

UNIVERSITE D'ALGER

6/77

lea

DEPARTEMENT ELECTRICITE

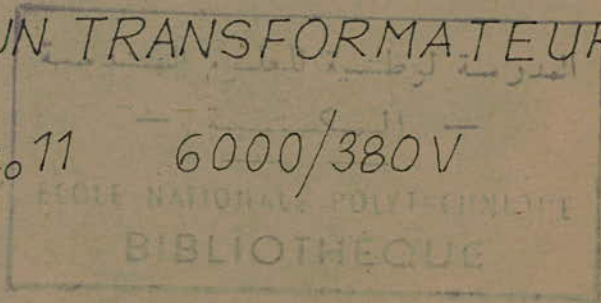
FILIERE D'INGENIEUR EN ELECTROTECHNIQUE



PROJET DE FIN D'ETUDES

SUJET : CALCUL D'UN TRANSFORMATEUR

500 kVA $Y_{20} 11$ 6000/380V



PROPOSE PAR : V. STIRBU

REALISE PAR : I. DJEFEL

Janvier 1977

A ma famille

Caractéristiques du transformateur

Puissance apparente nominale	$S_n = 500 \text{ kVA}$
Tension primaire nominale	$U_{1n} = 6000 \text{ V}$
Tension secondaire nominale	$U_{2n} = 380 \text{ V}$
Courant primaire nominal	$I_{1n} = 48,1 \text{ A}$
Courant secondaire nominal	$I_{2n} = 760 \text{ A}$
fréquence nominale	$f = 50 \text{ Hz}$
rapport de transformation nominal	$k = 15,8$
reglage de la tension secondaire	$\pm 5\%$
mode de couplage	Y_0^{11}
pertes à vide	$0,5\%$
pertes en court-circuit	$1,45\%$
-courant à vide	$6,9\%$
tension de court-circuit	$4,07\%$
poids total	2500 kg 2255

INTRODUCTION

L'utilisation de l'énergie sous sa forme électrique, grâce à ses nombreux avantages, dont la non pollution n'est pas le moindre, ne cesse de s'étendre.

Les pays en voie de développement, ayant opté pour une industrialisation intense, présentent une situation assez particulière ; le transport d'énergie électrique est caractérisé par le choix de tensions élevées (à cause des grandes distances) et de puissances relativement faibles. Les puissances limites ne seront utilisées que lorsque l'industrialisation deviendra effective.

En Algérie, les investissements industriels considérables (20 Milliards de dinars dont le plan quadriennal 1970 - 1973) ont créé les conditions nécessaires à une croissance industrielle rapide. Il s'en est suivi un accroissement considérable des besoins en énergie électrique (taux de croissance à la demande : 12,5 % par an entre 1969 et 1973).

Pour satisfaire à cette demande, la SOHELGAZ a développé l'infrastructure de production et de transport de l'énergie électrique. C'est ainsi que sa capacité de production a passé de 624 MW en 1969 à 1 200 MW en 1974. Elle a pu réaliser 850 km de lignes HT et 3850 km de lignes MT et BT (notamment 2 lignes de 220 kV et plusieurs lignes de 60 kV), 3 postes de transformation 220/60 kV, 2 postes 60 kV. Un vaste projet d'électrification du pays (particulièrement des campagnes où ses effets sont très tangibles) a été lancé au cours du plan quadriennal 1970-1973 et se poursuit actuellement.

Il fallait par ailleurs compléter ces efforts de développement de l'infrastructure énergétique par l'acquisition d'une industrie d'équipements électriques. La SOHELEC est constituée notamment par des unités existantes avant sa création en 1969 (laminoir et tréfilerie ; cablerie électrique ; cablerie téléphonique) auxquelles se sont jointes une unité d'électro-mécanique, une unité d'éclairage, une unité de prestations de services dans le domaine de l'électrification, un complexe de piles et d'accumulateurs. Un complexe d'électroménager va démarrer incessamment tandis que d'autres projets sont en cours d'études dont certains à un stade avancé (électronique grand public ; équipements téléphoniques ; électronique professionnelle etc...).

