

8/80

1 ex

الجامعة الوطنية للعلوم الهندسية
 المكتبة

 ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE
 BIBLIOTHÈQUE

UNIVERSITE DES SCIENCES ET DE LA
 TECHNOLOGIE H - BOUMEDIENNE

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

DEPARTEMENT
 d'électronique et d'électrotechnique

PROJET DE FIN D'ETUDES



CONSTRUCTION D'UN MOTEUR
 ASYNCHRONE A ROTOR EN
 COURT-CIRCUIT A ENCOCHES
 PROFONDES

3 PLANCHES

Proposé par :

M^r KRIVONITCHENKO

Etudié par :

R. IBTIQOEN

A-TLIQOANT

Promotion : JUIN 1980

UNIVERSITE DES SCIENCES ET DE LA
TECHNOLOGIE H. BOUMEDIENNE

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

DEPARTEMENT
d'électronique et d'électrotechnique



PROJET DE FIN D'ETUDES

CONSTRUCTION D'UN MOTEUR
ASYNCHRONE A ROTOR EN
COURT-CIRCUIT A ENCOCHES
PROFONDES

Proposé par :

M^r KRIVONITCHENKO

Etu lié par :

R. IBTIOUEN

A. TLIQUANT

Promotion : JUIN 1980

REMERCIEMENTS

Nous tenons à remercier par ce modeste travail tous les enseignants qui ont contribué de près ou de loin à notre formation, et en particulier Monsieur KRIVONITCHENKO NOTRE PROMOTEUR qui a mis à notre disposition son expérience et son savoir dans le domaine des machines électriques.

I. R. & A. T

/ / SONMAIRE / /

Liste des symboles1
Introduction3
Cahier de charge4

CHAPITRE I : calcul électromagnétique-dimensionnement..5
1.1-généralités.....5
1.2-dimensions principales de la machine.....5
1.3-calcul des enroulements.....9
1.4-calcul du circuit magnétique.....15
1.5-constante de PETROV.....19

CHAPITRE II : CALCUL des paramètres du moteur.....220
2.1-calcul des résistances.....20
2.2-calcul des réactances.....23
2.3-détermination des paramètres du moteur en tenant
 compte de l'effet pelliculaire et de la saturation, 30
 X

CHAPITRE III : PERTES et rendement du moteur.....36
3.1-pertes à vide.....36
3.2-pertes en charge.....43
3.3-rendement.....44

CHAPITRE IV : Caractéristiques de travail.....45
4.1-diagramme du cercle.....45
4.2-caractéristiques de travail.....50
4.3-méthode analytique.....50

CHAPITRE V : Calcul thermique.....57
5.1-généralités.....57
5.2-calcul thermique.....58
5.3-ventillation de la machine.....60

CHAPITRE VI : Calcul mécanique.....63
6.1-arbres des rotors des machines tournantes.....63
6.2-calcul de l'arbre.....64
6.3-conditions de rigidité.....66
6.4-liaison rotor-stator.....74
6.5-carcasse et circuit magnétique.....74

CONCLUSION.....75
BIBLIOGRAPHIE.....76

// LISTE DES SYMBOLES //

- A_1 : Densité linéaire de courant du stator.
 A_2 : Densité linéaire de courant du rotor.
 B_{j1} : Induction magnétique dans le joug du stator.
 B_{j2} : Induction magnétique dans le joug du rotor.
 B_{z1} : Induction magnétique dans les dents du stator.
 B_{z2} : Induction magnétique dans les dents du rotor.
 B_c : Induction magnétique dans l'entrefer.
 b_{j1} : Epaisseur du joug du stator.
 b_{j2} : Epaisseur du joug du rotor.
 b_{z1} : Largeur de la dent du stator.
 b_{z2} : Largeur de la dent du rotor.
 bro : Ouverture de l'encoche du rotor.
 bst : Ouverture de l'encoche du stator.
 c : Chaleur spécifique.
 d : Diamètre des conducteurs.
 $daxe$: Diamètre de l'arbre.
 D_1 : Diamètre interne du stator.
 $Dext_1$: Diamètre extérieur du stator.
 $Dext_2$: Diamètre extérieur du rotor.
 f : Fréquence des courants.
 Fac_1 : F.M.M dans le joug du stator.
 Fac_2 : F.M.M dans le joug du rotor.
 Fc_{ir} : F.M.M DU CIRCUIT MAGNETIQUE.
 Fz_1 : F.M.M dans les dents du stator.
 Fz_2 : F.M.M dans les dents du rotor.
 F : F.M.M dans l'entrefer.
 G_{j1} : masse de la culasse du stator.
 G_{j2} : Masse du joug du rotor.
 G_{z1} : Masse des dents du stator.
 G_{z2} : Masse des dents du rotor.
 h_{j1} : Hauteur du joug du stator.
 h_{j2} : Hauteur du joug du rotor.
 K_A : Coefficient d'ESSON;
 C_A : Constante d'ARNOLD.
 I_{ln} : COURANT NOMINAL PAR PHASE DU STATOR.
 i_2 : Courant rotorique.
 $j_1(2)$: Densité de courant
 K_C : Coefficient de CARTER.
 K_r : Coefficient de remplissage.
 K_{rac} : Coefficient de raccourcissement du pas d'enroul.
 K_z : Coefficient de saturation des dents.
 l_f : Longueur de la partie frontale des bobines.
 U_1 : Tension par phase.
 N_1 : Nombre de tours par phase.
 P_2 : Puissance utile du moteur.
 P_1 : Puissance absorbée.
 P_{cl} : Pertes cuivre du stator.
 P_c : Pertes cuivre du rotor.
 q_2 : Nombre d'encoches par pôle et par phase.
 P_o : Pertes à vide.
 P_s : Pertes superficielles.
 P_{puls} : Pertes pulsatoires.
 Q_v : Débit d'air de ventilation.
 $r(x)$: Résistances électriques.
 x : Réactances.
 γ_1 : Pas de l'enroulement statorique.
 Z : Nombre d'encoches.
 q_1 : Section des conducteurs.
 q_2 : Sections des barres du rotor.
 N_1 : Nombre de spires.
 S : Entrefer.
 λ : Facteur géométrique - conductivité thermique.

λ_e : coefficient de dispersion d'encoches.
 λ_f : coefficient " " frontale.
 λ_{dif} : coefficient " " differentielle.
 τ : pas polaire.
 θ : temperature.
 η : rendement.
 ρ : masse volumique.
 ν : rang de l'harmonique.
 α : angle électrique entre deux encoches.
 a_i : nombre de voies d'enroulements.
Pspe: pertes spécifiques.
g : glissement.
m : nombre de phases.
p : nombre de pôles.
 Φ : Flux utile par pôle.

...CAHIER DE CHARGE... 8

Sujet: construction d'un moteur asynchrone à rotor en court circuit à encoches profondes.

Puissance nominale: $P_{2N} = 25 \text{ KW.}$
Tension nominale : $U_N = 380/220 \text{ V.}$
Vitesse de synchronisme: $n_1 = 1500 \text{ tr/Mn}$
Nombre de phase : $n_1 = 3$
Facteur de puissance:
nominal $\cos \varphi_n = 0,89$
Rendement nominal : $\eta_n = 0,890 = 0,90$
Isolement : Classe "B".
Version : "Protégé".

INTRODUCTION

Dans la construction d'une machine électrique, mis à part les propriétés magnétiques de celle-ci, il est nécessaire de mettre l'action sur le côté économique lors de cette construction et sur le côté rentabilité lors de son exploitation (efficacité; robustesse; longévité; etc...).

les facteurs dont il faut tenir compte en construisant une machine pour que celle-ci réponde au travail qui lui est demandé sont l'échauffement (résistance aux contraintes thermiques et aux contraintes diélectriques) et le rendement.

En ce qui concerne notre étude, on construit un moteur asynchrone à rotor à cage à barres profondes, donc mis à part les deux facteurs énumérés ci-dessus il faut tenir compte également de la capacité de surcharge, des conditions de démarrage et du facteur de puissance.

Il est nécessaire de prendre en considération la résistance aux efforts électrodynamiques car dans le cas où il y a des sur-intensités provoquées par un courant de court-circuit ou par une charge les forces électrodynamiques (proportionnelles à I^2) peuvent être défavorables à la machine.

Le moteur dont on va faire la construction sera d'un fonctionnement simple, le courant circule dans l'enroulement primaire (stator) mais est induit dans le secondaire (rotor) par action électromagnétique.

/// CHAPITRE I ///

DIMENSIONNEMENT ET CALCUL ELECTROMAGNETIQUE

I.1 Généralités.

Les moteurs d'induction se départagent en deux grandes catégories:

- Les moteurs à rotors bobinés auxquels on peut increr des résistances additionnelles.
- Les moteurs à rotors en court-circuit, et parmi eux le moteur asynchrone à encoches profondes qu'on va étudier suivant les données du cahier de charge. Ce moteur à encoches profondes du rotor est un moteur aux propriétés de démarrage améliorées par l'effet de refoulement du courant rotorique (effet pelliculaire). Sous cet effet, la résistance du rotor augmente et l'inductance diminue; ce qui au démarrage diminue le courant et augmente le couple.

Une fois le moteur démarré, la vitesse augmente tandis que la fréquence du rotor diminue ($1:3$) Hz, l'effet pelliculaire disparaît et le moteur fonctionne comme un moteur à rotor en court-circuit normal.

I.2 : DIMENSIONS PRINCIPALES DE LA MACHINE.

Elles seront déterminées à partir du cahier de charge

I.2.1: Nombre de paires de poles du stator.

La vitesse de rotation du champ magnétique tournant est donnée par la formule suivante:

$$n_1 = \frac{60 \cdot f_1}{p} = 1500 \text{ tr/mn}$$

d'où $p=2$

I.2.2: Courant nominal de la phase du stator.

Il est donné par:

$$I_{1n} = \frac{PN \cdot 10^3}{\sqrt{3} \cdot U_n \cdot \eta_n \cdot \cos \varphi_n} = \frac{25 \cdot 10^3}{3 \cdot 220 \cdot 0,9 \cdot 0,89} = 47,86 \text{ A}$$

I.2.3: Puissance apparente.

Elle est donnée par la relation suivante:

$$P'_N = K_E \cdot P_N \cdot \frac{1}{\eta_n \cdot \cos \varphi_n}$$

avec:

K_E : coefficient qui tient compte des chutes ohmiques dans l'enroulement du stator;

K_E Est défini ainsi: $K_E = 0,985 - 0,004p = 0,977$

donc:

$$P'_N = \frac{0,977 \cdot 25}{0,9 \cdot 0,89} = 30,84 \text{ KVA.}$$

I.2.4: Diamètre interne du stator

Il est fonction de la puissance apparente et se détermine à partir de la courbe (2) tirée expérimentalement.

$$P'_N = 30,84 \text{ KVA} \text{ donne } D_1 = 23,70 \text{ CM}$$

I.2.5: Diamètre externe du stator:

L'expérience de construction des machines asynchrones nous donne les valeurs standards du tableau suivant:

2p	2	4	6	8+10
Dext ₁	(1,85/+1,95)D ₁	(1,56/+1,61)D ₁	(1,41/+1,44)D ₁	(1,34/+1,39)D ₁

Dans notre cas:

$$2p=4 \text{ donne } D_{ext1} = (1,56/+1,61) \cdot 23,7 \text{ cm}$$

$$D_{ext1} = (36,97/+38,16) \text{ cm}$$

Pour une raison d'économie des tôles d'acier lors du découpage, le diamètre extérieur est standardisé suivant l'encombrement; les valeurs de cet encombrement sont données comme suit:

Encombrement	1	2	... 7	8	9	...
Dext ₁ (mm)	133	153	... 343	393	450	...

On choisit l'encombrement (8) donc Dext₁ = 393 mm

I.2.6: Pas polaire du stator:

Il est donné par la relation suivante:

$$\tau = \frac{\pi D_1}{2p} = \frac{3,14 \cdot 23,7}{2} = 18,61 \text{ cm}$$

I.2.7: choix de l'induction² d'entrefer B_s et de la charge linéaire A₁:

Ce choix est fonction du pas polaire τ d'après la courbe (3),
 τ = 18,61 cm DONNE B_s = 7300 Gs et A₁ = 320 A/cm

I.2.8: Longueur de la machine:

a) détermination de la constante d'Arnold:

$$C_A = \frac{D_1^2 \cdot L_s \cdot n_1}{P_N} = \frac{6,1 \cdot 10}{\alpha_s \cdot K_b \cdot K_p \cdot A_1 \cdot B_s}$$

avec: B_s: induction magnétique dans l'entrefer qui caractérise les sollicitations magnétiques.

A₁: charge linéaire qui caractérise les sollicitations électriques de matériaux actifs de la machine.

- K_{β} : facteur de forme du champ magnétique dans l'entrefer. Il est défini comme suit: $K_{\beta} = \frac{B_{\text{effic.}}}{B_{\text{moy.}}} = B_{\text{effic.}}$

Il est fonction du facteur de saturation K_z . On choisit $K_z = 1,3$ ensuite de la courbe (4) on tire $K_{\beta} = 1,09$.

- α_s : facteur de couverture idéale des poles, il est fonction de K_z , la courbe (4') nous donne pour $K_z = 1,3$ un $\alpha_s = 0,715$.

- K_b : facteur de bobinage tenant compte de la répartition du bobinage et des raccourcissements éventuels du pas d'enroulement. Il est donné par:

$$K_b \surd = K_d \surd \cdot K_r \surd \quad \text{avec:}$$

$K_d \surd$: coefficient de distribution
 $K_r \surd$: " " raccourcissement

$$K_d \surd = \frac{\sum_{\nu} \sin(q \cdot \nu \cdot \alpha / 2)}{q \cdot \sum_{\nu} \sin \nu \alpha / 2} \quad \text{avec } \alpha = \frac{2\pi p}{Z_1}$$

q : il désigne le nombre d'encoches par pôle et par phase.

α /: il désigne l'angle électrique entre 2 encoches successives.

\surd : il désigne le rang de l'harmonique considérée.

La forme du champ magnétique dans l'entrefer n'est pas tout à fait sinusoidale; sa décomposition en série de Fourier entraîne un fondamentale ($\surd = 1$) et des harmoniques d'ordre impaire supérieur qui provoquent des pertes supplémentaires.

Dans les machines à enroulement triphasé couplées en étoile et avec un raccourcissement du pas d'enroulement égale à (0,16+0,18) et $\beta = \sqrt{2} = (0,82+0,84)$ c.A.d notre cas, le facteur d'enroulement du 5^{ème} harmonique est pratiquement nul et celui du 7^{ème} relativement faible.

Du fait du couplage en étoile, le 3^{ème} harmonique ne participera pas à la F.E.M composée (F.E.M résultante), la courbe d'induction est pratiquement privée d'harmoniques. Aussi dans ce cas les pertes supplémentaires deviennent-elles minimales.

Au début on avait choisit $K_{b1} = 0,926$ DONC la constante d'Arnold sera:

$$C_A = \frac{6 \cdot I \cdot 10^{11}}{0,715 \cdot 1,09 \cdot 320 \cdot 0,926 \cdot 7300} = 361837 \frac{\text{cm}^3 \cdot \text{tr}}{\text{KVA} \cdot \text{mm}}$$

Coefficient d'ESSON

On calcule le coefficient d'ESSON (facteur d'utilisation) pour estimer l'utilisation des matériaux actifs de la machine.

$$K_A = \frac{1}{C_A} = 0,03 \cdot 10^{-4} \left[\frac{\text{KVA mn}}{\text{cm}^3 \cdot \text{tr}} \right]$$

K_A est compris entre l'intervalle de tolérance admissible $(0,01+0,05) \cdot 10^{-4}$.

On peut à présent calculer la longueur de la machine.

$$l_1 = l_g = \frac{6,1 \cdot 10^{II} \cdot P' \cdot \eta}{\alpha_g \cdot K_b \cdot K_\beta \cdot A_1 \cdot B_g \cdot D_1^2 \cdot N} = \frac{6,1 \cdot 10^{II} \cdot 30,84}{0,715 \cdot 0,926 \cdot 1,09 \cdot 7300} \times \sqrt{1500 \cdot (23,7)^2}$$

$$\text{d'ou } l_1 = 13,25 \text{ cm} = l_g$$

Longueur réelle du stator:

Normalement la longueur réelle du stator est différente de la longueur de l'entrefer, mais comme dans notre cas l_g est inférieur à 20cm l'expérience de construction de machines nous dispense de l'emploi de canaux de ventilation radiaux. On choisira un système de ventilation axiale; notre version étant du type "protégée".

$$L_1 = l_g = 13,25 \text{ cm}$$

I.2.I0(9): Facteur géométrique:

$$\text{Il est défini par: } \lambda = \frac{l_g}{\tau} = \frac{13,25}{18,61} = 0,71$$

Ce facteur tient compte de la géométrie de la machine. Il faut que sa valeur soit comprise dans la partie hachurée de la figure(5); $\lambda = f(p)$.

Le choix de λ tient compte de l'économie de réalisation de la machine.

-Si λ est situé dans la partie hachurée basse, le refroidissement sera bon et le montage des enroulements facile.

-Si λ est situé dans la partie haute de la surface hachurée c.a.d qu' il est élevé, la machine aura un grand diamètre par rapport à sa longueur et cela conduira à une grande consommation de cuivre ce qui n'est pas économique.

I.2.II : Valeur de l'entrefer:

un grand entrefer est plus avantageux d'un point de vue mécanique et en ce qui concerne les pertes supplém. dans le fer. Mais à cause du courant magnétisant ($\cos \varphi$) l'entrefer doit être faible.

On a tiré l'entrefer de la courbe (6) $\delta = f_{\frac{1}{2}}(D_1)$.

$$\delta = 0,60 \text{ mm}$$

1.3. CALCUL DES ENROULEMENTS

A : STATOR:

Le stator des machines électriques dans le cas de puissance moyenne est exécuté avec des encoches semi-~~ouvertes~~ ^{Fermées}. L'enroulement utilisé est celui à deux couches, imbriqué par rapport à l'enroulement à une couche il peut être exécuté comme un enroulement à pas raccourci.

^{avant} Ainsi les facteurs d'enroulement des harmoniques d'ordre supérieur sont fortement diminués. On a également un autre défaut de cet enroulement qui est la faible hauteur radiale de la tête d'enroulement qui limite les pertes additionnelles dans l'espace frontale.

La bobine d'enroulement est placée dans des tôles d'acier ou plutôt dans les encoches poinçonnées dans ces tôles réunies pour former les paquets du stator.

L'enroulement une fois mis en place dans l'encoche(s) est imprégné de verni isolant ; d'ailleurs les parties frontales sont aussi imprégnés de verni isolant.

1.3.1: CARACTERISTIQUES DES ENROULEMENTS

Ils sont caractérisés par :

- Le nombre de pair de poles: $p = 2$
- Le nombre de phase $m_1 = 3$
- Le nombre de branchements en parallèle $a_1 = 4$
 $a_1 = (1+2p)$ pour l'enroulement à deux couches.
- Le mode de placement des enroulements (1ou2 couches)
- L'indépendance du pas raccourci (enroulement à pas totale ou à pas raccourci).
- Le mode de réalisation des bobines (enroulement en fils ou en barres.).
- Le nombre d'encoches par pôle et par phase q_1 qui peut être entier ou fractionnaire.

Dans notre construction on a choisi l'enroulement à pas raccourci avec (q_1) entier et des encoches demi-^{Fermées} car ainsi nous aurons une amélioration de la F.É.M et du champ magnétique et l'exécution de cet enroulement sera facile.

q_1 : entier permet d'éliminer les irrégularités de la machine. Le choix de q_1 est assez important vu que le nombre d'encoches du stator et le facteur de bobinage lui sont directement liés. Il est déterminé à partir du tableau suivant:

τ (cm)	10	15	20	30
q_1	(1); 2; (3)	(2); 3; (4); (5)	(3); 4; (5)	4; 5; (6)

On opte pour $q_1 = 4$. (Il est préférable de ne pas utiliser les chiffres entre parenthèses).

Z_1 : nombre d'encoches du stator :

$$Z_1 = 2p q_1 m_1 = 2.2.3.4 = 48 \text{ encoches}$$

y_1 : Pas d'enroulement qui caractérise la distance entre deux côtés actifs, il est choisi de façon à éliminer le 5^{ème} et le 7^{ème} harmonique donc la valeur de $\beta = \frac{1-1}{y}$ doit être comprise entre 0,80 et 0,86.

On prend $\beta = 0,83$

donc $y_1 = \frac{1}{\beta} \tau = 0,83 \cdot 18,61 \text{ cm} = 15,50 \text{ cm}$
en encoches:

$$y_{\text{enc}} = \frac{z_1 \cdot \beta}{2p} = \frac{48 \cdot 0,83}{2 \cdot 2} = 10 \text{ encoches.}$$

En conclusion les paramètres de l'enroulement du stator sont les suivants:

-L'enroulement choisi est un enroulement imbriqué à pas raccourci:

-Il est à deux couches avec $q_1 = 4$

-Le nombre de branches parallèles

-Le pas polaire en encoches

-Le nombre de paire de poles

-Le " " phases

-Le pas relatif d'enroulement

-Le nombre total d'encoches

-L'angle électrique entre deux encoches successives

$$\begin{aligned} a_1 &= 4 \quad / \\ &= \frac{z_1}{2p} = 48/4 = 12 \quad / \\ p &= 2 \quad / \\ m &= 3 \quad / \\ \beta &= 5/6 \quad / \\ z_1 &= 48 \quad / \end{aligned}$$

$$\alpha_1 = 360 \cdot p / z_1 = 360 \cdot 2 / 48 = 15^\circ$$

-Le décalage en encoches entre deux débuts:

$$\gamma_1 = 120^\circ / \alpha_1 = 120^\circ / 15^\circ = 8 \text{ encoches}$$

POUR LE DEVELOPPEMENT DE L'ENROULEMENT, VOIR (le schéma joint au policopié)

Nombre de conducteurs effectifs: $U_E = N_E$

Il doit être un nombre pair vu qu'on a choisi un enroulement à deux couches, donc il faut arrondir si nécessaire par défaut car les réactances x_1 et x_2 sont fonction de U_E^2 .

U_E EST donné par la relation suivante:

$$U_E = t_1 \cdot A_1 \cdot a_1 / I_{\text{IN}} = 320 \cdot 1,55 \cdot 4 / 47,86 = 41,45$$

$$\text{avec: } t_1 = \pi D_1 / z_1 = 3,14 \cdot 23,7 / 48 = 1,55 \text{ cm}$$

On arrondi $U_E = N_E$ à 40 conducteurs eff.

Cette valeur de N_E nous donnera d'une façon plus exacte celle de la charge linéaire A_1 prise de la courbe(3).

$$A_1 = I_{\text{IN}} \cdot U_E / t_1 \cdot a_1 = 47,86 \cdot 40 / 1,55 \cdot 4 = 308,77 \text{ A/cm}$$

Cette valeur diffère de 3,5% près de la valeur de

A_1 prise au début, de la courbe(3). Elle est admise dans l'intervalle de tolérance qui est: (5+10)%.

Nombre de spires par phase:

Il est donné par:

$$N_1 = p \cdot q \cdot U_E / a_1 = 2 \cdot 4 \cdot 40 / 4 = 80 \text{ Tr/phase}$$

-SECTION D'UN CONDUCTEUR EFFECTIF:

On opte pour du fil en cuivre de section ronde qui est recouvert d'une couche isolante d'émail (3B.1). Les caractéristiques mécaniques désirables sont une bonne résistance à la rupture, au pliage répétés et un faible écrouissage. Et en plus pour notre choix, nous aurons un montage aisé dans l'encoche, un calibrage des têtes de bobines rapide. Ces deux opérations peuvent être réalisées à l'aide de machines automatiques.

La section est donnée par:

$$S'_1 = q'_1 = I_{1N}/a_1 \cdot j'_1 \quad \text{avec:}$$

j'_1 : densité de courant dans l'enroulement du stator. Elle caractérise les pertes ohmiques et l'échauffement de la machine. Elle dépend de la puissance, de la ventilation de la machine et de la version.

Pour notre cas; $j'_1 = (5,5+6) \text{ A/mm}^2$

On choisit $j'_1 = 6 \text{ A/mm}^2$

$$\text{D'où } S'_1 = q'_1 = 47,86/4,6 = 2 \text{ mm}^2$$

d'_1 : diamètre du fil utilisé

$$d'_1 = 1,13 \sqrt{q'_1} = 1,13 \sqrt{2} = 1,60 \text{ mm}$$

Ce qui nous donne un diamètre normalisé avec une couche isolante (M3B1) égale à 1,71 mm

$$d'_{\text{isol.}} = 1,71 \text{ mm}$$

$$\text{d'où } q'_1 = S'_1 \text{ normalisée} = 2,06 \text{ mm}^2 = Q_1$$

A partir de la section normalisée Q_1 on tire j_1 :

$$j_1 = I_{1N}/a_1 \cdot Q_1 = (47,86/4,2,06) = 5,8 \text{ A/mm}^2$$

j_1 est proche de la valeur choisie au début (3%)

1.3.3. DIMENSIONNEMENT DE L'ENCOCHE DU STATOR:

La forme de l'encoche est choisie en fonction de la puissance et de la tension de la machine.

Dans notre construction, on a pris des encoches semi-fermées de forme trapézoïdale.

Comme on l'avait écrit, la bobine d'enroulement est placée dans ces encoches poinçonnées dans des tôles d'acier qui forment les paquets du stator et qui sont obtenues par laminage à froid et recuits intermédiaires, ces tôles ont une épaisseur de 0,5 mm.

La méthode qu'on va adopter pour dimensionner l'encoche est la suivante:

on remplit cette encoche à l'aide des conducteurs en prenant en considération leur isolation et leur nombre, en tenant compte des deux cales, du joint et du revêtement de l'encoche qui est constitué de deux couches de 0,40 mm d'épaisseur (feuille de mica ayant de bonnes propriétés diélectriques et de classe "B").

Le joint qui est constitué de feuilles de mica également et qui a 0,5 mm d'épaisseur assure l'isolation entre les deux couches d'enroulement.

Pour la fermeture de l'encoche, on a utilisé une cale diélectrique de 2,5 mm d'épaisseur.

En tenant compte de toutes ces considérations, on a reproduit l'encoche; (voir schéma 2°).

I.3.4. CALCUL DES INDUCTIONS :

-Induction maximale dans l'entrefer:

$$B_g = \frac{\Phi_g}{\alpha_g \cdot l_g \cdot \tau}$$

où Φ_g représente le flux magnétique dans l'entrefer.

$$\Phi_g = \frac{K_E \cdot U_1 \cdot 10^8}{4 \cdot K_B \cdot K_{B1} \cdot N_1 \cdot f_1} = \frac{0,977 \cdot 220 \cdot 10^8}{4 \cdot 1,09 \cdot 0,926 \cdot 80 \cdot 50} = 1330943 \text{ MAX.}$$

donc:

$$B_g = \frac{1330943}{0,715 \cdot 13,25 \cdot 18,61} = 7549 \text{Gs}$$

La différence entre la valeur prise de la courbe (3) et la valeur calculée est d'environ 3,4% alors que la marge admissible est: (5+10)%.

-Induction dans le joug du stator:

$$B_{j1} = \frac{\Phi_g}{2 \cdot h_{j1} \cdot l_g \cdot K_{ac}} \quad \text{avec :}$$

h_{j1} : hauteur du joug du stator donné par la relation suivante:

$$h_{j1} = \frac{D_{ext1} - D_1}{2} - h_{z1} = \frac{393 \phi - 237}{2} - 24,3 = 53,7 \text{ mm}$$

$$\text{d'ou } B_{j1} = \frac{1330943}{2,5 \cdot 37 \cdot 13,25 \cdot 0,93} = 10058 \text{Gs}$$

Cette valeur de B_{j1} (1T) EST acceptable vu l'intervalle de tolérance (1+1,5)T.

K_{ac} : facteur de remplissage d'acier qui tient compte de l'isolation des feuilles d'acier.
Pour l'acier verni, et pour une épaisseur de 0,5mm
 $K_{ac} = 0,93$.

