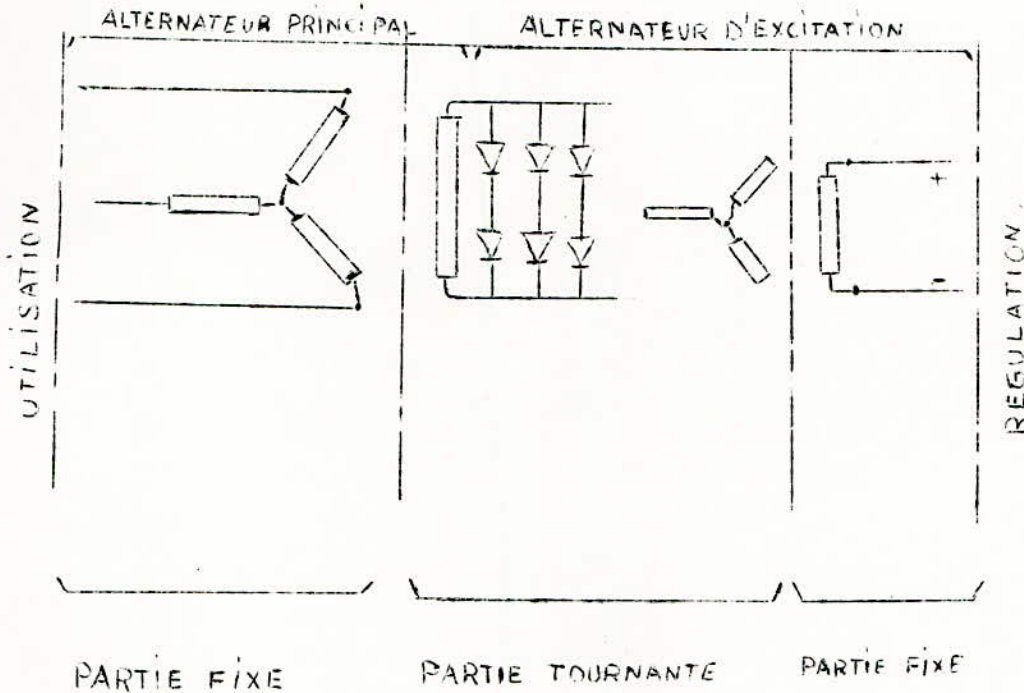


Fig. 3

L'alternateur sans bagues ni balais représenté sur cette figure comprend essentiellement: - l'alternateur principal à induit

Fixe et inducteur tournant-

- un alternateur auxiliaire d'excitation applé "excitateur" à inducteur fixe et induit tournant produisant un courant alternatif.
- Un redresseur qui transforme ce courant alternatif en courant continu pour alimenter l'inducteur (roue polaire) de l'alternateur principal -

Le redresseur, la roue polaire, et l'induit de l'excitateur, calés sur le même arbre, sont solidaires et, de ce fait. Peuvent être reliés électriquement entre eux sans contacts glissants.

L'Inducteur fixe de l'excitateur est alimenté en courant continu par un régulateur automatique de tension.

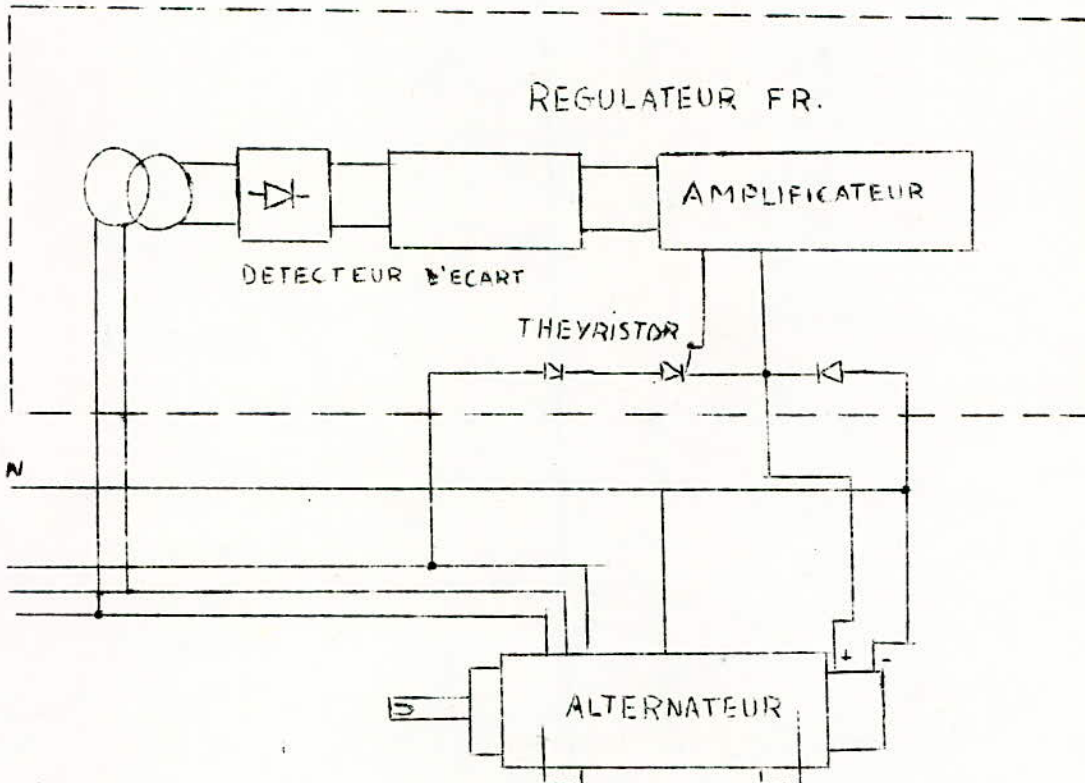
Le shema de principe du régulateur est donné par la Fig 4.

Le rôle du régulateur est de doser le courant d'excitation de l'excitateur, en fonction de la tension de l'alternateur prise entre deux phases. La tension alternative fournie par l'alternateur est abaissée au moyens du transformateur triphasé d'entrée du régulateur. Elle est redressée au moyen d'un pont de diodes, puis filtrée.

Une fraction de cette tension est prélevée par un système potentiométrique et comparée à la tension de référence donnée par la diode Zener. Il apparait ainsi un écart qui est utilisé pour attaquer un transistor amplificateur qui agit sur l'électrode de commande d'un thyristor.

Ce dernier dose le courant d'excitateur .

Fig . 4



B- EXCITATION STATIQUE COMPOUND DES MACHINES SYNCHRONES.

Principe et Constitution.

L'énergie nécessaire à l'excitation est prise sur le secondaire d'un transformateur de tension T_1 (Figure 8) dont le primaire est branché directement aux bornes de l'induit de l'alternateur. Ce transformateur peut être remplacé par des prises sur le bobinage de l'induit (Figure 9) ou encore par un bobinage auxiliaire placé dans les mêmes encoches que le bobinage de l'induit.

Dans tous les cas, la tension obtenue est proportionnelle à la tension de l'alternateur, et en phase avec celle-ci.

Cette tension est appliquée au pont redresseur alimentant l'inducteur, par l'intermédiaire de l'enroulement (3) d'un transformateur spécial T_2 dit de compoundage. L'enroulement (4) de ce transformateur est traversé, dans le sens convenable, par le courant débité par l'alternateur.

Lors du fonctionnement à vide, l'enroulement (4) est traversé par un courant nul. L'enroulement (3) se comporte donc comme une simple réactance, en série avec le pont redresseur et limitant le courant d'excitation.

Le circuit magnétique de T_2 comporte un entrefer réglable. Cet entrefer est réglé aux essais de manière à obtenir un courant à vide du transformateur, tel qu'il corresponde au courant d'excitation à vide I_0 de l'alternateur, pour une tension nominale.

Si nous chargeons l'alternateur, l'enroulement (4) du transformateur T_2 est traversé par le courant I_c débité par l'alternateur. Le courant I_r de l'enroulement (3) est alors la résultante du courant I_0 et du courant I_c convenablement transformé.

AVANTAGES DE L'EXCITATION COMPOUND :

- Rapidité de réponse en régime transitoire :

C'est la charge elle-même de l'alternateur qui commande la valeur du courant de l'excitation. La réaction est donc instantanée. De plus la tension d'excitation est appliquée directement aux bornes de l'inducteur de l'alternateur.

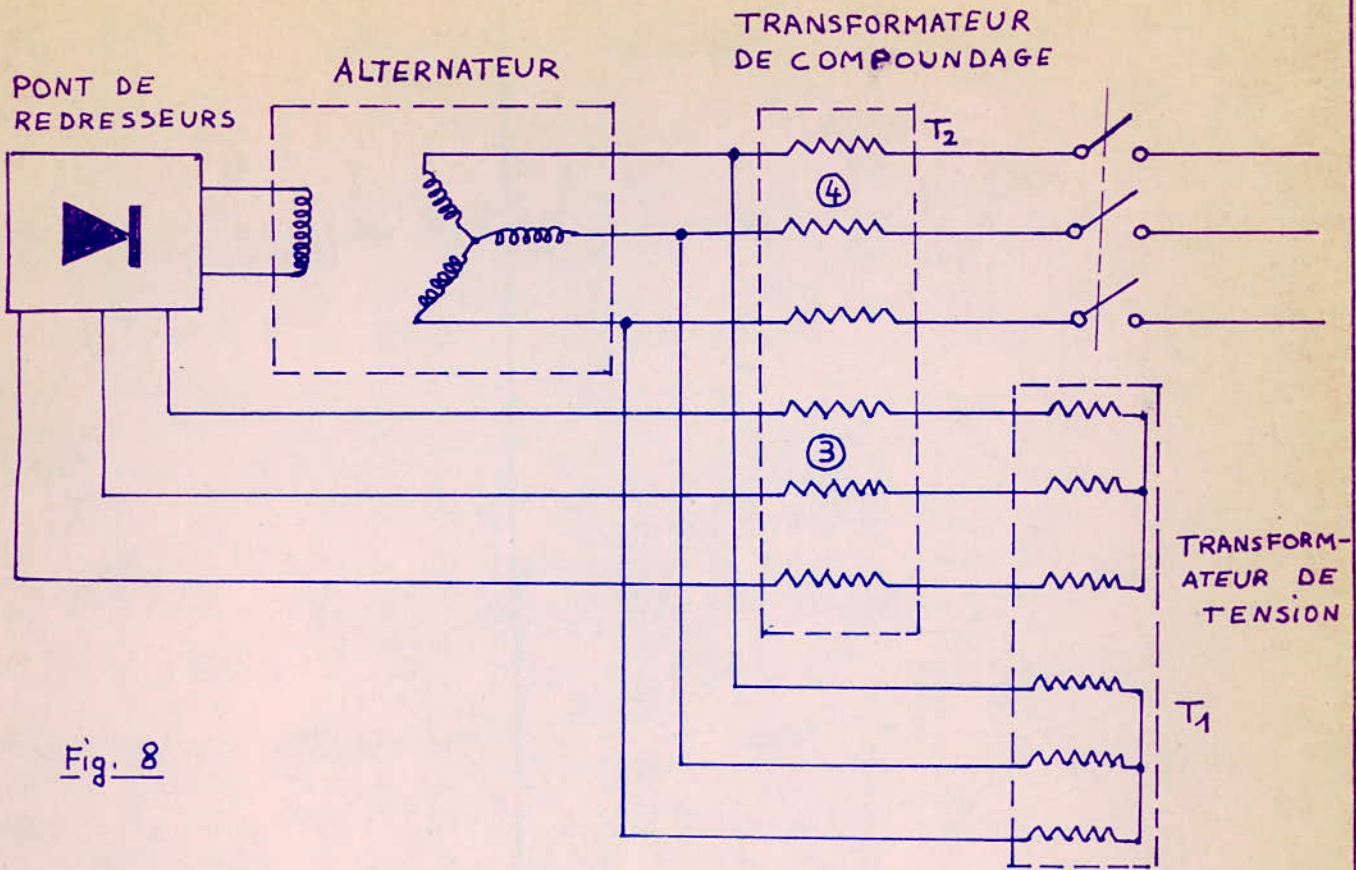


Fig. 8

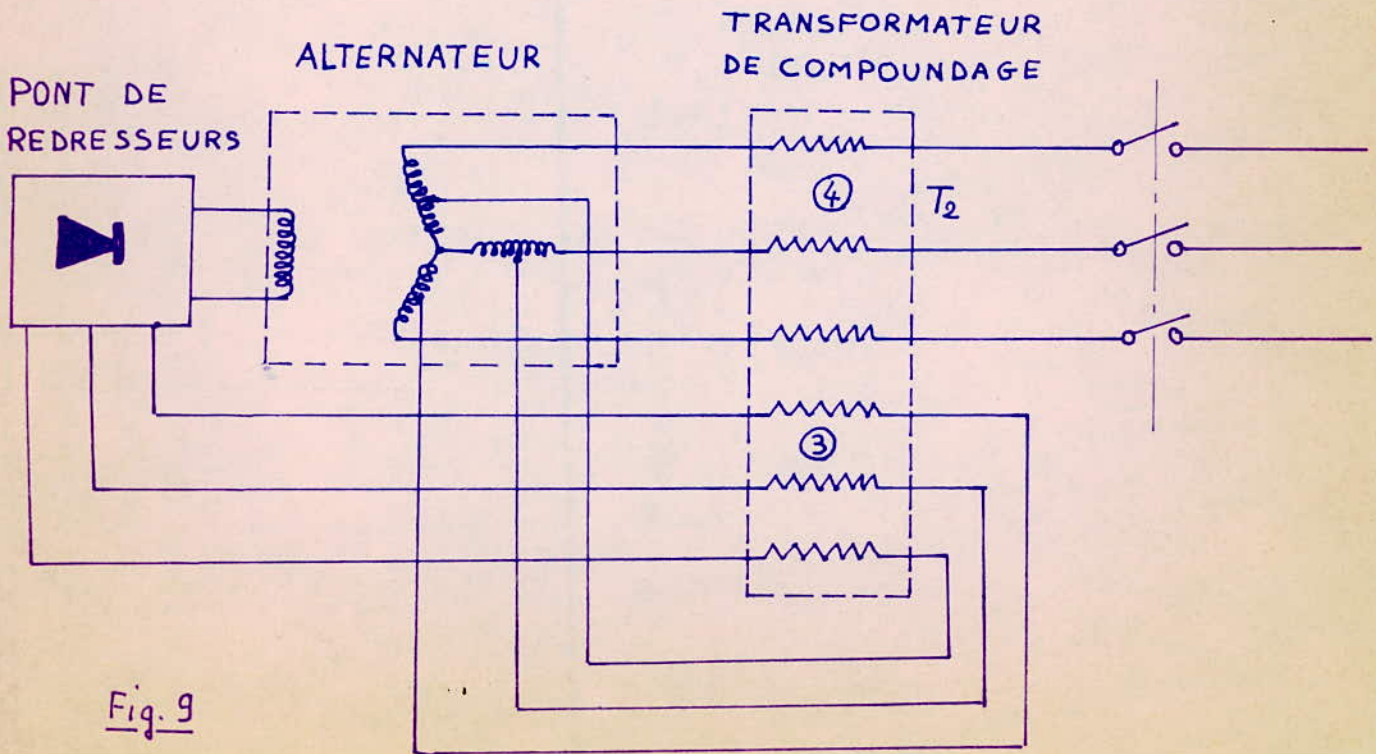


Fig. 9

De ce fait la chute de tension par une charge brusque est limitée pratiquement à la chute de tension de l'alternateur.

- Amortissement parfait en régime transitoire:

Par construction le système est parfaitement amorti. En effet, après une variation brusque de la charge, le courant d'excitation tend asymptotiquement vers sa nouvelle valeur sans la dépasser.

- Courant de court circuit important

En cas de court circuit, l'alternateur est surexcité. Il n'y a donc pas de ~~désamorçage~~ contrairement à ce qui se passe en général avec les excitations statiques. Dès la disparition du défaut, la tension réapparaît.

- Grande capacité de surcharge:

Le courant d'excitation étant directement lié au courant de charge de l'alternateur, celui-ci peut supporter les surcharges importantes tout en maintenant la tension à une valeur voisine de la tension nominale. Ces deux premières propriétés rendent l'excitation compound particulièrement adaptée aux cas du démarrage de moteurs à cage qui ont un courant de court circuit important par rapport à leur courant nominale

- Robustesse:

C'est un ensemble robuste et simple, sans pièces sujettes à usure, demandant donc un minimum de surveillance et d'entretien. Pour l'excitation électronique de l'alternateur du groupe électrogène celle qui conviendrait est l'auto-excitation.

Partie II

Dimensionnement de l'Alternateur

Dans cette partie, on calculera toutes les dimensions et grandeurs magnétiques, thermiques et mécanique des différentes parties constituant le générateur synchrone.

Le dimensionnement de la machine ne se présente pas comme une suite d'équations à résoudre avec quelques vérifications pour en finir, mais comme une suite de compromis entre plusieurs facteurs.

Lorsqu'on doit faire une machine capable d'obtenir certaines performances, le calcul devient plus délicat. Il doit être mené en tenant compte des limites possibles de chaque facteur intervenant en particulier, sur le calcul thermique (échauffement) et les contraintes mécaniques.

Dans le cas de ce projet les performances et les paramètres imposés sont donnés par le cahier de charges.

CAHIER DE CHARGE.

Sujet: Construction d'un générateur synchrone.

Trephasé à excitation électronique pour groupe électrogène.

Puissance nominale : $S_n = 25 \text{ KVA.}$

Tension nominale : $U_n \quad 380 / 2 \quad 20$

Connexion _____ Y / Δ

Fréquence 50 H_z

Vitesse de rotation 1500 tr/mn.

Type de protection IP.23.

Cette partie consistera à définir les dimensions principales du circuit magnétique des enroulements du générateur synchrone.

I - 1 . Calcul des dimensions principales.

Les dimensions principales de la machine sont :

- le diamètre d'âlésage
- la longueur idéale.
- l'entrefer.

Ces dimensions doivent être déterminées à partir du cahier de charge et être en concordance avec les valeurs données par des constructeurs ayant déjà de l'expérience dans ce domaine.

I - 1.1. Diamètre d'âlésage D. et longueur idéale

le diamètre de la machine est donné par la relation suivante.

$$D = \frac{I}{3,14} \sqrt[3]{\frac{2.p. S_i}{n \cdot \sigma_s}}$$

S_i : VA

n : tr / S

σ_s : WS / m²

D : m

La démonstration de cette relation sera donnée dans l'annexe

La relation donnant la longueur idéale est

$$l_i = \lambda \tau = \frac{\lambda \pi D}{2.p} \quad (I.2)$$

Paramètres intervenant dans la relation de calcul du diamètre

.../...

P: nombre de paire de pole de la machine

Il est fonction de la vitesse de rotation de la machine et de la fréquence du courant débité.

La construction des machines à pôles saillants. est réservée généralement pour les machines de faible vitesse

Dans notre cas, la vitesse est relativement grande mais la machine est de puissance faible ce qui diminue le diamètre et limité ainsi les forces centrifuges.

$$P = \frac{60 f}{n}$$

$$f = 50 \text{ h}_z$$

$$n = 1500 \text{ tr / mn}$$

$$p = \frac{60 \times 50}{1500} = 2.$$

λ Facteur géométrique de la machine.

Il est lié au diamètre et à la longueur de la machine par la relation.

$$l_i = \lambda \cdot \tau$$

l_i : longueur idéale

τ : pas polaire.

$$\tau = \frac{\pi D}{2p}$$

$$\lambda = l_i \frac{2p}{\pi D}$$

l_i et τ étant inconnus à ce niveau.

On le calcule alors à partir d'une relation approximative.

d'Une manière générale, pour les machines synchrones

λ est compris entre 0,5 et 2.

et sa valeur optimale est fonction du nombre de paires de poles.

La relation donnant la valeur approximative est

$$\lambda = 0,5 \sqrt{p} = 0,5 \sqrt{2} = 0,707$$

S_i : Puissance interne apparente de la machine.

Elle comprend la puissance apparente de la machine

- Les pertes en puissance active (pertes fer, cuivre Etc...)
- Les pertes réactives (puissance de magnétisation du rotor et du stator).
- Puissance d'excitation.

$$S_i = m U_{en} \cdot I_{fn} \quad (I . 4)$$

m : nombre de phases $m = 3$.

U_{en} : force électromotrice nominale par phase.

Pour les génératrices. Elle est donnée par la relation.

$$U_{en} = 1,05 U_{fn} \quad (I . 5)$$

U_{fn} : tension nominale par phase au stator.

Sa valeur est donnée par le cahier de charge.

Le couplage de la machine peut être

En étoile avec une tension entre phase de 380 V ou en triangle avec une tension entre phase de 220 V .

La tension par phase dans les 2 cas est de 220 V.

$$U_{fn} = 220 \text{ V}$$

d'après (I . 5).

$$U_{en} = 1,05 \times 220 = 231 \text{ V}$$

I_{fn} : Courant nominal par phase.

I_{fn} sera déterminé par la relation:

$$I_{fn} = \frac{S'_n}{3 U_{fn}}$$

S'_n étant la puissance apparente totale.

Elle englobe la puissance nominale apparente de la machine et la puissance nécessaire à l'excitation vu le système d'auto excitation utilisé.

la puissance d'excitation dans le cas des machines autoexcitées est approximativement égale à 10% de la puissance nominale .

$$S_{ex} = 10\% S_n$$

$$\text{donc } S'_n = S_n + 10\% S_n$$

S_n : puissance nominale apparente de la machine elle est donnée par le cahier de charge .

$$S_n = 25 \text{ KVA}$$

$$S_{ex} = 2,5 \text{ KVA}$$

$$S'_n = 25 + 2,5 = 27,5 \text{ KVA.}$$

$$I_{fn} = \frac{S'_n}{3 U_{fn}} = \frac{27,5 \cdot 10^3}{3 \cdot 220} = 41,66 \text{ A .}$$

D'après (I - 4) la puissance interne serait alors

$$S_i = m U_{en} I_{fn} .$$

$$= 3 \cdot 231 \cdot 41,66 = 28870 \text{ VA.}$$

σ_s : Effort unitaire tangentiel

$$\sigma_s = \frac{\text{Force tangentielle qui s'exerce sur la peripherie}}{\text{Surface laterale du rotor}}$$

L'effort unitaire tangentiel est généralement fonction des sollicitations magnetiques.

Il est donne par l'expression suivante :

$$\sigma_s = 0,675 \cdot B_g \cdot A$$

$$B_g : T$$

$$A : N/m$$

(I. 6)

B_g : Induction magnetique dans l'entrefer.

Pour pouvoir dimensionner la machine economiquement , il est necessaire de choisir une valeur de B_g correcte , de façon à limiter la saturation dans le fer !

Le choix d' une grande valeur de l'induction dans le fer entrainera une baisse de $\cos \phi$. La valeur du coefficient de saturation sera tres grande .

La machine aura une caracteristique de surcharge diminuee

Une valeur de B_g tres petite conduira à des dimensions exagere de la machine

B_g est choisi ou B_g est donne en fonction du pas polaire.

$$B_g = 0,743 \text{ T}$$

A: Densite lineaire de courant en A/m

Elle caracterise les sollicitations electriques des materiaux actifs de la machine .

D'une maniere generale ,pour des machines déjà realisees, A est compris entre 200 et 550 A / cm

Elle est aussi fonction du nombre de poles .Les valeurs utilisees pour A lors de la construction des machines synchrones sont donnees par la fig. 3a

$$A = 210 \text{ A / cm}$$

La densite lineaire peut etre aussi calculee en fonction du nombre de spires et du courant .

Elle est donnee par la relation:

$$A = \frac{2 \cdot m \cdot W \cdot I_{fn}}{\pi D}$$

W : nombre de spires par phase .

I_{fn} : courant de phase nominal.

D'apres (I.6)

$$G_s = 0,675 \cdot 0,743 \cdot 21000 = 10532 \frac{W_s}{m^3}$$

Après le calcul de tous les parametres rentrant dans la relation du calcul du diametre interieur ;

D'apres (I.1) nous avons :

$$D = \frac{1}{\pi} \sqrt[3]{\frac{2 \cdot 20870 \cdot 2}{0,707 \cdot 25 \cdot 10532}} = 0,2715 \text{ m}$$

$$D = 27,15 \text{ cm}$$

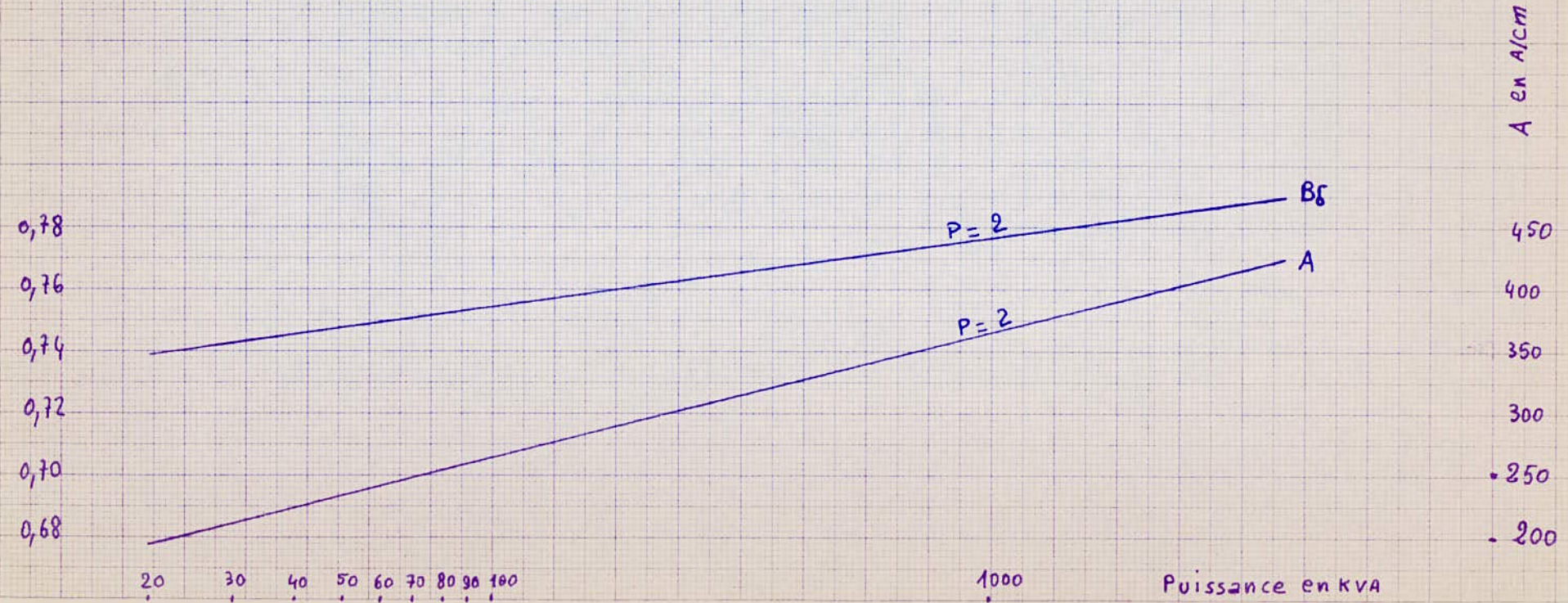
Le diametre interieur de la machine etant connu, alors on peut determiner la longueur ideale de cette machine.

$$\tau = \frac{\pi \cdot D}{2 p} = \frac{3,14 \cdot 27,15}{2 \cdot 2} = 21,32 \text{ cm}$$

$$L_{i_1} = \lambda \cdot \tau = 0,707 \cdot 21,32 = 15,07 \text{ cm}$$

ΛB_g en T

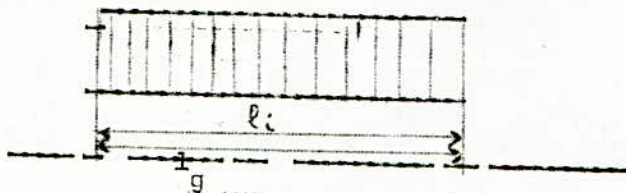
Fig N° 3a



Determination de la longueur geometrique : l_g

Dans la construction des machines electriques, il est generalement prevu des canaux de refroidissement, mais ceci n'est valable que dans le cas ou la longueur ideale est superieur à 20cm.

Dans le cas contraire, ces canaux de ventilation ne sont pas necessaires l_i etant inferieur à 20 cm dans le calcul -ci-dessus, la machine ne comportera pas de canaux de ventilation.



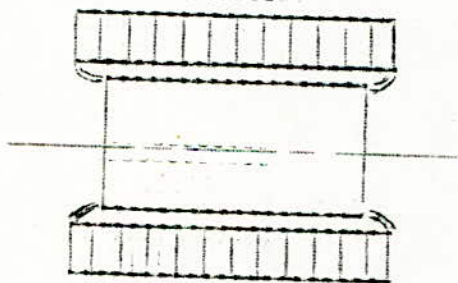
La longueur geometrique de la machine sera egale à la longueur ideale.

$$l_g = l_i = 15,07 \text{ cm}$$

- Longueur du rotor :

Generalement la longueur du stator n'est pas egale à la longueur du rotor de la machine synchrone.