La capacité de production de la SOHELEC a accusé un accroissement de 35 % par an entre 1969 à 1973.

L'énergie électrique est produite par des alternateurs aux bornes desquels la tension est trop faible pour son transport (5; 10; 15 kV). Il est donc nécessaire de l'élever au départ (jusqu'à 90 à 420 kV), puis de l'abaisser à l'arrivée, une première fois pour passer à la MT, une seconde fois au moins pour passer à la BT, au moyen de transformateurs.

Le calcul d'un transformateur, une fois effectué, permet de définir sa disposition générale et ses principales côtes. Une étude définitive, tenant compte des possibilités de fabrication, de montage, d'exploitation ainsi que des problèmes économiques, est nécessaire. L'inexistence d'unités de construction de transformateurs en Algérie, nous a obligé à ne pas aborder cette étude définitive.

La relative faiblesse du transformateur que nous avons calculé justifie la fabrication en série de ce dernier ou du moins de ses parties les plus importantes (la connexion en zig-zag de l'enroulement BT constitue en effet une particularité).

Il est donc impératif de se pencher minutieusement sur tous les éléments du transformateur à construire de façon à organiser une chaîne où tous les postes seront examinés et analysés.

L'industrialisation des pays en voie de développement, pour être rapide et technologiquement avancée, doit nécessairement passer par l'acquisition d'unités industrielles, "produits en mains". On peut s'interroger alors sur l'opportunité d'un projet comme le nôtre dans de telles perspectives. En effet, sans une étude complémentaire importante, il n'est pas question de réaliser le transformateur que nous avons calculé. Notre travail s'assigne un double objectif.

Dans une première étape, se situant avant l'acquisition d'une industrie de construction de transformateurs, il servira de document aux ingénieurs et techniciens chargés d'étudier les soumissions des constructeurs.

Plus tard, il pourra permettre d'organiser, à partir des installations existantes et d'autres études complémentaires, une nouvelle chaîne de fabrication plus avantageuse.

Quant à l'intérêt scolaire d'un tel projet, son importance est évidente. Il nous a permis de servir de transition entre l'université et l'industrie, d'approfondir et de revoir plusieurs cours et enfin de faire oeuvre de synthèse.

Ce chapitre composé de trois grandes parties est consacré à la présentation du transformateur que nous nous proposons de construire. Dans une première partie, nous nous évertuons à caractériser ce transformateur en regroupant ses grandeurs électriques nominales, en donnant son mode de couplage et en exposant ses particularités.

La seconde partie constitue une description non exhaustive des éléments principaux qui composent notre transformateur. Nous n'entrons pas dans l'exposé des procédés technologiques de production des différentes pièces du transformateur.

La troisième et dernière partie aborde l'étude théorique du fonctionnement du transformateur. Nous passons brièvement sur le principe et les équations de fonctionnement car nous considérons ces questions suffisamment étudiées dans tous les livres relatifs à la théorie des transformateurs, et donc secondaires dans un projet comme le nôtre. Par contre, nous insistons particulièrement sur l'étude du couplage zig-zag laissée un peu en suspens dans ces mêmes livres.

I - Caractéristiques du transformateur

II - Eléments principaux du transformateur

- 1°) Circuit magnétique (noyau-culasse)
- 2°) Circuit électrique
- 3°) Circuit thermique (de refroidissement) : cuve et huile
- 4°) Accessoires

III - Fonctionnement

- 1°) Principe de fonctionnement
- 2°) Equations de fonctionnement
- 3°) Couplages zig-zag et triangle
- 4°) Régimes particuliers de fonctionnement

I - CARACTERISTIQUES PRINCIPALES

=====

- Puissance apparente nominale : c'est la puissance aux bornes de l'enroulement secondaire. Elle est pratiquement égale à celle de l'enroulement primaire vu que le rendement des transformateurs est très élevé.

$$S_n = 500 \text{ KVA}$$

- Tension composée primaire nominale

$$U_{1n} = 6\ 000\ \text{V}$$

- Tension composée secondaire nominale : c'est la tension composée secondaire à vide, la tension composée primaire étant nominale

$$U_{2n} = 380\ \text{V}$$

- Fréquence nominale

$$f = 50\ \text{Hz}$$

- Courant simple primaire nominal

$$I_{1n} = \frac{S_n}{\sqrt{3} U_{1n}} = \frac{500 \cdot 10^3}{\sqrt{3} \cdot 6 \cdot 10^3} = 48,1\ \text{A}$$