-Induction dans les dents du stator:

$$B_{z1max} = \frac{B_g \cdot t_1}{b_{z1} \cdot K_{ac}} = \frac{B_g \cdot t_1}{t_1/2 \cdot K_{ac}} = \frac{7549 \cdot 1,55}{1,55/2 \cdot 0,93} = 16234 \text{Gs}$$

Cette valeur (1,62T) est comprise dans l'intervalle de tolérance (1,3+1,7) T.

B: ROTOR

Les machines d'induction ont un entrefer plus réduit, généralement inférieur au millimètre sur les petites machines, donc il faut prévoir des encoches qui ne modifient pas trop la réluctance de l'entrefer.

Pour les moteurs à grand cycle de démarrage et à rotor en court-circuit, les encoches profondes sont recommandées avec le mode répandu de la connection des barres aux anneaux de court-circuitage.

Nous envisagerons des encoches profondes à côtés parallèles avec des barres de forme rectangulaire vu la simplicité d'exécution.

Les barres sont en aluminium qui a à peu près les mêmes propriétés du point de vue électriques que le cuivre et qu'il coûte moins cher. L'aluminium a une faible résistivité afin de réduire les pertes par effet joule et ses caractéristiques mécaniques permettent une bonne résistance. Afin d'obtenir un glissement en charge on emploie de l'aluminium pur.

I.3.5 CALCUL DES PARAMETRES DU ROTOR

1: Nombres d'encoches du rotor: Z_2

Pour éviter les couples parasites synchrones et asynchrones; les couples de vibration, il est nécessaire de faire un choix judicieux de Z_2 .

Z_2 doit satisfaire à certaines conditions imposées par l'expérience de construction de machines asynchrones.

Lors de notre choix de Z_2 , ces conditions ont été vérifiées. Le choix du nombre d'encoches du rotor est dans l'ensemble un problème relativement complexe qui n'est résolu que par l'expérience.

Dans notre étude on a pris $Z_2 = 58$; Z_2 est plus grand que Z_1 ainsi on aura une plus faible dispersion différentielle.

2: Biais d'encoche du rotor:

Il est donné par la relation suivante:

$$b_{\text{biais}} = \frac{D_1 \pi}{Z_1 \pm p} = \frac{23,7 \cdot 3,14}{48 \pm 2} = 1,488$$

L'existence du biais d'encoche diminue le bruit magnétique de la machine, mais il faut tenir compte que cette diminution est accompagnée d'une légère baisse du $\cos \varphi$ et du couple moteur. AFIN D'ÉLIMINER cet inconvénient, on prends une faible valeur du biais.

3. Diamètre externe du rotor:

Il est donné par la relation suivante:

$$D_{\text{ext}2} = \frac{D_1}{2} - 2g = 23,7 - 2 \cdot 0,06 = 23,58 \text{ cm}$$

4. Pas dentaire du rotor:

Il est défini par:

$$t_2 = \pi \cdot D_{\text{ext}2} / Z_2 = 3,14 \cdot 23,58 / 58 = 1,28 \text{ cm}$$

5. Courant réduit du rotor:

Il est donné par la relation qui suit:

$$I'_2 = P_N \cdot 10^3 / (\beta \cdot U_1 \cdot I_N) = 25 \cdot 10^3 / 3 \cdot 220 \cdot 0,9 = 42,56 \text{ A}$$

6. Charge linéaire du rotor:

Elle est définie par:

$$A_2 = I'_2 \cdot A_1 / I_{1N} = 42,56 \cdot 308,77 / 47,86 \text{ A/cm} = 273,89 \text{ A/cm}$$

7. Courant de la barre du rotor:

Il se calcule ainsi:

$$I_{bar} = \sqrt{I_2} \cdot D_{ext2} \cdot A_2 / Z_2 = 3,14 \cdot 23,58 \cdot 273,89 / 58 = 350 \text{ A}$$

8. Densité de courant dans la barre du rotor:

Pour les machines dont la puissance est inférieure à 100 Kw, l'intervalle de tolérance donné par l'expérience de construction en URSS est $j'_{bar} = (2,2 \pm 4,4) \text{ A/mm}^2$

Pour débiter les calculs, on a pris $j'_{bar} = 2,48 \text{ A/mm}^2$, celui-ci sera corrigé par la suite.

Les grandes valeurs de j'_{bar} augmentent le couple de démarrage mais augmentent aussi l'échauffement tout en diminuant le rendement.

9. Section de la barre du rotor:

$$\text{On a : } Q_{bar} = I_{bar} / j'_{bar} = 350 / 2,48 = 141,2 \text{ mm}^2$$

10. Courant dans l'anneau de court-circuit:

Il est donné par:

$$I_{ann} = I_{bar} / \frac{2S_n(\frac{\pi \cdot p}{Z_2})}{Z_2} \approx I_{bar} / \left(\frac{2\pi \cdot p}{Z_2} \right) = 350 / \left(\frac{2 \cdot 3,14 \cdot 2}{58} \right)$$

$$I_{ann} = 1615,4 \text{ A}$$

11. Densité de courant dans l'anneau de court-circuit:

Sa valeur choisie à partir de l'intervalle de tolérance suivant: $j_{ann} = (0,66 \pm 0,80) j_{bar}$.

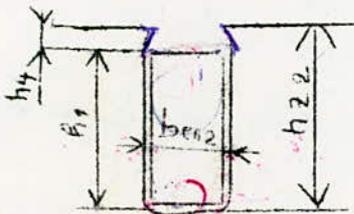
$$\text{On a pris : } j_{ann} = 0,66 j_{bar} = 0,66 \cdot 2,48 = 1,63 \text{ A/mm}^2$$

12. Section de l'anneau de court-circuit:

$$Q_{ann} = I_{ann} / j_{ann} = 1615,4 / 1,63 = 991 \text{ mm}^2$$

13. Encoche du rotor:

On donne à l'encoche une forme rectangulaire. Cette encoche en comparaison avec une autre d'un moteur asynchrone à rotor en court-circuit normal est prise profonde (schéma 5).



$$h_1 = 44 \text{ mm}$$

$$h_4 = 0,7 \text{ mm}$$

$$h_{z2} = 44,7 \text{ mm}$$

$$b_{enc2} = b_{rot} = 3 \text{ mm}$$

- Section de l'encoche du rotor:

$$Q_{bar} = (\frac{\pi}{4}) \cdot d_1^2 \pm h_1 \cdot d_1 = (3,14/4) \cdot 3^2 \pm 44 \cdot 3 = 140 \text{ mm}^2$$

$$\text{avec : } d_1 = d_2 = b_{rot} = 3 \text{ mm}$$

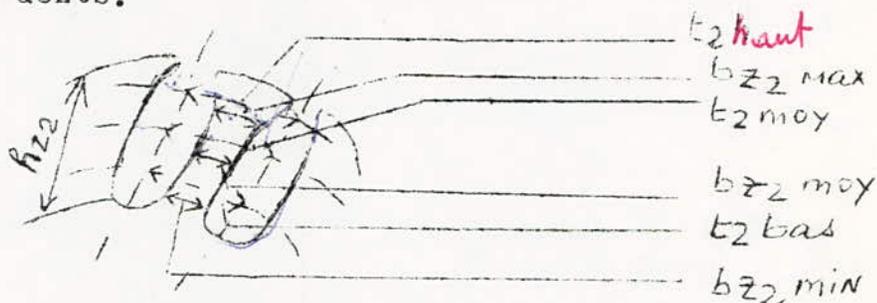
- Densité de courant précisée dans la barre du rotor:

$$j_{bar} = I_{bar} / Q_{bar} = 350 / 140 = 2,50 \text{ A/mm}^2$$

Cette valeur de j_{bar} est très peu différente de la valeur choisie (0,8%).

-Pas dentaire du rotor:

Vu qu'on a pris les encoches du rotor à côtés parallèles, on envisage trois valeurs de la section de dents c.a.d. trois valeurs différentes pour l'induction dans les dents.



avec: $t_{2h} = \pi \cdot (\text{Dext}_2 - d_1 - 2h_4) / Z_2$

$$t_{2\text{moy}} = \pi \cdot (\text{Dext}_2 - h_{z2}) / Z_2$$

$$t_{2\text{bas}} = \pi \cdot (\text{Dext}_2 - 2h_{z2} \mp d_2) / Z_2$$

d'où: $t_{2h} = 3,14(23,58 - 0,3 - 2 \cdot 0,07) / 58 = 1,25 \text{ cm}$

$$t_{2\text{moy}} = 3,14 \cdot (23,58 - 4,47) / 58 = 1,03 \text{ cm}$$

$$t_{2\text{bas}} = 3,14(23,58 - 2 \cdot 4,47 \mp 0,3) / 58 = 0,81 \text{ cm}$$

-Largeur des dents:

$$b_{z2\text{max}} = t_{2h} - d_1 = 1,25 - 0,3 = 0,95 \text{ cm}$$

$$b_{z2\text{moy}} = t_{2\text{moy}} - d_1 = 1,03 - 0,3 = 0,73 \text{ cm}$$

$$b_{z2\text{min}} = t_{2\text{bas}} - d_1 = 0,81 - 0,3 = 0,51 \text{ cm}$$

1.4 CALCUL DU CIRCUIT MAGNETIQUE:

But: Le but principal c'est de déterminer la répartition de l'induction magnétique le long de l'entrefer.

Le principe de calcul est basé sur la loi de la circulation. Pour les machines électriques on remplace l'intégrale $\oint H \cdot dl = F$ par la somme $(\sum HX \cdot Lx)$; ou Lx représente le tronçon choisi (joug, entrefer...)

de telle façon que HX , l'intensité de champ le long de celui-ci puisse être considérée comme constante.

Les HX sont déterminés à partir des courbes d'aimantation. Le calcul du champ va être fait pour une paire de pôles vu que l'image de distribution du champ magnétique dans l'entrefer est symétrique pour chaque paire de pôles.

La répartition du champ magnétique le long de l'entrefer est fonction de la valeur et de la nature des efforts électro-magnétiques qui créent le

moteurs dans la machine ainsi que des valeurs et des formes des f.é.m induites dans les enroulements

Le circuit magnétique du moteur est constitué des parties suivantes:

- 1/-Joug du stator
- 2/-Dents du stator
- 3/-Entrefer
- 4/-Joug du rotor
- 5/-Dents du rotor

1.4.1: Force magnétomotrice dans l'entrefer:

Elle est donnée par la relation suivante:

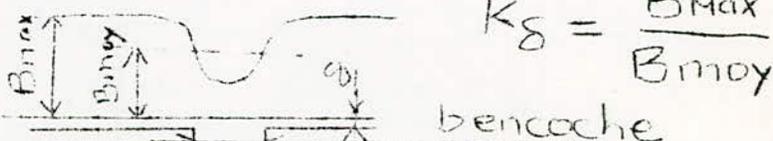
$$F_g = 2H_g \cdot S \cdot K_g \quad \text{avec:}$$

H_g : champ magnétique dans l'entrefer en A.tr/cm

$$H_g = B_g \frac{10^8}{\mu_0} = 0,8 B_g \quad \text{Où } \mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7} \text{ perméabilité magnétique du vide.}$$

K_g : facteur de Carter qui tient compte de la distribution du champ magnétique dans l'entrefer.

A cause de l'ouverture des encoches, l'induction augmente au niveau des têtes des dents et c'est pour cette raison que le facteur de Carter est supérieur à l'unité.



$$K_g = K_{g1} \cdot K_{g2} = \frac{t_1 + 10g}{t_1 - bst + 10g} \cdot \frac{t_2 + 10g}{t_2 - brc + 10g}$$

avec: $bst = 1,85\text{mm}$; $brc = 3\text{mm}$; $g = 0,6\text{mm}$
 $t_1 = 1,55\text{cm}$; $t_2 = 1,28\text{cm}$

$$\text{donc } K_g = \frac{15,5 + 6}{15,5 - 1,85 + 6} \cdot \frac{12,8 + 6}{12,8 - 3 + 6} = 1,09 \cdot 1,19 = 1,29$$

Ainsi on aura que:

$$F_g = 2 \cdot 0,8 \cdot 1,29 \cdot 0,06 \cdot 7549 = 935 \text{ AT}$$

1.4.2 F.M.M DES DENTS DU STATOR

$$F_{z1} = 2 \cdot H_{z1} \cdot h_{z1} \quad \text{avec:}$$

H_{z1} : champ magnétique tiré en connaissant B_{z1} de la courbe de magnétisation (courbe n°7).

On a opté pour l'acier E320

- E: acier électrotechnique
- 3: composition de silicium (4%)
- 2: pertes réduites
- 0: acier laminé à froid

h_{z1} : profondeur de l'encoche du stator (2,43cm).

Pour $B_{z1} = 1,62\text{T}$, la courbe n°7 donne $H_{z1} = 5,8 \text{ AT/cm}$.

D'où: $F_{z1} = 2 \cdot 5,8 \cdot 2,43 = 27,84 \text{ AT}$

1.4.3 F.M.M DES DENTS DU ROTOR

$$F_{z2} = 2 \cdot H_{z2} \cdot h_{z2} \quad \text{avec:}$$

h_{z2} : profondeur de l'encoche du rotor (4,47cm)

$$H_{z2} = (H_{z2\text{min}} + H_{z2\text{max}} + H_{z2\text{moy}} \cdot 4) \cdot 1/6$$

Afin de déterminer ces différents champs, on effectue les calculs suivants:

-induction dans les dents du rotor:

$$Bz_{2min} = \frac{B_s \cdot t_2}{Kac \cdot bz_{2max}} = \frac{7549.1,28}{0,93.0,95} = 10937 \text{ Gs}$$

$$Bz_{2max} = \frac{B_s \cdot t_2}{Kac \cdot bz_{2min}} = \frac{7549.1,28}{0,93.0,51} = 20372 \text{ Gs}$$

$$Bz_{2moy} = \frac{B_s \cdot t_2}{Kac \cdot bz_{2moy}} = \frac{7459.1,28}{0,93.0,73} = 14233 \text{ Gs}$$

(les valeurs bz_2 ... ont été déterminées au point 1.3.5)
pour Kacier voir point 1.3.4

Connaissant les différentes valeurs de l'induction Bz_2 ,
la courbe n°7 nous donne les champs magnétiques suivants:

$$Bz_{2max} = 20372 \text{ Gs} \quad \text{donne} \quad Hz_{2max} = 210 \text{ AT/cm}$$

$$Bz_{2moy} = 14233 \text{ Gs} \quad \text{donne} \quad Hz_{2moy} = 3,4 \text{ AT/cm}$$

$$Bz_{2min} = 10937 \text{ Gs} \quad \text{donne} \quad Hz_{2min} = 2 \text{ AT/cm}$$

$$\text{Donc: } Hz_2 = (210 + 2 + 4.3,4) \cdot 1/6 = 37,6 \text{ AT/cm}$$

$$\text{D'où: } Fz_2 = 2.37,6.4,47 = 336 \text{ AT}$$

1.4.4 FACTEUR DE SATURATION DE LA ZONE DE DENTS:

$$Kz = \frac{F_s + Fz_1 + Fz_2}{F_s} = \frac{935 + 27,84 + 336}{935} = 1,38$$

Initialement, on avait pris $Kz = 1,3$ ce qui nous donne
environ 6% d'erreur vis à vis de la valeur trouvée
 $Kz = 1,38$; cela est acceptable car l'intervalle toléré
est (5+7)%.

1.4.5 F.M.M DE JOUG DU STATOR

$$Fac_1 = K'ac_1 \cdot Hac_1 \cdot Lac_1 \quad \text{avec:}$$

Lac_1 : longueur de l'acier du joug du stator.

$$Lac_1 = \sqrt{(D_{ext_1} - hj_1) \cdot 2p} = 3,14 \cdot \frac{(39,3 - 5,37)}{2,2} = 26,64 \text{ cm}$$

hj_1 : hauteur du joug du stator (5,37 cm)

$K'ac_1$: facteur tenant compte de la non-uniformité du
champ magnétique dans le joug du stator. Sa
valeur est donnée en fonction de Bj_1 par la
courbe n°8.

Pour $Bj_1 = 10053 \text{ Gs}$ on relève $K'ac_1 = 0,56$

Hac_1 : la courbe n°7 donne avec $Bj_1 = 10053 \text{ Gs}$

$$Hac_1 = 2 \text{ AT/cm.}$$

$$\text{D'où: } Fac_1 = 0,56 \cdot 2 \cdot 26,64 = 29,84 \text{ AT}$$

1.4.6 F.M.M DANS LE JOUG DU ROTOR:

$$Fac_2 = K'Ac_2 \cdot Hac_2 \cdot Lac_2 \quad \text{avec:}$$

Lac_2 : longueur de l'acier du joug du rotor.

$$Lac_2 = \sqrt{(D_2 - hj_2) / 2p} =$$

$$hj_2 = \frac{D_2 - d_{axe} + d_{axe}/6}{2} - hz_2$$

hz₂ : profondeur de l'encoche du rotor (4,47 mm).
daxe: diamètre de l'arbre sur lequel est monté le rotor,
il est donné par la formule empirique suivante:

$$daxe = K \sqrt[3]{\frac{P_N}{n_1}}$$

le coefficient K est choisi du tableau suivant qui est fonction de D₁ (diamètre interne du stator) et qui est tiré de l'expérience de construction:

D ₁ (cm)	10	20	30	40	50 et plus
K	35	30	27	25	24

D₁ = 23,7 cm, on choisit K = 27,42

d'où daxe = 27,42 $\sqrt[3]{25/1500}$ = 7 cm

donc hj₂ = $\frac{23,58 - 7 + 7/6}{2} - 4,47 - 0,5 = 3,9$ cm

-0,5 mm (c'est pour les trous de ventilation)

alors lac₂ = 3,14.(23,7 - 3,9)/4 = 15,46 cm

Hac₂ : il est donné en fonction de B_{j2} par la courbe n°7
B_{j2} étant l'induction dans le joug du rotor.

$$B_{j2} = \frac{\Phi_s}{2 \cdot h_{j2} \cdot l_2 \cdot K_{acier}}$$

avec: l₂ = l₁ + 0,5 = 13,25 + 0,5 = 13,75 cm

l₂ est supérieur à l₁ pour augmenter Cosψ et améliorer les conditions d'assemblage.

donc: B_{j2} = $\frac{1330943,7}{2 \cdot 3,9 \cdot 13,75 \cdot 0,93} = 13847,3$ Gs

La courbe n°7 pour cette valeur de l'induction donne Hac₂ = 3 AT ; et la courbe n°8 donne K'ac₂ = 0,43.

D'où:

$$F_{ac2} = 3 \cdot 0,43 \cdot 15,46 = 20 \text{ AT}$$

1.4.7 f; m; m totale

$$F_{cir.} = F_{z1} + F_{z2} + F_s + F_{ac1} + F_{ac2}$$

$$F_{circuit} = 27,84 + 336 + 935 + 29,84 + 20 = 1348,68 \text{ AT}$$

1.4.8 Facteur de saturation totale de la machine:

Il est donné par la relation ci-dessus:

$$K_M = F_{cir.} / F_s = 1348,68 / 935 = 1,44$$

$$K_M = 1,44$$

Pour que le dimensionnement de la machine soit convenable, l'expérience donne K_M = 1,4.

-Si K_M > 1,4; la saturation de la machine va être forte.

-Si K_M < 1,4; on aura un excès de fer dans la machine.

Dans notre cas le dimensionnement est valable; K_M = 1,44 est très peu différent de 1,4 (2%).

1.4.9 COURANT MAGNETISANT

Il se calcule ainsi:

$$I_M = p \cdot \frac{F_{cir}}{0,9 \cdot \text{mm} (n_1) \cdot K_{b1}} = \frac{2.1348,68}{0,9 \cdot 3.80 \cdot 0,926} = 13,48 \text{ A}$$

(n_1): nombre de spires par phase

$$I_M = 13,48 \text{ A}$$

La valeur de I_M est valable car elle est contenue dans l'intervalle de tolérance donné (18 + 45)%.

$$I_M \% = \frac{I_M}{I_{1N}} \times 100 = \frac{13,48}{47,86} \times 100 = 28,16 \%$$

$$I_M \% = 28,16 \%$$

1.5 CONSTANTE DE PETROV

Pour pouvoir estimer la quantité de fer utilisée dans la construction de la machine on se base sur la constante de PETROV qui est donnée par :

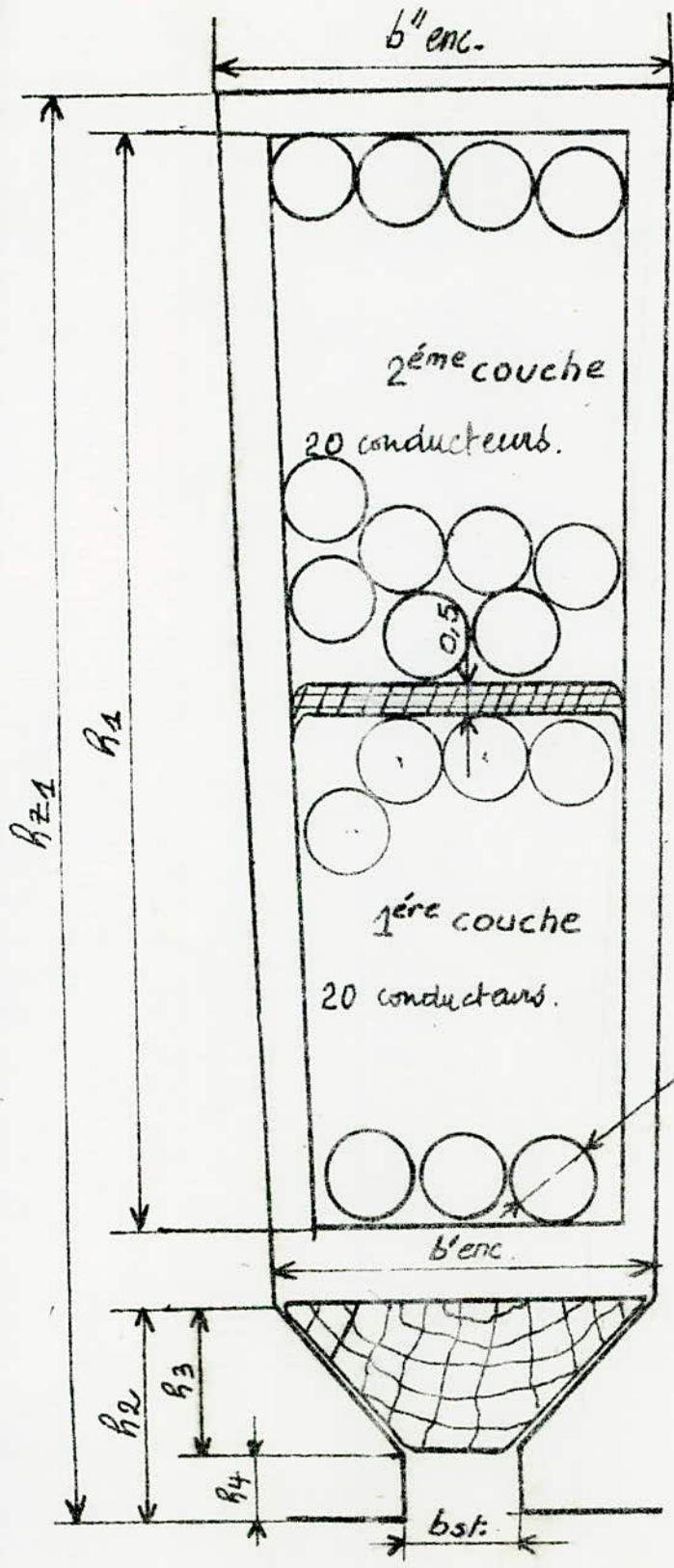
$$C_p = \frac{D_1^{2,45} \cdot l_s \cdot N_1^{1,2}}{P'N}$$

N_1 : vitesse nominale en tr/mn

$$C_p = \frac{(23,7)^{2,45} \cdot 13,25 \cdot (1500)^{1,2}}{30,84}$$

$$C_p = 6494495 \simeq 6,5 \cdot 10^6$$

On peut conclure que notre machine n'a pas d'excès de fer car dans ce cas la constante de PETROV sera supérieur à $8,5 \cdot 10^6$.



- $h_1 = 18 \text{ mm}$
- $h_{21} = 24,3 \text{ mm}$
- $h_2 = 3,5 \text{ mm}$
- $h_3 = 2,5 \text{ mm}$
- $h_4 = 1,0 \text{ mm}$
- $b_{st} = 1,85 \text{ mm}$
- $b'enc = 6,9 \text{ mm}$
- $b''enc = 7,75 \text{ mm}$

d'_1 : diamètre du fil en CU avec isolement:
 $d'_1 = 1,71 \text{ mm.}$

Echelle: 08 ENCOCHE du STATOR

encoche semi-fermée (ou qu'a. a une basse tension)
 L'enroulement est en filots: avec fil cylindrique.

SCHEMA: 9.