Elle a le rotor plus court et ceci afin de reduire les pertes supplementaires sur les parties frontales du stator.



Pour les petites machines, la longueur du rotor est donnee par la relation

$$l_r = l_g - 4 \text{ à } 5 \text{ mm}$$
$$l_r = 15,07 - 0,47 = 14,6 \text{ cm}$$

1.1.2 Entrefer

Les dimensions de l'entrefer ont une importance assez grande pour les parametres fonctionnels de la machine.

La determination de son epaisseur tient compte de la distorsion du champ admissible en charge.

Cette distorsion est cree par les courants de charge (reaction d'induit).

Dans les machines synchrones a poles saillants dont les epanouissements

sont prévus de façon à avoir une courbe d'induction sinusoïdale,
l'expression donnant la valeur de l'entrefer au milieu des pôles et
permettant une distorsion du champ en charge acceptable est la suivante

$$\delta = \frac{A \cdot Z}{B_g} \cdot 3 \cdot 10^{-4}$$

δ : mm
 Z : cm
 A : A/cm
 B_g : T

$$= \frac{210 \cdot 21,32}{0,743} \cdot 3 \cdot 10^{-4} = 1,8 \text{ mm}$$

-Diamètre du rotor : D_r

Après le calcul de l'entrefer, la détermination du diamètre du rotor sera faite à partir de l'expression :

$$D_r = D + 2 \delta$$
$$D_r = 27,15 + 2 \cdot 0,18 = 26,79$$

Le rotor de la machine synchrone comportera le pôle et la pièce polaire
La culasse et l'arbre supportent toutes ces pièces.

1.2. CALCUL DES ENROULEMENTS

Le calcul des enroulements consiste en la détermination des paramètres des enroulements et ceux qui s'y rattachent.

Dans ce paragraphe, l'enroulement d'excitation ne figurera, il sera traité tout seul par la suite.

Ce qui suivra ne portera que sur les enroulements d'induit (statorique).

Le calcul des paramètres des enroulements tel que :

- nombre de spires par phase
- nombre d'encoche du stator
- section des conducteurs
- caractéristique de construction des bobinages
- dimensions de l'encoche

détermineront de plus près les caractéristiques de la machine.

1.2.1. Dimensions des conducteurs :

La section du conducteur est fonction du courant nominal de la machine et de la densité de courant j .

$$S_w = \frac{I_{fn}}{j}$$

$$S_w : \text{mm}^2$$

$$I_{fn} : \text{A}$$

$$j : \text{A} / \text{mm}^2$$

j : densité de courant, doit être choisi sur une plage de valeurs et ce choix tiendra compte des pertes totales dans les enroulements, de l'échauffement, de la quantité de matériel conducteur à consommer.

Elle est aussi fonction de la forme de l'encoche et des conditions de refroidissement.

Les valeurs de j sont généralement comprises entre 3 et $6,5 \text{ A} / \text{mm}^2$ pour les machines synchrones à encoches semi fermées.

Si la machine est bien ventilée, c'est des valeurs plus grandes qui conviendraient. Dans notre cas, la vitesse de rotation étant assez élevée donc assez bien ventilée; la valeur qui convient aux calculs est :

$$j = 6 \text{ A} / \text{mm}^2$$

S_w : La section du conducteur résultant du calcul peut être subdivisée en plusieurs sections plus petites. Ce qui donnera des conducteurs élémentaires en parallèle.

Ceci permettra d'avoir des bobines plus maniables lors de

L'execution du bobinage, et de dimensionner les ouvertures d'encoche sans autre limite par une grosse section de conducteur qui sera un obstacle, dans le cas où l'on veut minimiser cette ouverture.

L'experience de construction indique que:

- Si $S_W > 6 \text{ mm}^2$
- On utilise un conducteur profilé.
- Si $S_W < 6 \text{ mm}^2$ et si $S_W > 2 \text{ mm}^2$
- On utilise plusieurs conducteurs circulaires en parallele
- Si $S_W < 2$

On utilise un conducteur circulaire

Dapres (I.6-)

$$S_W = \frac{41,66}{6} = 6,94 \text{ mm}^2$$

Dans ce cas nous prendrons plusieurs conducteurs en parallele

La section de chaque conducteur elementaire sera :

$$S_{\text{rel}} = \frac{S_W}{n_{\text{el}}} \quad (I; 10)$$

n_{el} = nombre de conducteurs elementaires

$$n_{\text{el}} = 6$$

Cette valeur a été choisie après l'essai d'autres valeurs

$$S_{\text{cel}} = \frac{6,94}{6} = 1,157 \text{ mm}^2$$

Cette valeur sera arrondie de façon qu'elle coincide avec celle donnee par les normes.

Si l'operation d'arrondi n'est pas possible, on prendra du tableau, la valeur la plus proche de la valeur calculee.

On recalculera la densite de courant

-valeur donnee par le tableau pour la section du conducteur elementaire

$$S_{\text{cel}} = 1,131 \text{ mm}^2$$

Le diametre correspondant à cette section sera :

$$d = 1,20 \text{ mm}$$

LA section S_W devient :

$$S_W = S_{\text{cel}} \cdot n_{\text{el}} = 1,131 \cdot 6$$

$$S_W = 6,706 \text{ mm}^2$$

Densité de courant recalculé :

$$\text{D'après (I.8) : } j = \frac{I_{fn}}{S_w} = \frac{41,66}{6,706} = 6,14 \text{ A}$$

La valeur trouvée pour j ne diffère pas beaucoup de celle que l'on avait choisie. Elle est acceptable du fait que sa variation est comprise dans la marge admise généralement par les constructeurs.

1.2.2 Nombre d'encoches :

Le nombre d'encoches Z est donné par la relation

$$Z = 2 \cdot m \cdot p \cdot q$$

$m = 3$ nombre de phases

$p = 2$ nombre de paires de pôles

q : nombre d'encoches par pôle et par phase

Le nombre d'encoches par pôle et par phase est le plus souvent compris entre 3 et 9.

Le choix de q est assez délicat du fait que si la valeur de q est élevée : Il en résulte un grand nombre d'encoches, et de point de vue technologique, leur réalisation sera difficile. Des problèmes seront posés lors du packaging du circuit magnétique.

Pour q petit, la f.e.m. sera supérieure à celle d'un enroulement réparti, mais aura une mauvaise forme. D'où l'apparition des harmoniques supérieures.

Le nombre d'encoches par pôle et par phase sera

$$q = 6$$

d'où le nombre d'encoches :

$$Z = 2 \cdot m \cdot p \cdot q$$

$$Z = 2 \cdot 3 \cdot 2 \cdot 6 = 72 \text{ encoches}$$

Pas d'encoche : t

C'est la longueur d'arc séparant deux encoches consécutives.

Le pas d'encoche t est donné par la relation :

$$t = \frac{D \times \pi}{Z}$$

L'expérience de construction donne certaines valeurs pour la longueur du pas dontaire : $t = 0,6 \text{ \& } 4 \text{ cm}$

La limite inférieure est imposée par les moyens technologiques d'exécution.

$$t = \frac{\pi \cdot 27,15}{72} = 1,104 \text{ cm}$$

- Pas diametral : Z

Z est exprime en encoches et il est donne par la relation :

$$Z = \frac{Z}{2p} = \frac{2 \cdot m \cdot p \cdot q}{2 \cdot p} = m \cdot q$$

$$= 3 \cdot 6 = 18 \text{ encoches par polo}$$

Le type d' enroulement couramment utilise dans les stators de machines synchrones sont les enroulements à deux couches à pas raccourci.

Le raccourcissement du pas se fait afin de reduire l'importance des differentes harmoniques dans l'onde de tension et realiser une certaine economie dans le poids du cuivre utilise pour les enroulements ; quoiqu'en echango, le nombre de spires augmente legerement .

L'influence du raccourcissement du pas sur les harmoniques superieures est plus grande quand le raccourcissement se situe entre 10 et 20% du pas polaire.

Ici nous prendrons un raccourcissement tel que:

$$Z - y = 16,6\% \cdot Z$$

$$Z - y = 3 \text{ encoches}$$

$$y = 15 \text{ encoches}$$

La valeur correspondant à y donne en cm est

$$y = 17,76 \text{ cm}$$

1.2.3 Nombre de spires par phases

W : nombre de spires par phase . Il sera donne en fonction de la f.e.m. de la machine et de sa geometrie .

$$W = \frac{U_{en}}{4 K_D \cdot p \cdot n \cdot K_W \cdot \alpha \cdot Z \cdot l_i \cdot B_g}$$

$Z/2$: m

l_i : m

B_g : T

$p \cdot n = f$: Hz

Z : pas diametral

l_i : longueur ideale

$p \cdot n$: frequence

U_{en} : force electromotrice nominale

K_D : facteur de forme de la fem

Ce facteur donne le rapport de la valeur efficace de l'induction dans

l'entrefer à sa valeur moyenne :

Dans une machine synchrone, le chanfreinage des extrémités des épanouissements polaires diminue le taux d'harmoniques, ce qui améliore la forme de la courbe.

Ici on prendra $K_D = 1,11$

α_i : facteur de couverture polaire :

Il tient compte de la saturation, donc de la forme de la courbe d'induction qui dépend elle aussi de la valeur de l'arc polaire et de la forme de l'épanouissement polaire.

Les valeurs de α_i varient de 0,55 à 0,75. Les valeurs les plus basses correspondent aux petits diamètres et aux petits nombre de paires de pôles.

$$\alpha_i = \frac{2}{\pi}$$

Cette valeur est valable pour les machines dont le fer est fortement saturé et l'entrefer petit ; de telle façon que la chute de potentiel magnétique dans les dents demeure non négligeable devant celle qui se produit dans l'entrefer.

K_W : Facteur d'enroulement

Il tient compte de la répartition du bobinage et du raccourcissement du pas.

$$K_W = K_q \cdot K_r$$

K_q : coefficient de distribution ou de répartition de l'enroulement
Il est par le rapport de la somme géométrique de fem d'un enroulement réparti à la fem d'un enroulement concentré ayant le même nombre de spires.

$$K_q = \frac{\sin \frac{q\alpha}{2}}{q \cdot \sin \frac{\alpha}{2}}$$

$$\alpha = \frac{2 \cdot \pi \cdot p}{z} = \frac{2 \cdot 3,14 \cdot 2}{72} = \frac{\pi}{10}$$

$$K_q = 0,956$$

K_r : coefficient de raccourcissement du pas

Il intervient aussi pour diminuer l'influence des harmoniques supérieures
Il contribue à améliorer la forme de la courbe de la courbe

de la fem en la rapprochant d'une sinusoïde tout en diminuant un peu la valeur de celle-ci .

$$K_r = \cos \left(\frac{\pi}{2} \left(\frac{z - y}{z} \right) \right) = 0,972$$

D'après (I.12 °).

$$K_w = 0,956 \cdot 0,972 = 0,929$$

Et d'après la relation donnée précédemment , le nombre de spires sera :

$$W = \frac{231 \cdot \pi \cdot 10^7}{4 \cdot 1,11 \cdot 50 \cdot 0,929 \cdot 2 \cdot 21,32 \cdot 15,07 \cdot 0,743}$$

$$W = 73,60 \text{ spires}$$

ce nombre de spires obtenu par calcul doit être arrondi de façon à avoir un nombre paire de conducteurs, étant donné que l'enroulement choisi est à deux couches .

-Nombre de conducteurs par encoche :

Le nombre de conducteurs dans l'encoche doit être divisible par 12 dans le cadre de ce calcul . Cela est justifié par le choix du type d'enroulement qui est à deux couches et le nombre de conducteurs élémentaires en parallèle qui est de 6 .

$$N_c = \frac{2 \cdot W \cdot m \cdot n_{cel} \cdot a}{z}$$

a : nombre de voies en parallèle

$$a = 1$$

n_{cel} : nombre de conducteurs élémentaires

$$N_c = \frac{2 \cdot 73,60 \cdot 3 \cdot 6}{72} = 36,04$$

La valeur arrondie de N_c est

$$N_c = 36 \text{ conducteurs / encoche}$$

Après avoir arrondi la valeur de N_c , il est nécessaire de recalculer :

- B_g : induction dans l'entrefer

- W : nombre de spires par phase

- A : densité linéaire de courant

$$B_{g\text{ recal}} = B_g \frac{N_c}{N_{car}} = 0,743 \frac{36,04}{36} = 0,760 \text{ T}$$

$$W_{rec} = \frac{Z \cdot \pi \cdot d_{car}}{2 m \cdot n_{ul} \cdot a} = \frac{72 \cdot 36}{2 \cdot 3 \cdot 6 \cdot 1}$$

$$W_{rec} = 72 \text{ encoches}$$

$$A = \frac{2 m \cdot W \cdot I_{fn}}{\pi \cdot D} = \frac{6 \cdot 72 \cdot 41,66}{\pi \cdot 27,15}$$

$$A = 211 \text{ A/cm}$$

On constate que les valeurs trouvees apres recalcul ,sont approximativement similaires à celle choisies lors du calcul du diametre.

1.2.4 . Dimensions de l'encoche :

La methode de determination des dimensions de l'encoche adopte est la methode graphique .

Cette methode à loger dans un espace ,dont l'une des dimensions (la largeur)est predeterminee; les conducteurs un à un .

La largeur de l'encoche est connue apres la determination de la largeur de la dent.Le positionnement des conducteurs dans cet espace permettra

de determiner la profondeur de cet,encoche

Ce remplissage (profondeur) d'encoche tiendra compte evidemment de l'isolation de l'encoche ,de l'isolation des conducteurs ,des cales et du type d'encoche .D'apres ce qu'on vient d'exposer ,il est clair que la surface de l'encoche n'est pas entierement utilisee par les conducteurs . De ce fait ,la surface utile devient faible; le rapport de la surface

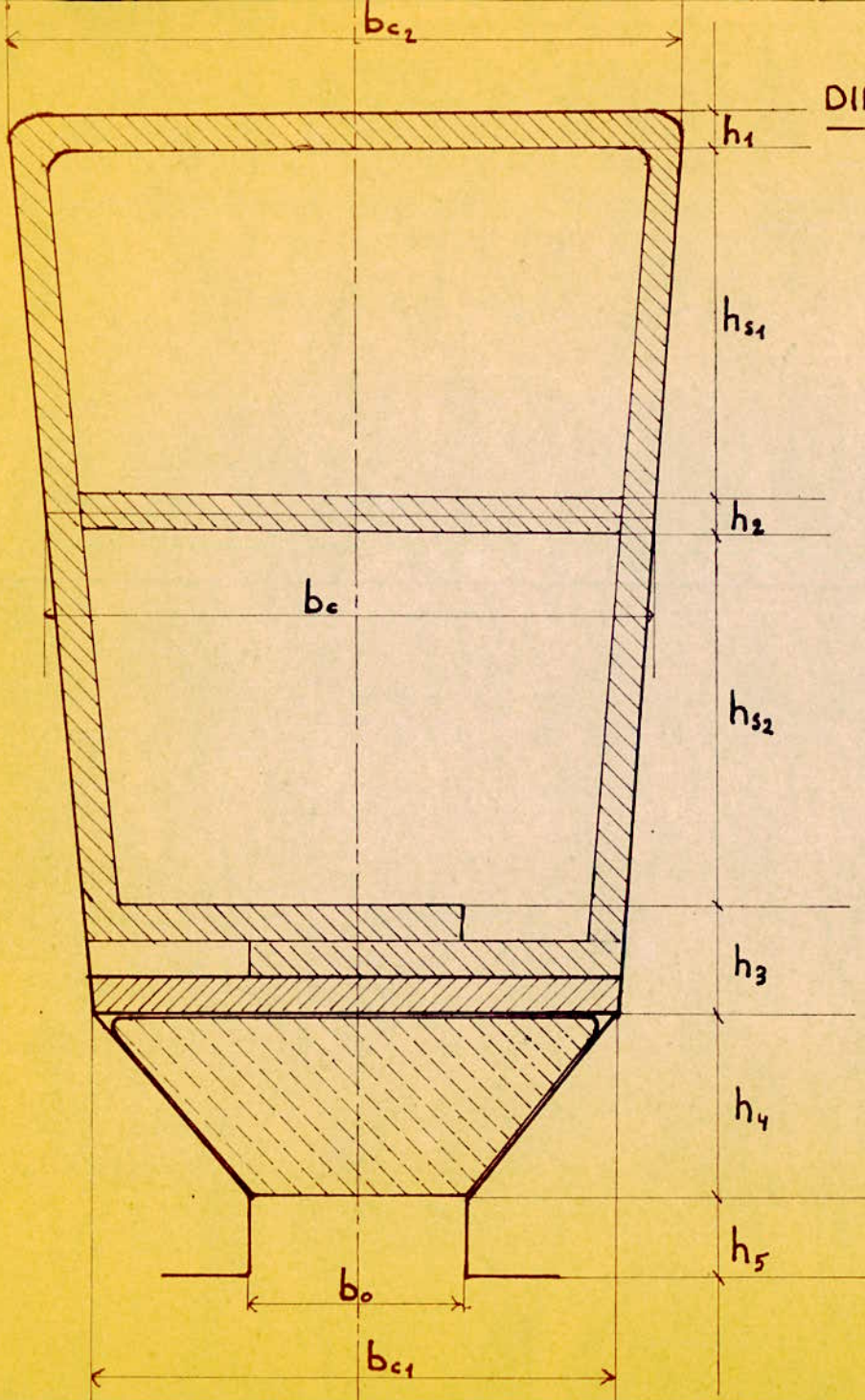
occupee par les conducteurs à la surface totale de l'encoche definit le coefficient de remplissage . Ce coefficient est plus eleve dès qu'on augmente le nombre de conducteurs elementaires .La faible section de ces conducteurs permet une meilleure utilisation de la surface de l'encoche .

Pour pouvoir arriver à determiner les dimensions d'encoche ,il faut le type d'encoche et l'isolation .

a) Geometrie de l'encoche :

Par le biais de la geometrie de la dent ,on decrit aussi celle de l'encoche .pour ce type de machines on utilise des encoches semi formees destinees surtout aux machines basse tension et de faible ou moyenne puissance .

Vu le conducteur rond choisi ,le remplissage se fera en utilisant



DIMENSIONS DE L'ENCOCHE STATRIQUE

- $h_1 = 0.5 \text{ mm}$
- $h_2 = 0.5 \text{ mm}$
- $h_3 = 1.5 \text{ mm}$
- $h_4 = 2.5 \text{ mm}$
- $h_5 = 1.0 \text{ mm}$
- $h_{s1} = 4.8 \text{ mm}$
- $h_{s2} = 5.2 \text{ mm}$
- $b_o = 2.84 \text{ mm}$
- $b_c = 8.5 \text{ mm}$
- $b_{c1} = 7.3 \text{ mm}$
- $b_{c2} = 9.5 \text{ mm}$

Fig. N° 3

Echelle : 10/1

des encoches trapezoidales , la dent sera à faces paralleles.

L'induction dans la dent sera la même sur toute sa hauteur . Sa largeur sera determinee en fonction de l'induction maximale admissible pour eviter une forte saturation .

-Largeur de la dent :

Elle est determinee en fonction de l'induction dans l'entrefer et l'induction maximale admissible dans les dents .

Les valeurs de l'induction maximale admissible dans la dent et les differentes parties de la machine sont donnees par le tableau N°

Pour les dents : $B_{dmax} = 1,7 T$

Cette valeur repond à l'exigence de la conservation du flux par pas dentaire .

$$b_d = 1,104 \frac{0,743}{1,7}$$

$$b_d = 0,52 \text{ cm}$$

b) Isolation de l'encoche :

L'encoche de type semi-forme est utilisée comme dit precedemment dans les machines de basse tension et petite ou moyenne puissance

-L'encoche doit etre revetue d'une couche isolante assurant des fonctions mecaniques et electriques . Elle doit etre choisie en fonction de la classe d'echauffement qui est B dans notre cas .

La temperature admissible pour cette classe est de 155° C . La couche isolante sera du milar ou nomex d'epaisseur 0,5 mm

- Les conducteurs sont en cuivre rond emaille avec une resine poliurethane connue sous le nom de durothene . Cet email repond aux proprietes dielectriques et d'adherence exigees . Son epaisseur peut aller jusqu'à 0,060 mm .

Le diametre du conducteur elementaire avec vernis sera plus grand .

$$d_{is} = 1,336 \text{ mm}$$

- L'isolation entre les couches est realisee avec un tissu de verre bakelise (solarite ou verusine) d'une epaisseur de 0,5 mm .

-L'isolation sous la cale de fermeture est aussi en tissu de verre bakelise de 0,5 mm .

-La cale de fermeture en bois assure le calage des conducteurs dans l'encoche .

En tenant compte de ces différents points ,les dimensions de l'encoche seront données sur la figure N° 3

Après la détermination graphique des dimensions de l'encoche et de la surface correspondante ;on calcule le coefficient de remplissage de l'encoche .

$$K_{\text{ramp}} = \frac{S_{\text{cu}}}{S_{\text{en}}} = \frac{N_p \cdot S_p}{S_{\text{enc}}}$$

$$\text{Surface de l'encoche : } S_{\text{enc}} = 120 \text{ MM}^2$$

$$K_{\text{ramp}} = \frac{40,8}{120} = 0,34$$

1.2.5 Schéma de l'enroulement

Le type d'enroulement est l'enroulement imbriqué à double couches et à pas raccourci et avec un nombre entier d'encoches par pôle et par phase . Ce type d'enroulement répond convenablement aux exigences électromagnétiques .

La distribution des bobines sur un certain nombre d'encoches permet d'assurer à la fem une forme assez proche de la sinusoïde .

Le raccourcissement diminue et éventuellement élimine les harmoniques s'il est convenablement choisi .

Paramètres de l'enroulement

$$Z = 72 \text{ encoches}$$

$$m = 3$$

$$p = 2$$

$$q = 6$$

$$\gamma = 10$$

$$y = 15$$

Le schéma de l'enroulement est représenté sur la figure N° 4

1900/21

Fig. n° 4

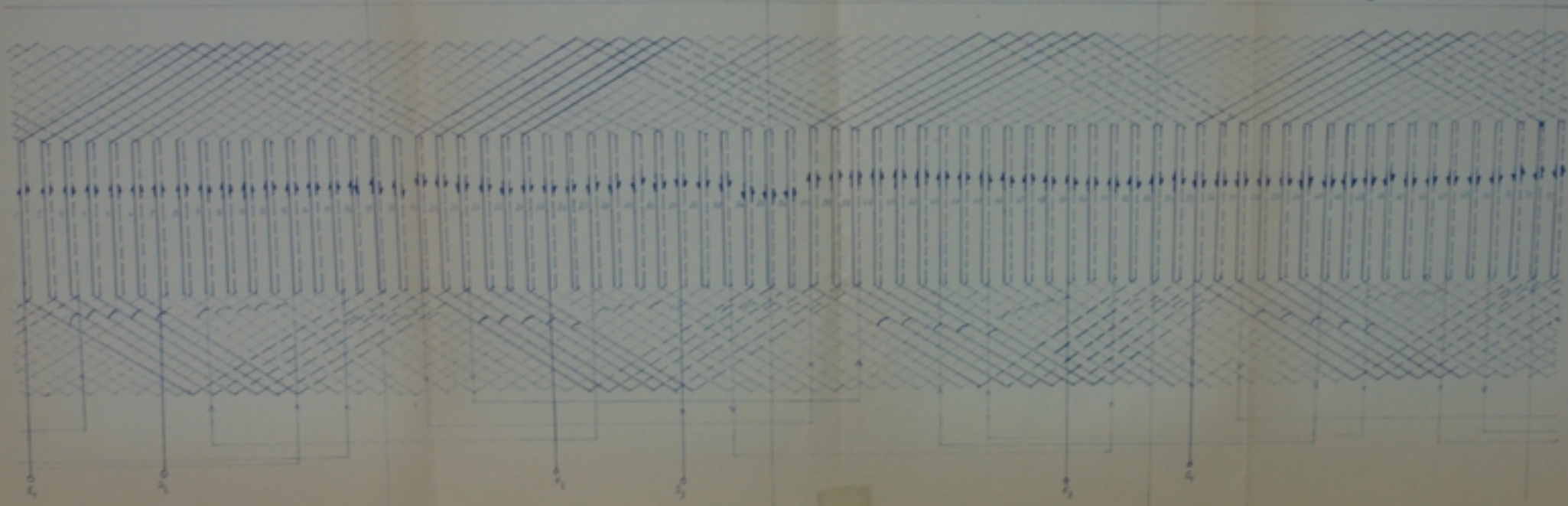
ENROULEMENT STATORIQUE

N

S

N

S



1.2.6 Resistance de l'enroulement par phase :

La resistance de l'enroulement est donnée par :

$$R = \rho \frac{2(l_a + l_f) W}{S_w}$$

l_a : longueur active et $l_a = l_{fo} + 1$ cm

l_{fo} : longueur du paquet de toles, la machine ne comportant pas de canaux de ventilation.

$$l_{fo} = l_g = 15,07 \text{ cm}$$

$$l_a = 15,07 + 1 = 16,07 \text{ cm}$$

l_f : longueur frontale. Elle fait (1,6 à 1,9) τ

Cette approximation represente la longueur frontale moyenne d'une spire ajoutée d'une certaine longueur pour pouvoir manier et fermer les têtes de bobines !

$$l_f = 1,6 \times 21,32 = 34,11 \text{ cm}$$

ρ : Resistivite du cuivre

$$\rho = 0,021 \text{ mm}^2 / \text{m}$$

$$R = 0,021 \frac{2(34,11 + 16,07) 72}{6 \times 1,131}$$

$$R = 0,22 \ \Omega$$

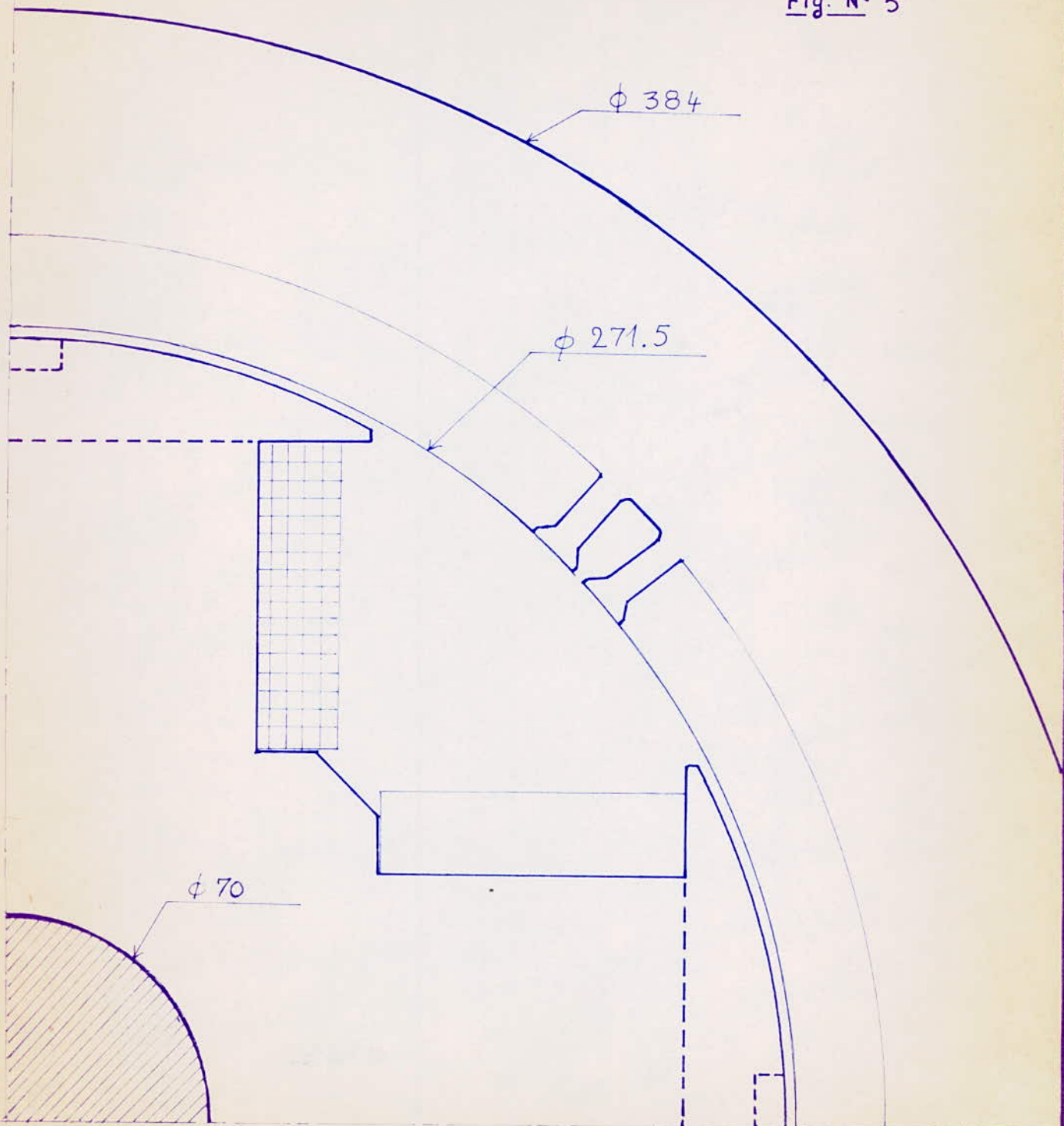
1.3 . DEFINITION DES DIMENSIONS DU CIRCUIT MAGNETIQUE

Le calcul du circuit magnetique de la machine synchrone permet de determiner les dimensions des differentes parties constituant le circuit. Les differentes parties constituant le circuit sont :

- L'entrefer
- Les dents de l'induit
- La culasse statorique
- La culasse rotorique
- Les poles

Ces differentes parties sont determinees en fonction du flux magnetique qui va les parcourir. Le ~~flux~~ ^{calcul} est basé surtout sur la conservation du flux dans les differentes sections.