- Courant simple secondaire nominal

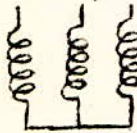
$$I_{2n} = \frac{S_n}{\sqrt{3} U_{2n}} = \frac{500 \cdot 10^3}{\sqrt{3} \cdot 380} = 760\ \text{A}$$

- Rapport de transformation à vide

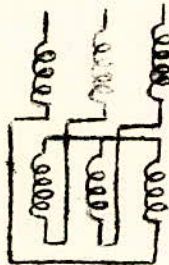
$$k = \frac{U_{1n}}{U_{2n}} = \frac{6\ 000}{380} = 15,8$$

- Mode de couplage des enroulements

L'enroulement primaire est en étoile



- L'enroulement secondaire est en zig-zag



Il existe quatre groupes de couplage étoile-zigzag (Y-z) que nous pourrions tous réaliser avec notre transformateur. Notre transformateur aura certainement à fonctionner en parallèle avec un transformateur de même type. Une condition nécessaire de marche en parallèle est que les deux transformateurs soient du même groupe. Nous adapterons donc notre transformateur à celui auquel il sera mis en parallèle de façon à ce que les deux transformateurs soient du même groupe.

- Type du transformateur

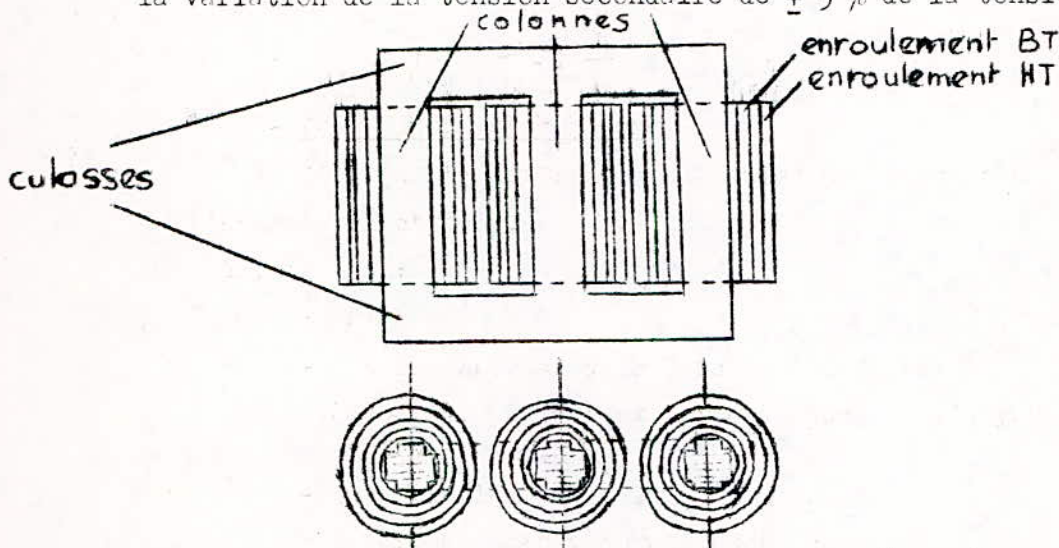
C'est un transformateur de puissance servant à distribuer de l'énergie électrique.