$B \cdot 10^3$
[Gauss]

20

15

10

5

0

5

10

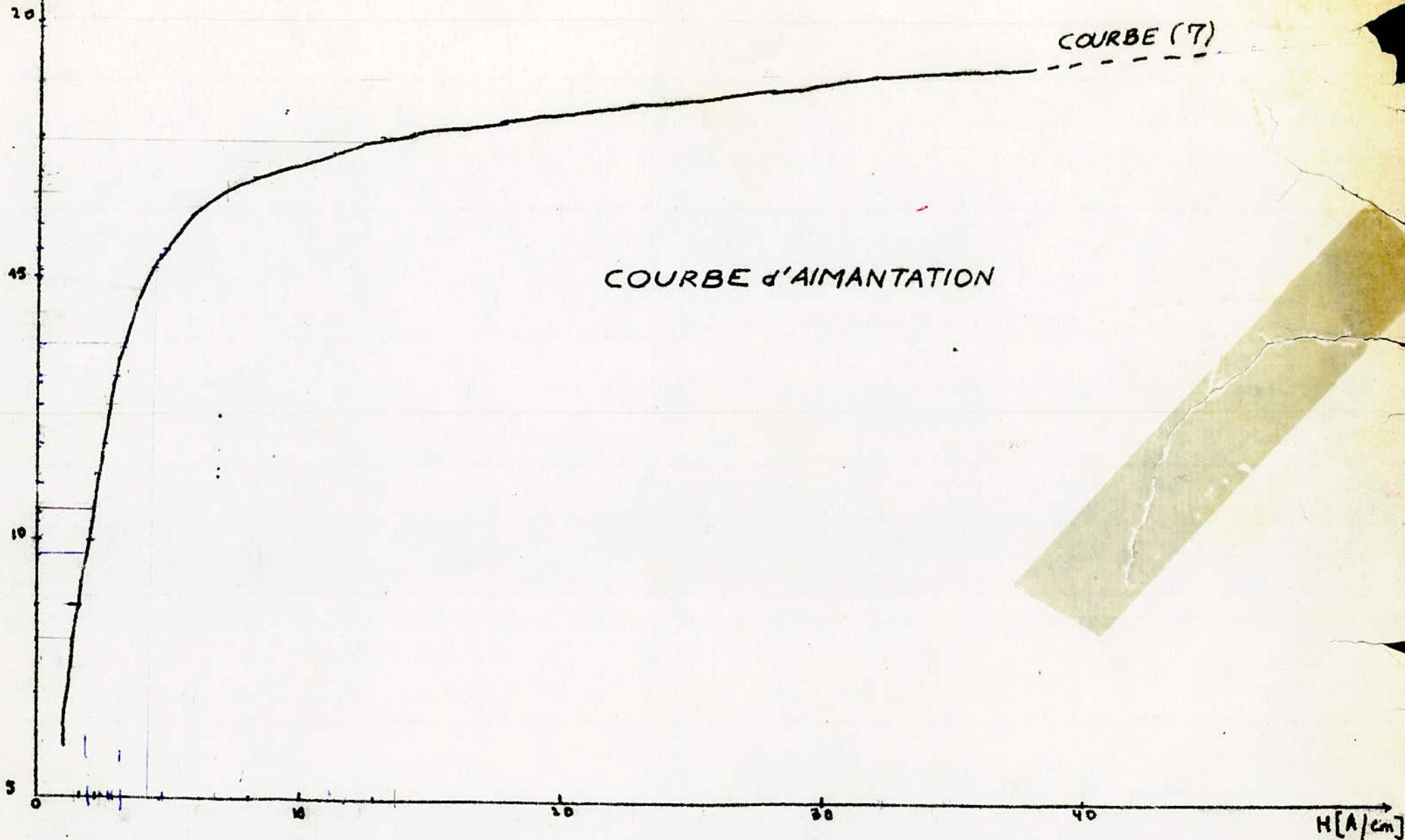
20

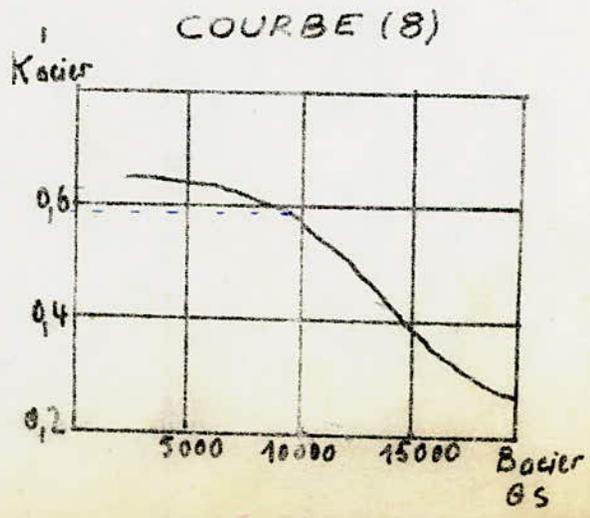
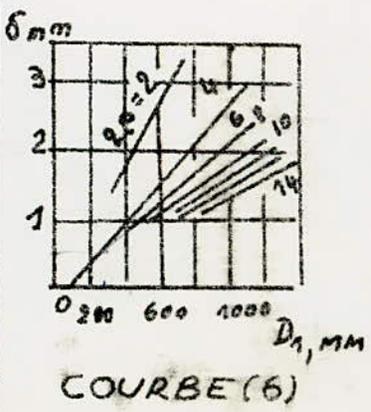
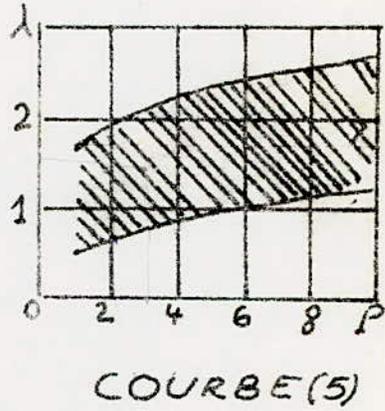
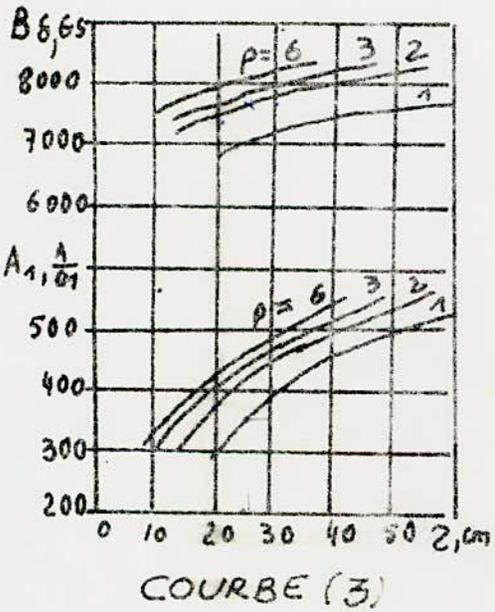
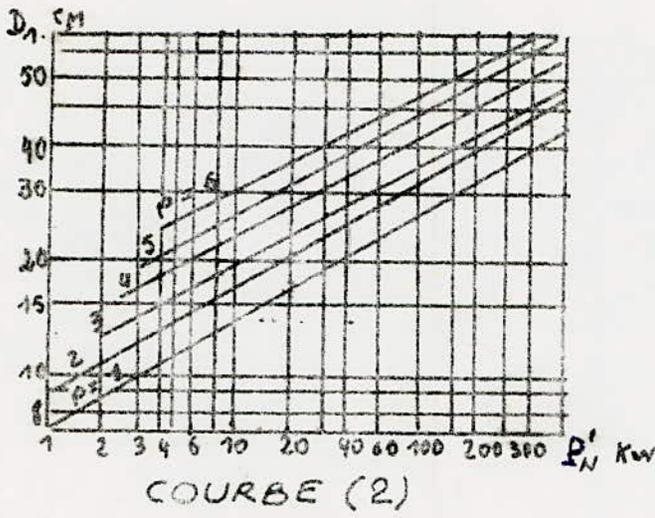
40

H [A/cm]

COURBE (7)

COURBE d'AIMANTATION





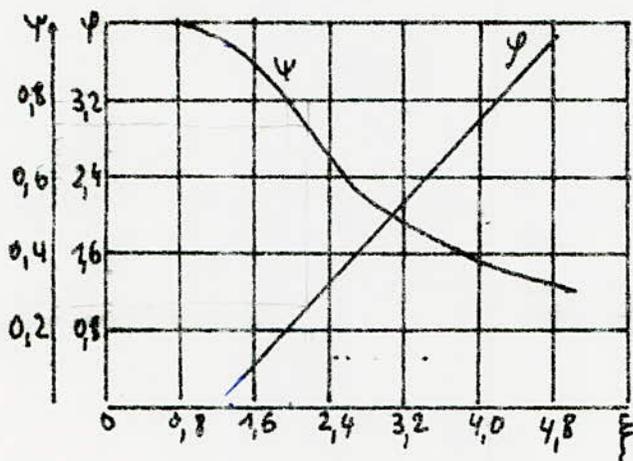
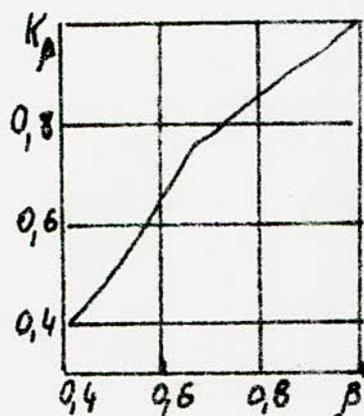


fig (20)



$K_p = f(\beta)$

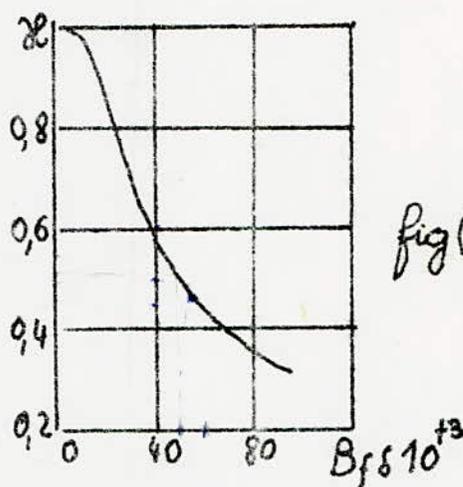
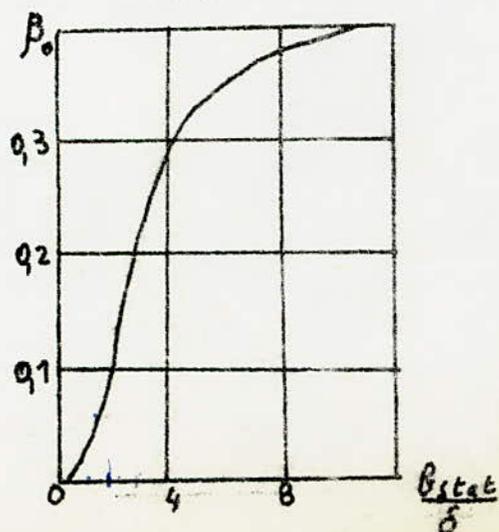
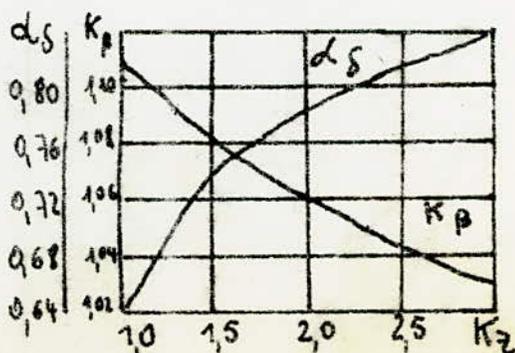


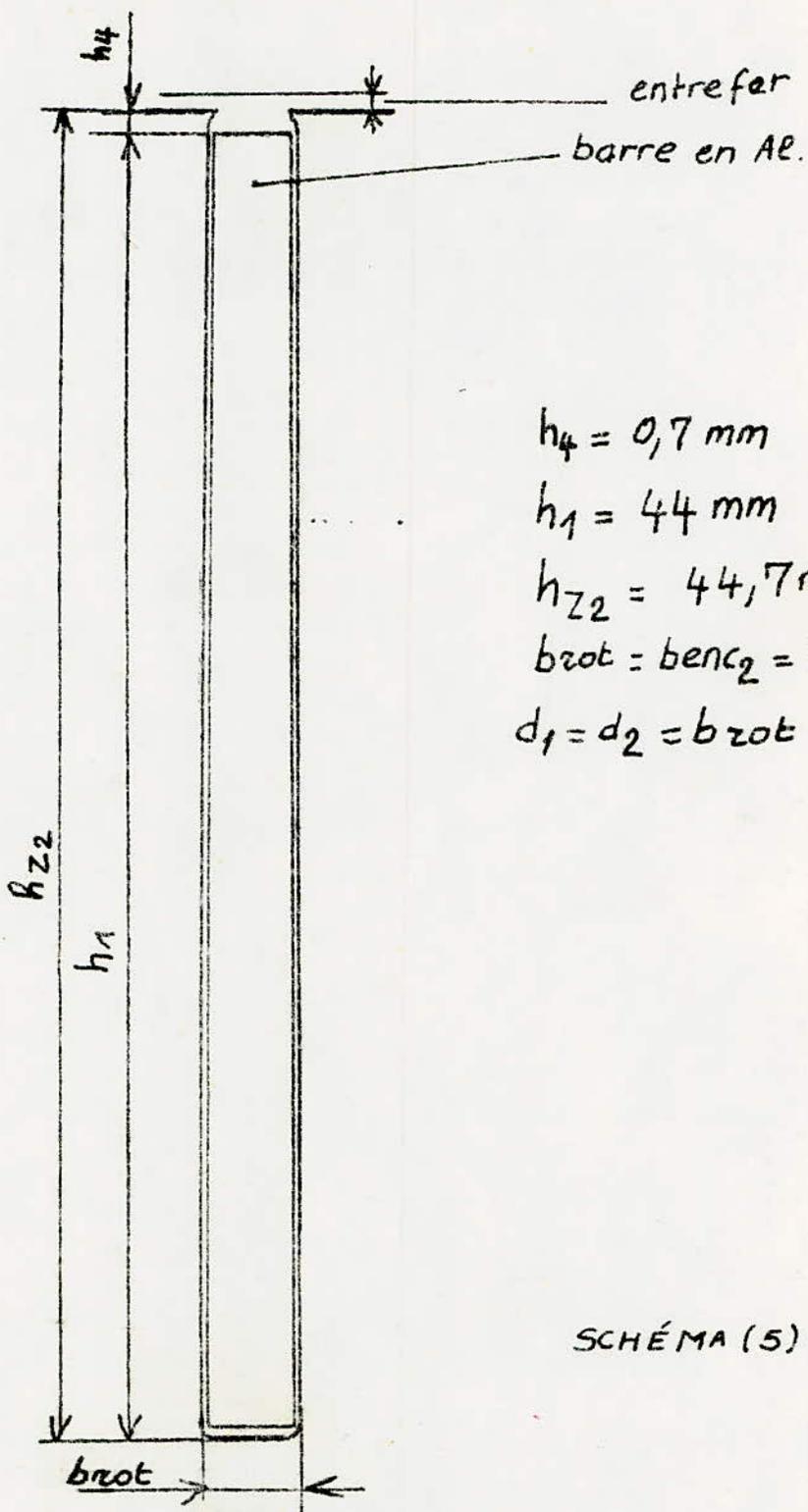
fig (22)

fig (17)



COURBE (4); (4')





$$h_4 = 0,7 \text{ mm}$$

$$h_1 = 44 \text{ mm}$$

$$h_{z2} = 44,7 \text{ mm}$$

$$b_{rot} = b_{enc2} = 3 \text{ mm}$$

$$d_1 = d_2 = b_{rot}$$

SCHÉMA (5)

Echelle : 04

ENCOCHE du ROTOR

// CHAPITRE. II //

/ calcul des paramètres du moteur /

2 - CALCUL DES PARAMETRES DU MOTEUR

On se propose dans ce chapitre de calculer les résistances et réactances relatives aux bobinages statoriques et aux barres rotoriques.

Les résistances et les réactances des machines électriques constituent les éléments essentiels qui permettent d'étudier les différents régimes de fonctionnement de la machine.

2 - 1 Calcul des Résistances

2 - 1 - 1 Résistance de l'enroulement statorique .

Elle est donnée par :

$$r_1 (75^\circ) = K_f \rho (75^\circ) \frac{L_1}{n_{el} \cdot q_{el} \cdot a}$$

K_f : Facteur qui tient compte de l'augmentation de la résistance due aux fuites magnétiques.

En général $K_f = 1$

Les enroulements du stator étant en cuivre, la résistivité à 15°C est :

$$\rho (15^\circ\text{C}) = 0,0175 \Omega \text{ mm}^2/\text{m}$$

à 75°C on aura :

$$\rho (75^\circ\text{C}) = \rho (15^\circ\text{C}) [1 + \alpha \Delta\theta]$$

où α : Coefficient de dilatation

$$\text{A } 15^\circ\text{C } \alpha_{\text{cuivre}} = 0,004$$

$\Delta\theta$: différence de température

$$\Delta\theta = 75^\circ\text{C} - 15^\circ\text{C} = 60^\circ\text{C}$$

donc :

$$\rho (75^\circ\text{C}) = 0,0175 (1 + 0,004 \times 60) = 0,0217 \Omega \text{ mm}^2/\text{m}$$

L_1 : Longueur totale des conducteurs d'une phase .

$$L_1 = 2 l_{\text{moy}} N_1 10^{-2} \quad (\text{ m })$$

où l_{moy} : Longueur moyenne d'un demi tour d'enroulement

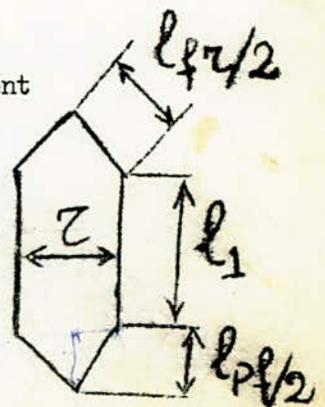
$$l_{\text{moy}} = l_1 + l_{\text{frontale}}$$

avec $l_{\text{frontale}} = l_{\text{fr}} = K_{by} + L$

by : Largeur moyenne des parties frontales.

l_1 : Longueur d'encoche

$$by = \frac{\pi}{2p} (D_1 + hz_1) \beta$$



$$b_y = \frac{\pi}{4} (23,7 + 2,4) \cdot \frac{5}{6} = 17,1 \text{ cm}$$

Les valeurs de K et L dépendent du nombre de paires de pôles et de l'encombrement de la machine ; elles sont données par le tableau :

2 P	ENCOMBREMENTS		ENCOMBREMENTS	
	3,4,5	L (cm)	6,7,8,9	L (cm)
2	1,25	2	1,3	3
4	1,3	2	1,35	3
6	1,40	2	1,45	3
8	1,50	2	1,55	3

Pour notre cas, on a l'encombrement 8 et $2p = 4$ donc :

$$\left\{ \begin{array}{l} K = 1,35 \\ L = 3 \text{ cm} \end{array} \right.$$

$$l_{fr} = 17,1 \times 1,35 + 3 = 26 \text{ cm}$$

$$l_{moy} = 13,25 + 26 = 39,25 \text{ cm}$$

$$L_1 = 2 l_{moy} N_1 10^{-2} = 2 \times 39,25 \times 80 \cdot 10^{-2} = 62,8 \text{ m}$$

d'où :

$$r_1 (75^\circ) = \rho_{(75^\circ C)} \frac{L_1}{n_{el} \cdot q_{el} \cdot a} = 0,0217 \cdot \frac{62,8}{1 \cdot 2,06 \cdot 4} = 0,17 \Omega$$

La valeur relative est donnée par la relation :

$$r_1^* = \frac{r_1}{U_1} \cdot I_{1N} = \frac{0,17}{220} \cdot 47,84 = 0,037$$

La valeur relative est admise Convenu qu'elle se trouve dans le domaine de tolérance (0,01 ÷ 0,08)

2 - 1 - 2 : Resistances de l'enroulement Rotorique

- Resistance de la barre du Rotor :

$$r_{bar} (75^\circ) = \rho_{al(75^\circ C)} \frac{l_{bar}}{q_{bar}} 10^{-2}$$

ρ_{al} : Résistivité de l'aluminium

$$\rho_{al(75^\circ C)} = \frac{1}{23} \Omega \text{ mm}^2/\text{m}$$

$$d'où r_{bar} (75^\circ C) = \frac{1}{23} \cdot \frac{13,27}{141,2} 10^{-2} = 410^{-3} \Omega$$

- Résistance de L'anneau de Court Circuit

Elle est donnée par la relation :

$$r_{an} = \frac{1}{23} \cdot \frac{\pi \cdot D_{an} \cdot 10^{-2}}{Z_2 \cdot b_{an} \cdot h_{an}}$$

où : - h_{an} : hauteur de l'anneau de Court Circuit .

Les Calculs tirés de l'expérience nous donne^{Nr} pour la hauteur de l'anneau l'intervalle de tolérance suivant :

$$h_{an} = (1,1 \text{ à } 1,8) hZ_2$$

hZ_2 : profondeur de la dent du Rotor

$$hZ_2 = 44,7 \text{ mm}$$

$$\text{d'où } h_{an} = 1,25 \times 44,7 = 51 \text{ mm}$$

- b_{an} : Largeur de l'anneau de Court Circuit.

$$b_{an} = \frac{q_{an}}{h_{an}}$$

q_{an} : Surface de l'anneau de Court Circuit

$$b_{an} = \frac{991}{51} = 19,41 \text{ mm}$$

D_{an} : Diamètre de L'anneau de Court Circuit

$$D_{an} = D_{ext2} - h_{an} = 23,58 - 5,1 = 18,48 \text{ cm}$$

$$\text{d'où : } r_{an} = \frac{1}{23} \cdot \frac{18,48 \cdot 10^{-2}}{58.991} = 1,42 \cdot 10^{-5} \Omega$$

- Résistance totale de l'enroulement Rotorique

$$r_2 = r_{bar} + \frac{r_{an}}{2 \sin^2 \frac{\pi p}{Z_2}}$$

$$r_2 = 4 \cdot 10^{-5} + \frac{1,42 \cdot 10^{-5}}{2 \sin^2 \left(\frac{2 \pi}{58} \right)} = 4,6 \cdot 10^{-5} \Omega$$

- Résistance du Rotor ramenée au Stator.

Elle est donnée par la relation :

$$r_2' = r_2 \cdot K_{red}$$

K_{red} : Facteur de réduction

Pour les Faibles glissements le facteur de réduction est donné par :

$$K_{red} = 4 m_1 \frac{[N_1 K_{bob_1}]^2}{Z_2}$$

$$K_{red} = 4.3 \frac{(80 \cdot 0,926)^2}{58} = 1135,43$$

$$d'où r'_2 = 4,6 \cdot 10^{-5} \times 1135,43 = 0,06 \Omega$$

- Valeur de la résistance relative :

$$r'_2 * = \frac{r'_2}{U_1} \cdot I_{1N} = \frac{0,06}{220} \cdot 47,84 = 0,013$$

$r'_2 *$ est une valeur admissible compte tenu qu'elle se trouve dans le domaine de tolérance (0,01 ÷ 0,08).

2.2. Calcul des Reactances :

2.2.1. Reactance de Fuite du Stator :

Le Calcul de la réactance de Fuite tient compte des dispersions dans les différentes parties de l'enroulement ; ces dispersions sont :

- dispersion d'encoche
- dispersion différentielle
- dispersion dans les têtes des bobines

- Reactance totale du Stator :

$$X_{11} = X_{12} + X_{1f}$$

X_{12} : Reactance d'induction mutuelle entre les enrroulements du Stator et du Rotor, due à l'harmonique fondamentale du flux principal.

$X_{1f} = X_1$: réactance de fuite engendrée par le flux de Fuite .

$$\overline{X}_{12} = \frac{E}{I_u}$$

E : F.e.m. de la machine ; elle est donnée par :

$$E = 4 K \beta f_1 N_1 K_{bob_1} \Phi \cdot 10^{-2}$$

$$E = 4 \times 1,11 \cdot 50 \cdot 80 \cdot 0,926 \times 1330943 = 218,88 \text{ V}$$

d'où

$$X_{12} = \frac{218,88}{13,48} = 16,24 \Omega$$

On peut aussi calculer X_{12} par la formule suivante :

$$X_{12} = A_x \lambda_0$$

La grandeur A_x est donnée par la relation :

$$A_x = 0,158 \frac{f_1}{100} \left(\frac{N_1}{100} \right)^2 \frac{l_s}{p q^1}$$

$$A_x = 0,158 \cdot \frac{50}{100} \left(\frac{80}{100} \right)^2 \cdot \frac{13,25}{2 \times 4} = 0,084 \Omega$$

λ_0 : Facteur sans dimensions appelé perméance ; il tient compte de la configuration géométrique de la machine .

$$\lambda_0 = \frac{0,427 q_1 K_p \delta_s (K_{bob})^2 \tau}{\delta \cdot K_u \cdot K_g}$$

$$\lambda_0 = \frac{0,427 \times 4 \times 1,09 \times 0,715 \times (0,926)^2 \times 186,1}{0,6 \times 1,29 \times 1,44} = 192$$

$$\text{d'où : } X_{12} = A_x \lambda_0 = 0,084 \times 192 = 16,13 \Omega$$

La réactance de fuite est donnée par la formule suivante :

$$X_1 = 0,158 \frac{f_1}{100} \left(\frac{N_1}{100} \right)^2 \frac{l_{s1}}{p \cdot q^1} \Sigma \lambda$$

où : $\Sigma \lambda = \lambda_{e1} + \lambda_{pf1} + \lambda_{dif1}$: Somme des perméances qui caractérisent les dispersions du flux.

λ_{e1} : Perméance d'encoche qui tient compte des dimensions géométriques de l'encoche et du remplissage ~~de l'encoche~~ .

Suivant la configuration géométrique de l'encoche que nous avons pris, on a la formule suivante : (formule empirique) :

$$\lambda_{e1} = \frac{h1}{3 b'enc} K\beta + \left(\frac{h2}{b'enc} + \frac{3 h3}{b'enc + 2 bst} + \frac{h4}{bst} \right) K\beta_1$$

La valeur de $K\beta_1$ est donnée par la relation :

$$K\beta_1 = \frac{1 + 3\beta}{4} = \frac{1 + 3 \cdot \left(\frac{5}{6}\right)}{4} = 0,872$$

d'où $\lambda_{e1} = \left[\frac{18}{3 \times 6,2} \cdot 1,09 + \left(\frac{3,2}{6,2} + \frac{3 \times 2,5}{6,2 + 2 \times 1,85} + 0,40 \right) \cdot 0,87 \right]$

$$\lambda_{e1} = 2,68$$

λ_{pf1} : Coefficient de dispersion de la partie frontale de l'enroulement.

Vue que la répartition des lignes de champ magnétique est compliquée, le calcul de λ_{ef1} est effectué d'une façon approximative.

Pour l'enroulement à deux couches, on a la formule empirique suivante :

$$\lambda_{pf} = 0,34 \frac{q1}{l'g} \left(lfr - 0,64 \tau_{\text{radiaux}} \right) K_{raec}^2$$

Pour notre cas on n'a pas de canneaux de ventilation ce qui fait que :

$$\frac{l'g}{\delta} = \frac{l'g}{\delta} = 13,25 \text{ cm}$$

d'où $\lambda_{pf} = 0,34 \times \frac{4}{13,25} (26 - 0,64 \times 18,61 \times 0,83) (0,965)^2$

$$\lambda_{pf} = 1,54$$

λ_{dif1} : Coefficient de dispersion différentielle

$$\lambda_{\text{dif}_1} = \frac{t_1 (K \text{ bob})^2}{11,9 \times \delta \times K_g} = \frac{15,5 \times (0,926)^2}{11,9 \times 0,6 \times 1,29} = 1,2$$

- Somme des Permeances :

$$\Sigma \lambda = 1,2 + 1,54 + 2,68 = 5,42$$

- Reactance de Fuite :

$$X_1 = 0,158 \times \frac{50}{100} \left(\frac{80}{100} \right)^2 \cdot \frac{13,25}{12 \times 4} \times 5,42 = 0,46 \Omega$$

- Valeur relative

$$X_1^* = \frac{X_1}{U_1} \cdot I_{1N} = \frac{0,46 \times 47,86}{220} = 0,1$$

La valeur relative X_1^* se trouve dans l'intervalle de tolérance

$$(0,08 \div 0,14)$$

2.2.2 . Réactance de Fuite du Rotor

La réactance totale de Fuite dans l'enroulement du Rotor est donnée par :

$$X_2 = 7,9 f_1 l_g \Sigma \lambda_2 \cdot 10^{-2}$$

$$\text{où } \Sigma \lambda_2 = \lambda_{e2} + \lambda_{pf2} + \lambda_{\text{dif}2}$$

- Permeance d'encoche du Rotor :

Compte tenu de la configuration rectangulaire de l'encoche du Rotor, le facteur de perméance d'encoche est donné par la relation :

$$\lambda_{e2} = \frac{h_1}{3 \text{ benc}_2} + \frac{h_4}{\text{brot}} \quad \text{avec } \text{benc}_2 = \text{brot}$$

$$\lambda_{e2} = \frac{44}{9} + \frac{0,7}{3} = 5,1$$

- Perméance des parties frontales :

Elle est donnée par la relation :

$$\lambda_{pf2} = \frac{2,3 \text{ Dan}}{Z_2 \text{ l's } \Delta^2} \log \left(\frac{4,7 \text{ Dan}}{P} \right)$$

Dan : Diamètre de l'anneau

$$\text{Dan} = 184,8 \text{ mm}$$

P : Perimetre de l'anneau

$$P = 2 (\text{han} + \text{ban}) = 2 (5,1 + 1,94) = 14,08 \text{ cm}$$

Δ : grandeur sans dimensions

$$\Delta = 2 \sin \left(\frac{\pi P}{Z_2} \right) = 2 \sin \left(\frac{360}{58} \right) = 0,22$$

$$l'_s = \frac{l_s}{\delta} = \frac{13,25}{1} = 13,25 \text{ cm}$$

d'où :

$$\lambda_{Pf2} = \frac{2,3 \times 18,48}{58 \times 13,25 \times (0,22)^2} \log \left(\frac{4,7 \times 18,48}{14,08} \right)$$

$$\lambda_{Pf2} = 2,12$$

- Perméance différentielle :

Elle est donnée par :

$$\lambda_{dif2} = \frac{t_2}{11,9 \cdot \delta \cdot K_8} = \frac{13}{11,9 \times 0,6 \times 1,29} = 1,41$$

- Perméance totale du Rotor

$$\Sigma \lambda_2 = 1,41 + 2,12 + 5,1 = 8,63$$

- Reactance de fuite du Rotor :

$$X_2 = 7,9 f_1 \frac{l_s}{\delta} \Sigma \lambda_2 10^{-8} = 7,9 \times 50 \times 13,25 \times 8,63 \times 10^{-2}$$

$$X_2 = 4,5 \times 10^{-4} \Omega$$

- Reactance de fuite du Rotor Réduite :

$$X_2' = X_2 \frac{4 m_1 (N_1 K_{bob} 1)^2}{Z_2} = 4,5 \cdot 10^{-4} \times \frac{4 \times 3}{58} \times (80 \times 0,926)^2$$

$$X_2' = 0,52 \ \Omega$$

- Valeur relative

$$X_2'^* = X_2' \frac{I_1 N}{U_N} = \frac{0,52 \times 48,86}{220} = 0,11$$

$X_2'^*$ se trouve dans la marge permise ($0,07 \div 0,14$)

2.2.3 . Influence du biais d'encoche sur les réactances :

- Coefficient d'inclinaison K biais :

L'existence du biais d'encoche diminue le bruit magnétique , les couples parasites mais augmente les réactances, ce qui entraîne une diminution des couples de démarrage et maximaux.