Fig. N° 5



Du point de vue technologique :

Les tôles du stator sont réalisées en tôles de 0,5 mm d'épaisseur et isolées avec un vernis. La caractéristique de magnétique de celles-ci est donnée dans le tableau N° 1

Les poles du rotor sont réalisés avec des tôles de 1 mm d'épaisseur dont la caractéristique est donnée dans le tableau N° 2

1.3.1 Hauteur de la culasse du stator :

$$h_{\text{culs}} = \frac{\alpha_i \cdot \tau \cdot D_c}{2 \cdot K_{\text{Fes}} \cdot B_{\text{culs}}}$$

$B_{\text{culs}} = 1,3 \text{ T}$: Induction dans la culasse du stator

Cette valeur a été choisie de telle façon que la hauteur de la culasse soit acceptable. Cette valeur est comprise aussi dans la plage des valeurs couramment utilisées par les constructeurs (voir tableau N° 3

K_{Fes} : Coefficient de remplissage du fer du stator.

Ce coefficient tient compte de l'isolation des tôles.

$$K_F = 0,93$$

$$h_{\text{culs}} = \frac{21,32 \times 0,743 \times 2}{2 \times 0,93 \times 13 \times \pi}$$

$$h_{\text{culs}} = 4,17 \text{ cm}$$

De là, on déduit le diamètre extérieur du stator.

$$\begin{aligned} D_c &= D + 2 h_d + 2 h_{\text{culs}} \\ &= 27,15 + 3,2 + 8,34 \\ D_c &= 38,69 \text{ cm} \end{aligned}$$

1.3.1.3.2 Largeur du pôle : b_r

Le flux magnétique traversant le pôle est le flux principal ou utile plus le flux de fuite. Le flux de fuite est généralement pris entre 0,15 et 0,2 fois le flux utile.

D'où, le flux traversant le pôle sera :

$$\phi_r = \phi + \phi_f = (1,15 \text{ à } 1,2) \phi$$

Ce flux doit être égal à :

$$\phi_r = b_r \cdot l_p \cdot D_p \cdot K_{\text{Fer}}$$

K_{Fer} : Coefficient de remplissage des toles du rotor ; il tient compte de l'isolation des toles du rotor .

$$K_{Fer} = 0,95$$

l_p : Longueur axiale du pôle , elle est egale à celle du rotor

B_p : Induction magnétique dans le pôle .

Le choix de ce parametre est fait de telle façon que les dimensions du pôle ne soient pas exagérées . Et ainsi les dimensions des autres parties telles que : culasse du rotor et diametre interieur ne soient pas reduits de façon à ce qu'on ait une forte saturation dans la culasse .

La valeur utilisee dans nos calcul repond effectivement à ces exigences

$$B_p = 1,45 \text{ T}$$

Cette valeur est comprise dans les limites generalement utilisees dans la construction des machines synchrones .:

Calcul du flux util au niveau de l'entrefer :

$$\begin{aligned} \phi_U &= \alpha_i \cdot Z \cdot I_i \cdot B_g \\ &= \frac{2}{\pi} \times 21,32 \times 15,07 \times 10^{-4} \times 0,743 \end{aligned}$$

$$\phi_U = 0,0152 \text{ Wb}$$

$$\phi_r = 1,15 \phi_U = 1,15 \times 0,0152 = 0,0175 \text{ Wb}$$

De l'expression du flux total donnee precedemment ; on deduit /

$$b_r = \frac{0,0175}{0,95 \times 0,146 \times 1,45} = 0,006 \text{ m}$$

$$b_r = 0,6 \text{ cm}$$

1.3.3. Hauteur de la corne de la piece polaire:

Pour eviter la saturation sur les cornes polaires, on les arrondit . Ceci permet d'avoir aussi une diminution d'harmoniques .

La condition que l'induction magnetique dans la piece polaire ne depasse pas l'induction dans le pôle lors du fonctionnement à vide, impose une certaine hauteur à la corne polaire.

h_{pc} : hauteur de la corne polaire

$$h_{pc} = \frac{\alpha_i Z - b_p}{2b_p} B_g$$

b_p : Largeur de la pièce polaire

Elle est donnée en fonction de la valeur de l'arc polaire.

Celui-ci étant fonction du diamètre d'alesage diminué de l'épaisseur de l'entrefer .

$$D'où \quad h_{pc} = \frac{b_p = 12,5 \text{ cm} \quad 0,637 \times 21,32 - 12,5}{2 \times 1,45}$$

$$h_{pc} = 2,7 \text{ mm}$$

1.3.4. Hauteur du pôle : h_r

La hauteur du pôle est donnée par la figure N° 3b

Elle est donnée en fonction du pas polaire .La valeur correspondant à notre machine est $h_r = 7 \text{ cm}$

Quand à la hauteur de la pièce polaire, elle est déterminée graphiquement à partir de la figure N° 5

$$h_{pp} = 1,60 \text{ cm}$$

D'où la hauteur réservée à l'enroulement d'excitation

$$h_p = 7 - 1,60 = 5,32 \text{ cm}$$

1.3.5. Hauteur de la culasse du rotor

Comme pour le calcul de la culasse du stator ,celle ci aussi repose sur le même principe . Il s'agit de choisir une induction dans la culasse de façon à éviter la saturation ou une surestimation de la hauteur. Pour cela nous prendrons:

$$B_{culr} = 1,6 \text{ T}$$

$$h_{culr} = \frac{1}{2} \phi_r \frac{1}{B_{culr} \cdot l_p \cdot K_{Fer}}$$

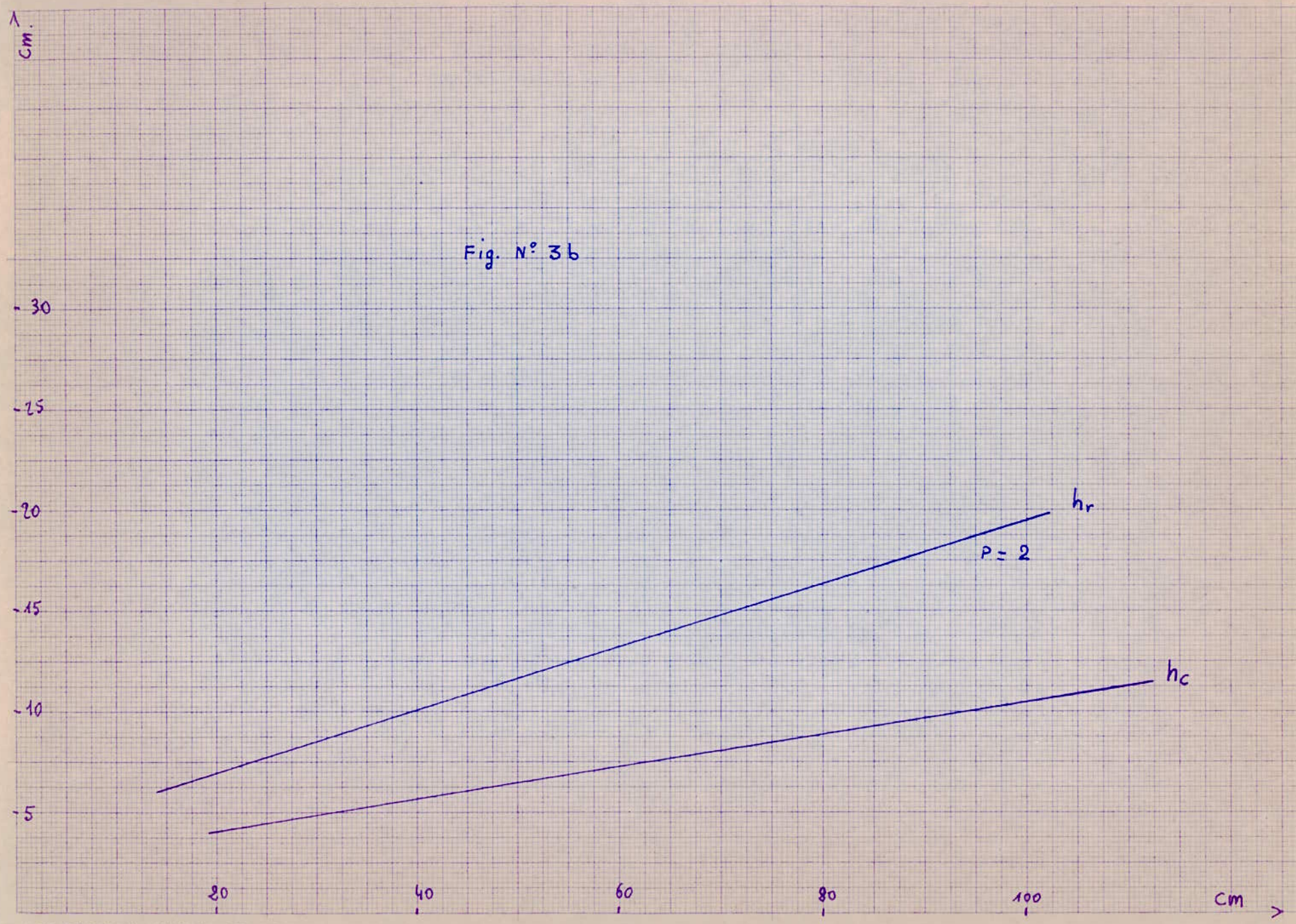
$$h_{culr} = \frac{0,0175}{2 \times 1,6 \times 0,146 \times 0,95}$$

Après le calcul de la hauteur du pôle et de la culasse ,on peut déterminer le diamètre intérieur D_i

$$D_i = D - 2 \delta - 2h_p - 2h_{pp} - 2h_{culr}$$

$$= 27,15 - 2 \times 0,10 - 2 \times 5,32 - 2 \times 3,9 - 2 \times 1,60$$

$$D_i = 5 \text{ cm}$$



Cependant, il est possible de modifier la géométrie de la culasse du rotor. Cette modification (voir figure N° 5) permet une bonne fixation et calage de la bobine d'excitation. Les dimensions de la culasse seraient augmentées, mais sa hauteur sera fixe. Le diamètre intérieur devient alors

$$D_i = 7 \text{ cm}$$

1.3.6. Longueur de la culasse stator et rotor :

l_{culs} : longueur de la culasse du stator, elle dépend du diamètre extérieur de la machine.

$$l_{\text{culs}} = \frac{\pi \times D_c}{2p} = 3,14 \frac{30,39}{4}$$

$$l_{\text{culs}} = 30,30 \text{ cm}$$

l_{culr} : longueur de la culasse du rotor

$$l_{\text{culr}} = \frac{\pi \times (D - 2h_r - 2)}{2p}$$

$$= \frac{3,14 (27,15 - 2 \times 7 - 2 \times 0,10)}{4}$$

$$l_{\text{culr}} = 10,04 \text{ cm}$$

1.4. CARACTERISTIQUE DE MARCHE A VIDE

La caractéristique de marche à vide est la variation du flux utile en fonction de la solénoïde, $\phi = f(\theta)$, avec un courant d'induit nul.

Pour tracer cette caractéristique, on détermine le nombre d'ampères-tours nécessaires à la production du flux utile ou flux inducteur.

L'opération consiste à calculer la chute de potentiel magnétique dans chaque partie du circuit en fonction d'une valeur déterminée du flux. La répétition de ce procédé pour différentes valeurs du flux conduira à la caractéristique magnétique partielle $\phi_p = f(\theta)$ pour chaque partie.

L'application de la loi du circuit magnétique le long d'une ligne fermée, nous permet d'avoir la chute de potentiel magnétique totale. Celle-ci sera donnée pour chaque valeur du flux :

1.4.1 Loi de la circulation du champ magnétique

Énoncé : la circulation du champ magnétique H (ou chute de potentiel magnétique) le long d'une ligne fermée est égale au volume de courant (ou force magnétomotrice) couplé avec cette ligne

$$\sum H_i \cdot l_i = \sum F_i = \theta$$

Dans notre cas : $\sum F_i = 2F_\delta + 2F_d + 2F_{culs} + F_{culr} + 2F_r$

$F_\delta = H_\delta \cdot \delta'$ F_δ : force magnétomotrice de l'entrefer

$F_d = H_d \cdot h_d$ F_d : force magnétomotrice des dents

$F_{culs} = H_{culs} \cdot l_{culs}$ F_{culs} : f.m.m de la culasse du stator

$F_{culr} = H_{culr} \cdot l_{culr}$ F_{culr} : f.m.m de la culasse du rotor

$F_r = H_p (h_p + h_{pp})$ F_r : f.m.m du rotor

1.4.2 Calcul du flux

Le flux directement lié à la fem de la machine sera donné par la relation suivante :

$$\phi = \frac{U_0}{4,44 \cdot f \cdot W \cdot K_w}$$

Les valeurs du flux seront données dans le tableau N° 4.

La liaison directe entre le flux et la fem fait que la caractéristique

$\phi = f(\theta)$ donne également la courbe $E = f(\theta)$ ou ce qui revient au même, la courbe $E = f(I_{exc})$

A partir de ϕ on peut calculer la f.m.m de l'entrefer, de la dent et de la culasse.

Pour pouvoir déterminer la f.m.m du pôle et de la culasse du rotor, il va falloir tenir compte du flux de fuite.

Bonc la valeur du flux à utiliser sera celle du flux total

$$\phi_t = \phi + \phi_\sigma$$

ϕ_σ pour les machines synchrones est donné par :

$$\phi_\sigma = (1,15 \text{ à } 1,2) \phi$$

D'où $\phi_t = 1,15 \phi$.

1.4.3. Chute de potentiel magnétique dans l'entrefer

La méthode de calcul de la f.m.m se fera en suivant les opérations suivantes .

- Calcul de l'induction dans l'entrefer : B

$$B_{\delta} = \frac{\bar{\Phi}}{\alpha_i \cdot \tau \cdot l_i}$$

- Calcul du champ dans l'entrefer : H

$$H_{\delta} = \frac{B_{\delta}}{\mu_0}$$

$H_{\delta} : A / m$

$\mu_0 = 4 \cdot \pi \cdot 10^{-7}$

- F.m.m de l'entrefer

$$F_{\delta} = H_{\delta} \cdot \delta'$$

F_{δ} : f.m.m de l'entrefer ou chute de potentiel magnétique dans l'entrefer

δ' : entrefer équivalent

$$\delta' = K_c \cdot \delta$$

K_c : facteur de Carter

Ce facteur tient compte de la différence de perméance des tubes d'induction dans l'entrefer . Elle est plus grande en regard des dents qu'en regard des encoches . Le calcul de K_c tient compte de l'ouverture de l'encoche .

$$K_c = \frac{t}{t - \delta \cdot \delta}$$

$$= \left(\frac{b_0}{\delta} \right)^2 \times \frac{1}{5 - \frac{b_0}{\delta}} = \frac{(2,04)^2}{1,0^2} \times \frac{1}{5 - \frac{2,04}{1,0}}$$

$\delta = 0,73$

$$K_c = \frac{1,10}{1,10 - 0,73 \times 0,10} = 1,12$$

$$\delta' = 1,12 \times 1,0 = 2,02 \text{ mm}$$

Les valeurs de B_g ; H_g ; F_g sont données par le tableau N°

Dans la suite des calculs ; pour F_{culs} ; F_{culr} ; F_d ; F_r , nous ne donnerons que les formules , leurs valeurs étant portées dans le tableau N° 4

1.4.4 Chute de potentiel magnétique dans les dents

$$B_d = \frac{t}{b_d \cdot K_{Fer}} B_g$$

A partir de la caractéristique magnétique des toles

$B = f (h)$. On tire la valeur du champ H_d correspondant à la valeur de l'induction trouvée .

$$F_d = H_d \cdot h_d$$

1.4.5 Chute de potentiel magnétique dans la culasse du stator

$$B_{culs} = \frac{\Phi}{2 h_{culs} \cdot l_i \cdot K_{Fer}}$$

A partir de la caractéristique magnétique des toles statistiques ! On tire H_{culs} correspondant .

$$F_{culs} = H_{culs} \cdot h_{culs}$$

1.4.6 Chute de potentiel magnétique dans la culasse du rotor

$$B_{culr} = \frac{\Phi_t}{2 h_{culr} \cdot l_p \cdot K_{Fer}}$$

A partir de la caractéristique magnétique des toles du rotor $B = f (H)$, on déduit H_{culr} .

$$F_{culr} = H_{culr} \cdot h_{culr}$$

1.4.7 Chute de potentiel magnétique dans les poles

$$B_p = \frac{\Phi}{b_r \cdot l_p \cdot K_{Fer}}$$

H_p sera déduit de la caractéristique magnétique des toles du rotor

La chute de potentiel magnétique dans le pôle

$$F_r = H_p (h_p + h_{pp})$$

1.4.0 Construction de la caractéristique magnétique en marche à vide

Elle se détermine à partir de la caractéristique magnétique partielle du stator F_i et celle du rotor F_I :

En se référant à la figure N° 6, la construction de F_i et F_I se fera de la façon suivante :

Soit OA le flux considéré ; la f.m.m partielle du stator lui correspondant sera OA = DC .

$$F_i = 2 F_\delta + 2 F_d + F_{culs}$$

Ace flux considéré , on ajoute le flux de fuite, AD = ED , correspondant

Au flux OE, il correspond la f.m.m partielle du rotor F_I .

La f.m.m totale que doit couvrir l'excitation quand la machine est à vide , sera :

$$F_i + F_I \text{ équivalent à } DG = DC + EF$$

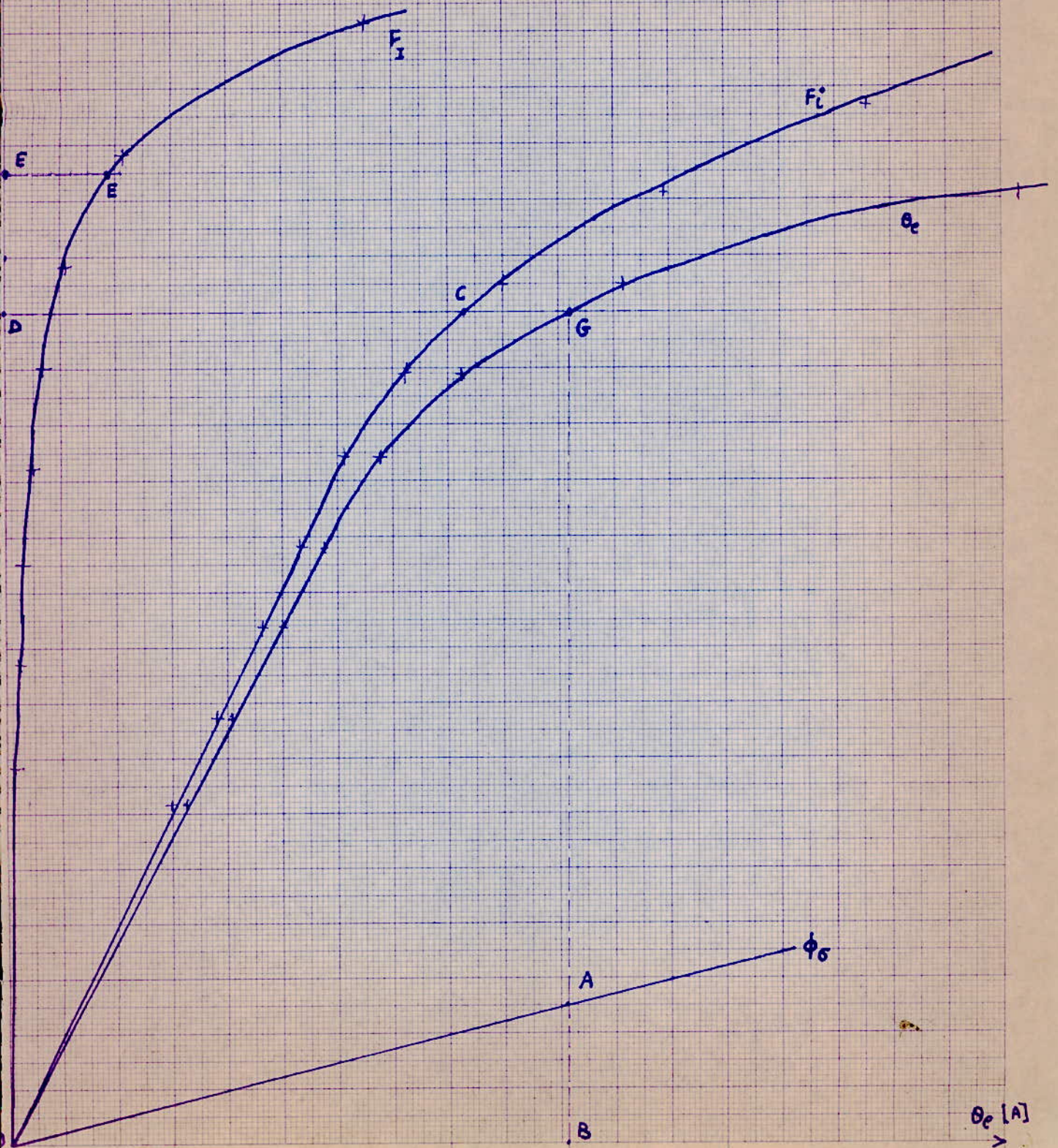
Ainsi le point G sera un point de la caractéristique à vide .

L'opération répétée plusieurs fois permettra la représentation complète de la caractéristique à vide .

ϕ [wb]

Caracteristique à vide

Fig. N° 6



1.5 REACTANCES DE FUITES ET REACTANCES UTILES

Les reactances de fuite sont dues au champ magnétique de fuite dans les différentes parties de la machine :

Ce champ de fuite est composé principalement par :

- Le champ de fuite propre aux encoches
- Le champ de fuite des parties frontales .
- Le champ de fuite différentiel dû aux harmoniques supérieures du champ util .
- Le champ de fuite dent à dents

A chaque composante du champ de fuite correspond une reactance de fuite :

λ_c : coefficient de fuite dû au champ de fuite propre à l'encoche

λ_f : coefficient de fuite frontales

$\lambda_{d\delta}$: coefficient de fuites différentielles

λ_d : coefficient de fuite dent à dent

Les dimensions pratiques de l'encoche étant donnée par la fig. N° Dans ce cas :

$$\lambda_c = \frac{1}{4} \left(\frac{2}{3} \times \frac{h_s}{b_{c2} + b_o} + \frac{h_2}{b_c} + K_c^! \frac{h_{s2}}{b_c + b_{c1}} + K_a \left(\frac{h_3}{b_{c1}} + \frac{2 h_4}{b_{c1} + b_o} + \frac{h_5}{b_o} \right) \right)$$

avec $K_c^! = 3 \frac{y}{z} + 1,67$

$K_c^! = 4,22$

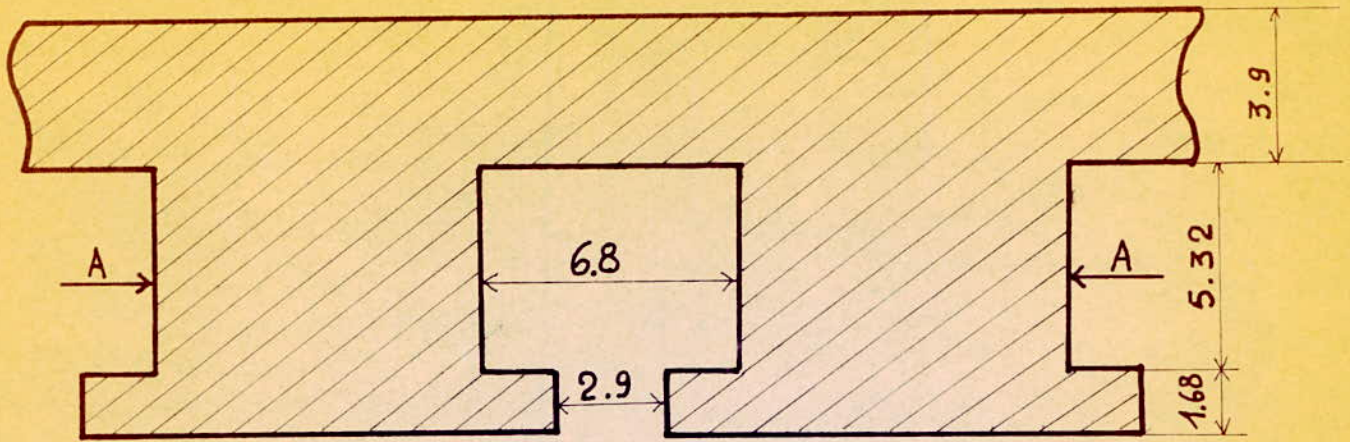
$K_a = 3 \frac{y}{z} + 1$

$K_a = 3,5$

Par la suite le coefficient λ_c aura pour valeur

$$\lambda_c = \frac{1}{4} \left[\frac{2 \times 4,9}{0,5 + 9,5} + \frac{0,5}{0,5} + 4,22 \frac{5,2}{7,3 + 0,5} + 3,5 \left(\frac{1,3}{7,3} + 2 \frac{2,5}{0,5 + 2,04} + \frac{1}{2,04} \right) \right]$$

Schema développé du rotor



coupe AA

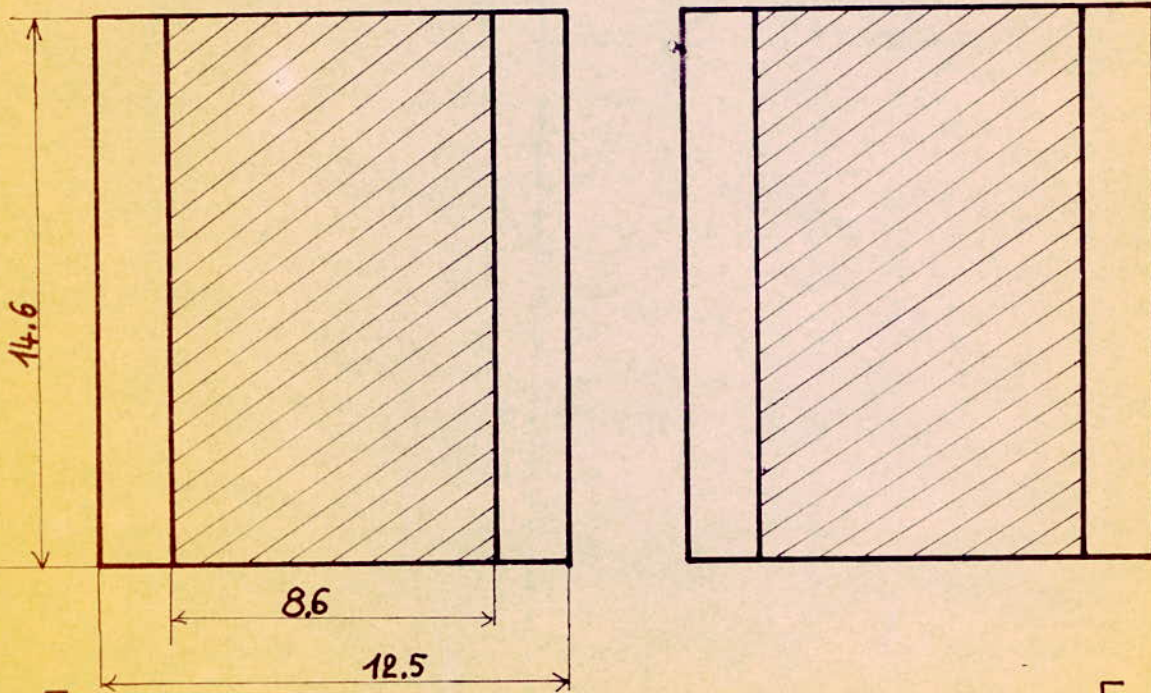


Fig. N° 8

Echelle 1/2

$$\lambda_c = 1,27$$

λ_f : coefficient de fuites frontales . Le calcul de ce coefficient ne peut s'effectuer qu'approximativement . Un calcul exacte serait impossible , car le parcours des lignes de dispersions autour des têtes de bobines se presente sous forme de courbe compliquees .

Pour un enroulement à deux couches :

$$\lambda_f = 0,34 \frac{q}{l_i} \left(l_f - 0,64 \frac{y}{z} \right)$$

q : nombre d'encoches par pole et par phase

l_i : longueur ideale

l_f : longueur frontale

$$\lambda_f = 0,34 \frac{6}{15,07} \left(34,11 - 0,64 \times 10 \times \frac{15}{10} \right)$$

$$\lambda_f = 3,2$$

λ_d : coefficient de fuite , il est dû au champ de fuite différentiel , qui lui même est dû aux harmoniques superieures . Dans l'enroulement statorique des machines synchrones à poles saillants, la dispersion différentielle est negligeeable en raison de la grande epaisseur de l'entrefer .