De plus, il est :

- Triphasé
- A 3 colonnes situées dans le même plan
(donc, il est à flux forcé à cause de l'asymétrie géométrique)
- A 2 enroulements
- A enroulements concentriques
- A prises sur le côté HT
- A refroidissement à huile (pour éviter l'action néfaste de l'air sur l'isolement du transformateur et améliorer le refroidissement du transformateur)

- Règlage de la tension

L'enroulement HT est muni de prises de façon à permettre la variation de la tension secondaire de $\pm 5\%$ de la tension nominale



Transformateur triphasé à colonnes à enroulements concentriques

II - ELEMENTS PRINCIPAUX DU TRANSFORMATEUR

=====

Ce sont le noyau, les enroulements, la cuve avec l'huile, les isolateurs de sortie

1°) Circuit magnétique (noyau) du transformateur

Le noyau est réalisé en tôles d'acier laminé à froid texturé. Utilisé de façon à ce que le flux magnétique circule dans le sens du laminage, ce type d'acier a de meilleures caractéristiques

B(T)

Courbe d'aimantation
de l'acier laminé à froid du type E310



5

1

1

10

20

30

H(A/m)

magnétiques que l'acier laminé à chaud mais nécessite des méthodes spéciales d'assemblage du noyau.

Le laminage provoque :

- la réduction des caractéristiques magnétiques
- L'augmentation des pertes par hystérésis et par courants de Foucault qui sont déterminantes pour les pertes magnétiques.
- La réduction des pertes par courants de Foucault

Le recuit à 800°C dans une ambiance d'hydrogène diminue les pertes par hystérésis.

L'addition de silicium :

- réduit les pertes par hystérésis et par courants de Foucault
- augmente la perméabilité magnétique dans les champs magnétiques faibles et la diminue quelque peu dans les champs magnétiques intenses.
- réduit le vieillissement de l'acier
- Empire les caractéristiques mécanique (notamment usinage)

Les caractéristiques magnétiques principales citées plus haut sont les courbes

- $B = f(H)$ induction magnétique en fonction du champ magnétique
- $P_H = f(B, f)$ Pertes par hystérésis en fonction de l'induction magnétique et de la fréquence d'aimantation
- $P_F = f(B, f)$ Pertes par courants de Foucault en fonction de l'induction magnétique et de la fréquence d'aimantation

L'acier que nous avons utilisé correspond à la norme soviétique $\Rightarrow 310$

La lettre \Rightarrow indique qu'il s'agit d'un acier magnétique

Le chiffre 3 (le premier après la lettre) indique que cet acier a une teneur en silicium augmentée : de 2,5 à 3,5 %

Le chiffre 1 (le second après la lettre) indique que les pertes spécifiques (c.à.d. les pertes par kilogramme d'acier) pour une épaisseur des tôles et une fréquence d'aimantation données sont normales.

Le chiffre 0 (le troisième après la lettre) indique que cet acier est laminé à froid et texturé de poids volumique $7,65 \text{ g/cm}^3$

L'épaisseur des tôles est de 0,35 mm. Ce qui permet la réduction des pertes par courants de Foucault

L'isolation des tôles entre elles est assurée par de la résine et des feuilles de presspahn.

Les pertes spécifiques pour une fréquence de 50 Hz, une épaisseur des tôles de 0,35 mm, une induction magnétique de 1,7 T sont $P_{Fe} = 3,20 \text{ W/KG}$. Cette valeur constitue les pertes spécifiques maximales pour ce type d'acier. Elles comprennent seulement les pertes principales.

La section des colonnes comporte 4 gradins sans canaux de refroidissement

La section active de la culasse est égale à la section active du noyau la culasse a une section rectangulaire.

Le serrage des tôles doit permettre la circulation du flux magnétique dans le sens du laminage afin que les propriétés magnétiques de l'acier laminé à froid soient utilisables.

Le fer actif et toutes les pièces de fixation sauf les goujons de serrage doivent être mis à la terre. Pour cette raison ils sont connectés à la cuve. Le nombre et la disposition des connexions de mise à la terre sont déterminés par la construction du noyau