L'influence du biais d'encoche est significative uniquement dans le cas où le nombre d'encoches par pôle et par phase q_1 est faible ($q_1 < 2$), car dans le cas contraire la perméance différentielle n'influe pas beaucoup .

- angle d'inclinaison

$$\delta_{\text{biais}} = \frac{360 \cdot P}{\pi D_2} b_{\text{biais}} .$$

$$\text{où : } b_{\text{biais}} = \frac{\pi D_1}{Z_1 + P} = \frac{3,14 \times 23,7}{48 + 2} = 1,488$$

$$\text{d'où : } \delta_{\text{biais}} = \frac{360 \times 2}{3,14 \times 23,58} \times 1,488 = 14,46^\circ$$

Pour calculer le facteur de biais d'encoche, on introduit un coefficient ϵ qui est donné par la relation :

$$\epsilon = \frac{U_1}{I U X_1} = \frac{220}{13,48 \times 0,46} = 35,5 ; \epsilon^{-1} = 0,026$$

Le facteur de biais est donné en fct de ϵ^{-1} et de l'angle d'inclinaison par le tableau :

γ_0 / ϵ^{-1}	0,02	0,04	0,06	0,08	0,1	0,12	...	0,20
12	1,2	-	-	-	-	-	-	-
14	1,16	1,07	1,06	-	-	-	-	-
16	1,25	1,11	1,07	1,06	-	-	-	-
-	-	-	-	-	-	-	-	-
60	8,9	3,8	2,78	2,24	2,05	1,75	...	1,43

On a : $K_{\text{biais}} = 1,16$

- Influence du biais sur $X_1 f = X_1$

$$X_1 b = X_1 K_{\text{biais}} = 0,46 \times 1,16 = 0,53$$

- Influence du biais sur X_2

$$X_2 b = X_2 \cdot K_{\text{biais}} = 4,5 \cdot 10^{-4} \times 1,16 = 5,22 \cdot 10^{-4}$$

2. 2. 4 . Réactance mutuelle :

$$X_{12} = \frac{U_n - X_1 I_u}{I_u} = \frac{220 - 0,46 \times 13,48}{13,48} = 16 \ \Omega$$

- Reactance mutuelle réduite

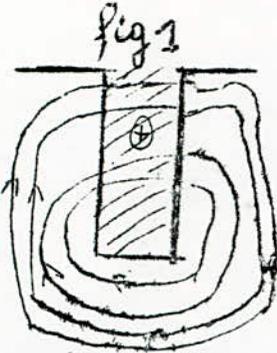
$$X_{12}^* = \frac{I_{1N} \times X_{12}}{U_N} = \frac{47,86 \times 16}{220} = 3,48$$

La valeur de X_{12}^* est dans la marge admissible ($1,25 \div 4$)

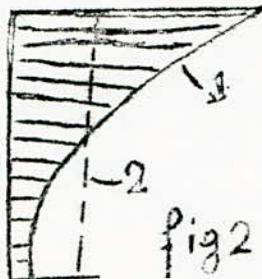
2.3. Determination des Paramètres du moteur en tenant compte de l'effet pelliculaire et de la saturation .

Dans les moteurs à encoches profondes, on utilise le phénomène de refoulement de courant dans les barres de l'enroulement rotorique dû aux flux de dispersion d'encoches .

Pendant le démarrage ($g = 1$), différents secteurs en hauteur de la barre sont encerclés par différents nombres de lignes de flux de dispersion, comme on le voit sur la (fig 1)



Les secteurs inférieurs sont encerclés par le plus grand nombre de lignes de ce flux et les secteurs supérieurs par le plus petit nombre de lignes . Pour cette raison dans les secteurs inférieurs de la barre les plus grandes F. E. M. sont induites dans la barre et dans les secteurs supérieurs, les plus petites F. E. M. PAR suite il en résulte que dans les parties inférieures les courants doivent être plus petits que dans celles supérieures ; autrement dit un refoulement de courant vers les parties extérieures de la barre se produit . La nature de la répartition de la densité de courant selon la hauteur du conducteur est déterminée par la courbe (1) de la fig 2 .



Dans les moteurs à encoches profondes, ce phénomène se manifeste très fortement et change notablement les paramètres du Rotor en augmentant la résistance et en diminuant la réactance de ce dernier. Pour cette raison le moteur à encoches profondes absorbe un courant relativement faible pour un couple de démarrage relativement grand; c'est à dire qu'il présente de meilleures caractéristiques de démarrage qu'un moteur normal.

Au fur et à mesure que la vitesse du moteur augmente, la fréquence du courant dans le Rotor diminue jusqu'aux valeurs qui correspondent au régime permanent c'est à dire jusqu'à $f_2 = 1$ à 3 Hz . Le phénomène de refoulement du courant devient moins important et le courant est réparti suivant la section du conducteur de façon de plus en plus uniforme (ligne en pointillée (2) sur la fig 2).

2.3.1 Calcul de la résistance en tenant compte de l'effet pelliculaire .

- Profondeur de pénétration du courant hr :

Elle est donnée par la relation :

$$hr = \frac{a}{1 + \gamma(\xi)}$$

$\psi(\xi)$: a : Profondeur totale de l'encoche
 : grandeur en fonction de ξ ; elle est tirée de la (fig 20)

- Calcul de ξ

Pour l'aluminium la grandeur ξ est donnée par la formule :

$$\xi = 0,06 a \sqrt{g} = 0,06 \cdot 44 \cdot \sqrt{1} = 2,64$$

de la fig 20 , on tire $\psi(\xi) = 2,3$

$$\text{d'où : } hr = \frac{44}{1 + 2,3} = 13,3 \text{ mm}$$

- Profondeur de pénétration du flux ; hx :

$$hx = a \psi(\xi)$$

$\psi(\xi)$: grandeur en fonction de ξ ; elle est donnée par la (fig 20)
 $\psi(\xi) = 0,38$

$$\text{d'où : } hx = 44 \times 0,38 = 16,7 \text{ mm}$$

- Section de la barre correspondante à la hauteur hx :

Pour les encoches carrées, notre cas ; la section de la barre est donnée par :

$$Q_{hr} = \frac{Q_{bar}}{a} \quad hr = \frac{141,2}{44} \cdot 13,3 = 42,7 \text{ mm}^2$$

- augmentation de la résistance de la barre du Rotor :

$$\Delta r_2 \xi = r_2 (75^\circ) \frac{l_{bar}}{l_{en2}} \left(\frac{Q_{bar}}{Q_{hr}} - 1 \right)$$

$$\Delta r_2 \xi = 4,6 \cdot 10^{-5} \frac{13,25}{13,25} \left(\frac{141,2}{42,7} - 1 \right) = 12 \cdot 10^{-5} \Omega$$

$$r'_2 \xi = (r_2 + \Delta r_2 \xi) \cdot K_{red}$$

$$r'_2 \xi = (4,6 \cdot 10^{-5} + 12 \cdot 10^{-5}) \cdot 1135,43 = 0,2 \Omega$$

2.3.2. Calcul de la réactance en tenant compte de l'effet pelliculaire .

- Perméance d'encoche du Rotor :

$$\lambda_{en2} \xi = \left[\frac{h_1}{3 \text{ benc}_2} \right] \psi + \frac{h_4}{\text{brot}}$$

$$\lambda_{en2} \xi = \left[\frac{44}{9} \right] \cdot 0,38 + \frac{0,7}{3} = 3,2$$

- Somme des permeances

$$\Sigma \lambda_2 \{ = \lambda_{enc_2} \{ + \lambda_{dif_2} + \lambda_{pf_2}$$

$$\Sigma \lambda_2 \{ = 3,2 + 2,12 + 1,41 = 6,7$$

- Reactance du Rotor

$$X_2 \{ = \frac{X_2 \Sigma \lambda_2 \{}{\Sigma \lambda_2} = \frac{4,5 \cdot 10^{-4} \cdot 6,7}{8,63} = 3,5 \cdot 10^{-4} \Omega$$

- Reactance du Rotor reduite au Stator :

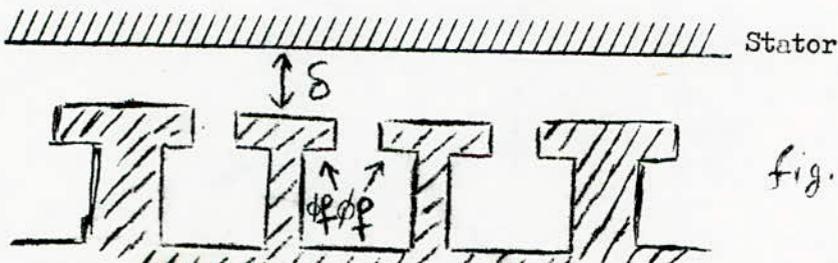
En tenant compte du biais d'encoche, cette reactance est donnee par :

$$X_2' \{ = X_2 \{ \cdot K_{biais} \cdot K_{red}$$

$$X_2' \{ = 3,5 \cdot 10^{-4} \cdot 1,16 \cdot 1135,43 = 0,46 \Omega$$

2. 3. 3 Valeur de la reactance compte tenu de la saturation du flux de fuite :

Pendant le demarrage ($g = 1$), le courant tres grand entraine une augmentation de flux de fuite ce qui amene une saturation aux parties des gorges des dents (fig 4)



- Parametres de court circuit sans saturation

Ces parametres sont calcules a ($g = 1$)

- Resistance totale de court circuit :

$$r_{cc} \{ = r_1 + r_2' \{ = 0,17 + 0,2 = 0,37 \Omega$$

- Reactance totale de court circuit

$$X_{cc} \{ = X_1 + X_2' \{ = 0,46 + 0,47 = 0,92 \Omega$$

- Impedance totale de court circuit

$$Z_{cc} \{ = \sqrt{r_{cc}^2 \{ + X_{cc}^2 \{ = \sqrt{(0,37)^2 + (0,92)^2} = 0,99 \Omega$$

- Courant de court circuit

$$I_{cc} = \frac{U_1 N}{Z_{cc} \{} = \frac{220}{0,99} = 222,22 \text{ A}$$

- Paramètres de court circuit avec saturation

Le domaine de tolérance du facteur de saturation est (1,25 ÷ - 1,4) ; on prend $K'_{sat} = 1,3$

- Courant de court circuit avec saturation

$$I_{cc\ Sat} = K'_{Sat} I_{cc} = 1,3 \times 222,22 = 288,89 \text{ A}$$

- F . m . m moyenne dans l'encoche du Stator :

Elle est donnée par la relation :

$$F_{en\ c\ moy} = \frac{0,7 \times I_{cc\ Sat} \times U_{enc}}{a} \left(K_{\beta} + K_{rac} \times K_{bob} \frac{Z_1}{Z_2} \right)$$

De la fig 21 , on tire K_{β} en fonction de β .

$$\text{Pour } \beta = \frac{5}{6} \text{ on a } K_{\beta} = 0,9$$

$$\text{d'où } F_{enc\ moy} = \frac{0,7 \times 288,89}{4} \times 40 \left(0,9 + 0,965 \times 0,926 \times \frac{48}{58} \right)$$

$$F_{enc\ moy} = 3342 \text{ A. tr}$$

- Induction fictive dans l'entrefet

$$B_{f\delta} = \frac{F_{enc\ moy}}{1,6 \times \delta \times C_{sat}}$$

$$\text{où } C_{sat} = 1,64 + 2,5 \sqrt{\frac{\delta}{t_1 + t_2}}$$

$$C_{sat} = 1,64 + 2,5 \sqrt{\frac{0,6}{13 + 15,5}} \approx 1$$

$$\text{d'où } B_{f\delta} = \frac{3342}{1,6 \times 0,06 \times 1} = 34812 \text{ GS}$$

En tenant compte de la saturation de la couronne du Rotor et Stator, les perméances d'encoches diminuent .

- Diminution de perméance totale du Stator .

$$\Delta \lambda_{1\ Sat} = \frac{h_{u1} + 0,58 h_3}{b_{stat}} \left(\frac{C_1}{C_1 + 1,5 b_{stat}} \right)$$

La constante C_1 est donnée par :

$$C_1 = (t_1 - b_{stat}) (1 - \alpha)$$

La grandeur \mathcal{H} est donnée par fig 22 en fonction de Bf_s .

- Pour $Bf_s = 34812$ on a $\mathcal{H} = 0,62$

d'où : $C_1 = (15,5 - 1,6) (1 - 0,62) = 5,3$

$$\Delta \lambda_{1 \text{ Sat}} = \frac{0,7 + 0,58 \times 2,5}{1,6} \left(\frac{5,3}{5,3 + 1,5 \times 1,6} \right) = 0,93$$

- Diminution de Permeance totale du Rotor.

$$\Delta \lambda_{2 \text{ Sat}} = \frac{h_r}{\text{brot}} \left(\frac{C_2}{C_2 + \text{brot}} \right)$$

La constante C_2 est donnée par :

$$C_2 = (t_2 - \text{brot}) (1 - \mathcal{H})$$

$$C_2 = (13 - 3) (1 - 0,62) = 3,8$$

d'où : $\Delta \lambda_{2 \text{ Sat}} = \frac{0,7}{3} \left(\frac{3,8}{3,8 + 3} \right) = 0,13$

- Permeance du Stator compte tenu de la saturation :

$$\lambda_{\text{enc } 1 \text{ Sat}} = \lambda_{\text{enc } 1} - \Delta \lambda_{1 \text{ Sat}}$$

$$\lambda_{\text{enc } 1 \text{ Sat}} = 2,68 - 0,93 = 1,75$$

- Permeance du Rotor compte tenu de la saturation :

$$\lambda_{\text{enc } 2 \text{ Sat}} = \lambda_{\text{enc } 2} - \Delta \lambda_{2 \text{ Sat}}$$

$$\lambda_{\text{enc } 2 \text{ Sat}} = 3,2 - 0,13 = 3,07$$

- Diminution de Permeance différentielle du Stator.

$$\lambda_{\text{dif } 1 \text{ Sat}} = \lambda_{\text{dif } 1} \times \mathcal{H} = 0,62 \times 1,2 = 0,76$$

- Diminution de Permeance différentielle du Rotor

$$\lambda_{\text{dif } 2 \text{ Sat}} = \lambda_{\text{dif } 2} \times \mathcal{H}$$

$$\lambda_{\text{dif } 2 \text{ Sat}} = 0,62 \times 1,41 = 0,9$$

- Somme des Permeances du Stator

$$\Sigma \lambda_{1 \text{ Sat}} = \lambda_{\text{enc } 1 \text{ Sat}} + \lambda_{\text{dif } 1 \text{ Sat}} + \lambda_{\text{pf } 1}$$

$$\Sigma \lambda_{1 \text{ Sat}} = 1,75 + 0,76 + 1,54 = 4$$

- Somme des Permeances du Rotor

$$\Sigma \lambda_{2 \text{ Sat}} = \lambda_{\text{enc } 2 \text{ Sat}} + \lambda_{\text{dif } 2 \text{ Sat}} + \lambda_{\text{pf } 2}$$

$$\Sigma \lambda_{2 \text{ Sat}} = 3 + 0,9 + 2,12 = 6$$

- Réactance de fuite du Stator saturée

$$X_1 \text{ Sat} = \frac{X_1 \sum \lambda_1 \text{ Sat}}{\sum \lambda_1} = \frac{0,46 \times 4}{5,42} = 0,33 \Omega$$

- Réactance du Rotor réduite au Stator avec saturation :

$$X_2' \text{ Sat} = \frac{X_2' \sum \lambda_2 \text{ Sat}}{\sum \lambda_2} = \frac{0,52 \times 6}{8,63} = 0,36 \Omega$$

- Paramètres de court circuit avec saturation :

- Resistance de Court circuit

$$r_{cc} \text{ Sat} = r_1 + r_2' = 0,17 + 0,2 = 0,37 \Omega$$

- Réactance de Court circuit

$$X_{cc} \text{ Sat} = X_1 \text{ Sat} + X_2' \text{ Sat} = 0,34 + 0,36 = 0,69 \Omega$$

- Impédance de Court circuit

$$Z_{cc} \text{ Sat} = \sqrt{r_{cc}^2 \text{ Sat} + X_{cc}^2 \text{ Sat}} = \sqrt{(0,37)^2 + (0,69)^2} = 0,78 \Omega$$

Courant de court circuit

$$I_{cc} \text{ Sat} = \frac{U_N}{Z_{cc} \text{ Sat}} = \frac{220}{0,78} = 282 \text{ A.}$$

Facteur de saturation

$$K' \text{ Sat} = \frac{I_{cc} \text{ Sat}}{I_{cc}} = \frac{282}{222,22} = 1,27 .$$

Le domaine de tolérance du facteur de saturation est (1,25 ÷ 1,4) ; donc la valeur trouvée est acceptable .

// CHAPITRE. III //

PERTES ET RENDEMENT DU MOTEUR

Classification des pertes

Les pertes d'une machine électrique tournante ne sont pas aisées à déterminer vu qu'on ne peut connaître exactement tous les phénomènes qui les engendrent (surtout les pertes mécaniques).

D'une façon générale on peut classer ces pertes comme suit :

1 : Pertes mécaniques comprenant :

- Pertes par frottements aux paliers;
- Pertes par frottement aux balais (bagues et collecteurs) il est à remarquer que pour notre cas elles n'existent pas.
- Pertes par ventilation et frottement sur l'air

2 : Pertes dans le fer réunissant :

- Pertes par hystéresis dues aux flux principal;
- Pertes par courant de Foucault dues également au flux principal. Ces deux catégories de pertes sont appelées "pertes fer normales".
- Pertes fer supplémentaires à vide produites par des variations locales d'induction;
- Pertes supplémentaires en charge (engendrées par les champs harmoniques créés par le courant dans l'induit).

3 : Pertes dans le cuivre, c'est à dire :

- Pertes joule normales dans les enroulements (induits, excitation).
- Pertes cuivre supplémentaires à vide (courant de Foucault);
- Pertes cuivre supplémentaires en charge (effet pelliculaire et autre).

4 : Pertes par chute de tension aux contacts des balais ces pertes dans notre cas n'existent pas.

Dans notre calcul des pertes, on a procédé ainsi :

3.1 PERTES A VIDE :

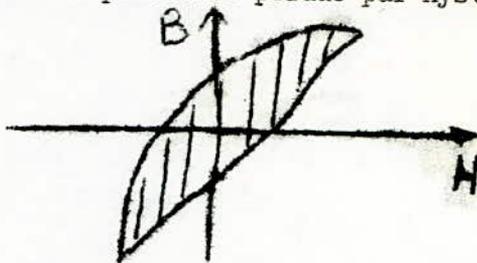
Elles se composent des pertes dans le fer et des pertes mécaniques.

- Les pertes par hystéresis représentent l'énergie nécessaire à l'alimentation cyclique alternative du fer quand elles sont transformées en chaleur.

A chaque cycle d'hystéresis, une énergie magnétique est dissipée en chaleur au sein même de la substance ferromagnétique, cette énergie est proportionnelle à la surface du cycle et au volume des toles. La puissance perdue par hystéresis est proportionnelle à la fréquence

$$P_H = n f \cdot B^2$$

n: coefficient proportionnelle
à la teneur en Silicium.



Pour les rotors de machines électriques soumis à un champ magnétique en rotation, les pertes par hystéresis tournants sont plus faibles aux inductions élevées. (plus de 1,5 T).

- Les pertes par courant de Foucault :

Bien que les circuits ferromagnétiques utilisés en régime alternatif sont feuilletés, sans quoi le flux magnétique ne pourrait pas pénétrer au coeur des enceintes magnétiques, les courants de Foucault ne sont pas nuls et dissipent de l'énergie par effet joule au sein même des matériaux ferromagnétiques qui sont le plus souvent conducteurs. On diminue les pertes par courant de Foucault en utilisant des matériaux à grande résistivité ou sous forme de toles minces assemblées.

$$P_{CF} \approx K (Bf)^2$$

3.1.1 : Pertes dans l'acier du rotor :

Ces pertes existent, mais comme la fréquence du cycle d'aimantation est faible (1 + 3 Hz), alors elles sont négligées.

3.1.2 : Pertes dans l'acier du stator :

perdes dans le joug du stator

Ces pertes sont données par les relations suivantes :

$$P_{ac_j} = K_{ac_j} \cdot P_{ac\ spec} G_j 10^{-3} (kw)$$

avec : K_{ac_j} : facteur tenant compte de l'augmentation des pertes par suite du traitement du stator.

Pour les machines de 25 kw $K_{ac_j} \approx 1,4$

$P_{ac\ spec}$: Pertes spécifiques de l'Acier \exists 330 tirées à partir du tableau suivant:

B (Tesla)	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1	1,1	1,2	1,3	1,6	1,62
P_s pec W/kg	1,0	1,4	1,9	2,3	2,8	3,3	4,02	4,9	5,9	9	9,2

d'où P_s pec = 3,3 W/kg

NUANCE d'acier	E12	E21	E31	E42	E310	E320	E330	
Epaisseur en mm	0,5	0,5	0,35	0,35	0,5	0,5	0,5	
δ	0,85	0,76	0,49	0,36	0,38	0,35	0,32	

Pour l'acier E330 on a : $\delta_{E330} = 0,32$

d'où $P_{acspe} = P_{sp} \times \delta = 3,3 \times 0,32 = 1,056$ W/kg

- G_{j1} : Poids du joug du Stator

$$G_{j1} = \gamma \cdot V_j \quad \text{avec } \gamma = 7,8 \text{ g/cm}^3$$

γ : Poids spécifique de l'Acier

$$- V_j = S_j \cdot l_1$$

$$\text{avec } S_j = \frac{\pi}{4} \left[(D_{ext1})^2 - (D_1 + 2 h z_1)^2 \right] = \frac{\pi}{4} \left[(39,3)^2 - (23,7 + 2,43)^2 \right]$$

$$S_j = 676,8 \text{ cm}^2$$

$$V_j = 676,8 \text{ cm}^2 \times 13,25 \text{ cm} = 8967,6 \text{ cm}^3$$

$$\text{d'où } G_j = V_j \cdot \gamma = 8967,6 \times 7,810^{-3} = 69,94 \text{ Kg}$$

$$\text{d'où } P_{acj} = 1,4 \times 1,056 \times 69,94 \cdot 10^{-3} = 0,102 \text{ kw}$$

3.1.3. PERTES DANS LES DENTS

Elles sont déterminées comme suit :

$$P_{acd} = K_{acd} \cdot P_{acsp} \cdot G_d \cdot 10^{-3}$$

Le tableau (a) nous donne pour $BZ_1 = 1,62 \text{ T}$; $P_{sp} = 9,2 \text{ w/kg}$

$$\Rightarrow Pa_{\text{Cspe}} = P_{\text{sp}} \times \left\{ \begin{array}{l} \\ \end{array} \right. = 9,2 \times 0,32 = 2,94 \text{ w/kg}$$

- K_{acd} est pris égal à 1,8 d'après les expériences tirées de la construction des machines asynchrones

- G_d : Poids des dents du Stator

$$G_d = V_d \cdot \gamma$$

$$V_d = S_d \cdot l_1 \cdot Z_1 = (b_{Z_1} \cdot h_{Z_1}) \cdot l_1 \cdot Z_1 = 0,775 \cdot 2,43 \cdot 13,25 \times 48$$

$$V_d = 1197,75 \text{ cm}^3$$

$$G_d = 1197,75 \times 7,8 \cdot 10^{-3} = 9,34 \text{ kg}$$

$$\text{d'où } Pa_{\text{cd}} = 1,8 \times 2,34 \cdot 10^{-3} = 0,049 \text{ kw}$$

Ainsi les Pertes principales dans l'acier du Stator sont :

$$Pa_{\text{c1}} = Pa_{\text{c2}} + Pa_{\text{cd}} = 0,102 + 0,049 = 0,151 \text{ kw}$$

3.1.4. PERTES DE SURFACE

Quand le Stator et le Rotor de la machine électrique tournante comportent des encoches ouvertes ou semi - ouvertes ; il y'a apparition d'oscillation de l'induction dans les couches extérieures des dents.

Dans notre moteur les parties intérieures et extérieures du Stator et du rotor possèdent des encoches ouvertes alors des pertes superficielles apparaissent dans chacune des parties du fait des encoches de l'autre.

Ces pertes sont dites ((pertes de surface)) vu que la fréquence des oscillations de l'induction est très élevée, donc la profondeur de Penetration du champ oscillant est faible.

La fréquence d'oscillation est :

$$f = \frac{Z_1 \cdot n_1}{60} = \frac{48 \cdot 1500}{60} = 1200 \text{ Hz}$$

- PERTES DE SURFACE DANS LE ROTOR PRODUITES PAR LE STATOR

Elles sont données par l'expression :

$$P_{\text{surf } Z_2} = 2p \tau \frac{t_2 - br_2}{t_2} \cdot l_2 P_s \text{ pec. swf}_2 \cdot 10^{-7} \text{ (kw)}$$

$$\text{Où } P_{\text{spec surf } 2} = 0,5 k_0 \left(\frac{Z_1 n_1}{10^4} \right)^{1,5} \left(\frac{B_0 t_1}{10^3} \right)^2$$

avec $B_0 = B_m K_s B_g$ amplitude de l'oscillation de l'induction dans l'entrefer

B_m est déterminée (fig. 17) à savoir $B_m = f(\text{ben } C, \delta)$ par la courbe

Pour $\delta = 0,6 \text{ mm}$; $b_{st} = 1,85 \text{ mm}$ on trouve $B_m = 0,24$

K_s : Facteur de Carter $K_s = 1,29$

B_g : Induction dans l'entrefer: $B_g = 7549 \text{ G}_s$

$$\text{d'où } B_g = 0,24 \times 1,29 \times 7549 = 2337 \text{ G}_s$$

k_0 : Facteur qui dépend de la conductivité de l'acier (nuance et épaisseur de l'acier utilisé) Pour l'acier 330 et pour une épaisseur des tôles de 0,5 mm

$$k_0 = 2$$

$$\text{donc } P_{\text{spec surf } 2} = 0,5 \cdot 2 \cdot \left(\frac{48 \cdot 1500}{10^4} \right)^{1,5} \cdot \left(\frac{2337 \cdot 1,55}{10^3} \right)^2$$

$$P_{\text{spec surf } 2} = 253,48 \text{ kg/cm}^3$$

$$\text{d'où } P_{\text{surf } Z_2} = 2 \times 2 \times 18,61 \cdot \frac{1,28 - 0,3}{1,28} \cdot 13,75 \times 253,48 \cdot 10^{-7}$$

$$P_{\text{surf } Z_2} = 0,02 \text{ kw}$$

PERTES DE SURFACE DU STATOR PRODUITES PAR LE ROTOR

On prend la même épaisseur et la même nuance d'acier que pour le rotor avec

$$n_2 = n_1 = 1500 \text{ tr/mm}$$

$$P_{\text{spec surf } Z_1} = 0,5 k_0 \left(\frac{Z_2 n_2}{10^4} \right)^{1,5} \left(\frac{B_0 \times t_2}{10^3} \right)^2$$

$$P_{\text{spec surf } Z_1} = 0,5 \cdot 2 \cdot \left(\frac{58 \times 1500}{10^4} \right)^{1,5} \cdot \left(\frac{2337 \cdot 1,28}{10^3} \right)^2$$

$$P_{\text{spec surf } Z_1} = 328 \text{ kg/cm}^3$$

$$P_{\text{surf } Z_1} = 2p \cdot \frac{t_1 - b_{st}}{t_1} \cdot l_s \cdot P_{\text{spec surf } Z_1} \cdot 10^{-7}$$

$$P_{\text{surf } Z_1} = 2 \times 2 \times 18,61 \times \frac{1,55 - 0,185}{1,55} \times 13,25 \times 328 \cdot 10^{-7}$$

$$P_{\text{surf } Z_1} = 0,0286 \text{ kw}$$

3.1.5 PERTES DE PULSATION

La présence des dents au Stator et au Rotor fait que l'induction dans celles ci change en conséquence avec la position mutuelle du Stator et du Rotor.