Le coefficient $\lambda_{d\delta}$ est donné par :

$$\lambda_{d\delta} = \frac{m}{\pi^2} \times \frac{z}{K_s \cdot \delta'} \times \sum \left(\frac{K_\delta}{\delta} \right)^2$$

$m = 3$: nombre de phases

$\delta' = K_c \cdot \delta = 0,202 \text{ cm}$: Entrerfer équivalent

$K_s = 1,09$: Coefficient de saturation

K_δ : Coefficient d'enroulement de l'harmonique de l'ordre

$\sum \left(\frac{K_\delta}{\delta} \right)^2 = 0,0025$: Il est donné en fonction du raccourcissement et du nombre d'encoches par pole et par phase .

$$\text{d'où } \lambda_{d\delta} = \frac{3}{\pi^2} \times \frac{21,32}{1,09 \times 0,202} \times 0,0025$$

$$\lambda_{d\delta} = 0,074$$

λ_d : Coefficient de fuite du flux de dispersion des têtes de dents.
 Pour les machines synchrones, ce flux de dispersion est calculé en ne tenant compte que des lignes d'induction qui se développent dans l'air,

Le coefficient λ_d est donné par la relation :

$$\lambda_d = \frac{5 \frac{\delta'}{b_o}}{5 + 4 \frac{\delta'}{b_o}}$$

$$\lambda_d = 0,29$$

La réactance de fuite sera alors

$$X_{\sigma} = 1,50 f \frac{\omega^2}{q \cdot p} l_i (\lambda_c + \lambda_{d\delta} + \lambda_d + \lambda_f) 10^{-5}$$

$$X_{\sigma} = 1,50 \times 50 \frac{72^2}{6 \times 2} 15,07 (1,27 + 0,074 + 0,29 + 3,2) 10^{-5}$$

$$X_{\sigma} = 0,24 \Omega$$

Réactance utile

C'est la réactance globale de la machine synchrone diminuée de la réactance de fuite.

Elle est définie comme suit :

$$X_u = 2\pi \cdot f \cdot \frac{m}{2} \cdot \frac{4}{\pi} \cdot \alpha_i \cdot \frac{N_o}{2\delta'} \cdot \frac{(W \cdot K_w)^2}{p} \cdot Z \cdot l_i$$

δ' ; Z ; l_i ; exprimés en mètres et f en hz

$\mu_o = 4\pi \cdot 10^{-7}$ permeabilité magnétique du vide

$$X_u = 2 \times 50 \times \frac{3}{2} \times \frac{4}{\pi} \times \frac{2}{\pi} \times \frac{4 \cdot 10^{-7}}{2 \cdot 0,202 \cdot 10^{-3}} \times \frac{(72 \cdot 0,929)^2}{2}$$

$$\times 21,32 \times 15,07 \times 10^{-4} = 0,54$$

$$X_u = 0,54 \Omega$$

Réactance longitudinale et transversale:

Pour la machine synchrone, le champ magnétique de réaction est décomposé en deux, à savoir ; le champ magnétique de

réaction longitudinal et transversal.

Ainsi pour cette machine ,la réaction d'induit va être caractérisée par deux réactances : réactance longitudinale et réactance transversale .

$$X_{ad} = K_d \cdot X_u$$

$$X_{aq} = K_q \cdot X_u$$

K_d : Coefficient de forme

K_q : Coefficient de forme

Par action de la f.m.m longitudinale et transversale ,on obtiendra une répartition du champ magnétique au long de la périphérie statorique suivant les figures (a) et (b)

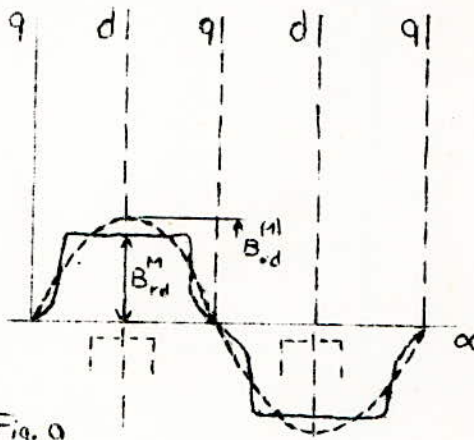


Fig. a

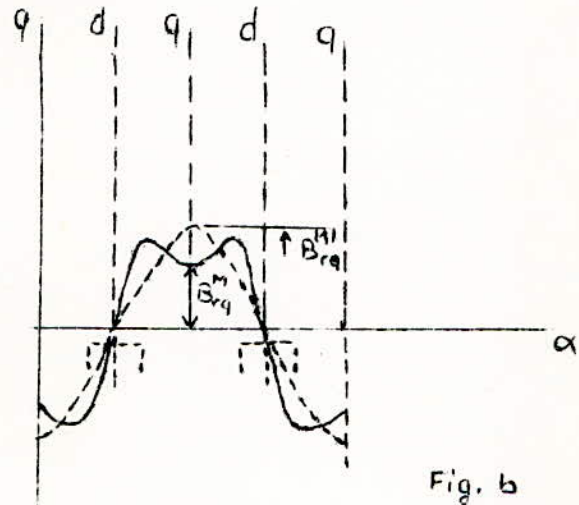


Fig. b

B_{rd}^M et B_{rq}^M ; respectivement champ magnétique maximal de réaction suivant l'axe longitudinal et transversal .

$$K_d = \frac{B_{rd}^1}{B_{rd}^M} \quad K_q = \frac{B_{rq}^1}{B_{rq}^M}$$

Dans le cas des machines synchrones à poles lisses, l'entrefer étant uniforme ($\delta_{min} = \delta_{max} = \delta$) $K_d = K_q = 1$

Pour le cas d'une machine à poles saillants ,l'entrefer n'est pas uniforme .

$$\delta_{min} \neq \delta_{max}$$

$$K_d = \frac{1}{\pi} (\alpha_i \cdot \pi + \sin \alpha_i \cdot \pi)$$

$$K_d = 0,926$$

$$K_q = \frac{1}{\pi} \left(\frac{2}{3} \cos \alpha_i \frac{\pi}{2} - \sin \alpha_i \frac{\pi}{2} + \alpha_i \right) \quad K_q = 0,404$$

Il en résulte :

$$X_{ad} = 0,926 \times 0,54 = 7,9 \ \Omega$$

$$X_{aq} = 1,404 \times 0,54 = 4,1 \ \Omega$$

Les réactances longitudinale et transversale seront

$$X_d = X_{ad} + X_\sigma = 8,14 \ \Omega$$

$$X_q = X_{aq} + X_\sigma = 4,34 \ \Omega$$

Les valeurs rapportées de X_d et X_q seront :

$$x_d = X_d \frac{I_{fn}}{U_n} = 0,14 \frac{41,66}{220}$$

$$x_d = 1,54$$

$$x_q = X_q \frac{I_{fn}}{U_n} = 4,34 \frac{41,66}{220}$$

$$x_q = 8,02$$

1. 6 CALCUL DE L'ENROULEMENT D'EXCITATION

L'enroulement d'excitation sera étudié graphiquement à partir du diagramme de Blondel pour le régime nominal.

le régime nominal est caractérisé par :

- U_{fn} tension nominale

- I_{fn} courant nominal

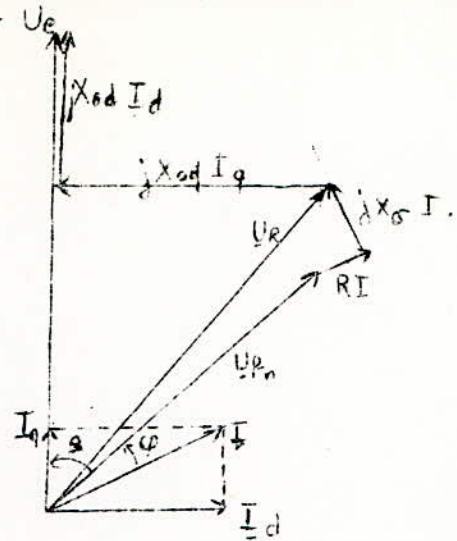
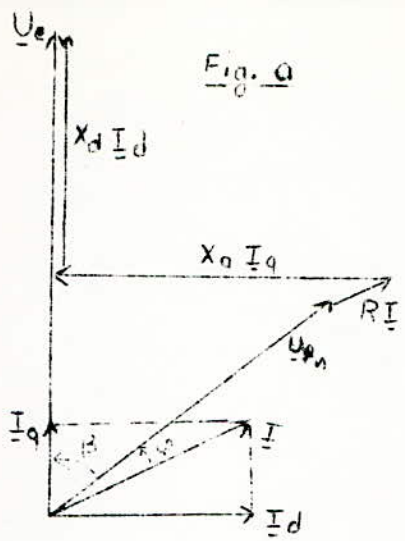
- $\cos \varphi_n = 0,8$

D'après le diagramme, on peut déterminer :

$$I_d = I \sin(\beta + \varphi)$$

$$I_q = I \cos(\beta + \varphi)$$

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{\cos \varphi - RI \sin \varphi}{U_{fn} + RI \cos \varphi + X_q I \sin \varphi} = 0,42$$



Il en résulte :

$$I_d = 35,92 \text{ A}$$

$$I_q = 21,10 \text{ A}$$

$$U_e = X_d \cdot I_d + U_{fn} \cos \beta + R \cdot I \cos (\varphi + \beta)$$

$$= 0,14 \times 35,92 + 220 \times 0,92 + 0,22 \times 41,66 \times 0,51$$

$$U_e = 500 \text{ V}$$

Le diagramme de Blondel peut aussi être représenté suivant la figure 6.b

X_{ad} et X_a étant connus, la tension de réaction d'induit U_r est donnée par :

$$\underline{U}_r = \underline{U}_{fn} + R \underline{I}_n + j X_{\sigma} \cdot \underline{I}_n$$

La f.m.m d'excitation (ou les ampères-tours d'excitation) du régime nominal doit être calculé en tenant compte de la réaction d'induit .Le courant dans l'enroulement statorique d'induit d'une machine synchrone crée une F.M.M dont l'onde fondamentale dite F;M.M de réaction d'induit tourne en synchronisme avec le rotor .Cette F.M.M de réaction d'induit agit sur la F.M.M engendrée par l'enroulement d'excitation et peut renforcer ou affaiblir le champ d'excitation de la machine ,elle peut aussi le déformer .

Dans les machines synchrones à poles saillants ,cette fmm de réaction est décomposée en fmm longitudinale et transversale,l'une ayant son amplitude sur l'axe polaire et l'autre sur l'axe interpolaire .Les inductions qu'elles produisent n'étant pas sinusoïdales en raison de la reluctance de l'interval polaire ,les deux fmm n'y ont qu'un effet négligeable .

La F.M.M de réaction d'induit est donnée par la relation

$$E_i = \frac{m}{2} \times \frac{4}{\pi} \times \frac{W K_W}{p} I_n \sqrt{2}$$

$$E_i = 3762 \text{ V}$$

pour cela, nous devons chercher le coefficient de réaction longitudinal K_{ad} :

$$K_{ad} = \frac{K_d}{K_f}$$

K_d est déjà défini

K_f : Coefficient de forme du champ d'excitation

Il est défini par le rapport de l'amplitude de l'onde fondamentale de l'induction du champ d'excitation B_{ex1} à la valeur maximale de l'induction de ce champ B_{ex}^M

$$K_f = \frac{4}{\pi} \sin \alpha_i \frac{\pi}{2}$$

$$K_f = 1,07$$

K_{ad} : Coefficient de réduction de la fmm de la réaction d'induit suivant l'axe longitudinal à la fmm de l'enroulement d'excitation .

$$K_{ad} = \frac{0,926}{1,07} = 0,864$$

La construction du point correspondant à l'excitation nominale se fait comme indiqué dans la figure N° 7

On représente à l'échelle les caractéristiques magnétiques partielles du stator et du rotor et le flux de fuite . On représente à côté le diagramme de Blondel faisant ainsi I_d dans le prolongement de l'axe des fmm

$OD' = OC$ projection de B sur U_e (axe vertical)

$OD = OB$ rabattement sur U_e

$OE = OA$ rabattement de U_{fn} sur la verticale

$PQ = RD$ flux de fuite

$RS = ES D''$

OD' : droite passant par le point de la courbe correspondant à la projection de la tension de réaction sur l'axe vertical .

Fig. № 7

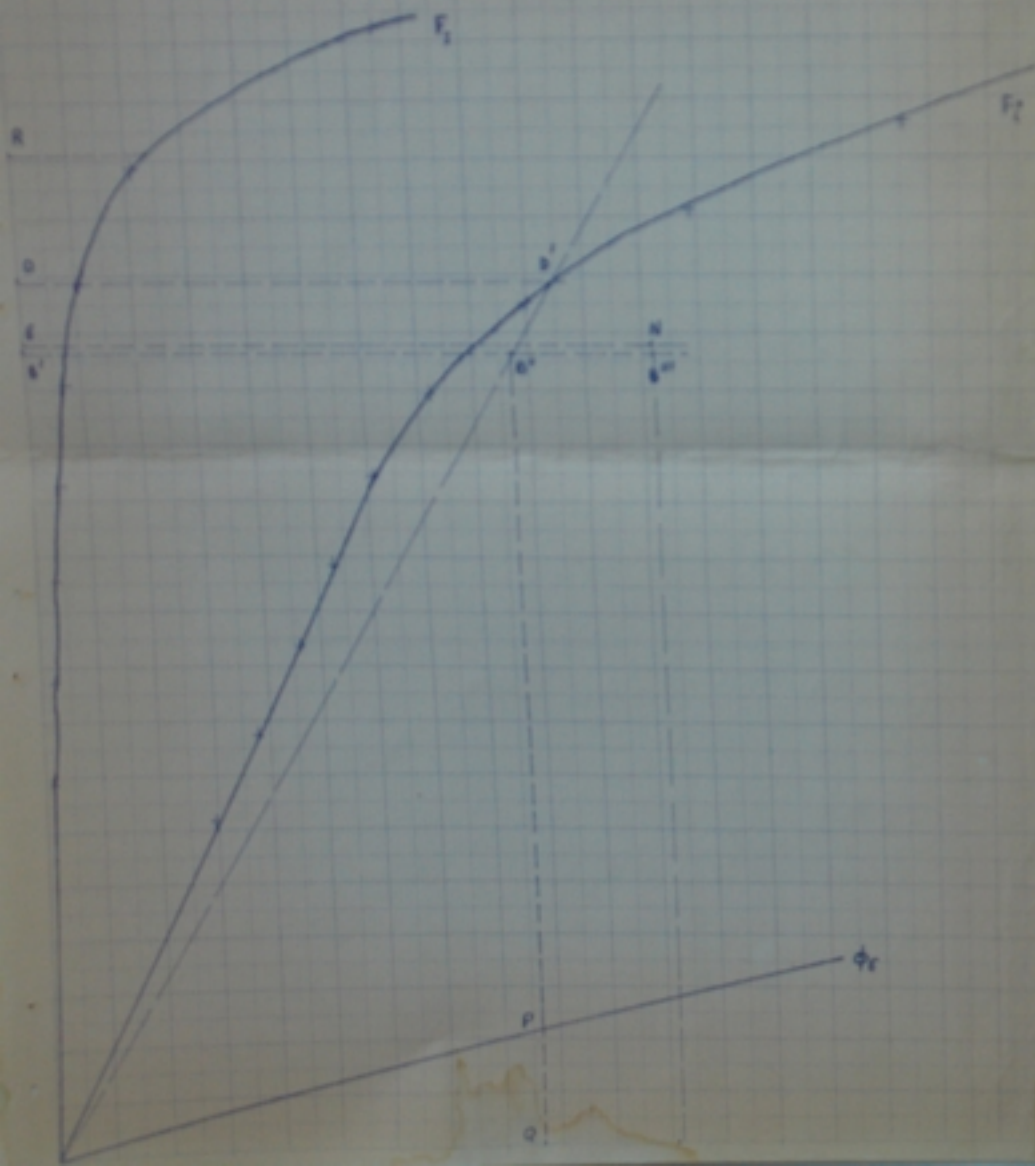
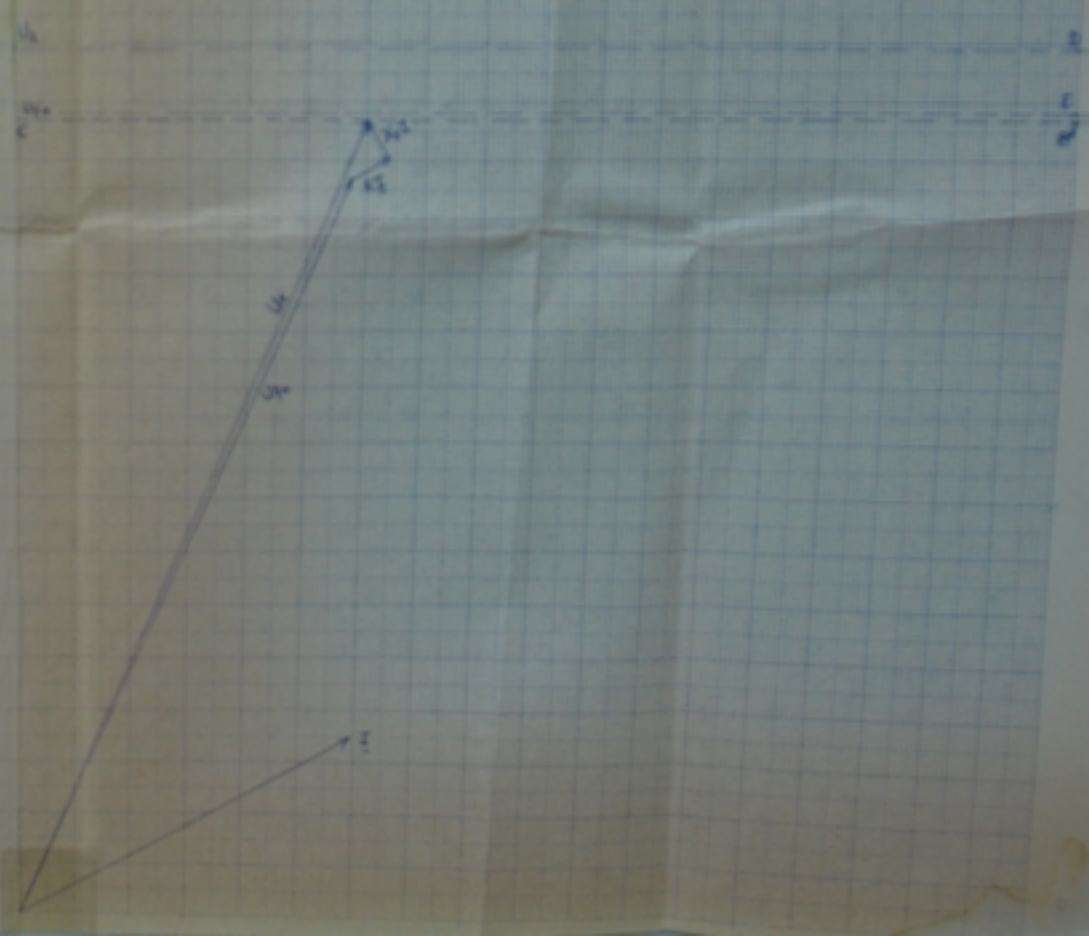


Fig. № 7



EN : Fmm d'excitation par paire de pôles au point de fonctionnement.

Cette fmm doit être assurée par le courant traversant l'enroulement d'excitation.

$$\frac{\Theta}{p} = 2 W I_{ex}$$

(le chiffre 2 signifie que la courbe du champ magnétique traverse deux fois l'enroulement d'excitation sur un pôle et sur un autre .)

Le calcul du nombre de spires se fait à partir du courant établi par la tension d'excitation.

$$I_{ex} = \frac{U_{ex}}{R_{ex}}$$

U_{ex} : tension d'excitation.

R_{ex} : résistance de l'enroulement d'excitation

Le fait que la résistance de l'enroulement d'excitation ne peut être connue qu'après le dimensionnement de l'enroulement, indique la nécessité d'un calcul itératif pour l'excitation.

La valeur approximative de la section du conducteur peut être donnée par la relation :

$$S_{ex} = K_s \frac{\rho \times l_{mex} \times p \times \Theta_e}{U_{ex}}$$

ρ	en	$\frac{mm^2}{m}$
l_{mex}	en	m
Θ_e	en	A
U_{ex}	en	V

K_s : coefficient de sécurité qui doit tenir compte de la possibilité de forcer l'excitation lors d'un régime difficile.

$$K_s = 1,1$$

l_{mex} : longueur moyenne de la spire de l'enroulement d'excitation.

$$l_{mex} = 2 (b_p + l_p) + l'$$

$$= 2 (0,6 + 14,6) + 10 = 56cm$$

l' : longueur comprise entre 10 et 25 cm, car à ce niveau, on ne connaît pas les vraies dimensions de l'enroulement d'excitation

θ_e : fmm d'excitation , valeur obtenue sur le diagramme.

U_{ex} : tension d'excitation . Pour le syetème d'auto excitation , cette tension doit etre comprise entre 100 et 150 voltes.Sachant que la tension aux bornes de l'alternateur (entre phases) est de 300 V, on utilisera un transformateur qui pourra abaisser cette tension jusqu'à une valeur comprise entre 100et 150 voltes .

A ce niveau du calcul de la section ,on choisit une tension d'excitation $U_{ex} = 100$ V .CETTE valeur de la tension n'est pas fixe , elle sera recalculée par la suite .

$$S_{ex} = 1,1 \frac{0,021 \times 0,56 \times 2 \times 3733}{100} = 0,966 \text{ mm}^2$$

La valeur arrondie de la section ,donnée par le tableau des normes est ;

$$S_{ex} = 0,900 \text{ mm}^2$$

$$d_{ex} = 1,12 \text{ mm}$$

Comme la valeur de la section du conducteur est inférieur à 2 mm^2 , on utilisera des conducteurs circulaires .

Le courant qui traversera l'enroulement d'excitation peut etre déterminé en fixant la densité de courant j_{ex} .

D'une manière générale , j_{ex} est compris entre 2,5 et 4 A/mm^2 .

Vu que la machine a une vitesse de rotation relativement élevée , on peut prendre des valeurs encore plus grandes. Celles circonviendrait mieux puisque la machine est bien ventilée .

Dans notre cas :

$$j_{ex} = 5,9 \text{ A / mm}^2$$

Le courant d'excitation sera donc :

$$I_{ex} = S_{exar} \cdot j_{ex} = 0,900 \times 5,9 = 5,03 \text{ A}$$

Le nombre de spires est donné par :

$$W_{ex} = \frac{\theta}{2 I_{ex} \cdot p} = \frac{3733}{2 \times 5,03}$$

$$W_{ex} = 320 \text{ spires}$$

Les spires doivent être disposées sur le pôle dans l'espace disponible entre deux pôles. Vu les auxquels sont soumis les conducteurs lors du mouvement en rotation du rotor, il faut adapter une disposition comme dans la figure N° 5

Les valeurs exactes s'obtiennent graphiquement en rangeant les spires sur le pôle. Une fois la disposition des conducteurs faite, la valeur de la longueur moyenne de la spire de l'enroulement d'excitation sera :

$$l_{mex} = 52 \text{ cm}$$

De même la résistance de l'enroulement d'excitation sera :

$$R_{ex} = \rho \frac{l_{mexrec} \cdot W_{ex} \cdot 2p}{S_{cex}} \quad \left\{ \begin{array}{l} \rho : \text{mm}^2 / \text{m} \\ l_{mexrec} : \text{m} \end{array} \right.$$

$$= 0,021 \frac{0,52 \times 320 \times 2 \times 2}{0,900}$$

$$R_{ex} = 14,15$$

La tension nécessaire aux bornes de l'enroulement d'excitation sera

$$U_{ex} = R_{ex} \cdot I_{ex} + 2 U_{bal}$$

U_{bal} : chute de tension dans les balais

$$U_{bal} = 1,5 \text{ V}$$

Il en résulte :

$$U_{ex} = 05 \text{ V}$$

Cette tension d'excitation doit être disponible aux bornes du bloc redresseur en charge.

1.7 CALCUL DES PARAMETRES DE LA MACHINE

Les reactances ,resistances et constantes de temps de la machine synchrone constituent les elements essentiels qui permettent d'etudier les differents regimes de fonctionnement de cette machine.

fonctionnement en regime permanent ou fonctionnement avec intervention de phenomenes accidentels tel que court-circuit brusque aux bornes de l'induite ou coupure de l'excitation

Certains parametres comme les resistances et les reactances , ont ete calcules dans les paragraphes precedents

Ici on determinera ceux qui n'ont pas ete determine auparavant

1.7.1 Reactance de fuite du rotor $X_{\sigma_{ex}}$

Elle tient compte de la permeance suivant la longueur de la machine et suivant la face des poles .

En utilisant les valeurs trouvees dans la configuration developpee de la machine (figure 8)

on a :

$$\begin{aligned} \phi_{\sigma} = & 2 \mu_0 \left(1_p \frac{h_p}{2a_m} + \frac{h_p}{\pi} \ln \left(1 + \frac{b_m \cdot \pi}{2a_m} \right) \right) \\ & + 1_p \frac{h_p}{a_{pp}} + \frac{2}{\pi} h_{pp} \ln \left(1 + \frac{b_p \cdot \pi}{a_{pp}} \right) \\ = & 2.4 \cdot 10^{-7} \cdot 3733 \left(0,146 \frac{5,32}{2,6,8} + \frac{0,053}{\pi} \ln \left(1 + \frac{9,96}{2,6,8} \right) \right) \\ & + 0,146 \frac{1,68}{2,9} + \frac{2}{\pi} 0,0168 \ln \left(1 + \frac{8,60}{2,9} \right) \\ = & 0,0018 \text{ Wb.} \end{aligned}$$

$$X_{\sigma_{ex}} = \left[\left(\frac{4}{\pi} \cdot K_{ad} \left(1 + \frac{\phi_{\sigma}}{K_f \cdot \phi} \right) - 1 \right) \right] X_{ad}$$

$$X_{\sigma_{ex}} = \left[\frac{4}{\pi} \cdot 0,864 \left(1 + \frac{0,0018}{0,0167} \right) - 1 \right] \cdot 7,908$$

$$X_{\sigma_{ex}} = 1,73 \ \Omega$$

1.7.2 Reactance totale de l'enroulement d'excitation

$$X_{ex} = X_{ad} + X_{\sigma_{ex}}$$

$$X_{ex} = 7,908 + 1,73 = 9,64 \ \Omega$$

1.7.3 Reactance transitoire longitudinale

Elle est définie par la relation

$$X'_d = X_{\sigma} + \frac{1}{\frac{1}{X_{ad}} + \frac{1}{X_{\sigma_{ex}}}}$$

$$X'_d = 0,2425 + 1,42 = 1,66 \ \Omega$$

1.7.4 Reactance subtransitoire longitudinale: X''_d

La reactance subtransitoire est définie par:

$$X''_d = X_{\sigma} + \frac{1}{\frac{1}{X_{ad}} + \frac{1}{X_{\sigma_{ex}}} + \frac{1}{X_{\sigma_a}}}$$

X_{σ} est placé en parallèle avec X_{ad} , $X_{\sigma_{ex}}$, X_{σ_a} dans le schéma équivalent.

Etant donné que la machine n'est pas pourvue d'amortisseurs

$$X_{\sigma_a} = 0$$

$$X''_d = X_{\sigma} = 0,2425 \ \Omega$$

La valeur de X''_d donnée en valeurs relatives sera:

$$x''_d = 0,046$$

1.7.5 Reactance transitoire transversale:

$$X'_q = X_q = 4,32 \ \Omega$$

$$x'_q = 0,818$$

1.7.6 Réactance subtransitoire transversale

$$X''_q = X'_q + \frac{1}{\frac{1}{X_{aq}} + \frac{1}{X_{Gq}}}$$

$$X_{Gq} = 0$$

$$X''_q = X'_q = 0,2425 \text{ } \Omega$$

$$x''_q = 0,046 \text{ valeur relative de } X''_q$$

1.7.7 Constante de temps du circuit inducteur

$$T_{ex} = \frac{p \cdot X_{ex}}{R_{ex}}$$

T_{ex} est la constante de temps du circuit inducteur avec l'enroulement statorique ouvert.

$$T_{ex} = \frac{2 \times 9,64}{314 \times 14,15} = 0,0043 \text{ s}$$

1.7.8 Constante de temps transitoire

$$T'_d = T_{ex} \frac{X'_d}{X_d} = 0,0043 \frac{1,66}{0,15} = 0,0009 \text{ s}$$

1.7.9 Constante de temps subtransitoire

ou constante de temps des amortisseurs

$$T''_d = \frac{X''_d}{R_{am}}$$

L'absence d'amortisseurs impliquera : $T''_d = 0$

52

1.0. CALCUL DES PERTES ET DU RENDEMENT

Dans cette partie, on déterminera toutes les pertes dans la machine synchrone. Elles peuvent être classifiées comme suit:

a) Pertes joules

- Pertes joules dans le stator . P_i

- Pertes joules dans le rotor . P_R

b) Pertes supplémentaires dans le stator ; P_{si}

c) Pertes dans le circuit magnétique . P_{mi}

d) Pertes supplémentaires dans le rotor . P_{smr}

e) Pertes par frottement et par ventilation . P_{fv}

f) Pertes par contact aux balais

a) Pertes joules

Pour l'enroulement de la machine, les pertes joules sont :

$$P = m \cdot R \cdot I_n^2$$

m : nombre de phases

R : résistance d'une phase de l'enroulement donnée en Ω

I_n : courant nominal en A

Cette équation suppose que le courant est uniformément réparti dans la section du conducteur, comme dans le cas du courant continu.