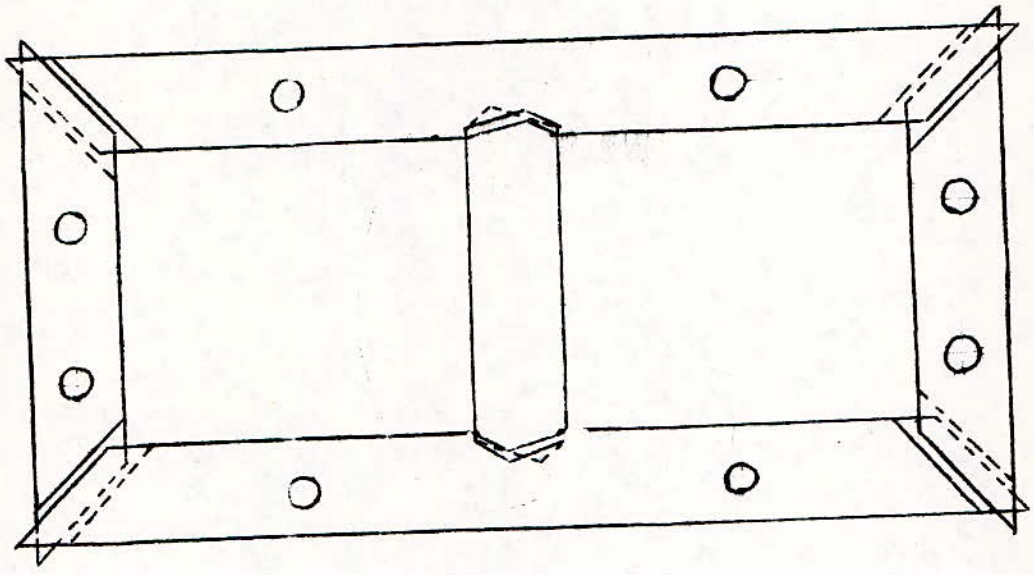
POIDS SPECIFIQUE MOYEN EN FONCTION DE LA TENUE EN SILICIUM

: Nuance de l'acier	: teneur en sili- : cium en %	: Poids spécifique : moyen en g/cm ³
: Faiblement allié	: 0,8 à 1,8	: 7,80
: Moyennement allié	: 1,8 à 2,8	: 7,75
: A teneur en silicium : augmentée, laminé à chaud	: 2,8 à 4,0	: 7,65
: A teneur en silicium : augmentée, laminé à froid	: 2,5 à 3,5	: 7,65
: Hautement allié	: 4,0 à 4,8	: 7,55

Pertes spécifiques en fonction de la nuance de l'acier, de l'épaisseur de la tôle, de l'induction magnétique et de la fréquence d'aimantation

Nuance	Épaisseur nominale de la tôle en mm	Pertes spécifiques en W/kg (valeurs maximales)		
		$f = 50 \text{ Hz}$ $B = 1,0 \text{ T}$	$f = 50 \text{ Hz}$ $B = 1,5 \text{ T}$	$f = 50 \text{ Hz}$ $B = 1,7 \text{ T}$
11	1,0	5,80	13,4	-
11	0,50	3,30	7,90	-
12	0,50	2,80	6,80	-
21	0,50	2,50	6,10	-
31	0,50	2,00	4,50	-
31	0,35	1,60	3,60	-
41	0,50	1,60	3,60	-
42	0,50	1,40	3,20	-
43	0,50	1,25	2,90	-
41	0,35	1,35	3,20	-
42	0,35	1,20	2,80	-
43	0,35	1,05	2,50	-
310	0,50	1,25	2,80	3,80
320	0,50	1,15	2,50	3,50
330	0,50	1,05	2,30	3,20
310	0,35	1,00	2,20	3,20
320	0,35	0,90	1,90	2,90
330	0,35	0,80	1,70	2,60

Schéma d'assemblage
des tôles



II - CIRCUIT ELECTRIQUE (enroulements)
=====

Le circuit électrique est composé d'un enroulement triphasé HT à prises couplé en étoile et d'un enroulement BT triphasé couplé en zig-zag.

Les enroulements des transformateurs doivent satisfaire aux exigences suivantes

- L'enroulement doit être économique du point de vue du prix du cuivre et du rendement. Cette condition est réalisée par l'emploi d'enroulements concentriques cylindriques.

- Le régime thermique (température de fonctionnement) de l'enroulement doit correspondre aux exigences de la norme car une température trop élevée réduit nettement la vie du transformateur. Le calcul thermique nous permettra de vérifier si le régime thermique est satisfaisant.

- L'enroulement doit résister aux contraintes naissant lors d'un court-circuit brusque. Il est donc nécessaire d'étudier les courts-circuits et leurs effets.