Des oscillations du flux dans les dents consécutives à ce phénomène provoquent des pertes supplémentaires appelées Pertes de pulsation du flux et elles sont engendrées dans tous les corps de dents.

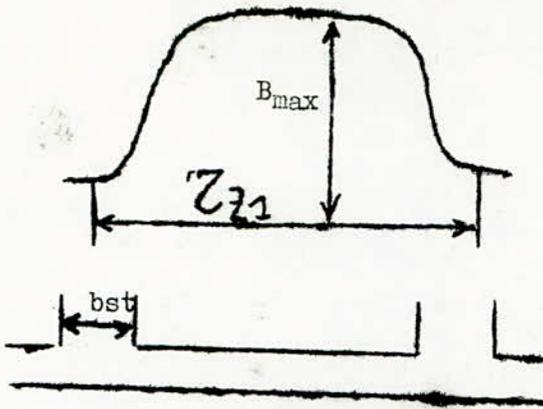


fig : a

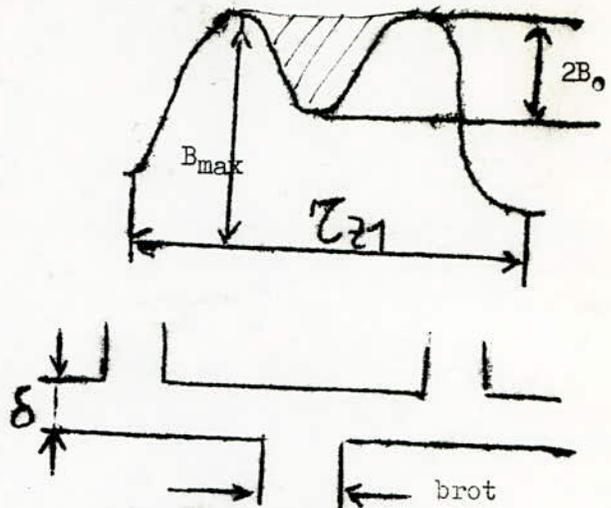


fig : b

z_1 : pas dentaire

B_{Max} : induction de crête dans l'entrefer

B_0 : valeur de crête de l'ondulation de l'entrefer.

Pour les deux positions limites (fig a et fig b), la différence de flux dans les dents est égale à la surface hachurée.

On calcule les pertes de pulsations pour chaque partie.

1) 1° : Pour le Rotor :

$$P_{puls\ z_1} = 0,14 \left(\frac{z_1 \cdot n_1}{10^4} \cdot \frac{B_{pul\ z_2}}{10^3} \right)^2 G_{Z_2} \cdot 10^{-3} \text{ [KW]}$$

avec : $B_{pul\ z_2} = \frac{\gamma_{enc_1} \cdot \delta}{2t_2} \cdot B_{Z_2\ moy}$

$$\gamma_{enc_1} = \gamma_{st} = \left(\frac{benc_1}{\delta} \right)^2 \cdot \frac{1}{5 + \frac{benc_1}{\delta}} = \left(\frac{1,85}{0,6} \right)^2 \cdot \frac{1}{5 + \frac{1,85}{0,6}} = 0,9 \cdot X = 1,17$$

G_{Z_2} : Poids du Rotor : $G_{Z_2} = V_{Z_2} \cdot \gamma$

$$V_{Z_2} = S_{Z_2} \cdot l_2 = \left[\frac{\pi}{4} (D_2^2 - (D_2 - 2h_{z_2})^2) - Z_2 \cdot Q_{enc_2} \right] \cdot l_2$$

$$V_{Z_2} = \left[\frac{\pi}{4} \left[(23,58)^2 - (23,58 - 2 \times 4,47)^2 \right] - 58 \times 1,41 \right] \times 13,75$$

$$V_{Z_2} = 2584,8 \text{ cm}^3$$

$$\text{donc : } G_{Z_2} = 2584,8 \times 7,8 \cdot 10^{-3} = 20,16 \text{ kg}$$

$$\text{d'où : } B_{pul\ z_2} = \frac{0,9 \times 0,06}{2 \times 1,28} \cdot 14070 = 302 \text{ G}_S$$

$$\text{donc : } P_{\text{pul}Z_2} = 0,14 \left(\frac{48 \times 1500}{10^4} \times \frac{302}{10^3} \right)^2 \times 20,16 \times 10^{-3}$$

$$P_{\text{pul}Z_2} = 0,0133 \text{ KW}$$

2° Pour le Stator

$$P_{\text{pul}Z_1} = 0,14 \left(\frac{Z_2 \cdot n_2}{10^4} \times \frac{B_{\text{pul}Z_1}}{10^3} \right)^2 \cdot G_{Z1} \cdot 10^{-3} \quad [\text{KW}]$$

$$\text{avec : } B_{\text{pul}Z_1} = \frac{\delta_{\text{rot}} \cdot \delta}{2t_1} \times B_{Z1}$$

$$\delta_{\text{rot}} = \left(\frac{b_{\text{rot}}}{\delta} \right)^2 \times \frac{1}{5 + \frac{b_{\text{rot}}}{\delta}} = \left(\frac{3}{0,6} \right)^2 \times \frac{1}{5 + \frac{3}{0,6}} = 2,25 \quad ? = 2,25$$

$$\text{donc } B_{\text{pul}Z_1} = \frac{2,25 \times 0,6}{2 \times 1,55} \cdot 16234,5 = 707 \text{ G}_S$$

$$\text{d'où : } P_{\text{pul}Z_1} = 0,14 \left(\frac{58 \times 1500}{10^4} \times \frac{707}{10^3} \right)^2 \times 9,23 \cdot 10^{-3} \quad [\text{KW}]$$

$$P_{\text{pul}Z_1} = 0,0472 \text{ KW}$$

316 : Somme des pertes supplémentaires à vide

$$P_{\text{suppl}} = P_{\text{surf}Z_1} + P_{\text{surf}Z_2} + P_{\text{pul}Z_1} + P_{\text{pul}Z_2}$$

$$P_{\text{suppl}} = (0,020 + 0,0286 + 0,0133 + 0,0472) \text{ kw}$$

$$P_{\text{suppl}} = 0,1091 \text{ KW}$$

317 : Pertes totales en marche à vide en acier:

$$P_{\text{ac}} = P_{\text{ac}_1} + P_{\text{suppl}} = (0,1510 + 0,1091) \text{ KW}$$

$$P_{\text{ac}} = 0,2601 \text{ kw}$$

318 : Pertes mécaniques

Ce sont comme on l'a déjà précisé les pertes par frottement aux paliers qui dépendent de la qualité de surface, de la température de graissage, de l'ajustement des roulements et les pertes par ventilation qui ne se déterminent pas aisément.

Toute fois, les usines productrices de moteurs asynchrones donnent pour le cas des moteurs canaux radiaux et avec les palettes aux faces du Rotor (notre cas) la formule empirique suivante :

$$P_{\text{mec}} = K t \cdot \left(\frac{n_1}{1000} \right)^2 \cdot \left(\frac{D_1}{10} \right)^3 \cdot 10^{-3} \quad [\text{KW}]$$

$$\text{avec } Kt = 7 \quad (2P = 4 \text{ et } D_{\text{ext}_1} > 25 \text{ cm})$$

$$\text{d'où } P_{\text{Mec}} = 7 \cdot \left(\frac{1500}{1000} \right)^2 \cdot \left(\frac{23,58}{10} \right)^3 \cdot 10^{-3} = 0,2065 \text{ kw}$$

319 Pertes totales à vide

$$P_o = P_{ac} + P_{mec} = (0,2601 + 0,2065) \text{ KW}$$

$$P_o = 0,4666 \text{ KW}$$

3.2 PERTES EN CHARGE :

Ce sont les pertes par effet joule dans les enroulements du stator et du rotor déterminées suivant la température de classe (75°C); et des pertes cuivre supplémentaires.

321 : Pertes cuivre dans l'enroulement du rotor

$$P_{cu2} = m_2 I_2^2 \cdot r_2 (75^\circ\text{c}) \cdot 10^{-3} \text{ [kw]} \quad I_2^2 r_2$$

$$P_{cu2} = 3 \cdot (42,56)^2 \cdot 0,06 \cdot 10^{-3} = 0,3260 \text{ KW}$$

322 : Pertes cuivre dans l'enroulement du stator:

$$P_{cu1} = m_1 \cdot I_1^2 \cdot r_1 (75^\circ\text{c}) \cdot 10^{-3} \text{ [kw]}$$

$$P_{cu1} = 3 \times (47,86)^2 \cdot 0,17 \cdot 10^{-3} = 1,1682 \text{ kw}$$

323. Pertes supplémentaires :

Elles sont en grande partie provoquées par les courants de Foucault engendrés par les flux de fuite dans les parties proches des enroulements (carcasse).

Le calcul précis est très délicat alors on les estime en générale à 5% de la puissance apparente.

$$P' \text{ suppl} = 0,005 P'_N$$

$$P' \text{ suppl} = 0,005 \cdot 30,84 = 0,15442 \text{ KW}$$

324 : Pertes totales en charge

$$P_{ch} = P_{cu1} + P_{cu2} + P' \text{ suppl}$$

$$P_{ch} = (1,1682 + 0,3260 + 0,1542) \text{ kw}$$

$$P_{ch} = 1,6484 \text{ kw}$$

3.3 PERTES TOTALES dans la machine

$$\sum P_o = P_o + P_{ch} = (0,4666 + 1,6484) \text{ KW}$$

$$P = 2,1150 \text{ KW}$$

3.4 RENDMENT DE LA MACHINE

Tableau récapitulatif des différentes pertes

Pertes	Notations	Dimensions	
		K W	% ΣP
Pertes dans l'acier du Stator	P_{ac_1}	0,1510	7,14
Pertes de surface du rotor	P_{surf_2}	0,0200	0,95
Pertes de surface du Stator	P_{surf_1}	0,0286	1,35
Pertes de pulsation du rotor	P_{pul_2}	0,0133	0,64
Pertes de pulsation du Stator	P_{pul_1}	0,0472	2,23
Pertes mécaniques	P_{mec}	0,2065	9,76
Pertes joule dans le Rotor (enroulement)	P_{cu_2}	0,3260	15,40
Pertes joule dans le Stator (enroulement)	P_{cu_1}	1,1682	55,22
Pertes supplémentaires dans le cuivre	P^{suppl}	0,1542	7,30
Sommes des Pertes	ΣP	2,1150	100

Calcul du rendement de la machine :

Il est déterminé à partir de la relation suivante :

$$\eta = 1 - \frac{\Sigma P}{P_2 + \Sigma P}$$

$$\eta = 1 - \frac{2,115}{25 + 2,115} \approx 0,92$$

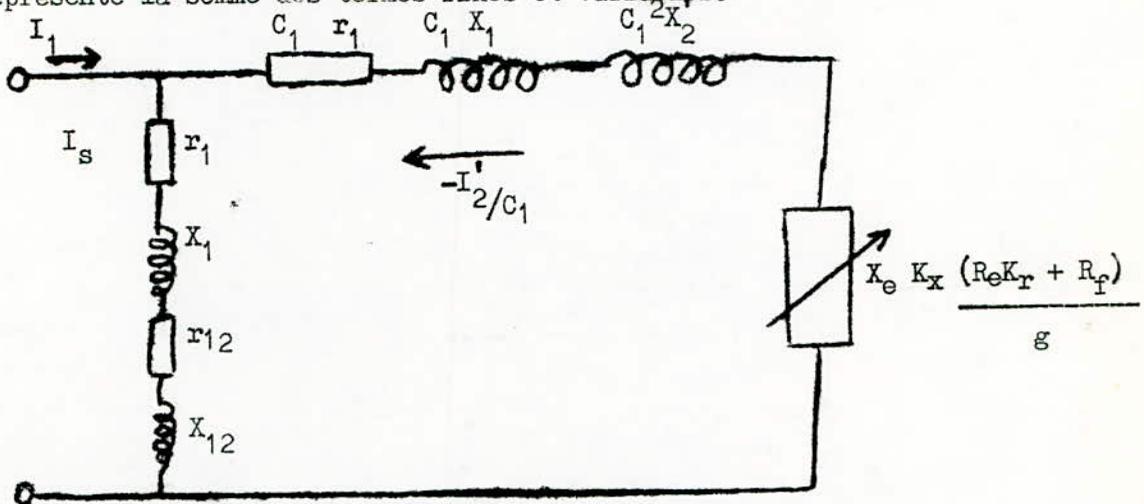
Cette valeur est un peu plus élevée que celle du cahier de charge, ce qui signifie que les pertes ont été atténuées lors des calculs.

Les caractéristiques de service de la machine asynchrone peuvent être déterminées à l'aide du diagramme du cercle qui représente le lieu géométrique de l'extrémité du vecteur courant statorique I_1 aux différents régimes de travail; ou par la méthode analytique.

On fera l'étude de ces caractéristiques par les deux méthodes.

4 - 1 Diagramme du cercle

Ce diagramme est construit à partir du schéma équivalent en Γ du moteur asynchrone à encoches profondes. Ce schéma équivalent diffère de celui d'un moteur ordinaire par ce que chacun des paramètres du circuit secondaire représente la somme des termes fixes et variables.



$$\text{Où : } X_2 = X'_{2e} C_1^2 ; R_e = r'_{2e} C_1^2 ; R_f = r_{2f} C_1^2$$

- r'_{2e} est la résistance de la partie de l'enroulement rotorique qui se trouve dans l'enroche pour une répartition uniforme du courant suivant la section du conducteur.

- K_r est le coefficient qui tient compte de l'accroissement de la résistance r'_{2e} par suite du refoulement du courant.

r_{2f} est la résistance constante de la partie frontale de l'enroulement rotorique.

X'_{2e} est la réactance de dispersion de la partie de l'enroulement rotorique qui se trouve dans l'enroche pour une répartition uniforme du courant suivant la section du conducteur.

K_x est le coefficient qui tient compte de la diminution de la réactance X'_{2e} par suite du refoulement du courant.

Les coefficients K_r et K_x sont en fonction de la grandeur ξ appelée (hauteur ramenée du conducteur).

Pour $\xi > 2$, et c'est notre cas $\xi = 2,64$ on a :

$$K_r = \xi = 2,64$$

$$K_x = \frac{3}{2\xi} = \frac{3}{2 \times 2,64} = 0,568$$

Pour la marche aux faibles glissements, depuis la marche à vide jusqu'aux valeurs du couple $C = C_{max}$, on peut adopter $K_r = K_x = 1$

CHAPITRE IV

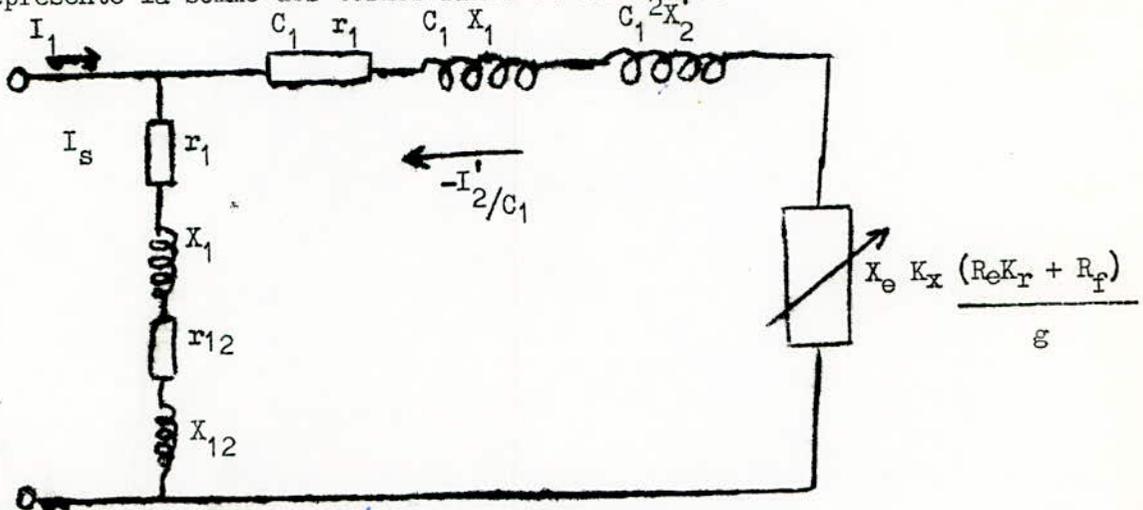
// CARACTERISTIQUES DE TRAVAIL //

Les caractéristiques de service de la machine asynchrone peuvent être déterminées à l'aide du diagramme du cercle qui représente le lieu géométrique de l'extrémité du vecteur courant statorique I_1 aux différents régimes de travail; ou par la méthode analytique.

On fera l'étude de ces caractéristiques par les deux méthodes.

4 - 1 Diagramme du cercle

Ce diagramme est construit à partir du schéma équivalent en Γ du moteur asynchrone à encoches profondes. Ce schéma équivalent diffère de celui d'un moteur ordinaire par ce que chacun des paramètres du circuit secondaire représente la somme des termes fixes et variables.



Où : $X_2 = X'_{2e} C_1^2$; $R_e = r'_{2e} C_1^2$; $R_f = r'_{2f} C_1^2$

r'_{2e} est la résistance de la partie de l'enroulement rotorique qui se trouve dans l'enroche pour une répartition uniforme du courant suivant la section du conducteur.

K_r est le coefficient qui tient compte de l'accroissement de la résistance r'_{2e} par suite du refoulement du courant.

r'_{2f} est la résistance constante de la partie frontale de l'enroulement rotorique.

X'_{2e} est la réactance de dispersion de la partie de l'enroulement rotorique qui se trouve dans l'enroche pour une répartition uniforme du courant suivant la section du conducteur.

K_x est le coefficient qui tient compte de la diminution de la réactance X'_{2e} par suite du refoulement du courant.

Les coefficients K_r et K_x sont en fonction de la grandeur ξ appelée (hauteur ramenée du conducteur).

Pour $\xi > 2$, et c'est notre cas $\xi = 2,64$ on a :

$$K_r = \xi = 2,64$$

$$K_x = \frac{3}{2\xi} = \frac{3}{2 \times 2,64} = 0,568$$

Pour la marche aux faibles glissements, depuis la marche à vide jusqu'aux valeurs du couple $C = C_{max}$, on peut adopter $K_r = K_x = 1$

- Facteur de correction C_1

$$C_1 = 1 + \frac{X_1}{X_{12}} = 1 + \frac{0,46}{16} = 1,03$$

- Resistance du circuit magnetique

$$r_{12} = \frac{P_{ac1} \cdot 10^3}{m_1 I_D^2} = \frac{151}{3 \times (13,48)^2} = 0,3 \Omega$$

Cette resistance tient compte des pertes dans le Fer.

- Paramètre de court circuit :

$$r'_{cc} = C_1 r_1 + C_1^2 r_2 = 1,03 \times 0,17 + (1,03)^2 \times 0,06 = 0,24 \Omega$$

$$X'_{cc} = C_1 X_1 + C_1^2 X_2 = 1,03 \times 0,46 + (1,03)^2 \times 0,52 = 1 \Omega$$

$$Z_{cc} = \sqrt{r_{cc}'^2 + X_{cc}'^2} = \sqrt{(0,24)^2 + (1)^2} = 1,03$$

$$I_{cc} = \frac{U_1}{Z_{cc}} = \frac{220}{1,03} = 214 \text{ A.}$$

4.1.1 Construction du diagramme du cercle

cette construction est réalisée à partir des résultats suivants:

- courant à vide

c'est le courant I_s qui correspond à la vitesse de synchronisme ($g = 0$)

$$I_s = \frac{U_1}{\sqrt{(r_1 + r_2)^2 + (X_1 + X_2)^2}} = \frac{220}{\sqrt{(0,17 + 0,3)^2 + (0,46 + 16)^2}}$$

$$I_s = 13,48 \text{ A.}$$

- Déphasage à ($g = 0$) (à vide)

$$\cos \varphi_s = \frac{r_1 + r_2}{\sqrt{(r_1 + r_2)^2 + (X_1 + X_2)^2}} = \frac{0,17 + 0,3}{\sqrt{[(0,17) + 0,3]^2 + (0,46 + 16)^2}}$$

$$\cos \varphi_s = 0,0285 \Rightarrow \varphi_s = 88,36^\circ$$

- Angle de Rotation de la ligne du centre du diagramme.

$$\sin 2\gamma = \frac{2r_1 I_s}{U_1} = \frac{2 \times 0,17 \times 13,48}{220} = 0,02$$

d'où $2\gamma = 1,18^\circ$

Angle d'inclinaison de la droite $P_{em} = 0$ et $\Gamma = 0$

$$\operatorname{tg} \alpha_1 = \frac{c_1 \Gamma_1}{X'_{cc}} = \frac{1,03 \times 0,17}{1} = 0,175$$

$$\Gamma_1 = r_1 (75^\circ)$$

d'où $\alpha_1 = 10^\circ_c$

- Angle d'inclinaison de la droite des puissances utiles $P_2 = 0$

$$\operatorname{tg} \alpha_2 = \frac{r'_{cc}}{X'_{cc}} = \frac{0,24}{1} = 0,24 \quad \text{d'où } \alpha_2 = 13,5^\circ$$

- Diamètre du cercle des courants

$$D_{cc} = \frac{U_1}{X'_{cc}} = \frac{220}{1} = 220 \text{ A.}$$

On choisit comme diamètre $\overline{AD} = 220 \text{ mm}$

- Echelle des courants

$$C_I = \frac{D_{cc}}{\overline{AD}} = 1 \text{ A/mm}$$

- Echelle des Puissances

$$C_P = 3U_1 C_I 10^{-3} = 3 \times 220 \times 220 \cdot 10^{-3} = 0,660 \text{ kw/mm}$$

- Echelle des couples

$$C_r = \frac{975}{N_1} C_P = \frac{975}{1500} \cdot 0,66 = 0,429 \text{ kg. m/mm}$$

- Construction du diagramme du cercle

Le tracé du diagramme se fait de la manière suivante :

- On porte I_s (mm) de telle façon qu'il fasse un angle φ_s avec la verticale:

$$I_s \text{ (mm)} = \overline{OA} = \frac{I_s}{C_I} = \frac{13,48}{1} = 13,48 \text{ mm}$$

- De A on trace une droite horizontale et porte l'angle 2γ , on obtient le cercle de Rayon :

$$\overline{AR} = \frac{\overline{AD}}{2} = \frac{220}{2} = 110 \text{ mm}$$

- On porte les angles α_1, α_2 tels que $\operatorname{tg} \alpha_1 = 0,175$

$\operatorname{tg} \alpha_2 = 0,24$ et on obtient les droites AP et AK qui représentent les droites correspondantes.

à $g = \infty$ ($P_{em} = 0$; $\Gamma = 0$) et à $g = 1$ ($P_2 = 0$)

- Pour les échelles du rendement et du glissement, voir le diagramme du cercle.

4.1.2 Détermination des points du Régime Nominal.

De la ligne AK on prend un point arbitraire; de P, on abaisse la perpendiculaire à AD et on porte le segment $\overline{PP_1}$ tel que :

$$\overline{PP_1} = \frac{P_N + P_{mec} + P_{supp} + P'_{supp}}{C_P}$$

$$\overline{PP_1} = \frac{25 + 0,109 + 0,1796 + 0,1542}{0,66} = 38,55 \text{ mm}$$

De P_1 on trace la parallèle à AK, elle coupe le cercle en N, point du régime Nominal. On obtient les valeurs suivantes :

- Courant Nominal :

$$I_{1N} = \overline{ON} C_1 = 47 \text{ A}$$

- Courant Réduit du Rotor :

$$I_2' N = \overline{AN} C_I = 41 \text{ A.}$$

- Facteur de Puissance

$$\cos \varphi_N = \frac{\overline{Om_1}}{100} = 0,89$$

- Puissance Nominale absorbée :

$$P_{1N} = 3U_1 I_{1N} \cos \varphi_N = 3 \times 220 \times 47 \times 0,89 = 27,6 \text{ kw}$$

$$\text{ou bien : } P_{1N} = \overline{NM} C_P = 42 \times 0,66 = 27,7 \text{ kw}$$

- Rendement Nominal :

$$\eta_N = \left(\frac{\overline{qh'}}{\overline{hh'}} \right) \cdot 100\% = 91,5\%$$

- Puissance Nominale Utile :

$$P_{2N} = \overline{NQ} C_P = 38 \times 0,66 = 25,08 \text{ kw.}$$

$$\text{ou bien : } P_{2N} = P_{1N} - \sum P = 27,7 - 2,115 = 25,50 \text{ kw}$$

- Puissance électromagnétique Nominale :

$$P_{emN} = \overline{NP} C_P = 39 \times 0,66 = 25,74 \text{ kw}$$

$$\text{ou bien } P_{emN} = P_{1N} - P_{en_1} - P_{ac 1} = 27,7 - 1,17 - 0,15$$

$$P_{emN} = 26,38 \text{ kw}$$

- Glissement Nominal :

$$g_N = 0,0130 \text{ (valeur lue sur l'échelle des glissements)}$$

$$\text{ou bien : } g^N = \frac{P_{cu2}}{P_{eN}} = \frac{0,326}{25,74} = 0,0127.$$

- Capacité de surcharge :

La tangente au cercle et parallèle à AT Coupe le cercle au point Nm, on abaisse la perpendiculaire à AD; on obtient :

$$\Gamma_{\max} = \overline{Nm N'm} C_{\Gamma} = 91 \times 0,429 = 39,039 \text{ kg-m.}$$

$$\Gamma_N = \overline{NP} \cdot C_{\Gamma} = 38 \times 0,429 = 17,442 \text{ kg-m.}$$

$$\text{d'où : } \lambda_{\max} = \frac{\Gamma_{\max}}{\Gamma_N} = \frac{91}{38} = 2,39.$$

- Le courant et le couple de démarrage sont déterminés à partir du diagramme du cercle qui tient compte de l'effet pelliculaire et de la saturation. Pour cela il faut calculer les paramètres suivants :

$$C_1 \text{ Sat} = 1 + \frac{X_1 \text{ Sat}}{X_{12 \text{cc}}}$$

$$X_{12 \text{cc}} = X_{12} \frac{F_{\text{circuit}}}{F_{\delta}} = 16 \times 1,43 = 22,88 \ \Omega$$

$$\text{d'où } C_1 \text{ Sat} = 1 + \frac{0,33}{22,88} = 1,014$$

$$r'_{\text{cc}} \} = C_1 \text{ Sat. } r_1 + C_1^2 \text{ Sat. } r_2' \} = 1,014 \times 0,17 + (1,014)^2 \times 0,2$$

$$r'_{\text{cc}} \} = 0,38 \ \Omega$$

$$X'_{\text{cc}} \} \text{ Sat} = C_1 \text{ Sat } X_1 \text{ Sat} + C_1^2 \text{ Sat } X_2' \} \text{ Sat} = (1,014) \times 0,33 + (1,014)^2 \times 0,36$$

$$X'_{\text{cc}} \} \text{ Sat} = 0,68 \ \Omega$$

$$\text{tg } \alpha_1 = \frac{C_1 \text{ Sat. } r_1}{X'_{\text{cc}} \} \text{ Sat}} = \frac{1,014 \times 0,17}{0,68} = 0,25; \text{ d'où } \alpha_1 = 14^{\circ}_c$$

$$\text{tg } \alpha_2 = \frac{r'_{\text{cc}} \} }{X'_{\text{cc}} \} \text{ Sat}} = \frac{0,38}{0,68} = 0,56; \text{ d'où } \alpha_2 = 29^{\circ}_c$$

Diamètre du cercle des courants en tenant compte de la saturation et de l'effet pelliculaire

$$D_{\text{cc}} \} \text{ Sat} = \frac{U_1}{X'_{\text{cc}} \text{ Sat}} = \frac{220}{0,68} = 325,53 \text{ A.}$$

On garde la même échelle et on obtient comme rayon du cercle :

$$\overline{AR'} = \frac{325,53}{2} = 161,76 \text{ mm.}$$

Rapports de démarrage

$$\lambda_d = \frac{\overline{\Gamma_d}}{\overline{\Gamma_N}} = \frac{\overline{K_s K_{1s}}}{\overline{N\phi}} = \frac{75}{38} = 1,97$$

$$\frac{\overline{I_d}}{\overline{IN}} = \frac{\overline{OK_s}}{\overline{ON}} = \frac{298}{47} = 6,34$$

- Couple de démarrage

$$\overline{\Gamma_d} = \overline{K_s K_{1s}} \times C_T = 75 \times 0,429 = 32,175 \text{ kg-n.}$$

- Courant de démarrage

$$I_d = \overline{OK_s} \times C_I = 298 \times 1 = 298 \text{ A}$$

4.2. Caractéristiques de travail :

Pour la détermination de ces caractéristiques on prend 5 à 6 points dans l'intervalle $[I_0, 1,5 \overline{IN}]$ et on relève directement du diagramme du cercle les différentes valeurs des paramètres I_1 ; I_2 ; η ; $\cos \varphi$; g et P_2 .