Dans le cas où le courant est alternatif ; P sera un peu plus grand.

On tiendra compte de ce phénomène en multipliant P par un coefficient de majoration donné par le rapport de la résistance en courant alternatif sur la résistance en courant continu.

Cette majoration sera déterminée dans le cadre du calcul des pertes supplémentaires

1.- Pertes joules dans le stator

$$P_i = m \cdot R \cdot I_n^2$$

$$P_i = 3 \times 0,22 \times (41,66)^2 = 1145 \text{ W}$$

2- Pertes joules dans le cuivre du rotor

$$P_r = R_{ex} \cdot I_{ex}^2$$

$$P_r = 14,15 \times (5,83)^2 = 481 \text{ W}$$

b) Pertes supplémentaires dans le cuivre du stator

L'enroulement du stator étant parcouru par un courant alternatif est le siège de pertes joules calculées précédemment et de pertes supplémentaires dues à l'effet pelliculaire. Le calcul de ces pertes se fera à partir de la valeur du coefficient de majoration de la résistance de l'enroulement en courant alternatif.

K_{rm} : coefficient de majoration de la résistance d'un conducteur circulaire quand il est parcouru par un courant alternatif.

$$K_{rm} = 1 + \frac{m^2 - 0,2}{15,25} (\alpha d)^4$$

m : nombre de conducteurs sur la hauteur de l'encoche

n : nombre de conducteurs sur la largeur moyenne de l'encoche

d : hauteur réduite du conducteur

Le calcul de α avec cette relation suppose les encoches rectangulaires. Dans notre cas, les encoches sont trapézoïdales ; et pour pouvoir adapter cette méthode, nous considérerons l'encoche rectangulaire moyenne.

$$\alpha = \sqrt{\frac{n \cdot d \cdot \omega \cdot \mu_0}{b_c \cdot 2 \cdot \rho}}$$

Les dimensions moyennes de l'encoche

$$b_c = 8,4 \text{ mm}$$

$$b = 6,0 \text{ mm}$$

$$h = 10 \text{ mm}$$

$$\alpha = \sqrt{\frac{61,34 \times 314 \times 4\pi \cdot 10^{-7}}{8,4 \times 2 \times 0,021 \times 10^{-6}}}$$

$$\alpha = 94,7 \text{ m}^{-1}$$

$$K_{rm} = 1 + \frac{49 - 0,2}{15,25} (94,7 \times 1,336 \times 10^{-3})^4$$

$$K_{rm} = 1,0000$$

De là, on peut déterminer les pertes supplémentaires du cuivre du stator.

$$P_{si} = (K_{rm} - 1) R \cdot I_n^2 \cdot m$$

$$P_{si} = 0,0000 \times 1145 = 0,9 \text{ W}$$

Les pertes supplémentaires sont pratiquement négligeable du fait que le diamètre du conducteur est très petit.

c) Pertes dans le circuit magnétique

Les pertes dans le circuit magnétique sont de deux types

- Pertes par hysteresis :

Elles représentent l'énergie nécessaire à l'aimantation cyclique et alternative du fer. Elles sont proportionnelles à l'aire du cycle d'hysteresis et au nombre de cycles d'aimantation

$$\text{Soit } P_h = K_{FE} \cdot f \cdot B^{1,6} \quad \text{pour } B < 1 \text{ T}$$

$$P_h = \sigma_h \cdot f \cdot B^2 \quad \text{pour } B > 1 \text{ T}$$

σ_h : représente une constante du matériau.

- Pertes par courants de Foucault

L'aimantation cyclique alternative crée des fem induites dans le fer. Les courants qui en résultent provoquent des pertes ; pertes par courants de Foucault. Pour réduire ces pertes, on divise les parties de fer de la machine en toles minces isolées entre elles.

Ces pertes sont données par :

$$P_W = \sigma_W (e \cdot f \cdot B)^2 \cdot 10^2$$

σ_W : constante du matériau

e : épaisseur de la tôle

B : induction

Afin de simplifier le calcul des pertes de base dans le circuit magnétique, les constructeurs donnent directement les pertes spécifiques par Kg pour les qualités de toles importantes. Ceci est donné en fonction de la valeur de l'induction.

Ainsi, les pertes de base dans le fer seront déterminées à partir du poids du fer.

A ces pertes s'ajoutent les pertes dues à l'usinage et au découpage des toles. On tient compte de celles ci en multipliant les pertes fer de base par un coefficient de majoration K_m

- Pertes dans le circuit magnétique

1-) Dans les dents

$$P_{md} = K_m \cdot P_{od} \cdot G_d$$

K_m : coefficient de majoration compris entre 1,3 et 1,5 pour les dents

P_{od} : pertes spécifiques par Kg de toles

G_d : poids des dents

$$G_d = \gamma_{Fe} \cdot Z_d \cdot l_i \cdot K_{Fe} \cdot S_d \quad \gamma_{Fe} = 7,9 \text{ Kg / dm}^3$$

Z_d : nombre de dents

$$K_{Fe} = 0,93$$

S_d : surface de la dent

$$G_d = 7,9 \cdot 10^3 \times 15,87 \cdot 10^{-2} \times 07,56 \cdot 10^{-6} \times 0,93 \times 72$$

$$G_d = 6,98 \text{ Kg}$$

$$P_{od} = 7,00 \text{ W / Kg}$$

$$K_m = 1,3$$

$$P_{md} = 1,3 \times 6,98 \times 7,00$$

$$P_{md} = 71,5 \text{ W}$$

2-) Dans la culasse

$$P_{mj} = K_m \cdot P_{oj} \cdot G_j$$

K_m : coefficient de majoration compris entre 1,1 et 1,3 pour la culasse statique .

G_j : poids de la culasse

$$G_j = \gamma_{\text{Fer}} \cdot K_{\text{Fer}} \cdot V_{\text{Fer}}$$

$$G_j = 7,9 \cdot 10^3 \times 0,93 \times 0,68 \cdot 10^{-2} = 50,1 \text{ Kg}$$

P_{oj} : pertes spécifiques par kg de toles

$$\text{D'où } P_{mj} = 1,1 \times 4,22 \times 50,1 = 232,4 \text{ W}$$

e) Pertes supplémentaires dans le rotor

Elles sont dues aux variations de l'induction à la surface des épanouissements polaires ; variation dues à l'irrégularité de l'entrefer (encoche - dent) . La fréquence de ces variations est fonction du nombre de dents et de la vitesse de rotation .

Les fem induites par ces variations de l'induction provoquent des courants de foucault dans l'épanouissement polaire.

Les pertes engendrées par ces courants sont données par la relation:

$$P_{\text{smr}} = 2 p \cdot l_p \cdot b_{pp} \cdot P_{os}$$

P_{os} : pertes spécifiques de surface , elles sont données par la relation :

$$P_{os} = K_o \left(\frac{Z \cdot n}{10^4} \right)^{1,5} \times (10 B_o \cdot \sum_d)^2$$

$$B_o = (K_o - 1) B_g$$

$$B_o = (1,12 - 1) 0,76 = 0,09 \text{ T}$$

K_o : facteur tenant compte des opérations d'usinage qui tendent à augmenter les pertes de surface .

Sur la base d'expérience sur les induits , on a obtenu les valeurs suivantes de K_o

$$K_o = 23,3 \text{ pour les pièces polaires massives en acier.}$$

$K_o = 17,5$ pour les pièces massives en fonte .

$K_o = 2$ pour les pièces polaires en toles de 1mm d'epaisseur

Z : nombre de dents du stator

n : vitesse de rotation en t / mn

γ : pas d'encoche en cm

d'où $P_{os} = 2 \left(\frac{75 \times 1500}{10000} \right) 1,5 (10 \times 0,09 \times 1,104)^2$

$P_{os} = 00,6 \text{ W} / \text{m}^2$

D'apres la relation donnant P_{smr}

$P_{smr} = 2 \times 2 \times 0,146 \times 0,135 \times 00,5 = 6,35 \text{ W}$

- e -) Pertes électriques dans les contacts (bagues , balais)

$P_{bal} = U_{bal} \cdot I_{ex}$

I_{ex} : courant d'excitation

U_{bal} : chute de tension dans les balais .

Cette chute de tension dans les balais de leur type et de la pression qu'on exerce sur eux .

Les balais metlographite ou cuivre graphité peuvent supporter une densité de courant allant jusqu'à $10 \text{ A} / \text{cm}^2$ et une pression de $2,0$ à $3,0 \text{ N} / \text{cm}^2$

La vitesse maximale (linéaire) de la bague est de $25 \text{ m} / \text{s}$

Le coefficient de frottement des balais sur les bagues est fonction de la nature de ces derniers .

Dans ce cas nous prendrons

$\mu = 0,25$

U_{bal} est estimé à $1,5 \text{ V}$

$P_{bal} = 1,5 \times 5,03 = 0,75 \text{ W}$

f -) Pertes dans les paliers ou pertes mécaniques

Les pertes de frottement sont données en général par une relation empirique .

$$P_f = K_r \frac{G}{d_r} v \quad [W]$$

G : charge sur le palier du roulement ,il est donné en cm
 d_r : diamètre moyen du roulement (en cm)
 v : vitesse périphérique de l'axe (en m / s)
 K_r : coefficient des roulements à billes

$$K_r = 0,01 \text{ à } 0,02$$

Pour les roulements à aiguilles ,K_r = 0,02 à 0,03

Ace niveau du projet ,les pertes ne peuvent pas être calculées avec exactitude du fait que la construction mécanique n'est pas complètement définie .

Ainsi on ne pourra que faire une estimation globale des pertes mécaniques dans la machine. Elles ne dépassent pas en general 1,5 % de la puissance nominale .

$$P_m = 1,5 \% P_n$$

$$P_m = 1,5 \% \times 0,9 \times 27500 = 330 W$$

1 . 3 . 2 Calcul du rendement

Par definition ,le rendement d'une machine est le rapport de la puissance utile sur la puissance consommée
 - La puissance utile est la puissance fournie par l'alternateur à ses bornes . Dans le cas de cette étude ,la puissance utile de la machine est composée de la puissance nominale destinée à l'alimentation du réseau et de la puissance d'alimentation de l'excitation ;vu le système d'excitation utilisé .

$$P_u = m \cdot U_{fn} \cdot I_{fn} \cdot \cos \varphi$$

La puissance consommée par le générateur est recue sous forme d'énergie mécanique .

Elle est fournie par le moteur à combustion .Cette puissance doit

couvrir la puissance utile de la machine et les pertes .

D'où la puissance consommée sera :

$$P = P_u + \sum P_i$$

Le rendement est donné par la relation :

$$\eta = \frac{P_u}{P_u + P_i}$$

Le tracé de la caractéristique du rendement sera fait à partir de la variation de la charge . On considèrera que seules les pertes joules varient en fonction de la charge , les pertes mécaniques étant constantes .

Ainsi on calculera le rendement pour différents courants de charge . Les différentes valeurs du rendement sont données dans le tableau N°

1 . 9 . DIMENSIONNEMENT DU PONT REDRESSEUR ET ET DU TRANSFORMATEUR

Le système d'excitation comprends :

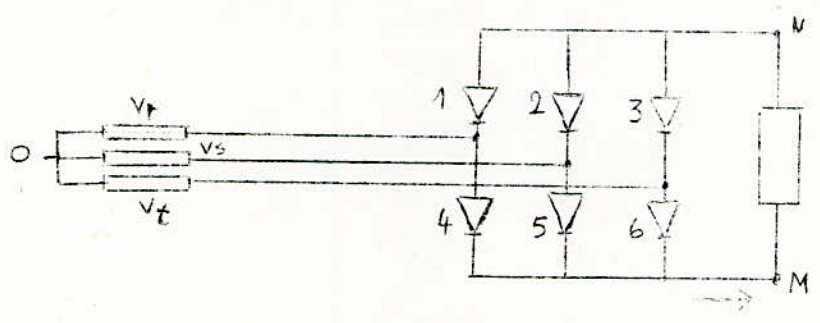
- Un pont redresseur à diodes
- Un transformateur de tension

Dans le système d'excitation choisi , qui est l'auto-excitation , la tension est directement prélevée aux bornes de l'alternateur . Réduite par le transformateur , mise en forme par le pont redresseur , la tension est appliquée aux bornes de l'enroulement d'excitation .

Le dimensionnement du pont redresseur permettra de choisir le type de transformateur convenable au système proposé .

1.9.1 Pont redresseur

Le pont redresseur utilisé est un pont redresseur à six diodes.
(pont de Greatz)



Ce système permet un double redressement de chacune des tensions monophasées alternatives .

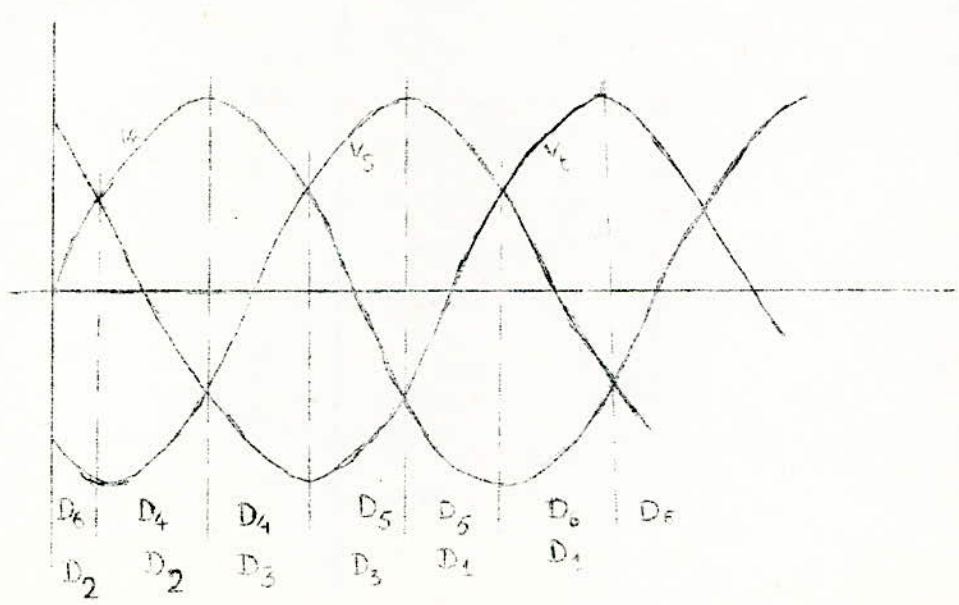
Pour chaque diode ,il se produit un passage direct et instantané de l'état bloqué à l'état conducteur dès que la tension à ses bornes est positive . Le transfert de courant d'une diode à l'autre se fait instantannément .

L'ordre de passage vers l'état de conduction des diodes sera

$$4, 3, 5, 1, 6, 2$$

La durée de conduction de chaque diode sera de 120° .

La tension continue aux bornes de la charge sera représenté par le schema



a) Calcul de la tension moyenne

- Durant l'intervalle $\frac{T}{4} - \frac{T}{6}$ à $\frac{T}{4}$, D_1 et D_2 conduisent

$$U_c = V_r - V_s$$

$$U_c = V_m \sin \omega t - V_m \sin \left(\omega t - \frac{2\pi}{3} \right) = 3 V_m \sin \left(\omega t + \frac{\pi}{6} \right)$$

- De $\frac{T}{4}$ à $\frac{T}{4} + \frac{T}{6}$, D_4 et D_5 conduisent

$$U_c = V_r - V_t$$

$$U_c = V_m \sin \omega t - V_m \sin \left(\omega t - \frac{4\pi}{3} \right) = 3 V_m \sin \left(\omega t - \frac{\pi}{6} \right)$$

- De $\frac{5T}{12}$ à $\frac{7T}{12}$, D_3 et D_6 conduisent.

$$U_c = \sqrt{3} V_m \cos \omega t$$

La valeur de la tension redressée est

$$U_{cr} = \frac{6}{T} \int_{\frac{T}{12}}^{\frac{7T}{12}} 3 V_m \sin \left(\omega t + \frac{\pi}{6} \right)$$

$$U_{cr} = \frac{3\sqrt{3}}{\pi} V_m = 1,65 V_m$$

V_m : valeur maximale de la tension simple

b) Tension inverse

La tension aux bornes de la diode D_4 a pour valeur

$$V_{d4} = V_r - (V_m - V_o)$$

$V_m - V_o$ étant successivement égale à V_r, V_s, V_t au fur et à mesure que D_4, D_5, D_6 , conduisent.

Aux bornes de la diode D_1 , la tension V_{d1} est donnée par:

$$V_{d1} = (V_n - V_o) - V_r$$

Et elle prend successivement les valeurs

$$V_r - V_r; (V_s - V_r); (V_t - V_r).$$

La tension inverse aux bornes des diodes a la meme forme d'onde et la meme valeur de crête que lors du fonctionnement en commutation parallele simple .

$$V_{imax} = \sqrt{3} V_m = U_{cr} \frac{\pi}{3}$$

1.9.2 Dimensionnement des diodes

-tension d'excitation : $U_{ex} = 85 \text{ V}$

- courant nominal d'excitation : $I_{ex} = 5,8 \text{ A}$

- courant maximal d'excitation : $I_{exmax} = 1,5 I_{ex} = 8,7 \text{ A}$

Le fonctionnement nominal correspondra aux données suivantes :

$$U_{cr} = U_{ex} = 85 \text{ V}$$

On a aussi la tension inverse d'apres

$$V_{imax} = U_{cr} \frac{\pi}{3} = 89 \text{ V}$$

Le courant direct dans chaque diode est donné par :

$$I_{dm} = \frac{I_{exmax}}{3} = 2,9 \text{ A}$$

Durant l'interval de d conduction de la diode

Le courant est :

$$I_d = 5,8 \text{ A}$$

Les diodes choisies sont du type : BXY 39. 600 R

Courant moyen : $I_{fav} = 9,5 \text{ A}$

Courant de crête : $I_{frm} = 100 \text{ A}$

Courant de crête non répétitif : $I_{fsm} = 100 \text{ A}$

Tension de crête inverse: $V_{rwm} = 800 \text{ V}$

Resistance thermique: $R_{th} = 4,5 \text{ } ^\circ\text{C} / \text{W}$

1.9.3. Transformateur :

- Calcul de la tension simple maximale (tension par phase max.)

$$V_m = \frac{U_{cr}}{1,65} = \frac{85}{1,65} = 51,5 \text{ V}$$

- Valeur efficace de la tension simple :

$$V_{2ef} = 36,5 \text{ V}$$

- Tension efficace entre phase :

$$U_{2EF} = 63 \text{ Voltes}$$

- Courant nominaleeff. dans l'enroulement secondaire du trasfor-
-mateur

$$I_{2ef} I_{en} \sqrt{\frac{2}{3}} = 4,73 \text{ A}$$

- Courant nominal maximum :

$$I_{en} = \sqrt{2} \times 4,73 = 6,69 \text{ A}$$

- Facteur de puissance secndaire

$$f_s = \frac{\text{puissance active}}{\text{puissance apparente}} =$$

$$= \frac{U_e \cdot I_e}{3 V_{2ef} \cdot I_{2n}} = 666 \frac{493}{3 \times 36,5 \times 6,69} = 0,673$$

- Couplage

Onutilise un couplage étoile - étoile

Il permet là suppression d'harmoniques et la liaison du neutre à la masse

- Tension primaire :

C'ewt la tension aux bornes du générateur synchrone .

$$U_{1n} = 380 \text{ VOLTES}$$

Courant nominal au primaire

$$I_{1n} = \frac{S_n}{3 V_{2n}} = 0,79 \text{ A}$$

Rapport de transformation :

$$k = \frac{V_{2n}}{V_{1n}} = \frac{51,5}{220} = 0,234$$

Remarque :

La protection des diodes est assurée par des fusibles .
 Ceux-ci assurent l'interruption de surintensités brutales ,
 et forment une sécurité contre les chaleurs pouvant entraîner
 la destruction des jonctions de diodes .

Cahier de charge du transformateur :

$$S_1 = 733 \text{ VA}$$

$$m = 3$$

$$U_1 = 380 \text{ V}$$

$$U_2 = 89 \text{ V}$$

Connexion : étoile - étoile

Rapport de transformation : 0,234 .

CARACTERISTIQUE MAGNETIQUE DE LA TOLE DU STATOR

Tableau N° 1

B(T)	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1	1,1	1,2
H(A/cm)	0,965	1,015	1,07	1,142	1,20	1,27	1,355	1,51	1,765
P ₀ (w/Kg)			1,25	1,56	1,89	2,24	2,65	3,12	3,64
	1,3	1,4	1,5	1,6	1,7	1,8	1,9		
	2,5	3,47	6,75	18,3	45,7	95,5	171		
	4,22	4,875	5,55	6,25	7,07	7,88	8,78		

CARACTERISTIQUE MAGNETIQUE DE LA TOLE DU ROTOR

Tableau N° 2

B(T)	0,9	1,0	1,1	1,2	1,3	1,4	1,5	1,6	1,7
H(A/cm)	4,8	5,7	6,9	8,45	10,8	14,9	22,7	40	70,5
P ₀ (w/Kg)	2,24	2,65	3,12	3,64	4,22	4,87	5,55	6,25	7,07

INDUCTION ADMISSIBLE DANS DIFFERENTES PIÈCES DE LA MACHINE

	Alternateur a poles lisses	Alternateur a poles saillants
B_g	0,5 a 0,8 T	0,6 a 0,9 T
$B_{\text{culasse st.}}$	1 a 1,4 T	1 a 1,4 T
$B_{\text{culasse rot.}}$	1 a 1,5 T	1 a 1,35 T
$B_{\text{dent stator}}$	apparente maximale 1,6 a 2 T	—
$B_{\text{dent rotor}}$	larges: 1,4 a 2 T etroites: 1,8-2,2 T	—
B_{pole}	—	1,2 a 1,45 T

TABLEAU N° 3

DIMENSIONS DU BOUT D'ARBRE

D mm	16	18	19	22	26	28	32	38	42	48	55
E mm	40	40	40	50	50	60	80	80	110	110	110
C Nm	4,5	7,1	9	14	18	31,5	50	70	125	200	355

TABLEAU N° 3A

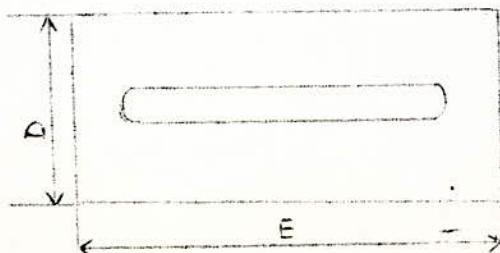


TABLEAU N° 6

U e	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0	1,1	1,2
	0,0062	0,0078	0,0094	0,0109	0,0125	0,0140	0,0156	0,0172	0,0187
B	0,304	0,382	0,460	0,534	0,612	0,686	0,763	0,843	0,913
H	242,10	304,10	366,10	425,10	487,10	546,10	608,10	617,10	729,10
F	488,84	614,10	739,32	858,50	983,74	1102,92	1228,16	1355,42	1472,58
B _d	0,744	0,935	1,126	1,307	1,498	1,680	1,870	2,064	2,235
H	118	130	145	230	640	4022	14911	34156	51940
F _d	1,88	2,08	2,32	3,68	10,24	64,35	238,58	546,50	831,04
B _{culs}	0,533	0,671	0,808	0,937	1,075	1,204	1,342	1,479	1,6
H _{culs}	102	110	120	130	140	176	260	550	1830
F _{culs}	30,98	33,42	36,46	39,49	42,53	53,47	78,99	167,09	555,95
Fi	1012,48	1265,74	1519,74	1763,85	2030,49	2388,01	3012,47	3970,93	5163,20
B _{culr}	0,638	0,813	0,980	1,137	1,303	1,470	1,615	1,842	2,06
H _{culr}	300	400	550	740	1080	1960	4000	11300	18030
F _{culr}	31	41,20	56,65	76,22	111,24	201,88	412	1163,90	1862,5
B _r	0,578	0,738	0,888	1,030	1,182	1,330	1,48	1,70	1,9
H _r	260	350	480	600	820	1160	2140	7060	13100
F _r	18,20	24,50	33,6	42	57,04	81,20	149	494	917
FI	67,40	90,20	123,85	160,22	226,02	364,28	710,0	2151,0	3696,50
	1080	1356	1643	1924	2256	2752	3722	6122	88500

ENROULEMENTS TRIPHASES				
q	$\sum_{\sigma} \left(\frac{K_{\sigma}}{\sigma}\right)^2$			
	$\sigma = 5, 7, 11, 13$			
	B. = 1,0	B _{min} ≈ 0,8	B _{max} ≈ 0,6	B _{min} = 0,4
6	0,00 47	0,00 25	0,00 34	0,00 13
7	0,00 40	0,00 18	0,00 30	0,00 10
8	0,00 35	0,00 15	0,00 26	0,00 10
9	0,00 32	0,00 12	0,00 23	0,00 08
10	0,00 30	0,00 10	0,00 22	0,00 08
∞	0,00 20	0,00 02	0,00 15	0,00 04

-B_{min} désigne le raccourcissement du pas pour lequel $\sum_{\sigma} \left(\frac{K_{\sigma}}{\sigma}\right)^2$ est un minimum.

-B_{max} désigne le raccourcissement du pas pour lequel $\sum_{\sigma} \left(\frac{K_{\sigma}}{\sigma}\right)^2$ est un maximum.

TABLEAU N° 6

$K = \frac{I}{I_n}$	$I_n = KI_n$	$I_{ox} = KI_{ox}$	η %
0,1	4, 166	0, 583	0, 77
0,25	10, 42	1, 46	0, 88
0,50	20, 83	2, 92	0, 91
0,75	31, 25	4, 37	0, 91
1	46, 66	5, 83	0, 91
1,25	52, 08	7, 29	0, 90

CALCUL DU RENDEMENT

A $\cos \varphi_n = 0, 8$

$K = \frac{I}{I_n}$	$I = KI_n$	$I_{ox} = KI$	η %
0,1	4, 166	0, 583	0, 81
0,25	10, 42	1, 46	0, 90
0,50	20, 83	2, 92	0, 93
0,75	31, 25	4, 37	0, 93
1	41, 66	5, 83	0, 92
1, 25	52, 08	7, 29	0, 92

CALCUL DU RENDEMENT

A $\cos \varphi_n = 1$

CHAPITRE II

CALCUL THERMIQUE ET DE VENTILATION

II. 1 CALCUL DE LA VENTILATION

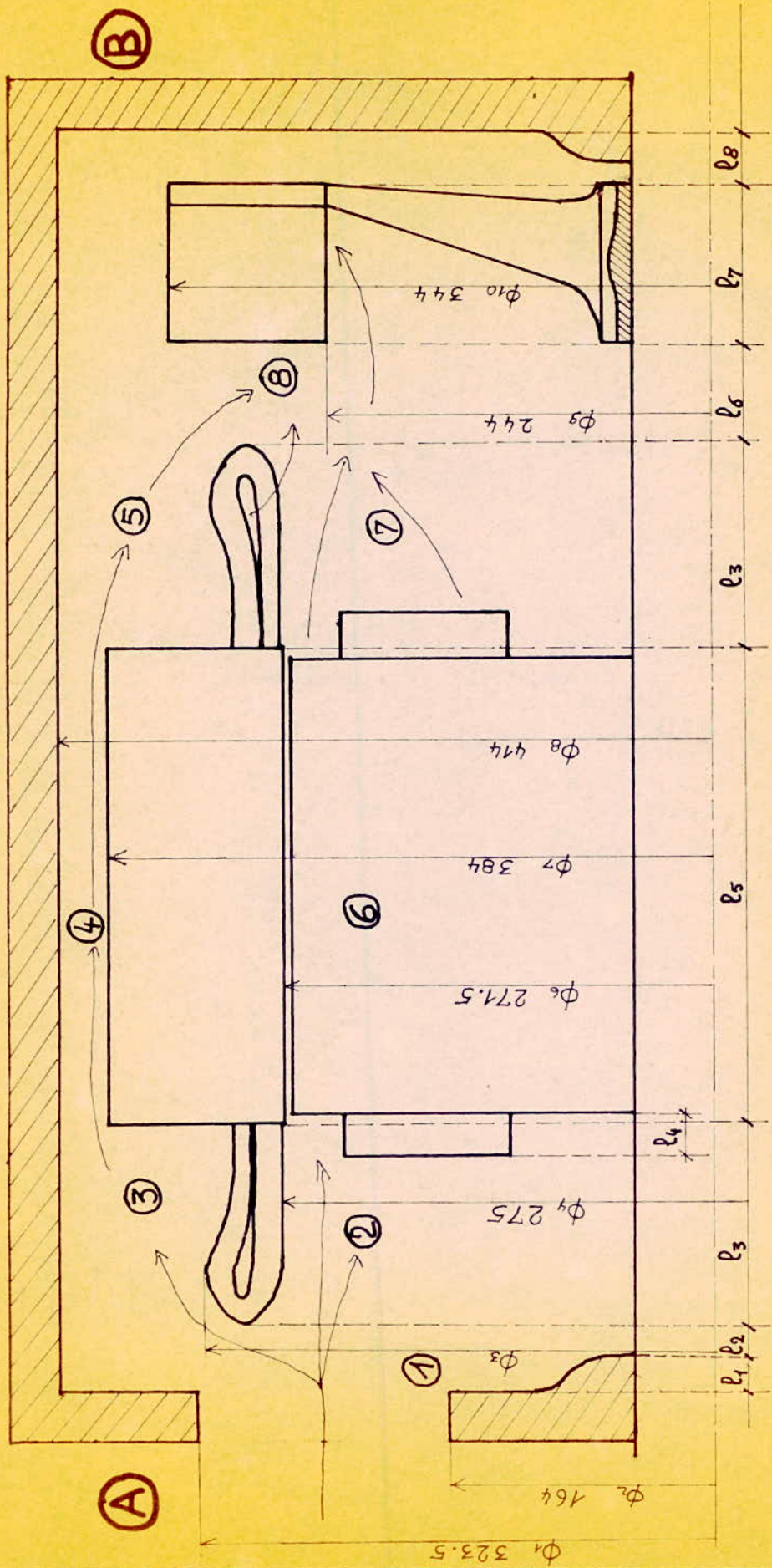
Le calcul de la ventilation a pour but

- choix du type de ventilation
- Dimensionnement du ventilateur
- Calcul de la vitesse de l'air dans les différentes parties de la machine où l'air est ventilé.