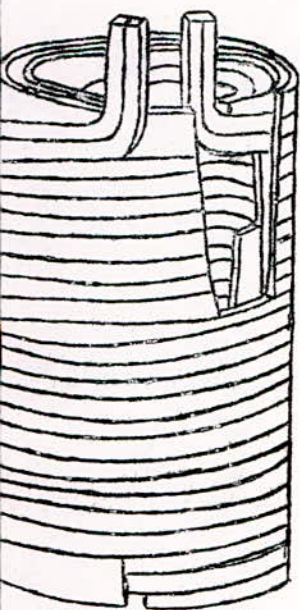
- L'enroulement doit présenter la rigidité diélectrique nécessaire pour supporter les surtensions. Cette condition est toujours vérifiée pour des tensions assez faibles comme celle de notre transformateur (6 000V)

La puissance de notre transformateur ne dépassant pas 560 kVA, nous pouvons utiliser des enroulements concentriques, cylindriques en couches de fil de section rectangulaire (appelé méplat) enroulé sur le champ, avec un espace de 8 mm entre les couches. Les enroulements concentriques sont sûrs contre les effets des court-circuits.

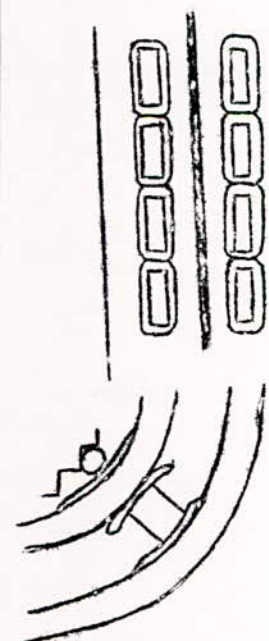
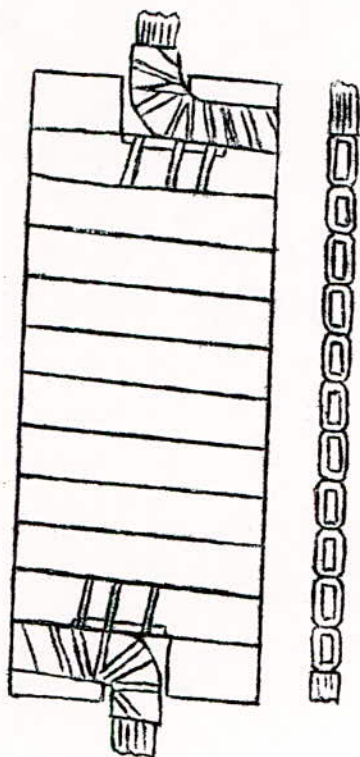
L'enroulement HT est placé à l'extérieur par rapport à l'enroulement BT car l'isolation du transformateur est rendue plus facile ainsi et de plus les avaries étant beaucoup plus fréquentes sur la HT que sur la BT, les réparations sont plus faciles à exécuter. La tension la plus élevée étant de 6 000 V, l'effet couronne n'intervient pas.

L'isolation de l'enroulement BT par rapport au noyau est assurée par un cylindre isolant en papier durci d'une épaisseur de 2 mm

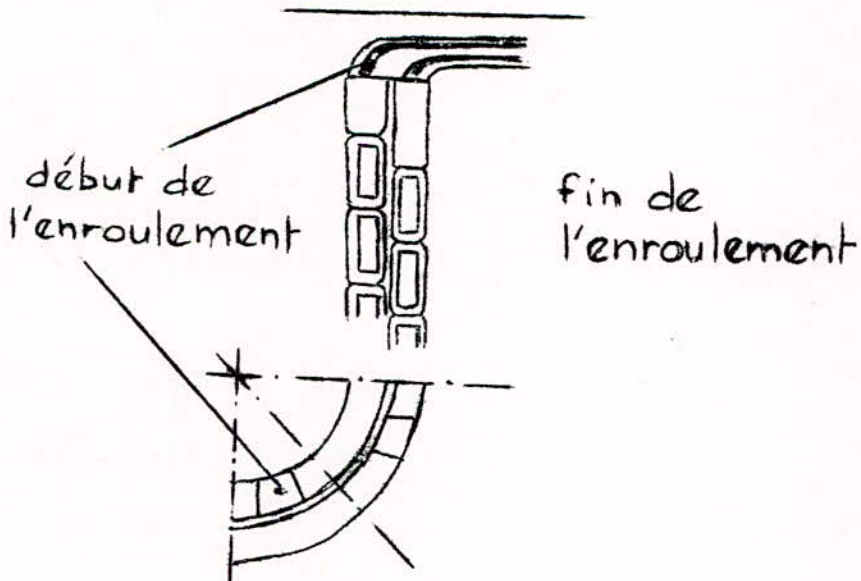
L'intensité dans l'enroulement BT étant élevée, on utilise plusieurs conducteurs en parallèle par spire