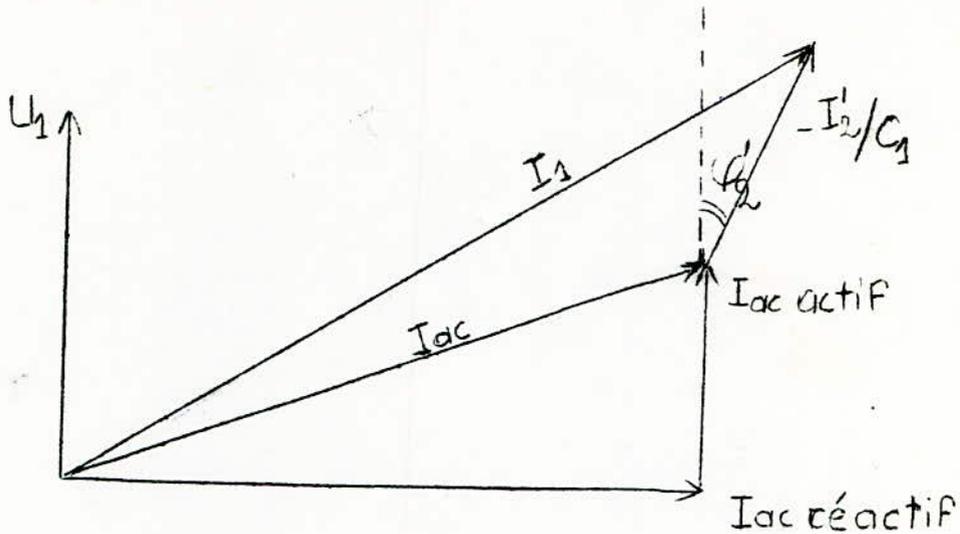
On trace les courbes $[I_1, I_2; \eta; \cos \varphi; g] = f(P_2)$

à partir du tableau suivant :

I_1 (A)	13,48	25	39	47	70
I_2' (A)	0	19	34	41	64
η	0	0,91	0,92	0,91	0,91
$\cos \varphi$	0,028	0,81	0,88	0,89	0,90
g	0	0,007	0,011	0,013	0,022
P_2 (KW)	0	12,54	19,80	25,08	33,66

4.3. Méthode analytique :

Cette méthode permet aussi d'obtenir les caractéristiques de travail des machines asynchrones ; elle est basée sur le schéma équivalent en " Γ " et sur le diagramme vectoriel correspondant au schéma équivalent.



Cette méthode est plus commode et plus juste que le diagramme du cercle; elle consiste à faire le calcul des paramètres suivants :

- Facteur de correction :

$$C_1 = 1 + \frac{X_1}{X_{12}} = 1 + \frac{0,46}{16} = 1,03$$

- Courant à vide réactif :

$$I_{ac} \text{ réactif} = I_{\mu} = 13,48 \text{ A.}$$

- Courant actif à vide :

$$I_{ac} \text{ actif} = \frac{P_{ac1} \cdot 10^3 + 3I_{\mu}^2 r_1}{3 U_1} = \frac{151 + 3 (13,48)^2 \times 0,17}{3 \times 220}$$

$$I_{ac} \text{ actif} = 0,366 \text{ A.}$$

- Impédance de la phase du Stator :

$$Z_1 = \sqrt{r_1^2 + X_1^2} = \sqrt{(0,17)^2 + (0,46)^2} = 0,49 \Omega$$

- Impédance mutuelle :

$$Z_{12} = \sqrt{(r_{12})^2 + (X_{12})^2} = \sqrt{(0,3)^2 + (16)^2} = 16 \Omega$$

- Angle d'inclinaison :

$$\gamma_1 = \arctg \left(\frac{r_{12} X_1 - r_2 X_{12}}{r_{12} (r_1 + r_{12}) + X_{12} (X_1 + X_{12})} \right)$$

$$\gamma_1 = \arctg \left(\frac{0,3 \times 0,46 - 4,6 \cdot 10^{-5} \times 16}{0,3 (0,16 + 0,3) + 16 (0,46 + 16)} \right) = 0,0300$$

Quand $\gamma_1 < 1^\circ$, on peut le négliger et prendre $\gamma_1 = 0^\circ$

On a à calculer aussi les grandeurs suivantes :

$$a' = c_1^2 = (1,03)^2 = 1,06$$

$$b' = c_1^2 \sin 2 \gamma_1 = 0$$

$$a = c_1 r_1 = 1,03 \times 0,17 = 0,175 \Omega$$

$$b = c_1 X_1 + c_1^2 X_2' = 1,03 \times 0,46 + 1,06 \times 0,52 = 1,02 \Omega$$

- Puissance nominale absorbée :

$$P_{1N} = \frac{P_{2N}}{\eta} = \frac{25}{0,9} = 27,78 \text{ KW}$$

- F.e.m. de la phase du Stator :

$$E_1 = U_1 - X_1 I_u = 220 - 0,46 \times 13,48 = 213,87 \text{ V}$$

glissement Nominal :

$$g_N = \frac{r_2' I_2'}{E_1} = \frac{0,06 \times 42,56}{213,87} = 0,012$$

Les caractéristiques de service sont construites pour les valeurs des glissements comprises dans l'intervalle $0,2 g_N \leq g \leq 1,3 g_N$

- Pour différentes valeurs de g , on obtient le tableau suivant :

N° des Formules	FORMULES	0,0025	0,006	0,010	0,012	0,014	0,016
1	$a'r'_2/g$ (n)	25,44	10,6	6,36	5,3	4,54	3,97
2	$b'r'_2/g$ (n)	0	0	0	0	0	0
3	$R=a+ \frac{a'r'_2}{g}$ (n)	26,62	10,78	6,54	5,48	4,72	4,15
4	$X=b+b'r'_2/g$	1,02	1,02	1,02	1,02	1,02	1,02
5	$Z=\sqrt{R^2+X^2}$ (n)	26,64	10,83	6,62	5,57	4,82	4,27
6	$\cos \phi'_2 = R/Z$	0,997	0,99	0,99	0,98	0,98	0,97
7	$\sin \phi'_2 = X/Z$	0,04	0,09	0,15	0,18	0,21	0,24
8	$I''_2 = \frac{U_1}{Z}$ (A)	8,26	20,31	33,23	39,50	45,64	51,52

9	$I_2' = C_1 I_2''$ (A)	8,50	20,92	34,23	40,68	47,00	53,06
10	$I_{1\text{actif}} = I_{1\text{actif}}'' + I_2'' \cos \varphi_2'$ (A)	8,63	20,54	33,16	39,19	45,04	50,39
11	$I_{1\text{reactif}} = I_2'' \sin \varphi_2'$ (A)	13,64	15,24	18,45	20,56	22,96	25,64
12	$I_1 = \sqrt{I_{1a}^2 + I_{1r}^2}$ (A)	16,14	25,96	37,95	44,03	50,55	56,54
13	$\cos \varphi_1 = I_{1a} / I_1$	0,56	0,79	0,87	0,89	0,89	0,89
14	$P_1 = 3U_1 I_{1\text{actif}} 10^{-3}$ (KW)	5,69	13,55	21,88	25,86	29,72	33,26
15	$P_{cu1} = 3r_1 I_1^2 10^{-3}$ (KW)	0,13	0,34	0,73	0,99	1,50	1,63
16	$P_{cu2} = 3r_2 I_2^2 10^{-3}$ (KW)	0,01	0,08	0,20	0,30	0,40	0,59
17	$P_0'' = P_{ac1} + P_{\text{suppl}} + P_{\text{mec}}$ (KW)	0,44	0,44	0,44	0,44	0,44	0,44
18	$P_0' = 0,005 P_{1N} \left(\frac{I_1}{I_{1N}} \right)^2$ (KW)	0,015	0,04	0,08	0,10	0,14	0,17
19	$\sum P = P_{cu1} + P_{cu2} + P_0'' + P_0'$ (KW)	0,60	0,90	1,50	1,83	2,28	2,75
20	$\eta = 1 - \frac{\sum P}{P_1}$	0,89	0,93	0,93	0,93	0,92	0,91
21	$P_2 = P_1 - \sum P$ (KW)	5,091	12,65	20,42	24,03	27,44	30,51

On relève du tableau les paramètres I_1 , I_2' ,

η , $\cos \varphi$, g et P_2 ; On trace ensuite les courbes

$$(I_1, I_2', \eta, \cos \varphi, g) = f(P_2)$$

- Capacité de surcharge :

Elle est donnée par la relation :

$$\lambda_{\max} = \frac{\Gamma_{\max}}{\Gamma_N} = \left(\frac{I'_{2\max}}{I'_{2N}} \right)^2 \cdot \frac{g_N}{g_{\max}}$$

- Glissement maximal :

$$g_{\max} = \frac{r'_2}{\frac{X_1}{C_1} + X'_2} = \frac{0,06}{\frac{0,46}{1,02} + 0,52} = 0,062$$

Pour calculer $I'_{2\max}$ on refait les calculs des paramètres suivants:

$$\frac{a'r'_2}{g_{\max}} = \frac{1,03 \times 0,06}{0,062} = 0,997 \Omega$$

$$R = a + \frac{a'r'_2}{g_{\max}} = 0,175 + 0,997 = 1,172 \Omega$$

$$X = b = 1,02 \Omega$$

$$Z = \sqrt{R^2 + X^2} = \sqrt{(1,02)^2 + (1,172)^2} = 1,55 \Omega$$

$$I''_2 = \frac{U_1}{Z} = \frac{220}{1,55} = 141,94 \text{ A}$$

$$I'_{2\max} = C_1 I''_2 = 1,03 \times 141,94 = 146,2 \text{ A}$$

$$\text{d'où : } \lambda_{\max} = \left(\frac{146,2}{40,68} \right)^2 \cdot \left(\frac{0,012}{0,062} \right) = 2,5$$

- Rapports de démarrage :

Le couple et le courant de démarrage sont calculés en tenant compte de l'effet pelliculaire et de la saturation; ils sont donnés par les relations suivantes:

$$\frac{\Gamma_{\text{dem}}}{\Gamma_N} = \left(\frac{I'_{2\text{dem}}}{I'_{2N}} \right)^2 \cdot \frac{r'_2}{r'_2} \cdot \frac{g_N}{g_{\text{dem}}}$$

$$I'_{2\text{dem}} = \frac{U_1 \cdot g_{\text{dem}}}{\sqrt{C'^2 + \Delta'^2}}$$

$$\text{Où } C' = g_{\text{dem}} \left(X'_2 \left\{ \text{Sat} + \frac{X_1 \text{ Sat}}{C_2 \left\{ \text{Sat}} \right.} \right. \right)$$

$$\Delta' = g_{\text{dem}} r_1 + r'_2 \left\{ \right.$$

En prenant $g_{\text{dem}} = 1$ On a :

$$I_{\text{dem}} = \frac{220}{\sqrt{\left(0,36 + \frac{0,33}{1,016}\right)^2 + (0,17 + 0,2)^2}} = 285,71 \text{ A}$$

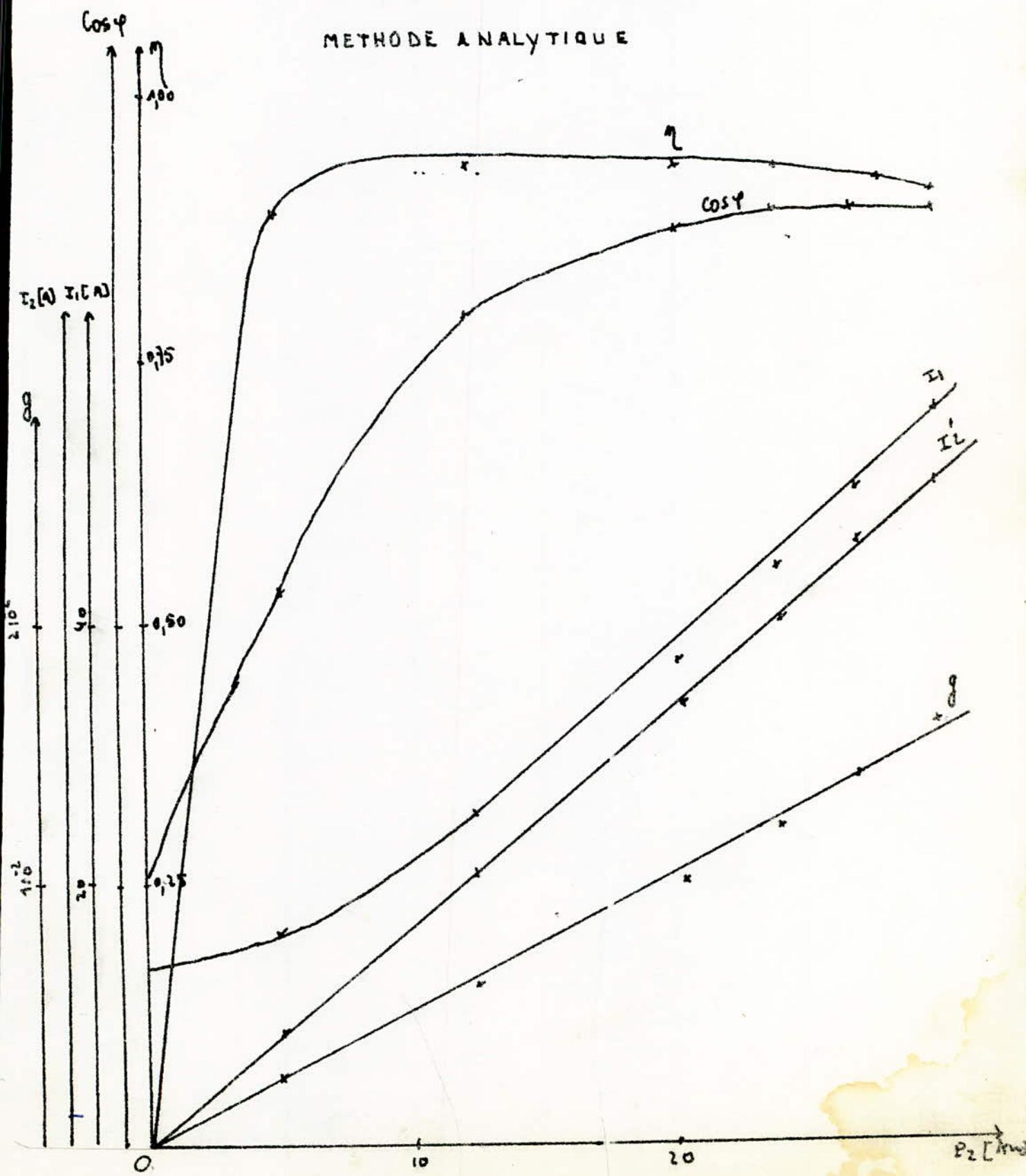
$$I'_{2\text{dem}} = \frac{1}{C_2 \text{ Sat}} \cdot I_{1d} = \frac{1}{1,016} \times 285,71$$

$$I'_{2\text{dem}} = 281,21 \text{ A}$$

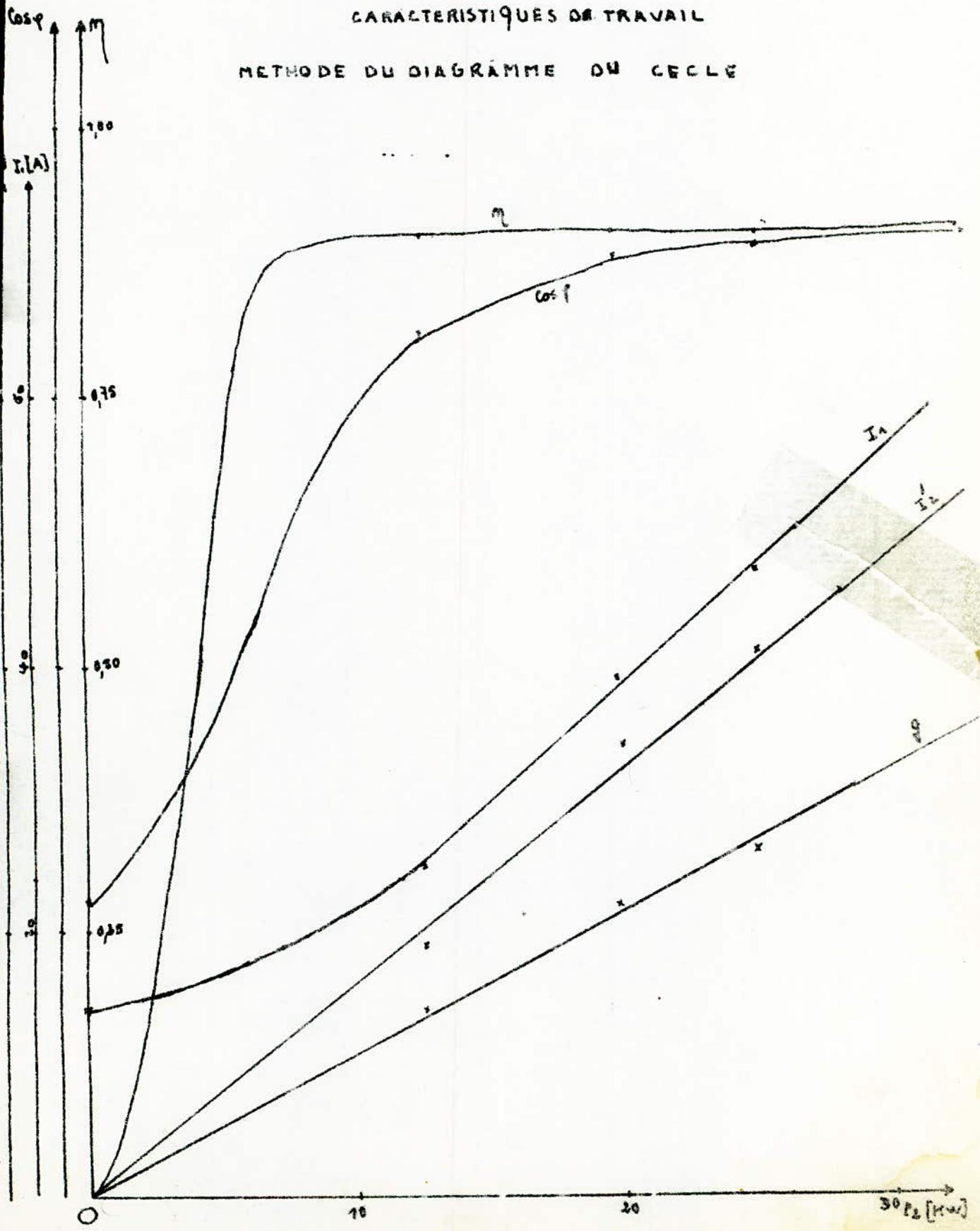
$$\text{d'où } \lambda_{\text{dem}} = \left(\frac{281,21}{40,68}\right)^2 \times \frac{0,2}{0,06} \times \frac{0,012}{1} = 1,91$$

On remarque que les valeurs des couples de démarrage et maximal trouvées par les deux méthodes sont sensiblement identiques (environ 6 % de différence).

CHARACTERISTIQUES DE TRAVAIL
 METHODE ANALYTIQUE



CARACTERISTIQUES DE TRAVAIL
METHODE DU DIAGRAMME DU CECLE



888 CHAPITRE V 888

////// CALCUL THERMIQUE ////

5.0 GENERALITES:

Dans les machines électriques, les pertes d'énergie mécanique et électrique se transforment en énergie thermique; ce qui chauffe certaines parties de la machine.

Cet échauffement doit être minimisé pour assurer une fiabilité et une longévité à cette machine.

La température dans une partie donnée de la machine dépend des pertes qui s'y produisent et de la température de l'agent refroidisseur (pour nous ce sera l'air).

$\theta - \theta_0 = \Delta\theta$ est appelée surélévation de température dans une partie de la machine par rapport à l'agent refroidisseur. Les normes Soviétiques avec lesquelles on a travaillé admettent comme température limite admissible pour l'air $\theta_0 = 35^\circ\text{C}$.

Le moteur qu'on étudie est à version protégée, c.à.d qu'il est muni de dispositifs spéciaux qui empêchent le contact avec les parties parcourues par le courant et d'une protection contre les poussières et la pluie.

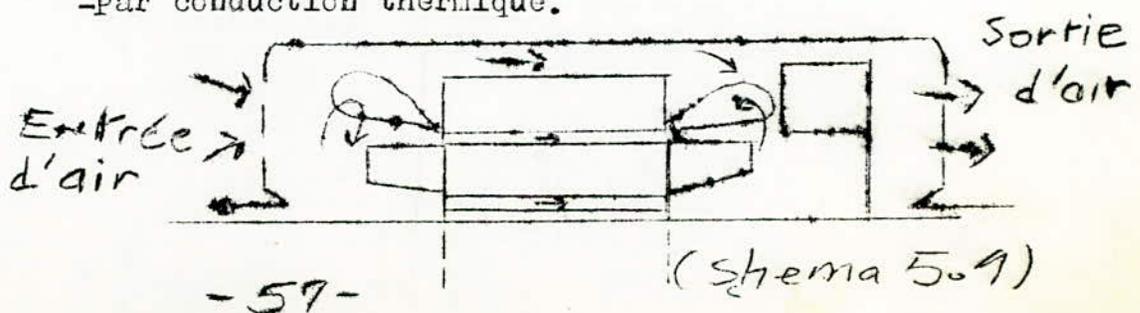
Le choix de la version nous impose le type de ventilation qu'on a pris comme suit:

ventilation par aspiration (schéma 5.1) qui a l'avantage de faire arriver l'air directement sur la machine. on a placé également deux (ventillateurs) jumelés solidaires du rotor et situés des deux côtés de celui-ci afin de refroidir les parties frontales du stator.

Pour la direction de l'air qui baigne les parties réchauffées de notre moteur, on a opté pour une ventilation axiale simple (canneaux de ventilation ménagés dans le rotor). On a choisi cette ventilation axiale vu que les calculs détaillés et les études au niveau des constructions recommandent pour les moteurs asynchrones de moyenne puissance (notre cas) ce mode de ventilation.

La transmission de la chaleur d'une partie de la machine aux autres s'effectue suivant trois façons:

- Par rayonnement (dissipation thermique);
- Par convection;
- Par conduction thermique.



La classe d'isolation du moteur est la classe "B" ce qui nous donne les surélévations de température limites pour les différentes parties de la machine:

Enroulement du rotor : $\Theta_{lim} = 90^{\circ}C$
 Enroulement du stator : $\Theta_{lim} = 80^{\circ}C$
 Joug et autres parties en fer : $\Theta_{lim} = 80^{\circ}C$

5.1 CALCUL THERMIQUE:

On va calculer l'échauffement moyen des différentes parties de la machine; en pratique ce calcul pour une version protégée se fait de la manière suivante:

5.1.1 Chute de température dans l'isolant de l'enroulement du stator:

Celle-ci est donnée par:

$$\Delta \Theta_{isol_1} = W_{enco.} (S_{isol_1} / \lambda) \quad \text{avec:}$$

- $W_{enco.}$: flux de chaleur spécifique par cm^2 d'encoche
 $W_{enco.} = (A_1 \cdot j_1 \cdot t_1) / (l_{oo} P_1 \gamma_1)$ où:

P_1 : périmètre de l'encoche du stator ($P_1 \approx 6,4cm$)

γ_1 : conductibilité spécifique pour la classe "B";

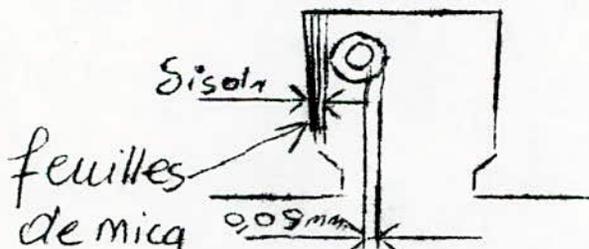
$$\gamma_{75^{\circ}C} = 46m/\Omega \cdot mm^2$$

$$\text{donc } W_{enco.} = (308 \cdot 5,8 \cdot 1,55) / (100 \cdot 6,4 \cdot 46) = 0,1 \text{ w/cm}^2$$

λ_1 : conductibilité thermique de l'isolant utilisé:

$$\lambda_1 = 0,16 \cdot 10^{-2} \text{ W/m}^{\circ}C \text{ pour le mica}$$

- S_{isol_1} = épaisseur de la couche isolante séparant le cuivre conducteur des parois de l'encoche:



$$S_{isol_1} = 2 \times 0,09 + 0,09 \text{ mm} = 0,27 \text{ mm}$$

$$\text{d'où: } \Delta \Theta_{isol_1} = (0,1 \cdot 0,27) / 0,16 \cdot 10^{-2} = 5,6^{\circ}C$$

5.1.2 Surélévation de température par rapport à l'air refroidissant à la surface extérieure du stator:

ELLE est donnée par la relation suivante:

$$\Delta \Theta_{surf_1} = W_{surf_1} / \alpha_v \quad \text{avec:}$$

α_v : facteur de transfert de chaleur à la surface soufflée:

$$\alpha_v = 3,3 \cdot 10^{-3} (1 + 0,1 v) \quad -58-$$

v: vitesse linéaire périphérique du rotor.

$$v = \omega \cdot R_2 = 2\pi f \cdot R_2$$

R_2 : rayon externe du rotor.

$$v = 2.3,14.50.11,79.10^{-2} = 37,02 \text{ m/s}$$

$$\text{d'où } \alpha v = 3,3.10^{-3} \cdot (1 + 0,1.37,02) = 15,53 \text{ W/cm}^2\text{c}$$

$-w_{surf_1}$: flux de chaleur spécifique à la surface extérieure du stator.

$$w_{surf_1} = (P_{ac_1} + 0,5P_{suppl}) / (\pi \cdot D_2 \cdot l_s) + (A_1 \cdot j_1) / (100)$$

avec:

P_{suppl} : pertes supplémentaires à vide

P_{ac_1} : pertes de l'acier des dents et du joug du stator.

$$\text{donc } \Delta \theta_{surf_1} = 0,51 / 15,53 = 32,80^\circ\text{c}$$

$$\text{avec } w_{surf_1} = (151 + 0,5 \cdot 109,1) / (3,14 \cdot 23,7 \cdot 13,25) + \frac{308,578}{100 \cdot 46}$$

$$w_{surf_1} = 0,51 \text{ W/cm}^2$$

5.1.3) Surélévation de température dans les parties frontales de l'enroulement du stator:

Elle est donnée par ce qui suit:

$$\Delta \theta_{pf_1} = w_{pf_1} / (1,33 \cdot 10^{-3} (1 + 0,05v)) \quad \text{avec:}$$

$-w_{pf_1}$: flux de chaleur spécifique de la partie frontale:

$$w_{pf_1} = w_{enc_1}$$

$$\text{donc } \Delta \theta_{pf_1} = 0,1 / (1,33 \cdot 10^{-3} (1 + 0,05 \cdot 37,02)) = 26^\circ\text{c}$$

5.1.4) Surélévation de température moyenne des enroulements du stator:

$$\Delta \theta_1 = \frac{(\Delta \theta_{isol_1} + \Delta \theta_{surf_1}) l_1 + (\Delta \theta_{isol_1} + \Delta \theta_{pf_1}) l_f}{L_1 + L_f}$$

avec: L_1 : longueur réelle du stator (13,25cm)

L_f : longueur de la partie frontale (CH.I) ; (26cm)

$$\text{donc } \Delta \theta_1 = \frac{(5,6^\circ\text{c} + 32,8^\circ\text{c}) \cdot 13,25 + (5,6^\circ\text{c} + 26^\circ\text{c}) \cdot 26}{26 + 13,25}$$

$$\Delta \theta_1 = 33,90^\circ\text{c}$$

Cette valeur $33,9^\circ\text{c}$ Est inférieure à la température limite admissible donc elle est convenable; d'ailleurs toutes les valeurs trouvées le sont.