II. 1.1 CHOIX DU TYPE DE VENTILATION.

D'après la puissance de la machine et le système de protection imposé par le cahier de charge. On choisit un schéma basé sur l'autoventilation. Dans ce type de ventilation, le débit d'air de refroidissement nécessaire à la machine est produit par un ventilateur monté sur l'axe (arbre) du générateur.

L'air aura une circulation forcée à l'intérieur de la machine. Une ventilation naturelle serait assurée par l'air ambiant pour l'extérieur de la machine. L'autoventilation interne axiale consistera donc à absorber l'air froid d'un côté, et le refouler de l'autre après qu'il ait parcouru la machine. Le ventilateur du type aspirateur (aspire l'air ayant parcouru la machine) est installé du côté du moteur thermique.



- $l_1 = 12 \text{ mm}$
- $l_2 = 10 \text{ mm}$
- $l_3 = 65 \text{ mm}$
- $l_4 = 14 \text{ mm}$
- $l_5 = 150.7 \text{ mm}$
- $l_6 = 32 \text{ mm}$
- $l_7 = 50.8 \text{ mm}$
- $l_8 = 18 \text{ mm}$

Fig. n° 9

Echelle 1/2

l'avantage de ce mode de ventilation et de position est que l'air rentrant dans la machine ne soit pas affecté par la chaleur dégagée par le moteur d'entraînement, et la chaleur due aux pertes dans le ventilateur.

Le schéma de ventilation est donné par la figure. 9... Les différentes valeurs des longueurs et sections nécessaires seront données dans la suite lors de la détermination des caractéristiques.

II.1.2 CHOIX DU VENTILATEUR

Le ventilateur choisi doit assurer l'absorption de l'air du côté A (admission de l'air froid) et le refoulement du côté B (côté où est placé le ventilateur). Il est du type centrifuge. Son débit d'air doit être suffisant pour le refroidissement de la machine.

Le débit que doit assurer le ventilateur est donné par

$$Q_v = \frac{\sum P_i}{C \cdot \Delta \theta}$$

$Q_v : m^3$
 $P_i : W$
 $C : J/^\circ C \cdot m^3$
 $\Delta \theta : ^\circ C$

$\sum P_i$: toutes les pertes produites dans la machine

$$\sum P_i = 2275 W$$

C : chaleur spécifique de l'air

$$C = 1100 J/^\circ C \times m^3$$

$\Delta \theta$: Echauffement de l'air de refroidissement lors de son passage dans la machine.

Vu que la transmission de chaleur de la machine à l'extérieur se fait par convection forcée.

$\Delta\theta$ peut avoir des valeurs entre 12 et 30° C.
Il dépend du type de ventilation adopte.
La valeur adoptée devra une valeur moyenne

$$\Delta\theta = 15^{\circ}\text{C}$$

$$Q_v = \frac{2275}{1100.15} = 0,14 \text{ m}^3 / \text{s}$$

Le débit calculé avec cette relation n'est qu'une valeur approximative . Le débit réel ne sera donné qu'après le calcul des dimensions du ventilateur.
Ce débit réel doit être normalement supérieur à celui qu'on vient de calculer.

II. 1. 3 Dimensions du ventilateur.

Les dimensions du ventilateur seront calculées dans la suite ou choisies d'après certains conditions mécaniques.

Pour certaines dimensions , il faut se référer à la fig. 10

a: distance entre la pôle et la carcasse.

Il tient compte du bruit provoqué par le passage de l'air.

$$a = \frac{v^2}{30}$$

V : Vitesse de l'air.

$$v = \frac{\pi \cdot D_o \cdot n}{60}$$

D_o : m
 n : tr / mn
 v : m / s

D_o : diamètre de la carcasse au niveau du ventilateur si la machine a une carcasse cylindrique de diamètre égal sur toute la longueur.

D_o doit donc couvrir le diamètre extérieur et la hauteur des ouvertures autour de la culasse.

$$D_o = 38,39 + 2 = 41,40 \text{ cm}$$

D_1 : diamètre du ventilateur sous les pales.

$$D_1 = 0,8 \text{ à } 1,3 D$$

$$D_1 = 0,9 \times D = 0,9 \times 27,15 = 24,4 \text{ cm.}$$

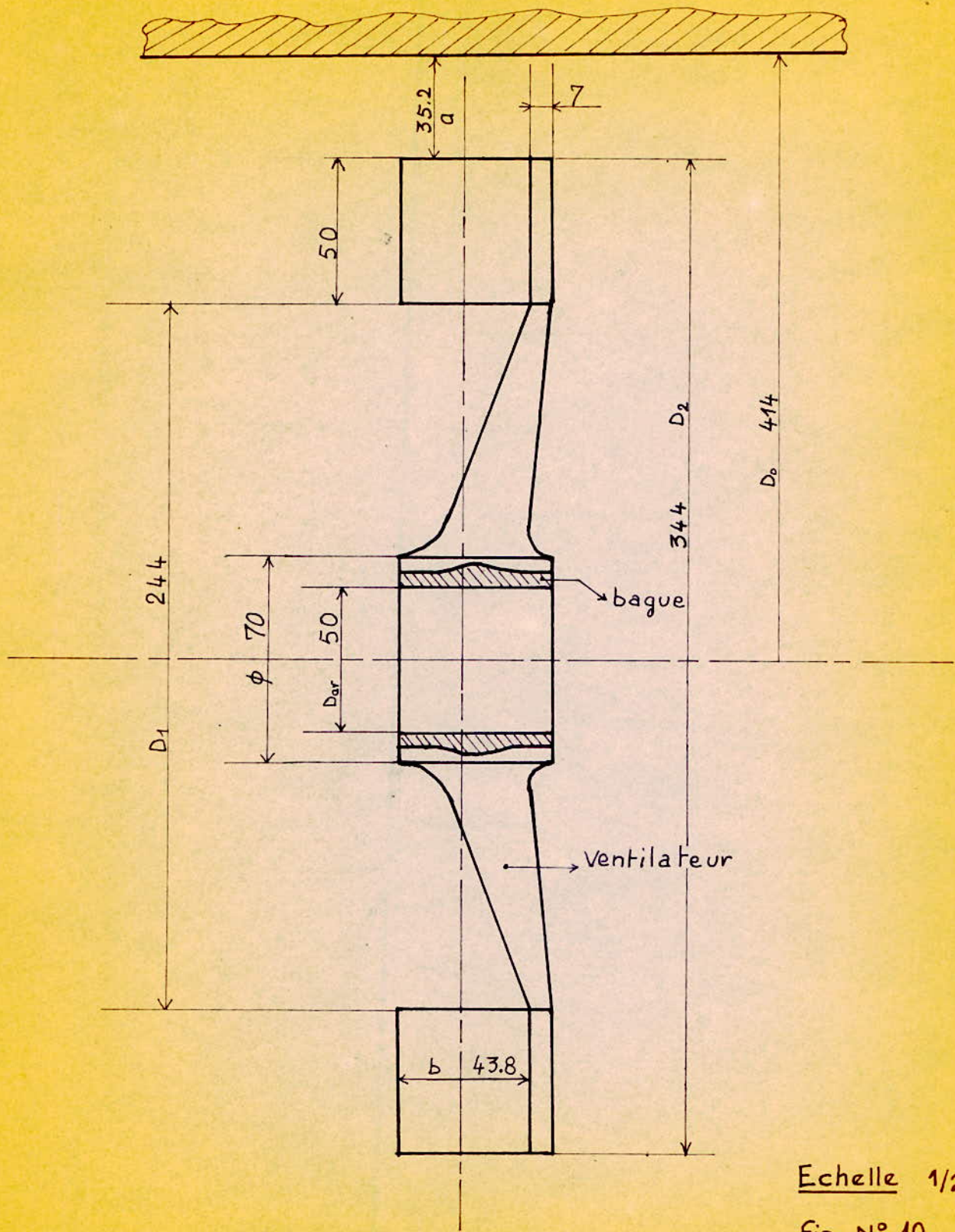
La vitesse sera.

$$v = \frac{\pi \times 41,40 \cdot 10^2 \times 1500}{60} = 32,5 \text{ m / s}$$

$$d'ou \ a = \frac{v^2}{30} = \frac{(32,5)^2}{30} = 3,52 \text{ cm}$$

$$D_2 = D_o - 2a = 41,40 - 2 \times 3,52$$

$$D_2 = 34,4 \text{ cm}$$



VENTILATEUR

Echelle 1/2

Fig. N° 10

b est généralement compris entre 12 et 15 ù de
ici on prendra.

$$b = \frac{12,7}{100} \times 34,4 = 4,38 \text{ cm}$$

Le nombre de pales du ventilateur sera

$$N_{\text{pal}} = \frac{\pi(D_2 + D_1)}{D_2 - D_1}$$

Ce nombre étant entier,

$$N_{\text{pal}} = \frac{3,14 (34,40 + 24,4)}{34,40 - 24,4} = 18,5$$

On arrondit

$$N_{\text{pal}} = 19$$

II. 1.4 CARACTERISTIQUES DU VENTILATEUR

Parmi les caractéristiques du ventilateur on peut citer

- Le débit
- La pression
- Le rendement
- Les pertes.

Ces caractéristiques sont déterminées à partir
des dimensions géométriques et de l'impédance aérodyna-
mique équivalente de la machine.

II. 1.5 IMPEDANCES AERODYNAMIQUES.

Le débit d'air qui traverse une conduite est lié à la pression de l'air dans cette conduite et à l'impédance aérodynamique équivalente de la conduite

Si V est la vitesse de l'air

La pression dynamique créée sera :

$$p = \rho \frac{V^2}{2}$$

$$P : \text{N/m}^2$$

$$\rho : 1,23 \text{ Kg / m}^3$$

$$V : \text{m/s}$$

Le passage de l'air à travers la conduite est accompagnée des pertes par frottement.

Ces pertes d'énergie se traduisent par une perte de pression à la sortie de la conduite.

Ainsi il faudra que la ventilation assure une pression de l'air dans la machine de telle façon qu'elle couvre toutes les pertes de pression subies dans les différentes parties de la machine et assure l'évacuation de l'air.

Si les pertes de pression dues à la circulation de l'air sont supérieures à la pression produite par le ventilateur, l'air ne circule plus.

Il est à noter que dans le cas d'aspiration, on parlera de dépression.

Les pertes de pression sont fonction de la pression dynamique de l'air et de la nature de la section par ou il passe.

$$P_{cp} = \alpha \cdot P$$

$P : N/m^2$
 $\alpha : Cte.$

P: pression dynamique

α : Coefficient de pertes dont les valeurs seront données sur le tableau N° 11

Le débit Q_v est aussi lié à la ~~nature~~^{vitesse} par la relation

$$Q_v = v \cdot S$$

S : section transversale.

L'expression des pertes de pression devient

$$P_{cp} = \alpha P = \alpha \frac{\rho}{2} v^2 = \frac{\alpha \rho}{2 S^2} Q_v^2 = \frac{\alpha \rho}{2 S^2} Q_v^2$$

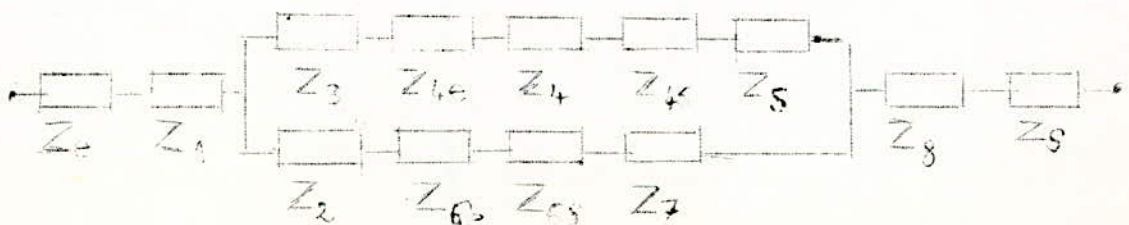
$$P_{cp} = Z Q_v^2$$

$$Z = \alpha \frac{\rho}{2 S^2} \quad \text{avec } Z \text{ en } \frac{NA}{m^3}$$

Z : impédance aerodynamique équivalente.

Pertes totales de pression.

Les pertes totales de pression dans la machine seront données par la somme des pertes dans les différentes parties. Le circuit de l'air dans la machine peut être représenté du point de vue impédance aerodynamique par le schéma suivant :



Mode de calcul des coefficients de Pertes

Pour différents Profils de conduite.

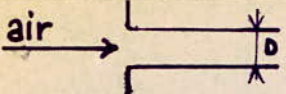
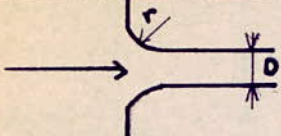
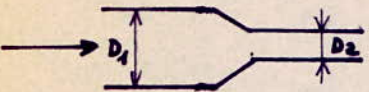

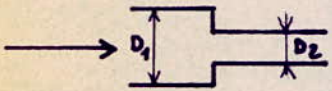
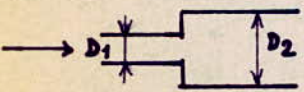
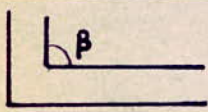
Entrée et Profil des conduites	α
<p>1</p> 	$\alpha = 0.8$
<p>2</p> 	$\alpha = 0.25$ Pour $r = 0.25 \div 0.50$
<p>3</p> 	$\alpha = 0.1$
<p>4</p> 	$\alpha = 0.1$ $\frac{e}{D}$ conduite avec aspérités. $\alpha = 0.025$ $\frac{e}{D}$ conduite lisse
<p>5</p> 	$\alpha = 0.7 \left(1 - \frac{D_2^2}{D_1^2}\right)$
<p>6</p> 	$\alpha = \left(1 - \frac{D_2^2}{D_1^2}\right)^2$
<p>7</p> 	$\alpha = 1$ pour $\beta = 90^\circ$ $\alpha = 0.5$ pour $\beta = 135^\circ$

Fig. N° 11

Ces différentes impédances correspondent aux parties marquées sur le schéma de ventilation.

Impédances aérodynamiques.

Z_e : impédance d'entrée de l'air dans la machine à travers le flasque palier

Le flasque sera muni de mercure ou d'un grillage de protection.

$$Z_e = \alpha_e \frac{\rho}{2 S_e^2} ; \quad \alpha_e = 0,8$$

$$S_e = \frac{\pi}{4} (\phi_1^2 - \phi_2^2)$$

Cette formule donnant la surface écoule du fait que la section considérée est une couronne. Les valeurs correspondant aux différents diamètres sont portées sur la fig....

ϕ_1 est choisi de tel façon qu'il soit égal ou un peu supérieur à ϕ_3 et $\phi_1 - \phi_2$

$$S = \frac{\pi}{4} (32,4 - 16,4) 10^{-4}$$

$$S = 0,061$$

$$Z_e = 0,8 \frac{1,23}{2 \times (0,061)} = 132 \frac{N \Delta}{m^5}$$

Z_1 = Impédance due à la détente de l'air dans la zone (1) (voir fig. 9.) représentant la partie comprise entre la flasque et la tête du bobinage statorique.

$$Z = \alpha_1 \frac{f'}{2 S_e}$$

$$\alpha_1 = \left(1 + \frac{S_e}{S_1} \right)^2$$

$$S_1 = \frac{\pi}{4} (\phi_g^2 - \phi_a^2)$$

ϕ_a : diamètre de l'arbre

ϕ_g : diamètre intérieur de la carcasse de la machine.

$$\begin{aligned} S_{e1} &= \frac{\pi}{4} (0,414^2 - 0,050^2) = 0,133 \text{ m}^2 \\ &= \left(1 - \frac{0,061}{0,133} \right)^2 = 0,293 \end{aligned}$$

En remplaçant ces valeurs dans l'expression de Z_1 , on aura :

$$Z_1 = 0,293 \frac{1,23}{2 \times (0,061)^2}$$

$$Z_1 = 48,4 \frac{\text{Ns}}{\text{m}^5}$$

Z_2 : impédance de la partie qui se trouve sous les têtes de bobines du stator (partie 2 sur le schéma de la machine).

$$Z_2 = \alpha_2 \frac{f''}{2 S_2^2}$$

Détermination de S_2

$$S_2 = \frac{\pi}{4} (\phi_g^2 - \phi_a^2)$$

\varnothing_4 correspond au diamètre intérieur du stator avec une légère majoration car la côte est prise au niveau du bobinage statorique.

(au dessus de la cale).

$$S_2 = \frac{\pi}{4} (0,275^2 - 0,05^2)$$

$$S_2 = 0,057 \text{ m}^2$$

Pour cette partie du circuit la valeur donnée par le tableau après calcul.

$$\alpha_2 = 0,7 \left(1 - \frac{S_2}{S_1} \right)^2$$

$$\alpha_2 = 0,7 \left(1 - \frac{0,057}{0,126} \right)^2 = 0,21$$

$$Z_2 = 0,21 \frac{1,23}{2 \cdot 0,057^2} = 39,75$$

Z_{6e} : impédance aérodynamique de la partie 6
Cette zone est composée de l'entrefer et de l'espace vide disponible entre les pôles.

$$Z_{6e} = \alpha_{6e} \frac{\rho}{2 S_{6e}}$$

La surface S_{6e} est déterminée de façon graphique pour une partie et avec approximation pour l'autre.

$$S_{6e} = \frac{\pi}{2} D \delta + S_{ep}$$

S_{ep} : Surface libre entre les pôles déterminée graphiquement.

$$S_{6e} = \pi \cdot 0,2715 \cdot 4,8 \cdot 10^{-3} + 0,0088 = 0,0104$$

En se référant au tableau on aura.

$$\alpha_{6e} = 0,7 \left(1 - \frac{S_{6e}}{S_2} \right)^2$$

$$\alpha_{6e} = 0,7 \left(1 - \frac{0,0104}{0,057} \right)^2 = 0,467$$

$$Z_{6e} = 0,467 \frac{1,23}{2 \cdot (0,0404)^2} = 2660$$

Z_{6s} : impédance aérodynamique dans la zone 7
L'air ayant parcouru le rotor de la machine
subit une détente en arrivant dans l'espace 7.

$$Z_{6s} = \alpha_{6s} \frac{P}{2 S_{6s}^2}$$

$$S_{6s} = S_{6e} = 0,0104$$

$$\alpha_{6s} = \left(1 - \frac{S_7}{S_{6s}} \right)$$

$$S_7 = S_2 = 0,057$$

$$\alpha_{6s} = \left(1 - \frac{0,057}{0,0104} \right) = 20$$

$$Z_{6s} = 20 \frac{1,23}{2 \times 0,0572} = 3786$$

$$Z_{6s} = 3786$$

Z_7 : Impédance aérodynamique dans la section de détente
passage de l'air de (7) vers (8) (voir schema)

$$Z_7 = \alpha_7 \frac{P}{2 S_7^2}$$

$$S_8 = S_1 = 0,133$$

$$S_7 = 0,057 \text{ m}^2$$

$$\alpha_7 = \left(1 - \frac{S_8}{S_7} \right)^2$$

$$\alpha_7 = \left(1 - \frac{0,133}{0,057} \right)^2 = 1,78$$

$$\bar{Z}_7 = 1,78 \frac{1,23}{2 \cdot 0,057} = 337$$

L'impédance équivalente pour cette branche ou les impédances sont en série sera.

$$\begin{aligned} Z_{eq.a} &= Z_2 + Z_{6e} + Z_{6s} + Z_7 \\ &= 40 + 2655 + 3786 + 337 \end{aligned}$$

$$Z_{eq.a} = 6818 \quad \frac{Ns}{m^2}$$

Dans la suite nous allons procéder au calcul des impédances de l'autre circuit de l'air.

C'est à dire le circuit passant entre la carcasse et la culasse.

\bar{Z}_3 : impédance de la partie où l'air subit une compression au dessus des têtes de bobines du stator.

$$Z_3 = \alpha_3 \frac{p}{2 \times S_3^2}$$

S_3 : Surface entre la carcasse et le dessous des têtes de bobines du stator (voir fig. 9.)

$$S_3 = \frac{\pi}{4} (\varnothing_8^2 - \varnothing_3^2)$$
$$= \frac{\pi}{4} (0,414^2 - 0,3235^2)$$

$$S_3 = 0,052 \text{ m}^2$$

$$\alpha_3 = 0,7 \left(1 - \frac{S_3}{S_1} \right)^2$$

relation donnée par le tableau pour une zone de compression :

$$\alpha_3 = 0,7 \left(1 - \frac{0,052}{0,133} \right)^2 \cong 0,26$$

$$Z_3 = 0,26 \frac{1,23}{2 \times 0,052} = 59 \frac{\text{Ns}}{\text{m}^2}$$

Z_{4c} : impédance aérodynamique dans la zone 4.
L'air arrivant au dessus des têtes de bobines du stator subit encore une compression en entrant dans l'espace se trouvant entre la carcasse et la culasse.

$$Z_{4c} = \frac{f}{2 \times S_4}$$

$$\alpha_4 = 0,7 \left(1 - \frac{S_4}{S_3} \right)^2$$

S_4 : surface de la couronne de ventilation comprise entre la culasse du stator et la carcasse.

$$S_4 = \frac{\pi}{4} (\varnothing_3^2 - \varnothing_2^2)$$

$$S_4 = \frac{\pi}{4} (0,414^2 - 0,3839^2) = 0,0188 \text{ m}^2$$

Valeur de α_4

$$\alpha_4 = 0,7 \left(1 - \frac{0,0188}{0,052} \right) = 0,285$$

$$Z_{4e} = 0,285 \frac{1,23}{2 \times 0,0188^2} = 483 \frac{\text{Ns}}{\text{m}^5}$$

$$Z_{4e} = 483 \frac{\text{Ns}}{\text{m}^5}$$

Z_4 : dans la partie 4 l'air passe le long de la couronne réservée au passage de l'air au dessus de la culasse du stator.

Cette espace espace peut être assimilé à un tube ayant un diamètre équivalent

$$D_{eq.4} = \sqrt{\frac{4}{\pi} S_4}$$

$$D_{eq.4} = \sqrt{\frac{4}{\pi} \times 0,0188} = 0,155 \text{ m}$$

En se referant au tableau nous constatons que la valeur de α donnée pour une conduite lisse est la suivante.

$$\alpha_4 = 0,025 \frac{l_s}{D_{eq.4}}$$

l_s : longueur de la conduite qui est égale dans

notre cas à la longueur du stator.

$$l_s = 0,1507 \text{ m}$$

$$\alpha_4 = 0,025 \frac{0,1507}{0,155} = 0,0243$$

$$\text{D'où } Z_4 = \alpha_4 \frac{\rho}{2 \times S_4^2}$$

$$Z_4 = 0,0243 \frac{1,23}{2 \times 0,0188^2} = 42 \frac{\text{Ns}}{\text{m}^5}$$

Z_{45} : A la sortie de la zone (4) l'air subit une détente en rentrant dans la zone (5).

$$Z_{45} = \alpha_{45} \frac{\rho}{2 \times S_4^2}$$

$$\text{avec } \alpha_{45} = \left(1 - \frac{S_{45}}{S_4} \right)^2$$

$$S_{45} = S_3 = 0,052 \text{ m}^2$$

$$\text{d'où } \alpha_{45} = \left(1 - \frac{0,052}{0,0188} \right) = 3,12$$

$$Z_{45} = 3,12 \frac{1,23}{2 \times 0,0188} = 5429 \frac{\text{Ns}}{\text{m}^5}$$

Z_5 : Elle correspond au profil de la conduite dans la zone (5) où l'air doit faire un coude de 90° pour rentrer dans le ventilateur.

La valeur de α correspondant à une conduite formant un coude de 90° est :

$$\alpha_5 = 1$$

$$Z_5 = \alpha_5 \frac{\rho}{2 \times S_{45}^2}$$

$$Z_5 = 1 \times \frac{1,23}{2 \cdot 0,052} = 227 \text{ —————}$$

$$Z_5 = 227 \frac{Ns}{m^5}$$

Impédance équivalente de la branche b.

$$Z_{eqb} = Z_3 + Z_{4e} + Z_4 + Z_{45} + Z_5$$

$$= 59 + 483 + 42 + 5429 + 227$$

$$Z_{eqb} = 6240 \frac{Ns}{m^5}$$

Z_8 : Elle correspond à l'entrée de l'air dans le ventilateur et l'idéalisation de la conduite à l'entrée du ventilateur est un coude de 135°

Dans ce cas la valeur de donnée sur le tableau est $\alpha_8 = 0,5$

d'où

$$Z_8 = 0,5 \frac{\rho}{2 \times S_8}$$

S_8 : surface comprise sous les pales du ventilateur

$$S_8 = \pi \times l_7 \times \phi_9$$

étant le diamètre au dessous de la pale du ventilateur (voir figure)

$$l_7 = b + 7 \text{ mm} = 43,7 + 7 = 51 \text{ mm}$$

$$S_8 = \pi \times 0,244 \times 0,051 = 0,039$$

$$Z_8 = 0,5 \frac{1,23}{2 \cdot 0,039} = 201 \frac{N \cdot s}{m^5}$$

$$Z_8 = 201 \frac{N \cdot s}{m^5}$$

Z_5 : Impédance aérodynamique à la sortie du ventilateur
on considérera que l'air sort de la machine par une zone d'une largeur l'_7 de 6 cm.

$$\alpha_5 = 0,5$$

$$S_5 = \frac{1}{3} \times \pi \times \phi_8 \times l'_7 = 0,0260 \text{ m}^2$$

$$Z_5 = \alpha_5 \frac{\rho}{2 \times S_5^2} = 0,5 \frac{1,23}{2 \times 0,0260^2}$$

$$Z_5 = 455 \frac{N \cdot s}{m^5}$$

Après le calcul de toutes les impédances on peut simplifier le schéma des impédances donné précédemment.

En prenant :

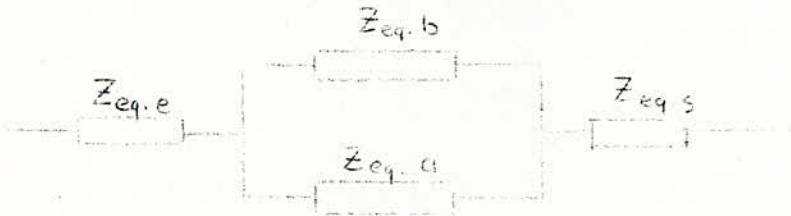
$$Z_{eq.e} = Z_c + Z_1$$

$$Z_{eq.s} = Z_8 + Z_5$$

$$Z_{eq.a} = Z_2 + Z_{ce} + Z_{cs} + Z_7$$

$$Z_{eq.b} = Z_3 + Z_{ce} + Z_{cs} + Z_5 + Z_4$$

On aboutit au schéma suivant.



L'impédance équivalente de deux impédances en parallèle est donné par la relation suivante.

Soient Z_1 et Z_2 deux impédances en parallèles.

$$Z_{eq} = \frac{Z_1 \times Z_2}{(\sqrt{Z_1} + \sqrt{Z_2})^2}$$

L'impédance équivalente de 2 impédances en série est la somme des impédances.

De là on peut déterminer l'impédance équivalente du circuit de la machine.

$$Z_{eq.t} = Z_{eq.e} + Z_{eq.s} + \frac{Z_{eq.a} \times Z_{eq.b}}{(\sqrt{Z_{eq.a}} + \sqrt{Z_{eq.b}})^2}$$

$$\begin{aligned} Z_{eq,c} &= 180 \quad \frac{Ns}{m^5} \\ Z_{eq,e} &= 656 \quad " \\ Z_{eq,u} &= 6818 \quad " \\ Z_{eq,t} &= 6240 \quad " \end{aligned}$$

Les valeurs de Z sont données en Ns/m^5

$$Z_{eq,t} = 180 + 656 + \frac{6240 \times 6818}{6240 + 6818}$$

$$Z_{eq,t} = 2466 \text{ Ns/m}^5$$

Avec la valeur trouvée pour l'impédance équivalente totale ou vérifiera si le débit assuré par le ventilateur est au moins égal au débit nécessaire.

La pression maximale créée par le ventilateur à pales radiales est donnée par la relation suivante :

$$P_o = \eta_a \frac{\rho}{2} (V_2^2 - V_1^2)$$

P_o est donné en N/m^2

η_a : rendement aérodynamique
généralement le rendement aérodynamique pour un ventilateur est $\eta_a \approx 0,6$

ρ : masse volumique de l'air

$$\rho = 1,23 \text{ Kg / m}^3$$

V_2 : vitesse de l'air à la sortie du ventilateur
elle est donnée par la relation

$$V_2 = \frac{\pi \cdot D_2 \cdot n}{60}$$

D : m

n : tr / mn

V_2 : m/ s.

$$V = \frac{x 0,3436 \times 1500}{60} = 27,00 \text{ m/s}$$

V_1 : vitesse de l'air à l'entrée du ventilateur.

$$V_1 = \frac{\pi \cdot D_1 \cdot n}{60}$$

$$V_1 = \frac{\pi \times 0,244 \times 1500}{60} = 19,16 \text{ m/s}$$

A partir de l'expression de P_0 on a.

$$P_0 = 0,6 \times \frac{1,23}{2} (27,00^2 - 19,16^2)$$

$$P_0 = 133,5 \text{ N / m}^2$$

Cette pression P_0 correspond à un régime où le débit est nul . C'est à dire la sortie de la machine est obturée.

Si le ventilateur assure un certain débit alors la pression sera

$$P = P_0 \left[1 - \left(\frac{Q_v}{Q_{v \max}} \right)^2 \right]$$

Q_{vmax} : débit maximal d'air par le ventilateur centrifuge.

$$Q_{vmax} = 0,42 \times S_{vs} \times V_2$$

S_{vs} : Section à travers laquelle l'air sort du ventilateur.

Pour le calcul de cette section on doit tenir compte du fait que la sortie est obturée par les pales .

D'où l'intervention du coefficient $K = 0,9$

$$S_{vs} = 0,9 \cdot \pi \cdot D_2 \cdot b$$

$$S_{vs} = 0,9 \times 3,14 \times 0,3436 \times 0,0438$$

$$S_{vs} = 0,0430 \text{ m}^2$$

D'où d'après la relation donnant Q_{vmax}

$$Q_{vmax} = 0,42 \times 0,0417 \times 27,00$$

$$= 0,487 \text{ m}^3/\text{s}$$

$$Q_{vmax} = 0,487 \text{ m}^3/\text{s}$$

Comme nous l'avons dit auparavant, la pression du ventilateur doit être suffisante pour couvrir les pertes de pression.

Donc $P = P_{cp}$

Où $Z_{eq.t} \times Q_v^2 = P_0 \left[1 - \left(\frac{Q_v}{Q_{vmax}} \right)^2 \right]$

d'où $Q_v = \sqrt{\frac{P_0}{\frac{P_0}{Q_{vmax}^2} + Z_{eq.t}}}$

$$Q_v = \sqrt{\frac{133,5}{\frac{133,5}{0,487} + 2466}}$$

$$Q_v = 0,2208 \text{ m}^3 / \text{s}$$

Ce débit représente le débit assuré par le ventilateur avec la charge aérodynamique de la machine. Comme on le constate, la valeur du débit trouvé par calcul après le dimensionnement du ventilateur et la détermination des pertes de charges dans la machine, est supérieure à la valeur du débit trouvé dans le calcul préliminaire. Ainsi le débit en air du ventilateur permettra largement le refroidissement de la machine.

Pression assurée par le ventilateur.

Durant le fonctionnement de la machine à régime nominal la pression obtenue à partir du ventilateur sera

$$P_{reg} = Z_{eq,t} \times Q_v^2$$

Q_v : débit obtenu après le calcul des impédances

$$P_{reg} = 2466 \times (0,2208)^2$$

$$P_{reg} = 120,22 \text{ N/m}^2$$

II. 1.6 - Calcul de la vitesse de l'air dans les différentes parties de la machine.

La vitesse est donnée par la relation

$$v = \frac{Q_v}{S} = \frac{1}{S} \sqrt{\frac{P}{Z}}$$

p : perte de pression dans la zone considérée.

Z : impédance de la zone

S : section transversale à travers passe l'air dans la même zone.

Le calcul de vitesse dans les différentes parties de la machine servira dans le calcul de l'échauffement de la machine. Les points ou zones où nous calculerons la vitesse de l'air sont :

- l'entrefer
- l'espace libre entre les poles
- au niveau des têtes de bobines
- entre la carcasse et le circuit magnetique

Calcul de la perte de pression dans la machine.

Nous considérons , la perte de pression à l'entrée et la perte de pression à la sortie P_s

$$P_m = P_r - P_e - P_s$$

Perte de pression à l'entrée

$$P_e = Q_v^2 \times Z_{eq.e}$$

$$P_e = 0,2208^2 \times 180$$

Perte de pression à la sortie :

$$P_s = Q_v^2 \times Z_{eq.s}$$
$$= 0,2208 \times 656$$

Perte de pression dans la machine

$$P_m = 0,2208^2 (2466 - 180 - 656)$$
$$P_m = 79,5 \text{ N/m}^2$$

Pour la branche " b. " du schéma équivalent.

Le débit d'air dans cette conduite est donné, en fonction de son impédance aérodynamique , par la relation

$$Q_{vb} = \sqrt{\frac{P_m}{Z_{eq.b}}}$$
$$Q_{vb} = 0,113 \text{ m}^3/\text{s}$$

Le débit dans la branche "a" qui est une conduite en parallèle avec " b " sera

$$Q_{va} = Q_v - Q_{vb}$$
$$Q_{va} = 0,2208 - 0,113 = 0,108$$
$$Q_{va} = 0,108 \text{ m}^3/\text{s}$$

Connaissant les débits dans les différentes parties de la machine, on peut calculer les vitesses.

- Vitesse de l'air dans l'entrefer.

$$V_{ef} = \frac{\pi \cdot D \cdot n}{60} = \frac{\pi \cdot 0,2715 \cdot 1500}{60}$$

$$V_{ef} = 21,32 \text{ m/s}$$

- Vitesse de l'air entre les pôles.

$$V_6 = \frac{Q_{va}}{S_6} = \frac{0,108}{0,0089}$$

$$V_6 = 12,13 \text{ m/s}$$

- Vitesse de l'air sur la partie supérieure des têtes de bobines.

$$V_3 = \frac{Q_{vb}}{S_3} = \frac{0,113}{0,052}$$

$$V_3 = 2,17 \text{ m/s}$$

- Vitesse de l'air sur la partie inférieure des têtes de bobines.

$$V_2 = \frac{\pi \cdot \phi_4 \cdot n}{60} = \frac{\pi \cdot 0,275 \cdot 1500}{60}$$

$$V_2 = 21,6 \text{ m/s}$$

- Vitesse entre la carcasse et le circuit magnétique

$$V_4 = \frac{Q_{vb}}{S_4} = \frac{0,113}{0,0188}$$

$$V_4 = 6,00 \text{ m/s}$$

II. 2 CALCUL THERMIQUE.

Dans les machines électriques, la transmission de la chaleur, due aux pertes, vers l'extérieur se pose d'une façon assez délicate.

L'introduction dans la machine, de matériaux plus ou moins sensibles à la température impose des limites à l'échauffement.

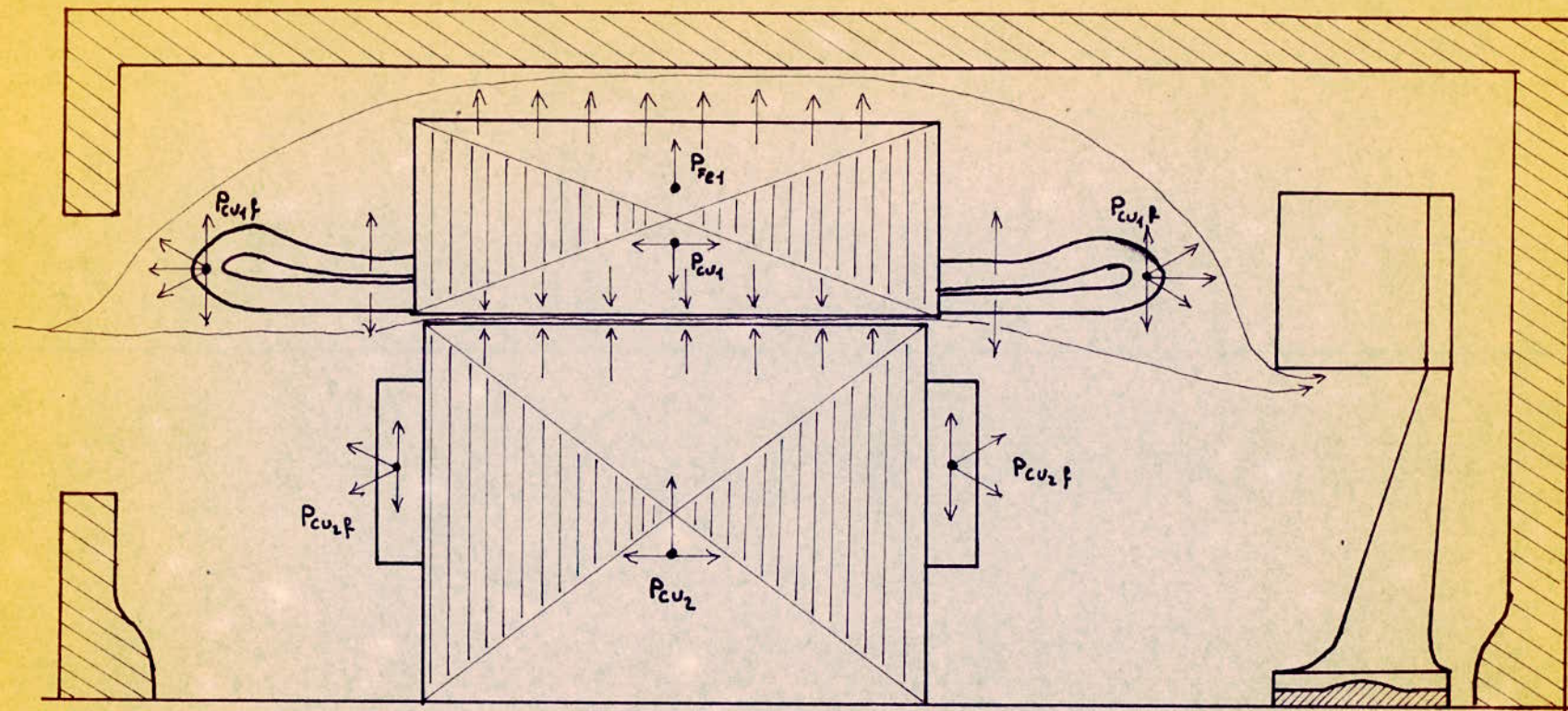
Une élévation excessive de la température peut influencer d'une façon négative sur les éléments de la machine, donc, la fiabilité.

Ceci nous conduit à faire un calcul nous permettant de déterminer les échauffements moyens des différentes parties de la machine. Les valeurs obtenues seront comparées à celles données par les normes.

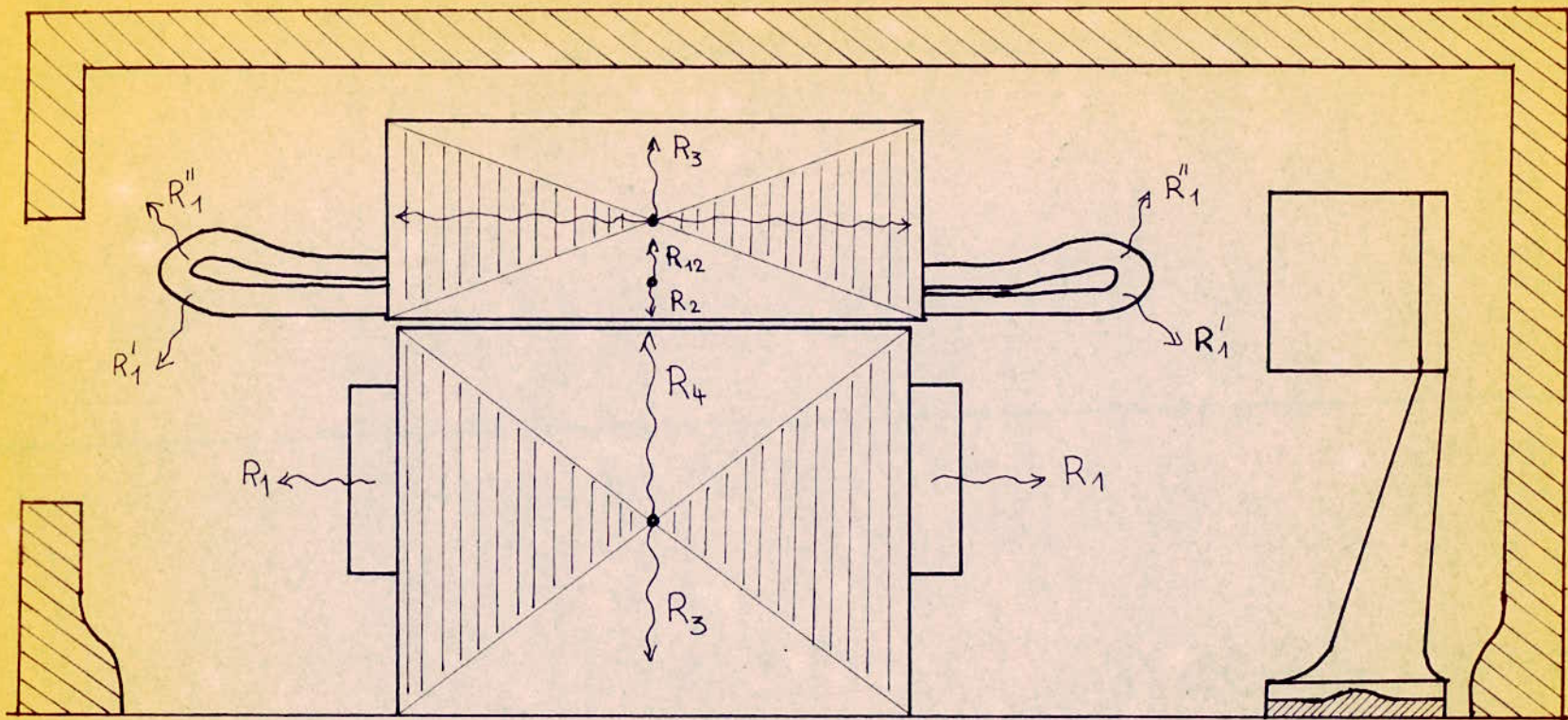
II. 2.1. - METHODE DE CALCUL

Pour déterminer les échauffements moyens dans la machine, on utilise la méthode consistant à tracer le schéma des résistances thermiques équivalentes. Celles-ci étant calculées à partir du modèle porté dans la figure 12. Et ce calcul suppose certaines hypothèses sur la machine.

- Les différentes parties de la machine sont homogènes.
- Les pertes sont considérées être localisées dans le centre géométrique des parties ou elles sont produites.
- Les tôles assemblées constituent des volumes cylindriques
- Les têtes de bobines du stator sont cylindriques.
- L'arbre est lisse.



Representation des pertes dans la machine



Representation des resistances thermiques

- L'air qui circule dans la machine à une température constante.
- On néglige le transfert de chaleur au long des enroulements. Le modèle sur lequel on construit le schéma des résistances thermiques est donné par la figure.13

II. 2.2 TRANSMISSION DE CHALEUR

La plus grande partie de la chaleur produite dans la machine provient des matériaux actifs : le cuivre et les tôles de fer.

La transmission de cette chaleur, vers l'extérieur, se fait soit par conduction soit par convection.

- Transmission par conduction.

La transmission de la chaleur se fait à l'intérieur des masses métalliques.

Chaque milieu conducteur de chaleur est caractérisé par un coefficient de conductibilité thermique qui est la quantité de chaleur transmise par unité d'aire et unité de temps pour une différence de un degré et une distance entre les surfaces en contact égale à une unité de longueur.

Les valeurs de λ pour les différents matériaux utilisés dans la construction des machines électriques sont les suivantes :

Matériel :	W/ M °C	
Tôles (direction longitudinale)	60	40
Tôles (direction transversale).....	3,1	4,4
Cuivre.....	375	
Presspan.....	0,25	
Micafolium.....	0,16	
Vernis isolant.....	0,25	
Isolation imprégnée.....	0,1	
Email + Vernis isolant.....	0,19	

La résistance thermique de chaque partie pour la transmission par conduction est donnée par la relation.

$$R = \frac{e}{\lambda} \cdot \frac{1}{S}$$

λ : Conductibilité thermique en $W / m^{\circ} C$

S : Surface à travers laquelle se fait la transmission de la chaleur (m^2)

e: Epaisseur de la couche traversée par la chaleur. Elle est donnée en m

- Transmission par convections.

Le transport de la chaleur à partir des surfaces chauffées se fait par l'intermédiaire de l'air, circulant dans la machine. Dans notre cas, la circulation forcée de l'air est obtenue à partir du ventilateur.

La quantité de chaleur transmise par unité de surface et pour une différence de température de un degré est appelée coefficient de transmission de la chaleur.

Il est noté α et se mesure en $W / m^2 \text{ } ^{\circ}C$.

Les valeurs de α pour certains surfaces sont données dans ce qui suit :

Surfaces	($W / m^2 \text{ } ^{\circ} C$)
Surface frontale du Bobinage imprégné	13,3
Surface de fer vernis	16,7
Canaux	12 $\sqrt[4]{\frac{20}{\ell} v^3}$

Pour la transmission de la chaleur par convection, la résistance thermique est donnée par la relation.

$$R = \frac{1}{\alpha (1 + \sqrt{V})}$$

V : Vitesse de l'air sur la surface considérée (m/s)

S : Surface de contact (m²)

α : Coefficient de transmission.

II. 2. 3 Définition des différentes résistances thermiques de la machine.

- Sur stator :

R_{12} : résistance thermique équivalente au passage de la chaleur à travers l'isolation de l'encoche.

R'_1 : Résistance thermique de la partie inférieure des têtes de bobines du stator.

La transmission se fait par conduction à travers l'isolation des parties frontales et par convection dans l'air qui circule avec une certaine vitesse à la surface des parties frontales.

R''_1 : Résistance thermique de la partie supérieure des têtes de bobine. La transmission est identique que celle de R

R_2 : Résistance thermique caractérisant le passage de la chaleur du stator vers l'entrefer.

R_3 : Résistance thermique équivalente au passage de la chaleur du stator dans l'air passant entre la culasse et la carcasse statorique.

- Sur rotor :

R_1 : Résistance thermique caractérisant le passage de la chaleur des parties frontales vers l'air.

R_2 : Résistance thermique équivalente au passage de la chaleur de l'enroulement rotorique vers l'espace interpolaire.

R_3 : Résistance thermique relative au passage de la chaleur vers le fer de la carcasse.

R_4 : Elle est due à la convection de la chaleur du fer rotorique dans l'air de l'entrefer.

II. 2. 4 - SCHEMA THERMIQUE EQUIVALENT.

Les schemas thermiques relatifs au rotor et au stator sont donnés dans les fig. 42. et 43. et Les différentes puissances considérées sont les pertes joules dans les parties actives. On n'a pas tenu compte des pertes mécaniques.

- Différentes puissances portées sur les schémas

P_{Cu1} : pertes joules dans l'enroulement statorique

P_{Fe} : Pertes dans le circuit magnétique du stator.

P_{Cu2} : pertes joules dans l'enroulement d'excitation.

P_1 ; P_{12} ; P_2 : pertes transmises vers l'air de refroidissement.

- θ_1 : Echauffement de la partie active du stator
- θ_2 : Echauffement du fer du stator
- θ_3 : Echauffement de l'air de la machine.

Ces échauffements sont donnés par rapport à l'air ambiant.

On aura en général :

$$\Delta \theta = P \cdot R$$

Donc :

$$\begin{aligned}\theta_1 - \theta_3 &= P_1 \cdot R_{eq1} \\ \theta_2 - \theta_3 &= P_2 \cdot R_{eq2} \\ \theta_1 - \theta_2 &= P_{12} \cdot R_{12} \\ P_{Cu1} &= P_{12} + P_1 \\ P_{Fe} + P_{12} &= P_2\end{aligned}$$

II . 2. 5 CALCUL DES RESISTANCES THERMIQUES STATORIQUES

5.1. R'_1

$$R' = \frac{e_f}{\lambda_f \cdot 2 S_{fi}} + \frac{1}{\alpha (1 + \sqrt{V}) 2 S_{fi}}$$

e_f : Epaisseur de l'isolation des parties frontales
l'isolation est en émail et du vernis d'impregnation.

S_{fi} : Surface frontale inférieure.

$$\begin{aligned}S_{fi} &= \pi \phi_4 l_3 \\ &= \pi \times 0,275 \times 0,065 = 0,06 \text{ m}^2\end{aligned}$$

$$\lambda_f = 0,19 \text{ W/m}^\circ\text{C}$$

$$\alpha = 13,3 \text{ W/m}^2\text{°C}$$

$$v = 21,6 \text{ m/s}$$

$$R'_I = \frac{0,2 \times 10^{-3}}{0,19 \times 2 \times 0,06} + \frac{1}{13,3 (1 + 4,65) \times 2 \times 0,06}$$

$$R'_I = 0,129$$

5.2 - Tous les paramètres sont les mêmes.

Il n'y a que la surface et la vitesse qui changent.

$$S_{fs} = \pi \times 0,3 \times 1,3 = \pi \times 0,3235 = 0,066 \text{ m}^2$$

$$R''_I = \frac{0,2 \cdot 10^{-3}}{0,19 \cdot 2 \cdot 0,066} + \frac{1}{13,3 (1 + 1,47) \cdot 2 \cdot 0,066}$$

$$R''_I = 0,258$$

avec $v = 2,17 \text{ m/s}$

5.3. R_{I2}

$$R_{I2} = \frac{e_e}{\lambda_e \times S_e}$$

e_e : Epaisseur de l'isolation de l'encoche

$\lambda_e = 0,1 \text{ W/m}^2\text{°C}$ l'isolant utilisée est une isolation imprégnée

S_e : Surface donnée par la somme des surfaces latérales calculée pour chaque encoche.

$S_e =$ Périmètre de l'encoche x longueur du stator x nombre d'encoche dans le stator.

$$e_e = 0,5 \text{ mm}$$

$$\lambda_e = 0,1 \text{ W/m}^2\text{°C}$$

$$S_e = 0,466 \text{ m}^2$$

$$R_{12} = \frac{0,5 \cdot 10^{-3}}{0,1 \times 0,466}$$

$$R_{12} = 0,0107 \frac{^{\circ}\text{C}}{\text{W}}$$

5.4. R_2

$$R_2 = \frac{1}{\alpha (1 + \sqrt{v}) S}$$

$$\alpha = 13,3$$

$v = 21,32 \text{ m/s}$ vitesse de l'air dans l'entrefer.

$S = 0,13 \text{ m}^2$ surface latérale intérieure du stator

$$S = \pi \cdot \phi_i \cdot l_i$$

$$R_2 = \frac{1}{13,3 (1 + 4,6) \cdot 0,13}$$

$$R_2 = 0,103 \text{ } ^{\circ}\text{C/W}$$

5.5. R_3

$$R_3 = \frac{1}{\alpha (1 + v) S}$$

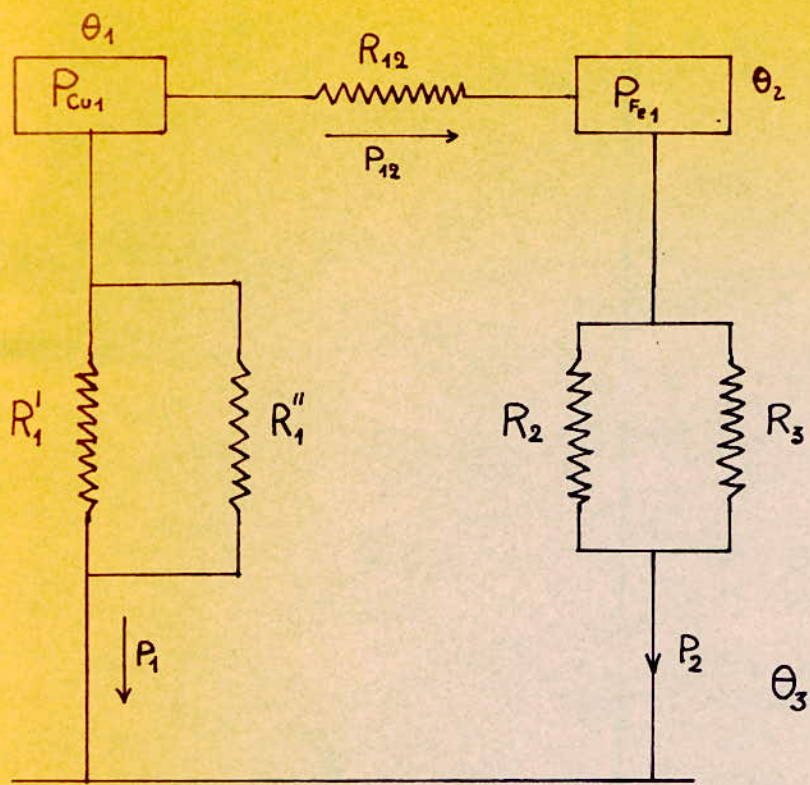
$$\alpha = 13,3$$

$v = 6 \text{ m/s}$ - vitesse de l'air entre la carcasse et le circuit magnétique statorique.

$S = \pi \cdot D_e \cdot l_c$ - Surface latérale extérieur de la culasse

$$S = 0,18 \text{ m}^2$$

$$R_3 = \frac{1}{13,3 (1 + 2,45) \cdot 0,18} = 0,121 \text{ } ^{\circ}\text{C/W}$$



Schema thermique
Simplifié du Stator

Schema thermique
Simplifié du rotor

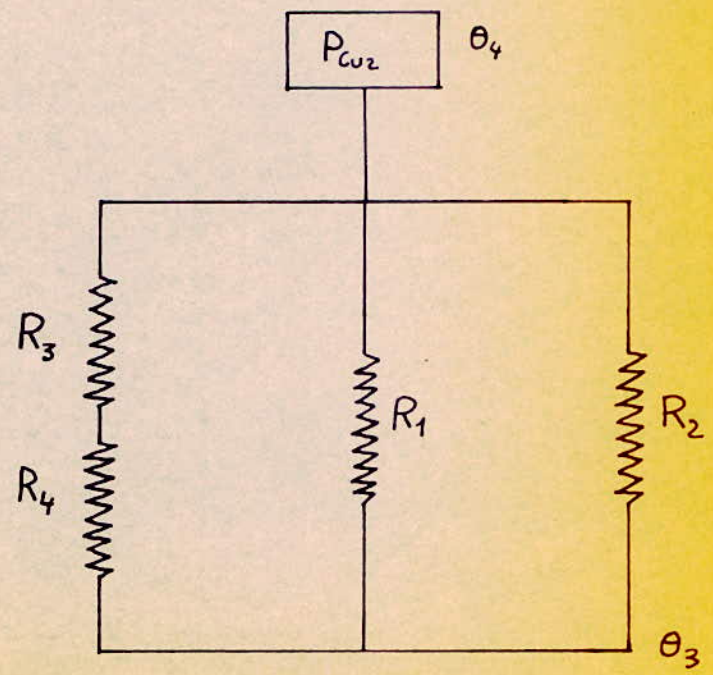


Fig. N° 14 .