5.2 VENTILATION DE LA MACHINE:

Le but de la ventilation est d'assurer un débit d'air suffisant afin de refroidir la machine.

5.2.1 Débit d'air nécessaire à l'évacuation de la chaleur:

Le débit d'air nécessaire pour évacuer la chaleur due aux différentes pertes de notre moteur est donnée par

$$Q_{nec} = \sum P / (\gamma \cdot C \cdot \Delta\theta) \quad \text{avec:}$$

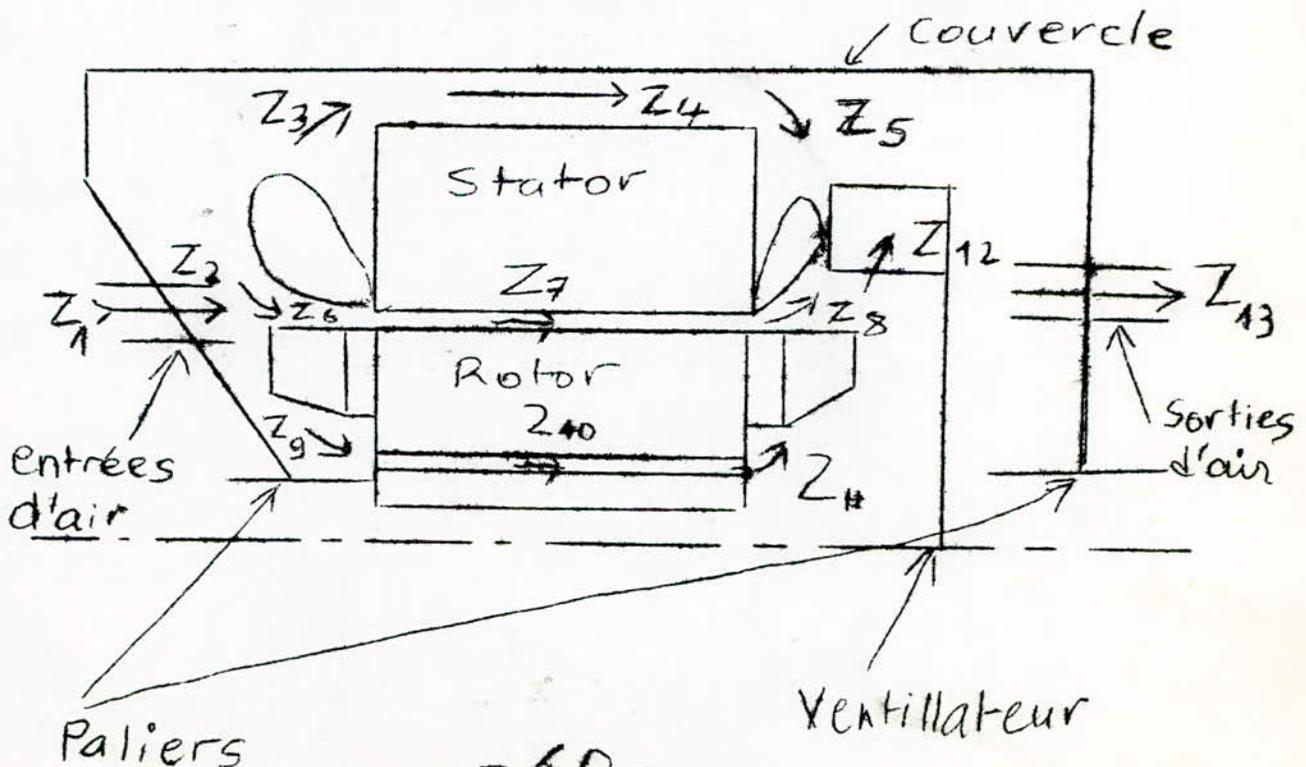
- C : chaleur spécifique de l'air ; $C = 1000 \text{Ws/Kg}^\circ\text{c}$
- $\sum P$: pertes totales dans le moteur mis à part celles du palier qui sont évacuées par l'air de ventilation
- γ : poids spécifique de l'air ; $\gamma = 1,1 \text{ Kg/cm}^3$
- $\Delta\theta$: surélévation de température de l'air sortant par rapport à l'air entrant; on prend $\Delta\theta = 20^\circ\text{c}$.

d'où: $Q_{nec} = 2115 / (1,1 \cdot 1000 \cdot 20) = 0,1 \text{ m}^3/\text{s}$

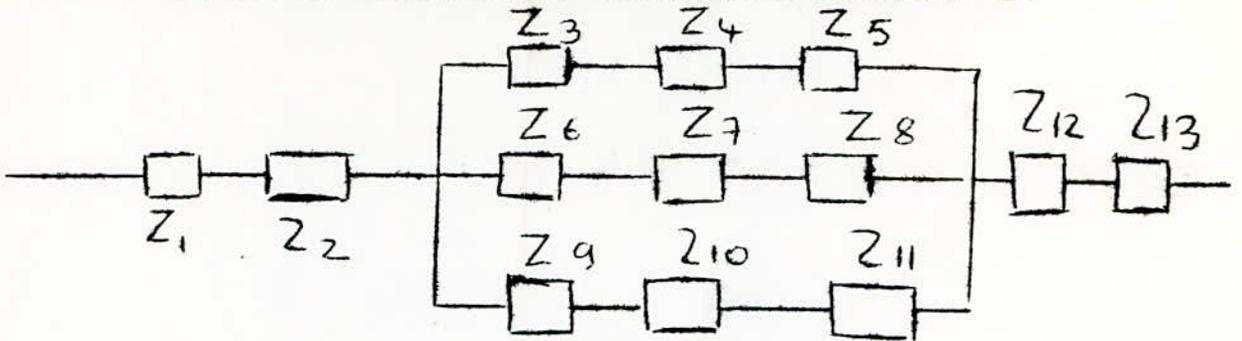
Donc la ventilation doit avoir un débit d'air supérieur au débit d'air nécessaire.

Pour dimensionner le ventilateur, il faut savoir les formes des parties ventilées par l'air pour calculer leurs résistances aérodynamiques. Ces formes sont ramenées à des formes standards en général.

Circuit parcouru par l'air de ventilation:



-Schéma équivalent des résistances aérodynamiques:



Tous calculs faits, la résistance aérodynamique globale est la suivante:

$$Z_t = 391 \text{ Kgf.s/m}^5 \quad \text{---} \boxed{Z_t} \text{---}$$

5.2.2 Dimensionnement du ventilateur:

- diamètre externe: $D_{\text{vext.}} = (1,4 + 1,5) \cdot D_2$
on a choisi $D_{\text{vext.}} = 1,5 \cdot 23,58 = 35,40 \text{ cm}$
- diamètre interne: $D_{\text{vint.}} = D_{\text{vext.}} / (1,2 + 1,5)$
on a pris $D_{\text{vint.}} = 35,40 / 1,5 = 23,60 \text{ cm}$
- largeur de la palette: $b = (12 + 15)\% \cdot D_{\text{vint.}}$
on a pris $b = 13\% \cdot 35,4 = 4,60 \text{ cm}$
- nombre de palettes: $N_p = (6 + 10)\% \cdot D_{\text{vext.}} / (D_{\text{vext.}} - D_{\text{vint.}})$
on choisit $N_p = 10 \cdot 35,4 / (35,4 - 23,6) = 29$.
- section balayée par les palettes: $S = 0,92 \cdot \pi \cdot 4,6 \cdot D_{\text{vext.}}$
 $S = 0,92 \cdot 3,14 \cdot 4,6 \cdot 35,4 = 470,65^{(b)} \text{ cm}^2$
- vitesse linéaire à l'extérieure des palettes:
 $V_{\text{ext.}} = \pi \cdot D_{\text{vext.}} \cdot n_1 / 6000 = 3,14 \cdot 35,4 \cdot 1500 / 6000 = 27,8 \frac{\text{m}}{\text{s}}$
- vitesse linéaire sur la partie interne des palettes:
 $V_{\text{int.}} = \pi \cdot D_{\text{vint.}} \cdot n_1 / 6000 = 3,14 \cdot 23,6 \cdot 1500 / 6000 = 18,5 \text{ m/s}$
- débit d'air maximum: il est donné par:

$$Q_{\text{max.}} = 0,42 \cdot V_{\text{ext.}} \cdot S \cdot 10^{-4}$$

$$Q_{\text{max.}} = 0,42 \cdot 27,8 \cdot 470,65 \cdot 10^{-4} = 0,56 \text{ m}^3/\text{s}$$

-Pression en marche à vide du ventilateur:

$$P_o = \eta_{ao} \cdot \frac{\gamma}{g} \cdot (V_{\text{ext.}}^2 - V_{\text{int.}}^2) \quad \text{AVEC:}$$

- η_{ao} : rendement à aérodynamique à vide pour les palettes:
($\eta_{ao} = 0,5$)

- γ : masse spécifique de l'air $\gamma = 1,1 \text{ Kg/cm}^3$

- g : accélération de la pesanteur ($g = 9,81 \text{ m/s}^2$)

$$\text{d'où: } P_o = 0,5 \cdot \frac{1,1}{9,81} \cdot ((27,8)^2 - (18,5)^2) = 24,14 \text{ Kgf}$$

-61-

-Pression assurant le passage de l'air nécessaire au refroidissement:

$$P = Zt \cdot Q^2 \quad \text{avec:}$$

-Q: débit d'air que doit fournir le ventilateur et qui doit être supérieur au débit nécessaire ($Q_{néc}$)

La relation entre P et P_0 permet de déterminer Q:

$$P = P_0 (1 - (Q/Q_{max})^2) = Zt \cdot Q^2$$

donc nous aurons les deux relations suivantes:

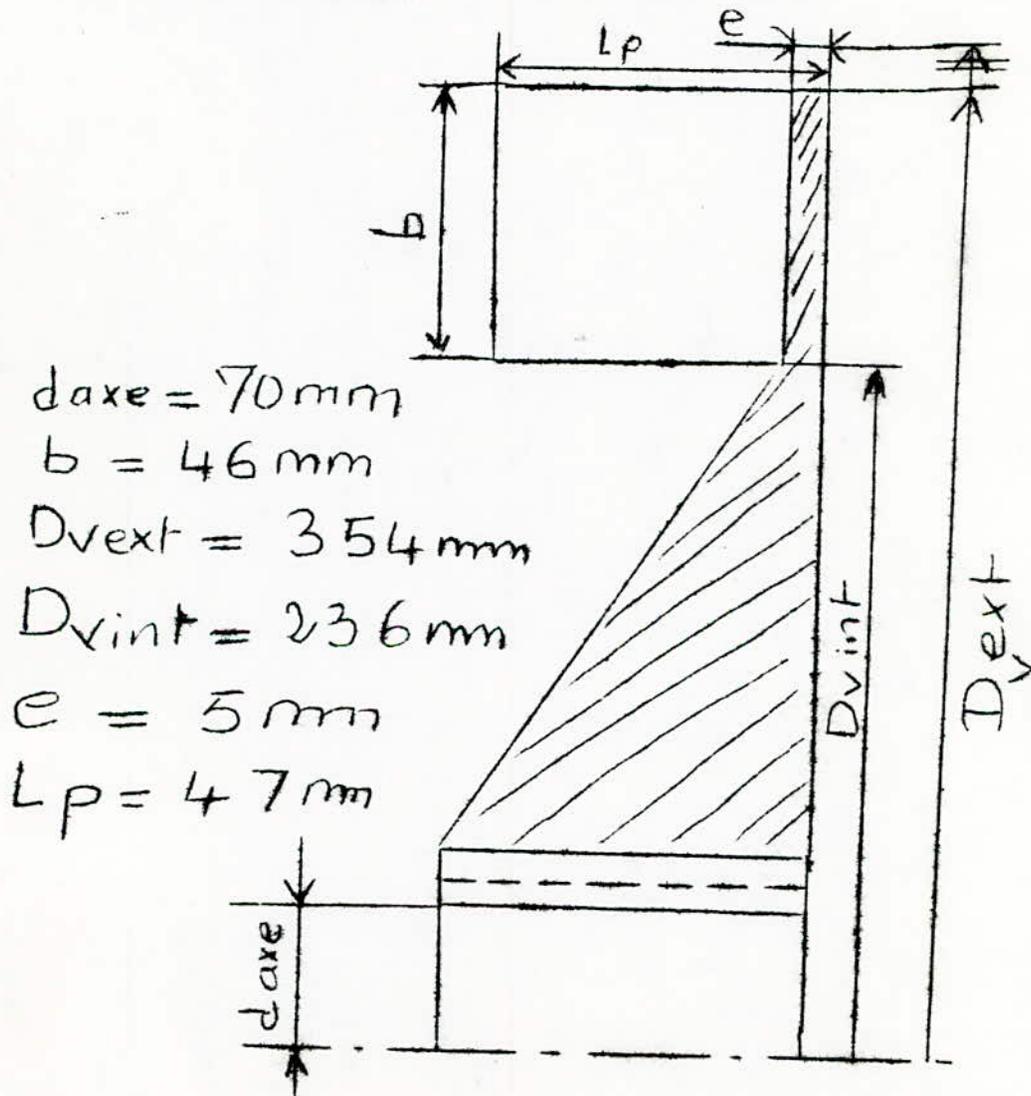
$$\begin{cases} P/P_0 = 1 - (Q/Q_{max})^2 & (1) \\ P = Zt \cdot Q^2 & (2) \end{cases}$$

Des relations (1) et (2) on tire Q:

$$Q = \sqrt{P_0 / (Zt + P_0/Q_{max}^2)} = \sqrt{24,14 / (391 + 24,14/0,56^2)}$$

$$Q = 0,23 \text{ m/s}$$

On voit bien que Q est supérieur à $Q_{néc}$. ($0,23 > 0,1$) donc le ventilateur est convenable.



(ventilateur)

////// CHAPITRE VI //////

CALCUL MECANIQUE

CALCUL MECANIQUE.

6.0

Le rôle d'une machine tournante est de recevoir ou de transmettre un couple, il faut:

- assurer la rotation du rotor par rapport au stator
- assurer un entrefer constant.

6.1: Arbres de rotors des machines tournantes:

Sur ces arbres sont montés les rotors et les divers autres accessoires.

Les arbres constituent un des organes mécaniques essentiels des machines tournantes; donc ils doivent être exécutés avec le plus grand soin.

Du comportement de l'arbre dépend en grande partie la sécurité de marche de la machine.

La flexion de l'arbre doit être suffisamment faible pour qu'il n'y ait pas danger de contact rotor-stator. Il faut tenir compte de la vitesse critique de flexion pour assurer un équilibre dynamique de l'ensemble des masses constituant le rotor.

En dehors du fonctionnement normal à la vitesse critique l'équilibrage du rotor est nécessaire pour atténuer le plus possible les vibrations de la machine qui sont nuisibles (usure des paliers, desserrage des assemblages, fatigue supplémentaire de divers organes), et à la qualité du travail accompli par cette machine.

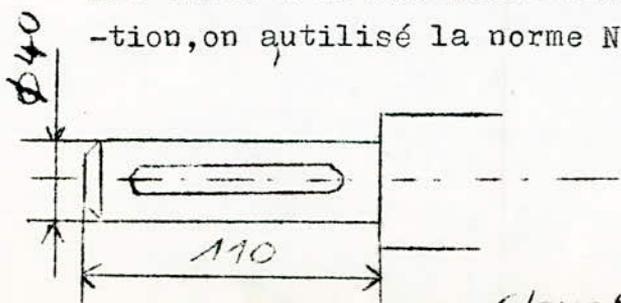
Les moments fléchissants auxquels est soumis un arbre de machines tournantes croissent des extrémités de cet arbre vers la partie centrale; c'est pour cela qu'on a utilisé un arbre à diamètres variables augmentant des extrémités vers la partie centrale.

6.1.1 Bout d'arbre:

Cette partie de l'arbre destinée à recevoir (une poulie; une roue d'engrenage; etc...) a une grande importance.

Elle est soumise au couple de torsion et a une section inférieure à celle de la partie principale de l'arbre.

Les bouts d'arbres sont normalisés. Dans notre construction, on a utilisé la norme N.F.E. (norme Européenne).



Alésages:
H7/g6: pour les poulies et accouplements flexibles.
K7/g6: accouplements rigides et roues dentées.

Clavette: 50 x 12 x 8

6.2 CALCUL DE L'ARBRE:

Lors des calculs, on va assimiler l'arbre à une poutre reposant sur deux appuis et sur laquelle vont s'exercer les efforts suivants:

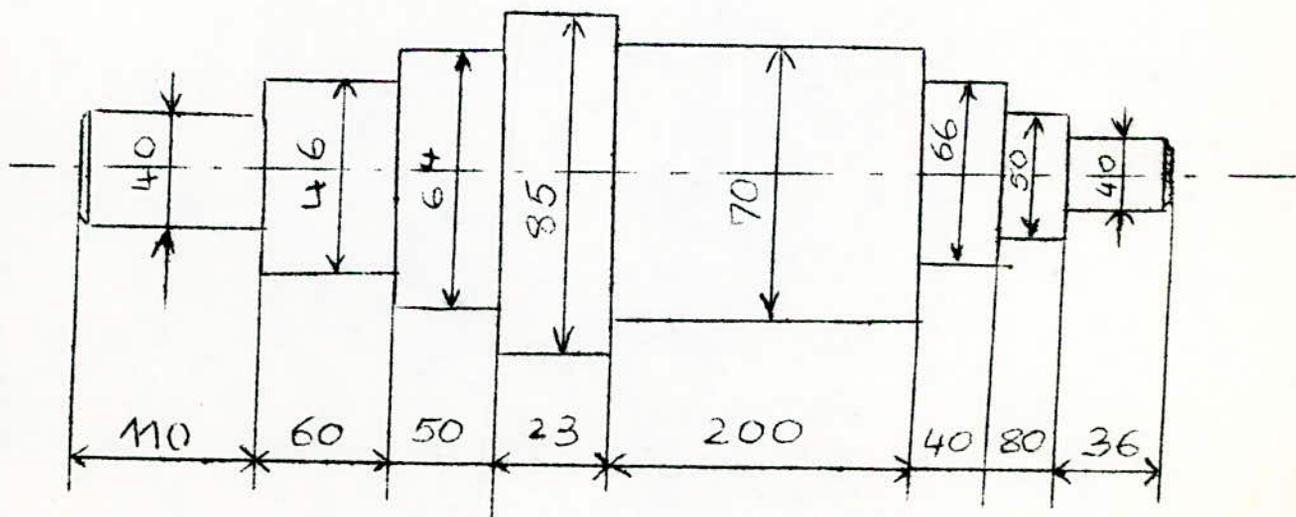
- G_0 : poids total de l'arbre;
- T_0 : force d'attraction magnétique;
- P_c : force de transmission au bout d'arbre qui est égale à la force de réaction des charges.

L'arbre doit être dimensionné de façon que sous l'action conjuguée de ces forces, la contrainte maximale admissible n'atteigne en aucun de ses points une valeur dangereuse pour sa conservation.

Il faut également tenir compte des vitesses critiques de torsion et de flexion qui doivent être plus élevées que la vitesse de fonctionnement normal. Pour satisfaire à ces conditions, on prends la valeur du diamètre d'arbre la plus élevée.

Notre arbre va travailler à la torsion et à la flexion. La flexion est provoquée par les masses sur l'arbre. Connaissions les dimensions des (rotors; stator; parties frontales; le diamètre d'axe; pièces normalisées; etc...); on fait le dessin de l'ensemble en respectant les espaces entre les différents éléments montés sur l'arbre, on tire les valeurs limites des divers diamètres, des longueurs pour le paliers et le ventilateur.

6.2.1: Arbre avec ses dimensions limites:



Cette forme de l'arbre est tirée en tenant compte des différents éléments qu'il supporte, des paliers et de la carcasse. Ces dimensions comme on l'a précisé seront vérifiés.

Pour cela nous allons diviser l'arbre en trois parties (A;B;C);qu'on va encore divisée en tronçons (voir le dessin n°1).

Les différents diamètres et longueurs de l'arbre prises du dessin n°1 sont résumées dans les tableaux suivants:

PARTIE "A"		PARTIE "B"	
Longueur (mm)	Diamètre (mm)	Longueur (mm)	Diamètre (mm)
$x_1 = 7,5$	$d_{1a} = 50$	$y_1 = 7,5$	$d_{1b} = 46$
$x_2 = 87,5$	$d_{2a} = 66$	$y_2 = 67,5$	$d_{2b} = 64$
$x_3 = 127,5$	$d_{3a} = 66$	$y_3 = 117,5$	$d_{3b} = 85$
$x_4 = 152,5$	$d_{4a} = 70$	$y_4 = 140,5$	$d_{4b} = 70$

PARTIE "C"	
Longueur (mm)	Diamètre (mm)
$z_1 = 35$	$d_{1c} = 40$
$z_2 = 60$	$d_{2c} = 40$

$$a = 252,5 \text{ mm}$$

$$b = 240,5 \text{ mm}$$

$$c = 67,5 \text{ mm}$$

$$l = a + b = 493 \text{ mm}$$

6.2.2 : Poids du rotor:

Il est donné par la relation suivante:

$$G = 6,3 \cdot D^2 \cdot l \cdot 10^3 \text{ Kg}$$

$$G = 6,3 \cdot 23,7^2 \cdot 13,27 \cdot 10^3 = 47 \text{ Kg}$$

6.2.3/ Réaction des charges:

Elle est donnée par la relation suivante:

$$P_c = K_p \cdot \sqrt{n} / R$$

avec:

- K_p : coefficient qui tient compte de la nature de la transmission; si on la prends déformable alors $K_p = 0,3$.

- \sqrt{n} : couple nominal donné par la relation suivante:

$$\sqrt{n} = 97500 \cdot P_N / n_1 = 97500 \cdot 25 / 1500 = 1625 \text{ Kg.cm}$$

- R : rayon de la butée. $R = d_{3b} / 2 = 85 / 2 = 42,5 \text{ mm}$.

d'où la réaction de charge:

$$P_c = 0,3.1625/4,25 = 115 \text{ Kg.}$$

6.3 : CONDITIONS DE RIGIDITES.

6.3.1/ Vérification de la rigidité à la torsion:

Cette condition est vérifiée pour les arbres courts (notre cas); mais pour les arbres de grandes machines il faut vérifier que: $d \geq 120 \sqrt[4]{P/n_1}$.

6.3.2 : Rigidité à la flexion:

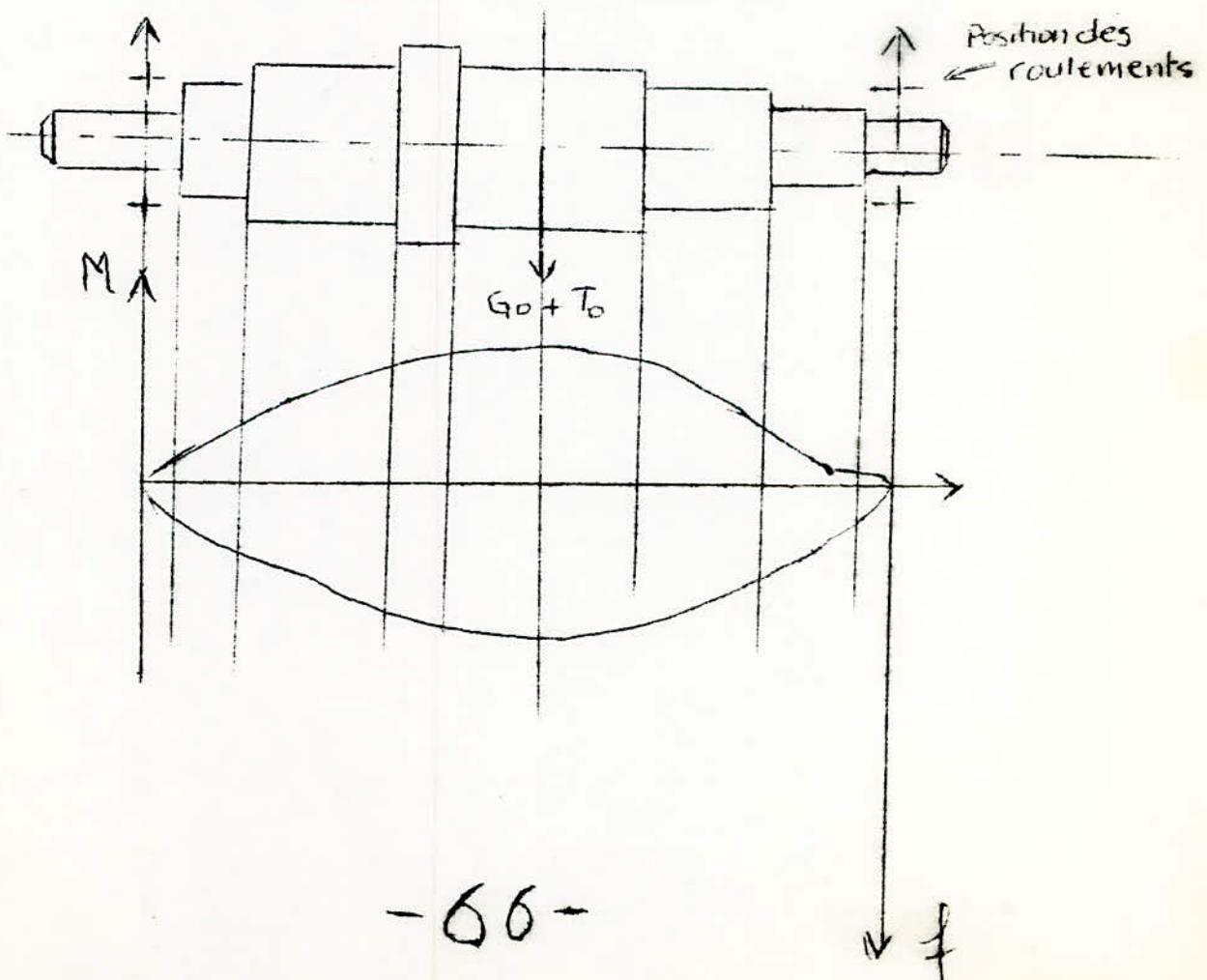
Pour les tournantes électriques, il faut que la flèche ne dépasse pas un dixième de l'entrefer:

$$f \leq \delta/10.$$

Il faut que l'action électromagnétique soit limitée.

A/ Fléchissement au milieu de l'arbre: /

Comme on l'avait précisé l'arbre sera considéré comme une poutre reposant sur deux appuis (paliers).



Un tronçon d'ordre (i), où (y_i) et (x_i) représentent les longueurs axiales, est soumis à un moment fléchissant linéairement variable de M_(i-1) à M_(i).

Le fléchissement au milieu de l'arbre est donné par la relation suivante:

$$f_G = \frac{G \cdot (a^2 \cdot S_b + b^2 \cdot S_a)}{3 \cdot E \cdot l^2} \quad \text{avec:}$$

$$a = 252,5 \text{ mm}$$

$$b = 240,5 \text{ mm}$$

l: distance entre les paliers; (l = a + b = 493 mm)

E: module d'élasticité longitudinale de l'arbre

$$E = 2,1 \cdot 10^6 \text{ Kg/cm}^2$$

S_a et S_b nous sont données par les relations suivantes:

$$S_a = (x_i - x_{i-1}) / J_i \quad S_b = (y_i - y_{i-1}) / J_i$$

i: numéro du tronçon considéré;

J_i: moment quadratique de la section considérée au tronçon (i) de l'arbre; $J_i = (d_i)^4 / 64$

Pour ne pas se répéter dans les calculs pour chaque tronçon, on dressera les tableaux (T₁ et T₂); ceux-ci nous donnent les valeurs suivantes de S_a et de S_b:

$$S_a = 34,77 \quad S_b = 18,65.$$

d'où:

$$f_G = \frac{47 \cdot (25,25)^2 \cdot 18,25 + (24,05)^2 \cdot 34,77}{3 \cdot 2,1 \cdot 10^6 \cdot (49,3)^2}$$

$$f_G = 7,93 \cdot 10^{-5} \text{ cm.}$$

B/ Fléchissement de l'arbre sous l'action des forces de réaction: *l'arbre sous l'action*

Il est défini par la relation suivante:

$$f_p = \frac{P_c \cdot c \cdot (1,5l \cdot S_o - S_b) \cdot a + b \cdot S_a}{3 \cdot E \cdot L^2} \quad \text{avec:}$$

$$S_o = \frac{(y_i)^2 - (y_{i-1})^2}{J_i} = 1,43 \text{ (tirée du tableau: T}_1\text{)}.$$

c: voir dessin n°1; c = 6,75 cm.

P_c: réaction de charge; P_c = 115 Kg.

d'où:

$$f_p = \frac{115 \cdot 6,75 \cdot (1,5 \cdot 49,3 \cdot 1,43 - 18,65) \cdot 25,25 + 24,05 \cdot 34,77}{3 \cdot 2,1 \cdot 10^6 \cdot (49,3)^2}$$

section	1.b	2;b	3.b	4.b
d_i (cm)	4,6	6,4	8,5	7,0
J_i (cm ⁴)	21,98	82,35	256,24	117,86
y_i (cm)	0,75	6,75	11,75	14,05
y_i^2 (cm ²)	0,56	45,56	138,06	197,40
y_i^3 (cm ³)	0,42	307,54	1622	2773
$y_i^3 - y_{i-1}^3$	0,42	307,13	1314,7	1151,3
$\frac{y_i^3 - y_{i-1}^3}{J_i}$	0,02	3,73	5,13	9,77
$y_i^2 - y_{i-1}^2$	0,56	45,00	92,65	59,34
$\frac{y_i^2 - y_{i-1}^2}{J_i}$	0,02	0,55	0,36	0,50

(Tableau)

T₁

$$S_b = 18,65$$

$$S_o = 1,43$$

section	i.a	2.a	3.a	4.a
d_i (cm)	5,00	6,60	6,60	7,00
x_i (cm)	0,75	8,75	12,75	15,25
J_i (cm ⁴)	30,68	93,14	93,14	117,86
x_i^3 (cm ³)	0,42	669,92	2072,7	3546,6
$x_i^3 - x_{i-1}^3$ (cm ³)	0,42	669,50	1402,75	1473,9
$\frac{x_i^3 - x_{i-1}^3}{J_i}$	0,01	7,20	15,06	12,50

Tableau
(T₂)

$$S_a = 34,77$$

donc: $f_p = 1,54 \cdot 10^{-4} \text{ cm}$

par rapport à l'intervalle toléré ($\delta = 0,006 \text{ cm}$) cette valeur de $f_p = 1,54 \cdot 10^{-4} \text{ cm}$; (2,57%)¹⁰ de ($\delta \cdot G$) est admise.

- C: Fléchissement de l'arbre sous l'influence de l'attraction magnétique:

- 1: l'attraction magnétique; c'est l'action exercée par le rotor sur le stator.

La force d'attraction magnétique unilatérale (T_0) est basée sur la non uniformité de l'entrefer et sur le fléchissement de l'arbre sous l'influence de la réaction de charge et du poids du rotor (P_c et G).

Elle est donnée par la relation suivante:

$$T_0 = 3 \cdot D_2 \cdot l_2 \cdot e_0 / \delta$$

avec:

- D_2 : diamètre du rotor ($D_2 = 23,58 \text{ cm}$)

- l_2 : longueur du rotor ($l_2 = 13,75 \text{ cm}$)

- e_0 : excentricité de l'arbre:

$$e_0 = 0,1 \delta + f_g + f_p$$

$$e_0 = 0,1 \cdot 0,06 + 7,93 \cdot 10^{-5} + 15,41 \cdot 10^{-5}$$

$$e_0 = 623,33 \cdot 10^{-5} \text{ cm}$$

d'où:

$$T_0 = 3 \cdot 23,58 \cdot 13,75 \cdot 623,33 \cdot 10^{-5} / 0,06 = 101 \text{ Kg.}$$

- 2: Fléchissement sous l'influence de l'attraction magnétique:

Il est défini comme suit:

$$f_T = f_g \cdot T_0 / G = 7,93 \cdot 10^{-5} \cdot 101 / 47 = 1,7 \cdot 10^{-4} \text{ cm}$$

$$f_T = 2,84\%$$

Donc cette flèche est admissible au vu de la tolérance permise ($10\% \cdot \delta$).

3: Fléchissement installé de l'attraction magnétique:

Il est défini ainsi:

$$f_m = f_T / (1-m)$$

Avec:

m : facteur qui lie le fléchissement magnétique initiale au fléchissement initiale du rotor.

$$m = f_T/e_0 = 1,7 \cdot 10^{-4} / (62,333 \cdot 10^{-4}) = 2,73 \cdot 10^{-2}$$

d'où:

$$f_m = 1,7 \cdot 10^{-4} / (1 - 0,0273) = 1,75 \cdot 10^{-4} \text{ cm}$$

$$f_m = 2,91\% \delta.$$

Cette flèche est admissible vu la marge tolérée (10%).

- D: FLECHISSEMENT RESULTANT DE L'ARBRE:

C'est la somme des trois fléchissements suivants:

$$f = f_g + f_p + f_m$$

$$f = (7,93 + 15,4 + 17,5) \cdot 10^{-5} \text{ cm}$$

$$f = 40,83 \cdot 10^{-5} \text{ cm.}$$

Les expériences de construction de machines électriques tournantes imposent un fléchissement maximal de 10% de la valeur de l'entrefer. On a trouvé lors de notre calcul un fléchissement résultant f égale à 7% de δ , donc il est admissible.

- 6.3.3: VITESSE CRITIQUE DE ROTATION:

Lorsqu'un arbre tourne à une vitesse correspondant à une fréquence voisine de la résonance, il est possible qu'il soit soumis sous l'action d'une charge dont le point d'application n'est pas situé sur l'axe de l'arbre à des efforts très élevés (force centrifuge) qui peuvent entraîner sa rupture.

La valeur de la vitesse critique (N_c) peut être déterminée par la relation suivante:

$$N_c = 300 \cdot \sqrt{(1-m)/f_g}$$

$$N_c = 300 \cdot \sqrt{(1-0,0273)/(7,93 \cdot 10^{-5})} = 33226 \text{ tr/mn.}$$

La vitesse critique de flexion des moteurs asynchrones est toujours élevée par rapport à leur vitesse nominale ($N_n \leftarrow 30\% N_c$). Dans notre étude (construction) $N_n = 5\% N_c$.

Pour éliminer au maximum les vibrations, le moteur doit fonctionner à une vitesse nettement plus basse que la vitesse critique.

6.3.4: CONDITIONS DE RESISTANCE:

L'arbre va travailler à la flexion et à la torsion.
La partie "A" de l'arbre n'est soumise qu'au moment de rotation (couple tournant). Pour les parties "B" et "C" on déterminera également les valeurs maximales du couple de torsion (moment de torsion) des différentes sections. Prenons l'arbre en acier doux (A56 par exemple), avec une résistance critique $R_c = 20 \text{ Kg/mm}^2 = 2000 \text{ Kg/cm}^2$ et une contrainte normale $\sigma_{\max} \leq R_p = R_c/s$: (s) étant le coefficient de sécurité; (prenons $s = 1$) donc: $\sigma_{\max} \leq 2000 \text{ Kg/cm}^2$

- 1. vérification pour la partie "A":

Comme on l'avait précisé cette partie n'est pas soumise au moment de torsion donc $M_t = 0$.

- Exemple de calcul pour la section 1.a:

$M_r = A x l$ avec:

- M_r : moment tournant

A: réaction de base qui est définie par:

$$A = (G + T_m) \cdot b/l + 2P_c \cdot c/l$$

T_m : charge due à l'attraction magnétique et qui se calcule ainsi:

$$T_m = T_0 / (1 - m) = 101 / (1 - 0,0273) = 104 \text{ Kg.}$$

l : distance entre les paliers ($l = 49,3 \text{ cm}$).

b et c sont tirés du paragraphe (6.2.1).

$$\text{Donc } A = \frac{(47 + 104) \cdot 24,05}{49,3} + \frac{2 \cdot 115 \cdot 6,75}{49,3} = 105 \text{ Kg.}$$

D'où :

$$M_r = 105 \cdot 0,75 = 78,75 \text{ Kg.cm}$$

pour cette section 1.a, le moment idéal se réduit à l'expression suivante:

$$- M_i = \sqrt{M_r^2} = M_r = 78,75 \text{ Kg.cm}$$

- Module de torsion:

$$\text{Il est égale à : } w = \frac{\pi \cdot d_{1a}^3}{32} = \frac{3,14 \cdot (5)^3}{32} = 12,27 \text{ cm}^3$$

- Contrainte normale:

$$\sigma = M_i / w = 78,75 / 12,27 = 6,42 \text{ Kg/cm}^2.$$

Donc $\sigma \leq 2000 \text{ Kg/cm}^2$ est vérifiée.

- Diamètre minimal:

CONCLUSION

Le moteur asynchrone à rotor en court-circuit et à encoches profondes sera employé là où les conditions de démarrage nécessitent un couple élevé. Du fait évidemment des encoches profondes le courant au démarrage est limité.

Ce moteur est d'une construction simple, robuste et sûr. Lors de l'élaboration du projet, on a essayé de simplifier au maximum les formes des différentes parties du moteur par soucis de réalisation, d'économie, et d'obtention d'usinage.

Au vu du cahier de charge, les valeurs qu'on a déterminées se situent dans les normes.

Il est à signaler que lors de notre construction on a adopté les conventions et tolérances Soviétiques.

le diamètre minimal (d_{1amin}) est donné par:

$$\sigma = M_i / (\pi \cdot d_{1a}^3 / 32) = 2000 \text{ Kg/cm}^2$$

$$d_{1a} \geq \sqrt[3]{32 \cdot M_i / (\pi \cdot 2000)}$$

$$d_{1a} \geq \sqrt[3]{32 \cdot 78,75 / (3,14 \cdot 2000)}$$

$d_{1a} \geq 0,74 \text{ cm}$. On avait pris $d_{1a} = 4 \text{ cm}$, alors cette condition est vérifiée.

Pour les sections d_{2a} ; d_{3a} ; et d_{4a} nous donnons les résultats des calculs (analogues) sous forme de tableau.

σ Kg/cm ²	section	d (cm)	$M_i = M_r = A x_i$ (Kg.cm)	$w = \frac{\pi \cdot d_{1a}^3}{32}$ (cm)	A	x_i	d_{min}
6,42	1.a	5,00	78,75	12,27	105	0,75	0,74
32,56	2.a	6,60	918,75	28,22	"	8,75	1,68
47,44	3.a	6,60	1338,75	28,22	"	12,75	1,90
47,56	4.a	7,00	1601,25	33,67	"	15,25	2,02

Ainsi d'après ce tableau toutes les valeurs des différents diamètres de la partie "A" sont vérifiées.

2: Vérification pour la partie "B":

Exemple de calcul pour la section 1.b:

— Moment tournant: il est donné par la relation suivante:

$$M_r = 2 \cdot P_c \cdot (c + y_1) + B y_1 \quad \text{Avec:}$$

B: réaction de base donnée par la relation:

$$B = (G - T_m) \cdot \frac{a}{l} + 2 \cdot P_c \cdot \frac{c + l}{l}$$

$$B = \frac{(47 - 104) \cdot 25,25}{49,3} + \frac{2 \cdot 115 \cdot (6,75 + 49,3)}{49,3}$$

$$B = 338,83 \text{ Kg.}$$

$$\text{d'où } M_r = 2 \cdot 115 \cdot (6,75 + 0,75) + 338,83 \cdot 0,75$$

$$M_r = 1979 \text{ Kg.cm.}$$

— Moment de torsion:

celui-ci est le même pour toutes les sections.

$$M_t = 2 \cdot \alpha \cdot \sqrt[4]{N}$$

avec: $\alpha = 0,8$ pour les machines réversibles.

$$\text{d'où: } M_t = 2 \cdot 0,8 \cdot 1625 = 2600 \text{ Kg.cm.}$$

$$* \sqrt[4]{N}: \text{ couple nominal } \sqrt[4]{N} = 1625 \text{ Kg.cm.}$$

- Module de torsion:

$$w = \frac{\pi \cdot d_{1b}^3}{32} = 3,14 \cdot (4,6)^3 / 32 = 9,56 \text{ cm}^3$$

- Moment idéal:

POUR LES parties "B" et "C", Mt est différent de zéro.

$$M_i = \sqrt{M_r^2 + (K \cdot \alpha \cdot M_t)^2}$$

avec: K; facteur tenant compte des conditions de travail on suppose qu'elles sont dures (K = 2,5).

$$d'où: M_i = \sqrt{1979^2 + (2,5 \cdot 0,8 \cdot 2600)^2} = 5564 \text{ Kg.cm.}$$

- Contrainte normale:

$$\sigma = M_i / w = 5564 / (9,56) = 582 \text{ Kg/cm}^2; \quad 2000 \text{ Kg/cm}^2.$$

- Diamètre minimal:

$$d_{1,b} \geq \sqrt[3]{(32 \cdot M_i) / (\pi \cdot R_p)} = \sqrt[3]{(32 \cdot 5564) / (3,14 \cdot 2000)}$$

$$d_{1,b} \geq 3,05 \text{ cm}$$

Or on avait choisi $d_{1,b} = 4,6 \text{ cm.}$

Pour les autres sections de la partie "B" on dresse le tableau suivant: (les calculs sont analogues).

section	d_i (cm)	M_r (Kg.cm)	M_t (Kg.cm)	M_i (Kg.cm)	w (cm ³)	σ (Kg/cm ²)	$d_{\text{min.}}$ (cm)
1.b	4,60	1979	2600	5564	9,56	582	3,05
2.b	6,40	5392	"	7491	25,74	291	3,37
3.b	8,50	8236	"	9740	60,29	162	3,68
4.b	7,00	9545	"	10870	33,67	323	3,81

Ainsi par ce tableau on a toutes ^{les} valeurs DES diamètres de la partie "B" qui sont vérifiées.

- 3: Vérification pour la partie "C" de l'arbre:

Exemple de calcul pour la partie (section 1.c):

- Moment tournant:

$$M_r = 2 \cdot P_c \cdot z_1 = 2 \cdot 115 \cdot 3,5 = 805 \text{ Kg.cm.}$$

- Moment de torsion: celui-ci est le même pour toutes les sections (2600 Kg.cm)

- Module de torsion:

$$w = \frac{\pi \cdot d_{1,c}^3}{32} = \frac{3,14 \cdot 4^3}{32} = 6,28 \text{ cm}^3$$

- Calcul du moment idéal:

$$M_i = \sqrt{M_r^2 + (K \cdot \alpha \cdot M_t)^2} = \sqrt{805^2 + (2,5 \cdot 0,8 \cdot 2600)^2} = 5262 \text{ Kg. cm.}$$

- Contrainte normale:

$$\sigma = M_i/w = 5262/(6,28) = 838 \text{ Kg./cm}^2 < R_p = 2000 \text{ Kg/cm}^2$$

- Diamètre minimal:

$$d_{1,c} \geq \sqrt[3]{32 \cdot M_i / (\pi \cdot R_p)} = \sqrt[3]{32 \cdot 5262 / (3,14 \cdot 2000)} = 1,14 \text{ cm.}$$

$d_{1,c} = 3,00 \text{ cm}$, on avait pris un diamètre $d_{1,c} = 4 \text{ cm}$.
(3,00cm)

Pour la section 2;c le calcul est le même, les résultats sont reportés sur le tableau suivant:

section	d (cm)	M_r (Kg. cm)	M_t (Kg. cm)	M_i (Kg. cm)	w (cm ³)	σ Kg/cm ²	d_{min} (cm)
1.c	4,00	805	2600	5262	6,28	838	3,00
2.c	4,00	1380	"	5380	"	857	3,01

D'après ces résultats nos dimensions pour l'arbre sont vérifiées.

- 6.4 LIAISON ROTOR-STATOR:

Role:

- centrage du rotor par rapport au stator.
- Guidage en rotation;
- arrêt en translation.

Solution:

on a adopté un montage de roulement à billes (voir planche jointe).

- 6;5 CARCASSE ET CIRCUIT MAGNETIQUE STATORIQUE:

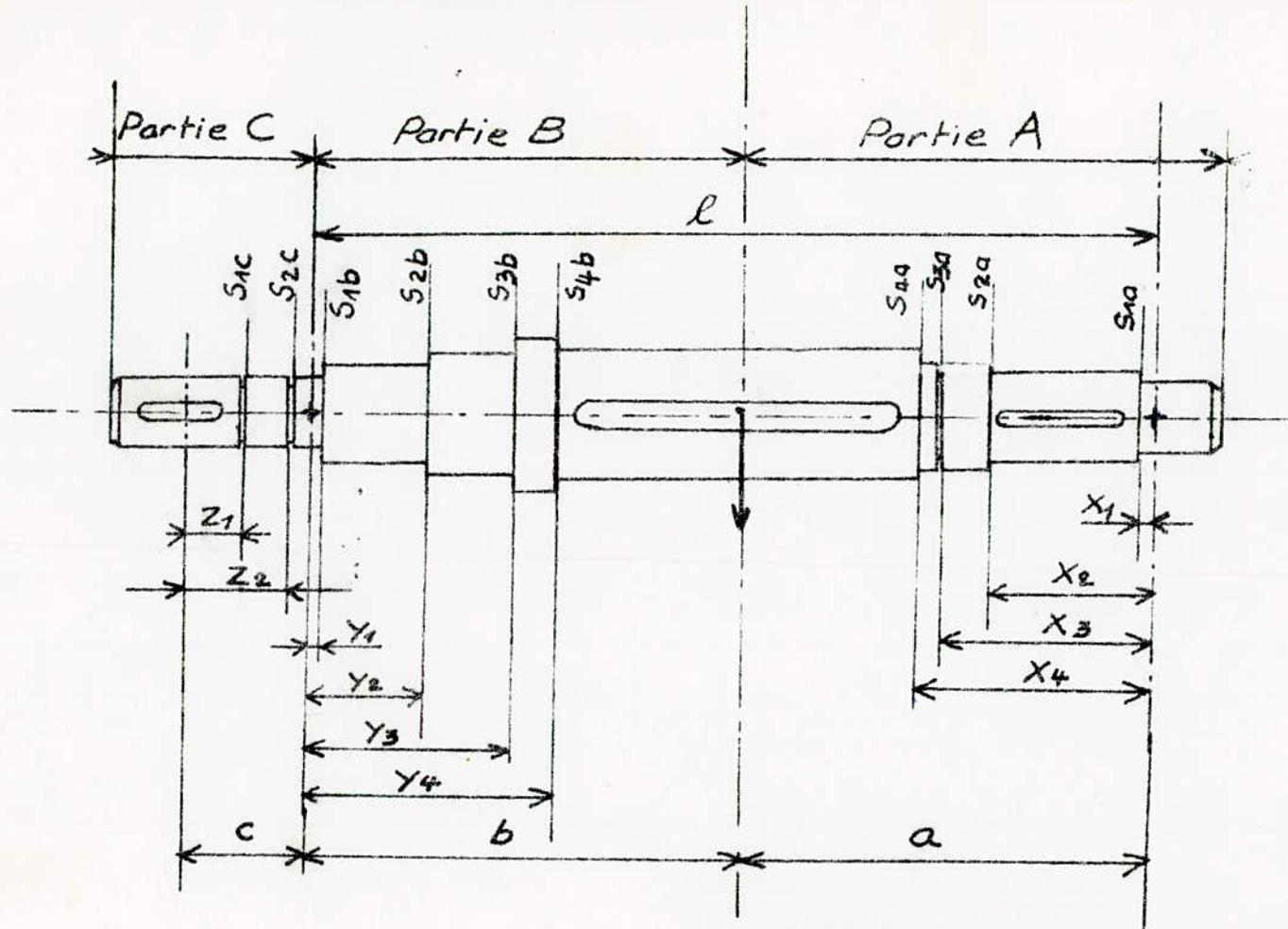
On a assurer:

- le centrage et la tenue du circuit magnétique;
- la fixation et le support de l'ensemble;
- le guidage du fluide de refroidissement (air) par des diffuseurs d'air.
- la résistance à la déformation due au champ magnétique tournant.

Pour la carcasse, on optera pour un alliage léger moulé; celle-ci (carcasse) étant en deux parties pour faciliter le montage des différentes pièces.

(Voir planche jointe au projet).

Dessin n° 1



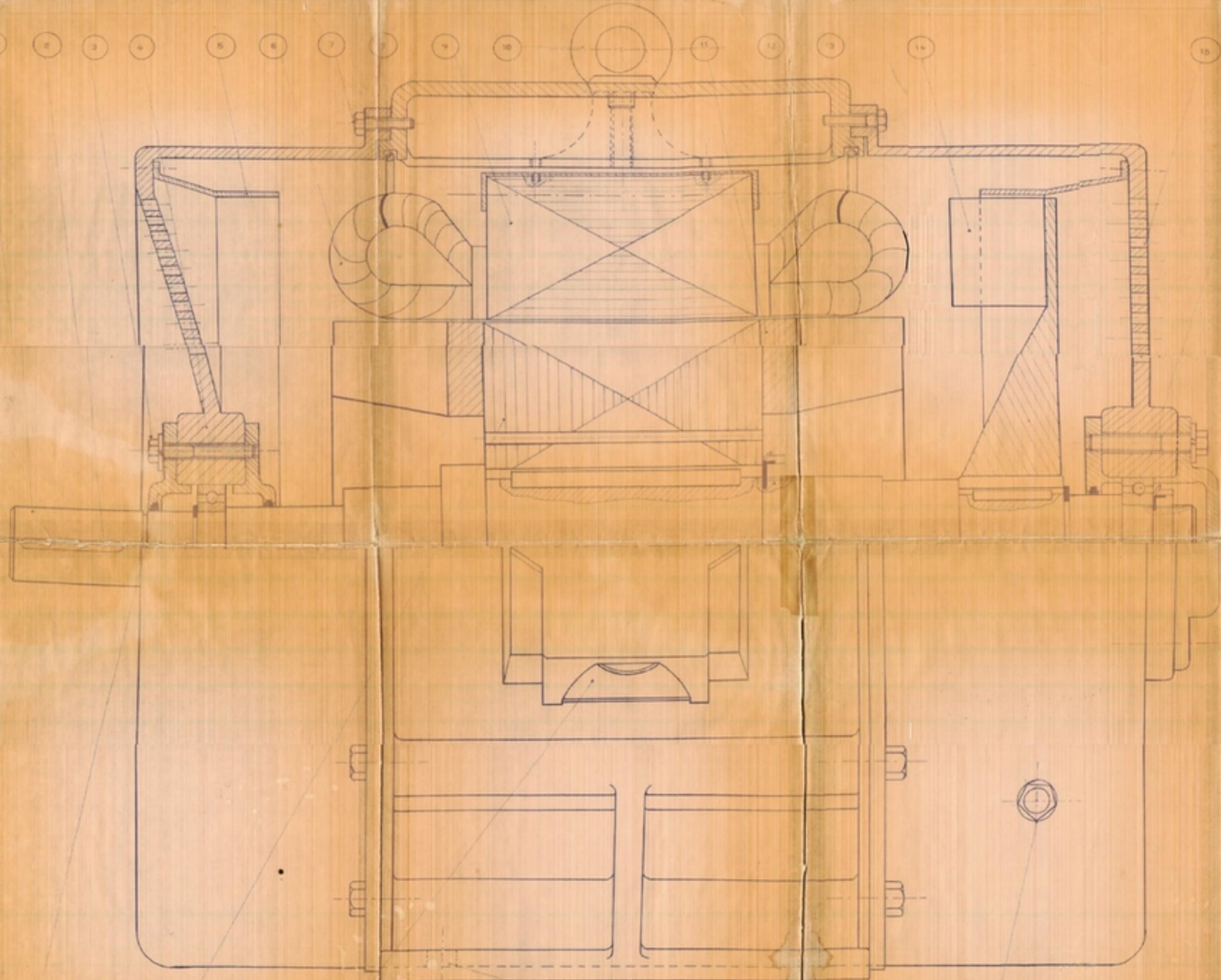
Ecole Nationale Polytechnique

Echelle: 1/4

ARBRE

/ BIBLIOGRAPHIE /

- Cours de construction de machines de M^r.KRIVONITCHENKO.
- KOSTENKO & PIOTROVSKI (Machines électriques. T.I-T.2).
- Techniques de l'ingénieur- Electricité-Electrotechnique.
- LIWSCHITZ(L.MARET): Calcul des machines électriques.
- Techniques de l'ingénieur-Chaleur & Mécanique.
- Cours de machines à courant alternatif.M^r.KRIVONITCHENKO.
- Technologie d'électricité: NORBERT. T2



Electricité
Juin 1910
①

BIBLIOTHÈQUE NATIONALE

21	1	Mise à la terre		
20	4	Fixation du bâti		
19	1	Entrée-alimentations		
18	1	Rotor		
17	2	Couvercles (Flasques)		
16	2	Roulements à billes		
15		Trous d'aérations		
14	1	Ventilateur		
13		Palquettes du rotor		
12	1	Ecrou SKF		
11	2	Anneaux de court-circuit		
10	1	Tirant		
9		Stator		
8	2	Anneau de bandage		
7		Vis HM 8		
6	8	Têtes de bobines		
5	2	Diffuseurs d'air		
4	2	Paliers		
3	6	Vis HM 8		
2	1	Clavette		
1	1	Arbre	Acier A56	
Rp	Nb	DESIGNATION	MATIERE	OBSERVATION
Echelle	1	MOTEUR ASYNCHRONE A ROTOR EN COURT-CIRCUIT A ENCOCHES PROFONDES		E.N. Polytech.
Etudié par				Proposé par
R. ISTIQUEN				KREVNITCHEN
A. TILQUANT				

$q=4, p=2, a=4, Z_1=48, \lambda_1=8$ encoches, $\gamma_1=10$ coils.

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32	33	34	35	36	37	38	39	40	41	42	43	44	45	46	47	48		
A	A	A	A	Z	Z	Z	Z	B	B	B	B	X	X	X	X	C	C	C	C	Y	Y	Y	Y	A	A	A	A	Z	Z	Z	Z	B	B	B	B	X	X	X	X	C	C	C	C	Y	Y	Y	Y	A	A
A	A	Z	Z	Z	Z	B	B	B	B	X	X	X	X	C	C	C	C	Y	Y	Y	Y	A	A	A	A	Z	Z	Z	Z	B	B	B	B	X	X	X	X	C	C	C	C	Y	Y	Y	Y	A	A		

Liaisons électriques