5.6 CALCUL DES RESISTANCES EQUIVALENTES.

La résistance équivalente R_{1eq} de deux résistances en parallèle R_1'' et R_1' est donnée par la relation

$$R_{1eq} = \frac{R_1'' \times R_1'}{R_1'' + R_1'} = \frac{0,129 \times 0,238}{0,129 + 0,238}$$

$$R_{1eq} = 0,0836 \text{ } ^\circ\text{C/W}$$

R_{23eq} : résistance équivalente de R_2 et R_3 placées en parallèle.

$$R_{23eq} = \frac{R_2 \times R_3}{R_2 + R_3} = \frac{0,103 \times 0,121}{0,103 + 0,121}$$

$$R_{23eq} = 0,0556 \text{ } ^\circ\text{C/W}$$

Après le calcul de toutes ces résistances, nous aurons à résoudre le système suivant :

$$\begin{aligned} \theta_1 - \theta_3 &= 0,0836 P_1 \\ \theta_2 - \theta_3 &= 0,0556 P_2 \\ \theta_1 - \theta_2 &= 0,0107 P_{12} \\ 1145 &= P_{12} + P_1 \\ 310 + P_{12} &= P_2 \end{aligned}$$

est l'échauffement de l'air de la machine par rapport à l'air ambiant considéré à une température de 40°C .

$$\theta_3 = \frac{\Sigma P}{C \times Q_v} = 10 \text{ } ^\circ\text{C}$$

La résolution du système nous donne les valeurs des températures correspondant aux échauffements dans les différentes parties du stator.

$$-t_1 = 101,66 \text{ } ^\circ\text{C}$$

$$-t_2 = 96 \text{ } ^\circ\text{C}$$

$$-t_3 = 50 \text{ } ^\circ\text{C}$$

II. 2.6 Résistances thermiques du rotor :

6.1 - R_1

$$R_1 = \frac{1}{\alpha (1 + \sqrt{v}) S}$$

$$\alpha = 13,3$$

$$v = 14,2 \text{ m/s}$$

S : Surface des faces frontales des bobines d'excitation

$$S = 2 \times 2p \times h_p \times l_m$$

$$= 2 \times 2 \times 2 \times 0,053 \times 0,114 = 0,042 \text{ m}^2$$

$$R_1 = \frac{1}{13,3 (1 + 3,77) 0,042} = 0,33 \text{ } ^\circ\text{C/W}$$

6.2. R_2

$$R_2 = \frac{1}{\alpha (1 + \sqrt{v}) S}$$

v = 12,13 m / s vitesse entre les pôles

$$S = 2 \times 2p \times h \times l_i = 0,064 \text{ m}^2$$

$$R_2 = \frac{1}{13,3 (1 + 3,48) 0,064} = 0,262 \text{ } ^\circ\text{C/W}$$

6.3. R_3

$$R_3 = \frac{1}{S_e} \left(\frac{e_1}{\lambda_1} + \frac{e_2}{\lambda_2} + \frac{e_3}{\lambda_3} \right).$$

S_e = Surface latérale des pôles.

$$S_e = 0,0318 \text{ m}^2$$

Suivant les éléments isolants entourant la bobine d'excitation, nous avons :

$e_1 = 0,5 \text{ mm}$ épaisseur de laiton

$e_2 = 0,5 \text{ mm}$ épaisseur de presspahn

$e_3 = 1,75 \text{ mm}$ épaisseur du papier isolant entre les couches.

$$\lambda_1 = 104$$

$$\lambda_2 = \lambda_3 = 0,25.$$

$$R_3 = \frac{1}{0,0318} \left(\frac{0,5}{104} + \frac{0,5}{0,25} + \frac{3,5}{0,25} \right) 10^{-3}$$

$$R_3 = 0,503 \text{ } ^\circ\text{C/W}.$$

6.4. R_4

$$R_4 = \frac{1}{\alpha (1 + \sqrt{Gr}) S}$$

$V = 21,32 \text{ m/s}$ vitesse dans l'entrefer.

$$S = \alpha_i \times \pi \times D \times l_i = \frac{2}{\pi} \times \pi \times 0,27 \times 0,15 = 0,081 \text{ m}^2$$

$$R_4 = 0,166 \text{ } ^\circ\text{C/W}.$$

6.5.) Résistance équivalente

R_1, R_2, R_3 et R_4 sont en parallèles.

$$R_t = \frac{1}{\frac{1}{R_3 + R_4} + \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}}$$

$$R_t = 0,12 \text{ } \Omega/\text{W}.$$

La détermination des résistances thermiques rotoriques nous permet de calculer l'échauffement dans le rotor.

$$\theta_4 - \theta_3 = P_{\text{rot}} \cdot R_t$$

$$\theta_4 - \theta_3 = 0,12 \times 481$$

$$\theta_4 - \theta_3 = 0,12 \times 481$$

$$\theta_4 = 67,7 \text{ } ^\circ\text{C}$$

D'où la température dans le rotor :

$$t_4 = 67,7 + 40 = 107,7 \text{ } ^\circ\text{C}$$

Les températures obtenues dans ce calcul sont au dessous de température admissible par les machines électriques comportant des matériaux département à la classe B dont la tenue à la chaleur va jusqu'à 120 ou 130° C.

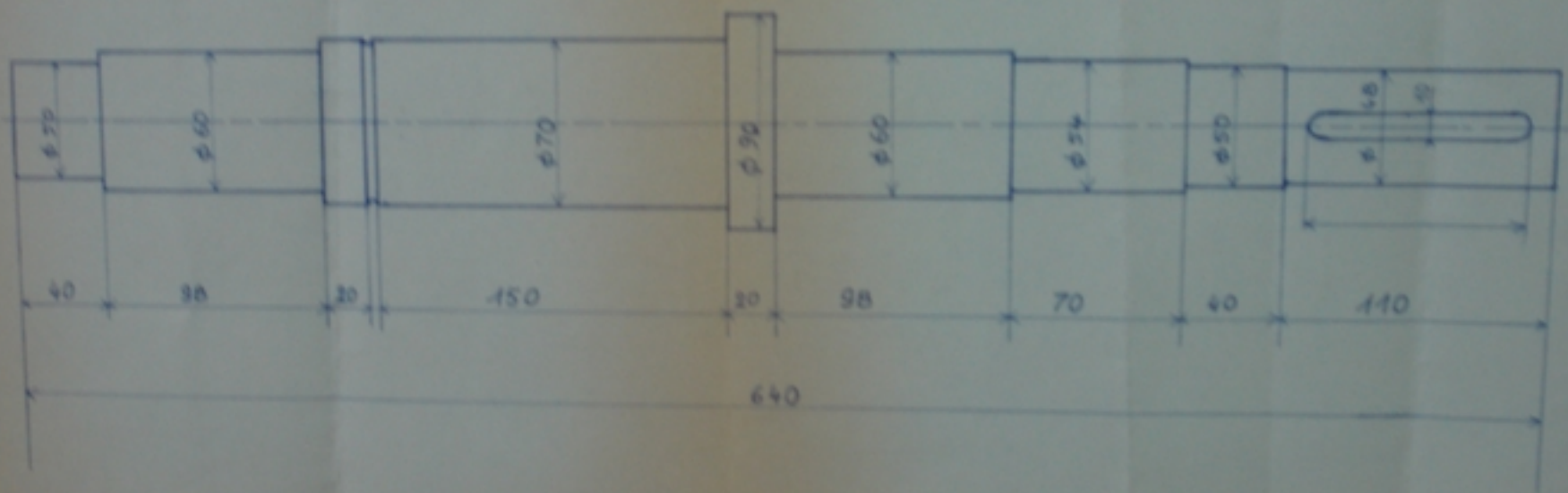
Il est à signaler que des calculs faits précédemment pour un débit plus faible que celui qu'on a choisit ont donné des températures supérieures à 150° C.

Si on augmente encore le débit nous réussirons à avoir des valeurs de températures plus basses. On voit donc l'extrême importance de la ventilation sur l'échauffement et dont sur la fiabilité de la machine.

200-577

ARBRE

Fig. n° 17



Echelle 1/2

CALCUL MECANIQUE DE L'ARBRE

Les différents paramètres et contraintes électriques étant déterminées nous nous proposons de déterminer les caractéristiques mécaniques du générateur, entre autre:

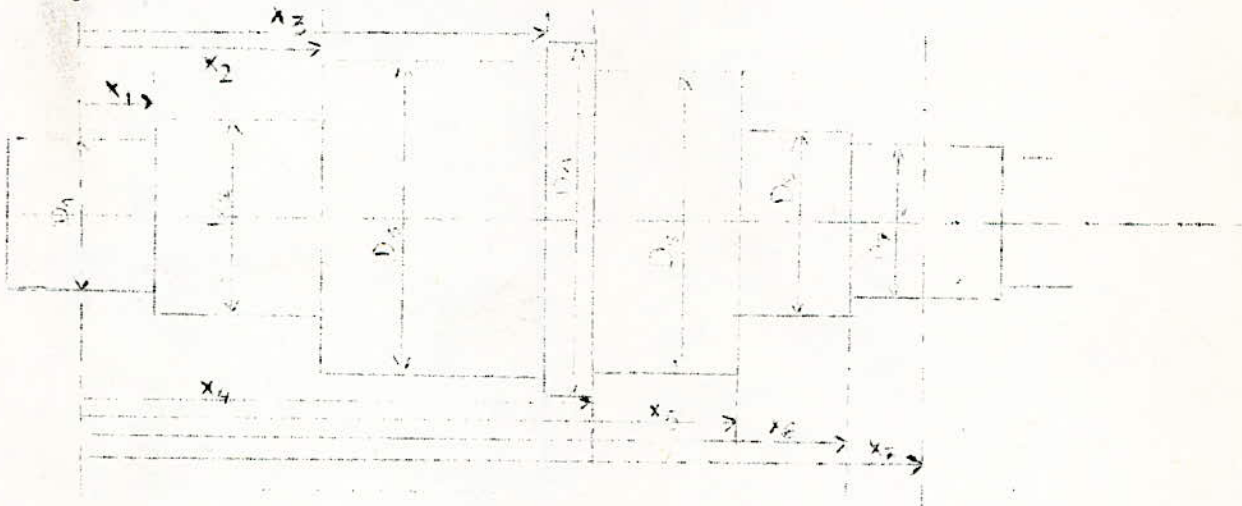
- La flèche due aux efforts s'exercant sur l'arbre
- La vitesse critique

3.1 Définition de la géométrie de l'arbre

Le dessin de détail de l'arbre est donné par la fig.17, le rotor est assimilé à une poutre qui repose sur deux points d'appuis, au niveau des roulements.

Sur les rotor sont exercées les forces suivantes:

- P_0 poids total de l'arbre
- T_0 force d'attraction magnétique unilatérale.



Le schéma du rotor assimilé à une poutre est:



Les distances a et b sont mesurées sur le dessin de l'arbre donné par la figure.

$$a = 24 \text{ cm}$$

$$b = 26 \text{ cm}$$

$$L = a + b = 24 + 26 = 50 \text{ cm.}$$

3.2 Calcul de la flèche

La flèche de l'arbre due au poids P_0 est donnée par la relation:

$$f_{P_0} = \frac{P_0 S}{3 E L^2} (a^2 + b^2)$$

avec E : module d'élasticité longitudinale de l'acier

$$E = 21 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$$

calcul de S :

$$S = \frac{X_1^3}{I_1} + \frac{(X_2 - X_1)^3}{I_2} + \frac{(X_3 - X_2)^3}{I_3} + \frac{(X_4 - X_3)^3}{I_4} + \frac{(X_5 - X_4)^3}{I_5} + \frac{(X_6 - X_5)^3}{I_6} + \frac{(X_7 - X_6)^3}{I_7}$$

où $I_K = \frac{\pi D_K^4}{64}$ I_K étant le moment d'inertie d'une section de l'arbre de diamètre D_K

$$I_1 = \frac{\pi (5 \cdot 10^{-2})^4}{64} = 30,7 \cdot 10^{-8} \text{ m}^4$$

$$I_2 = \frac{\pi (6 \cdot 10^{-2})^4}{64} = 63,6 \times 10^{-8} \text{ m}^4$$

$$I_3 = \frac{\pi (7 \cdot 10^{-2})^4}{64} = 117,8 \cdot 10^{-8} \text{ m}^4$$

$$I_4 = \frac{\pi (9 \cdot 10^{-2})^4}{64} = 322,0 \times 10^{-8} \text{ m}^4$$

$$I_5 = \frac{\pi (6 \cdot 10^{-2})^4}{64} = 63,6 \times 10^{-8} \text{ m}^4$$

$$I_6 = \frac{\pi (5,4 \cdot 10^{-2})^4}{64} = 41,7 \times 10^{-8} \text{ m}^4$$

$$I_7 = \frac{\pi (5 \cdot 10^{-2})^4}{64} = 30,7 \times 10^{-8} \text{ m}^4$$

A partir de ces moments d'inertie, le calcul de S donne;

$$S = \frac{(2 \cdot 10^{-2})^3}{30,7 \cdot 10^{-8}} + \frac{(9,8 \cdot 10^{-2})^3}{63,6 \cdot 10^{-8}} + \frac{(17 \cdot 10^{-2})^3}{117,8 \cdot 10^{-8}} + \frac{(2 \cdot 10^{-2})^3}{322 \cdot 10^{-8}} + \frac{(9,8 \cdot 10^{-2})^3}{63,6 \cdot 10^{-8}}$$

$$+ \frac{(7 \cdot 10^{-2})^3}{41,7 \cdot 10^{-8}} + \frac{(2 \cdot 10^{-2})^3}{30,7 \cdot 10^{-8}} = 8\,000 \text{ m}^{-1}$$

Poids du rotor:

a) Masse des tôles magnétiques

$$G_{\text{culr}} = \gamma_{\text{Fer}} \cdot l_r \cdot S_r \quad \gamma = 7,9 \text{ Kg/dm}^3$$

$$l_r = 1,46 \text{ dm}$$

$$S_r = 4,75 \text{ dm}^2$$

$$G_{\text{culr}} \equiv 55 \text{ Kg}$$

b) Masse des enroulements d'excitation

$$G_{\text{cur}} = W \cdot l_{\text{sp}} \cdot S_{\text{cex}} \cdot \gamma_{\text{cu}} \quad W = 320 \text{ spires}$$

$$l_{\text{sp}} = 4,64 \text{ dm}$$

$$S_{\text{cex}} = 1,04 \cdot 10^{-4} \text{ dm}^2$$

$$\gamma = 8,9 \text{ Kg/dm}^3$$

$$G_{\text{cur}} = 1,35 \text{ Kg}$$

c) Masse propre de l'arbre

Nous pouvons faire une approximation pour le calcul de la masse propre de l'arbre, du fait que celle ci est faible devant la masse des tôles magnétiques. On supposera alors que l'arbre a un diamètre moyen de : 5,8cm.

$$\text{Sa masse est: } G_{\text{ar}} = \frac{D_{\text{ar}}^2}{4} \times l_{\text{ar}} \times \gamma_{\text{Fer}} \quad D_{\text{ar}} = 0,58 \text{ dm}$$

$$l_{\text{ar}} = 6,4 \text{ dm}$$

$$\gamma_{\text{Fer}} = 7,9 \text{ Kg/dm}^3$$

$$G_{\text{ar}} = 13,35 \text{ Kg}$$

La masse du rotor est alors:

$$G = G_{\text{culr}} + G_{\text{cur}} + G_{\text{ar}} = 55 + 1,35 + 13,35 = 69,67 \text{ Kg}$$

Le poids correspondant à cette masse est :

$$P_o = 69,7 \times 9,81 = 683,7 \text{ N}$$

La flèche est alors: $f_{po} = \frac{683,7 \times 8000}{3,21 \cdot 10^{11} (50)^2 \cdot 10^{-4}} (24^2 + 26^2) 10^{-4}$

$$f_{po} = 0,43 \cdot 10^{-6} \text{ m}$$

3.3 Force d'attraction magnétique unilatérale T_o

Elle est donnée par la relation: $T_o = e_o \cdot t$

avec: e_o : excentricité de l'arbre, e_o est donné généralement en fonction de l'entrefer

$$e_o = 0,1 \qquad e_o = 0,18 \text{ mm}$$

t : force unitaire d'attraction magnétique

$$t = \alpha_i \frac{(B_g)^2}{(0,5)^4} \frac{P D_i L_i}{K_c}$$

$$t = \frac{2}{3,14} \frac{(0,743)^2}{(0,5)^4} \frac{3,14 \cdot 27,15 \cdot 10^{-2} \cdot 15,07 \cdot 10^{-2}}{1,8 \cdot 10^{-3} \cdot 1,12} \equiv 89,6 \text{ N/m.}$$

La flèche correspondante est:

$$f_{T_o} = \frac{T_o}{K} = \frac{t \cdot e_o}{K}$$

$$f_{T_o} = \frac{89,6 \cdot 0,18 \cdot 10^{-3}}{7,6 \cdot 10^6} \equiv 2,12 \cdot 10^{-9} \text{ m.}$$

finalement la flèche dynamique serait:

$$f_d = \frac{e_o + f_{pc}}{e_o + f_{pc} + f_{tc}} f_{po}$$

$$f_d = \frac{0,18 + 0,00043}{0,18 + 0,00043 + 2,12 \cdot 10^{-6}} (0,43 \cdot 10^{-3})$$

$$f_d = 0,43 \cdot 10^{-3} \text{ mm}$$

L'arbre aura donc une très bonne tenue mécanique.

3.4 Vitesse critique:

Lorsqu'un arbre tourne à une vitesse correspondant à une fréquence de résonance (vitesse critique), il est soumis à de très grands efforts pouvant entraîner sa rupture. Le calcul de la vitesse critique découle de la relation d'équilibre entre la force centrifuge et la réaction élastique de l'arbre.

La vitesse critique est donnée par:

$$N_c = \frac{945}{f_d} = \frac{945}{0,00043} = 220.10^4 \text{ tr/mn}$$

Cette vitesse critique est largement supérieure à la vitesse de fonctionnement.-

CHAPITRE IV

ETUDE TECHNOLOGIQUE

L'étude technologique portera sur les différentes considérations dans la construction des machines synchronés.

Parmi les plus importantes on y distingue :

- Les matériaux utilisés et leur influence
- la réalisation des pièces
- l'assemblage
- le montage.

IV.1 Technologie du stator

Le stator se compose des parties suivantes :

- le circuit magnétique
- l'enroulement
- la carcasse.

IV.1.1 Circuit magnétique

Le circuit magnétique est composé de tôles-ferromagnétiques isolées entre elles par un vernissage.

Ces tôles normales sont encadrées par des tôles maîtresses plus épaisses entre elles par un vernissage.

Ces tôles normales sont encadrées par des tôles maîtresses plus épaisses qui évitent le desserage des dents.

L'assemblage de ces tôles se fera suivant des rainures de centrages effectuées durant le découpage.

Le serrage : les tôles sont serrées à la presse hydraulique puis maintenues par des boulons ou des brides.

Ce maintien des tôles peut se faire aussi avec des plateaux solidaires de la carcasse. Il est à noter que l'un des plateaux sera mobile et pourra être arrêté par des clavettes après introduction des tôles dans la carcasse.

Ce mode de serrage est meilleur du fait que des boulons traversant le paquet de tôles statorique constitueraient des spires en court circuit et seraient le siège de pertes.

LE glissement tangentiel est empêché par une goupille placée dans une nervure de la carcasse et du paquet de tôles.

1) Opérations technologiques

- Les tôles sont présentées sous forme de rouleaux,
- Découpage en carré de côté $D_0 + 10\text{mm}$.
- Découpage simultané de :
 - Diamètre extérieur
 - Diamètre d'alésage
 - Rainures de clavettes et de centrage.
- Découpage des dents
- Vernissage puis séchage des tôles

Ces opérations seront exécutées sur des tôles normales comme sur les tôles maitresse.

2) Montage :

Les tôles doivent être repêchées suivant leur épaisseur :
L'assemblage des tôles se fera comme suit :

- empilage des tôles normales et orientation suivant les rainures de centrage.
- Mesure du poids du paquet de tôles normales.
La méthode de la détermination du nombre de tôles nécessaires à la formation du paquet statorique est la mesure du poids du paquet. La méthode du comptage engendrerait beaucoup de pertes de temps vu le nombre élevé de tôles à utiliser.
- encadrement du paquet de tôles normales par des tôles maitresses plus épaisses.
- pressage du paquet avec une presse hydraulique,
- fixation des brides de serrage ou des boulons ,

- retrait du paquet de tôles de la presse ,
- porter certaines rectifications si elles sont nécessaires.

Remarques : Les rectifications engendrent généralement le court-circuit entre les tôles, d'où la nécessité d'une bonne précision dans le découpage et l'emblage.

IV.1.2 Enroulement statorique :

a) Réalisation des bobines

Le fil de bobinage se présente dans des tourettes en bois on peut avoir soit du fil en cuivre ou en aluminium.

Le fil peut être isolé à la soie ou au coton, ou par émail-lage. Ce dernier est le seul utilisé actuellement.

Pour les fils de grosses sections, on doit réaliser un isolement à la main ou à la machine avec une tresse.

Opérations de réalisation :

- Préparation des gabarits
- Fixation du fil au gabarit
- Réalisation du nombre de spires par bobines
- Démontage de bobines

b) Isolation de l'encoche

Les encoches sont généralement garnies avec du papier leathéroïd ou du presspahn ou micaïte.

Le papier se présentant en rouleaux est coupé aux dimensions voulues, puis introduit dans l'encoche.

c) Cale

Découpage suivant profil et longueur de l'encoche

.../...

d) têtes de bobines

Elles peuvent être soit isolées par des trasses entrelacées ou ruban de soie. Ceci évite l'arrachement préalable des têtes de bobines pendant le fonctionnement.

On peut aussi isoler les bobines l'une de l'autre par du papier presspahn, puis fixer les têtes avec du ruban de verni ou non.

e) Encoches :

Dans le cas des encoches ouvertes l'isolement des bobines peut être fait directement, et l'introduction des bobines se fait en entier.

Dans le cas d'encoches semi-fermées :

- . L'introduction des bobines dans les encoches se fera fil par fil, on place alors la cale en bois après avoir mis une première cale en press-pahn
- on isole les têtes de bobines
- on réalise les connexions entre les bobines par soudure
- on connecte les conducteurs de sortie
- enrubannage des têtes de bobines
- imprégnation puis séchage dans une étuve
- contrôle de l'isolation et de la hauteur de la couronne frontale.

Un mauvais gabarit pour les bobines entraînerait : soit une hauteur exagérée des têtes de bobines qui varieraient les surfaces réservées à la ventilation, et peuvent aussi toucher le flasque, d'où la mise à la masse des conducteurs. Soit une hauteur réduite des têtes de bobines, ce qui entraînerait une difficulté dans la formation de la couronne.

IV.1.3 Carcasse statorique

a) La carcasse est en acier moulé.

Elle est de section droite et munie de nervures. Ces nervures nous permettent de laisser un espace de ventilation entre la carcasse et la culasse.

Un épaulement pratiqué sur l'un des cotés des nervures permettra le blocage du paquet de tôles statorique.

L'autre côté sera bloqué par des circlips placés dans des rainures, transversales usinées sur les nervures.

Deux nervures diamétralement opposées auront une dimension plus longue que les autres. Elles serviront de repère d'empilage des tôles et éviteront un glissement tangentiel du paquet statorique.

Sur la carcasse, elle même, de différents percages seront effectués pour permettre :

- le passage des cables de phases
- la fixation de la boîte à bornes
- la fixation du transformateur.

b) Les flasques :

Ils sont faits en fontes ou en acier

Ils sont moulés puis usinés suivant la forme prévue.

Dans le cas d'une machine synchroné, un des flasques sera moulé et usiné de façon à laisser passer l'air de ventilation, un percage sera effectué sur ce flasque pour permettre la fixation d'un support des portes balais.

c) Batis de la machine

Le batis se réalise en fonderie avec la carcasse ou être rapporté par des vis à cette carcasse ou bien soudé

.../...

d) Introduction du paquet de tôles statoriques

L'introduction du paquet de tôles dans la carcasse se fera de la façon suivante.:

- chauffage de la carcasse
- introduction du paquet de tôle par presse hydraulique jusqu'à l'épaulement prévu sur la carcasse,
- on cale l'autre côté avec des circlips placés dans les rainures prévues sur les nervures.

IV 2. TECHNOLOGIE DU ROTOR

Le rotor de la machine se compose des parties suivantes.

- le circuit magnétique
- l'enroulement d'excitation
- l'arbre

2.1. CIRCUIT MAGNETIQUE DU ROTOR

La composition du circuit magnétique est la même que celle du stator.

Le découpage sera fait suivant la géométrie prévue dans le dessin d'ensemble sur la partie découpé du stator.

Le pôle et la culasse sont unis, par contre la pièce polaire sera montée sur le pôle par vis.

1) Opérations technologiques.

- découpage de la culasse et du pôle suivant la géométrie prévue par le schéma du rotor
- ainsi que le diamètre intérieurs, la rainure pour l'emplacement de la clavette, les trous pour le passage des boulons d'assemblage.

- découpage des toles de la pièce polaire et perçage des trous pour les boulons ou brides de serrage, d'une rainure pour, placer une clavette dont laquelle s'engagent les boulons de fixations de la pièce polaire.

Ce processus sera aussi appliqué au tôles maîtresses qui seront plus épaisses que celles qui sont employées sur le stator vu qu'elles doivent supporter la charge des têtes des boulons de serrage.

2) Montage des paquets de toles rotoriques.

Pour la pièce polaire et la culasse + toles l'assemblage et le serrage des tôles seront exécutés comme dans le cas de la constitution du paquet de toles du stator.

3) Montage du circuit magnétique sur l'arbre.

- Introduction du paquet de toles jusqu'à l'encastrement prévu sur l'arbre.
- Mise en place de la clavette de guidage
- Pressage du paquet pour permettre la mise en place du circlips dans la gorge prévue sur l'arbre.

4) Montages des pièces polaires.

Après avoir placé l'enroulement d'excitation sur le pôle la pièce polaire pourra être montée par vis sur le pôle ces vis seront maintenues par des clavettes traversant la pièce polaire dans le sens longitudinal (axial).

2.2. ENROULEMENT D'EXCITATION.

Les bobines sont réalisées directement sur gabarits. L'isolation ou enrobage des bobines par du prespahn

et feuilles de laiton se fait avant l'introduction de la bobine sur le rôle.

Les connections seront faites par soudure entre les bobines de chaque rôle.

Les fils de sortie vers les bagues collectrices sont également soudés.

2.3. ARBRE ET ACCESSOIRES.

1 - ARBRE.

Brut, cet arbre se présente en barre d'acier de section circulaire, les différents usinages réalisés sur l'arbre sont fait sur fraiseuses et tours, dans l'ordre suivant:

- découpage (ou chariotage) des deux bouts d'arbre.
- centrage frontal afin d'assurer le montage entre pointes
- chariotage des différents diamètres, épaulements et gorges de l'arbre.

Les épaulements doivent permettre le dégagement des roulements.

- fraisage de la rainure de clavette sur l'arbre, afin d'assurer le blocage en rotation des toles rotoriques
- rectification des paliers des roulements.
- traitements thermiques.
- control final
- stockage intermédiaire;

2) Balais et porte balais.

Les balais sont constitués par des blocs de charbon. Ils sont préparés avec du charbon pur et du graphite en proportion variables, puis moulés.

Les balais sont de plusieurs types suivant la dureté, la résistance électrique, chaque balais porte un câble souple en cuivre permettant de le relier aux bornes il est maintenu par un porte balais dont la tension est généralement réglable.

Le porte balais est fixé sur un axe isolé.

3) Bagues collectrices:

Les bagues sont en bronze, en laiton ou en acier laminé elles sont, montées sur un moyeu isolé à la mécanique.

Les bagues en acier laminées peuvent être employées sur des machines synchrones, mais doivent comporter un hélicage pour des vitesses supérieures à 1000Tr/Mn.

4) Ventilateurs:

Ils sont généralement en acier ou en plastique :

Ils sont préparés par moulage.

5) Roulements à billes:

Les roulements utilisés dans le cas des machines rapides sont les roulements rigides à une rangée de billes.

Les deux bagues comportent un chemin de roulement, profond. De ce fait ils peuvent supporter des charges radiales et axiales par contre ils nécessitent un graissage fréquent.

6) Montages des bagues sur l'arbre

Eléments de montage :

Les bagues ayant une faible vitesse périphérique sont montées par des boulons isolés sur moyeu

Dans le cas des bagues tournant à grande vitesse, on les monte directement sur l'arbre ou sur un manchon claveté avec l'arbre, en interposant entre les bagues et le manchon une chemise isolante en mica.

La liaison de ces bagues à l'excitation sera assurée par des tiges métalliques en acier qui seront isolées et logées dans les rainures aménagées dans l'arbre.

La fixation de ces tiges sera assurée par un segment.

6 CONCLUSION -

ooooOoooo

Le domaine d'application des machines synchrones est tres etendu . En particulier ,leur utilisation comme generateur synchrone est tres grande .

Leur developpement a été si rapide que les stations autonomes de production d'électricite se multiplient !

Ceci n'a été possible qu'avec les progres realisés dans la fabrication des materiaux utilises dans la construction des machines électriques ,et les calculs devenant de plus en plus precis .

La methode utilisé pour l'etude de ce generateur synchrone pour groupe électrogene nous a permis d'exposer tout au long de ce projet les problemes relatifs à leur construction et à leur exploitation !

Compte tenu des données du cahier de charge et des resultats obtenus en général par les constructeurs ,les valeurs que nous avons obtenu par le calcul sont satisfaisantes !

Pour la realisation pratique du generateur ,une étude technico-economique serait necessaire ,ainsi qu'une etude beaucoup plus approfondie sur la construction mecanique !

Enfin ,il serait souhaitable que ce projet fasse l'objet d'une étude avec une autre variante qui serait:

" Etude du generateur avec poles lisses " !

B I B L I O G R A P H I E



O.L. ADAMS

- Traité élémentaire du moteur diesel
- Fonctionnement et entretien des moteurs diesel.

COURS DE Mr. PARLOG

- Construction des Machines Electriques.

L. LIWSCHITZ

- Calcul des Machines Electriques.
Tome I et II.

M. KOSTENKO, E.L. PIOTROVSKI

- Machines Electriques.

TECHNIQUE DE L'INGENIEUR

- Electricité Générale.

G. SEGUIER

- Les montages redresseurs.

REVUES

- RGE N°4 AVRIL 70
- REVUE JEUMONT - SCHNEIDER 1ere Année N°1 1965.
- CATALOGUE GENERAL UNELEC
Département alternateurs et moteurs électriques
(ORLEANS).