Enroulement cylindrique
2 couches
en série



Bobine cylindrique
à double couche
avec tube isolant
et écarteur



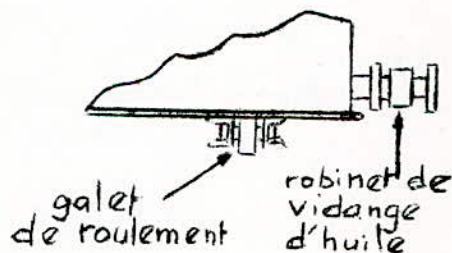
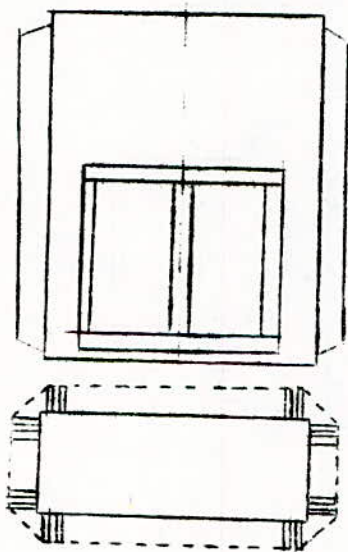
Disposition des têtes
des bobines cylindriques

1° - CUVE DU TRANSFORMATEUR DANS L'HUILE

Le noyau et les enroulements sont placés dans une cuve remplie d'huile. En s'échauffant, l'huile commence à circuler à l'intérieur de la cuve et assure ainsi le refroidissement naturel du transformateur.

La cuve a une forme rectangulaire. Elle doit résister à une pression interne de 0,5 atm. Elle est installée sur un chariot avec galets prévus pour supporter le poids total du transformateur.

Pour notre transformateur, nous utilisons une cuve en tôle ondulée. La cuve en tôle ondulée présente deux inconvénients par rapport à la cuve tubulaire : une résistance mécanique plus faible et un refroidissement moins efficace. Cependant, la puissance de notre transformateur n'étant pas très grande (500kVA), ces deux inconvénients n'acquièrent pas une importance déterminante (jusqu'à 50 kVA, on utilise des cuves lisses). Par contre, la cuve en tôle ondulée est plus économique que la cuve en tubes



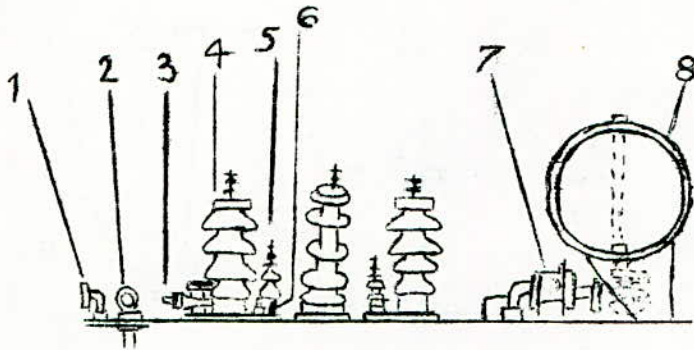
1° - COUVERCLE DE CUVE ET SORTIE

Sur le couvercle sont placés :

- Les isolateurs de sortie des enroulements HT et BT
- Le conservateur d'huile avec relais Pulchotz

Les isolateurs sont en porcelaine remplis d'air
le conservateur d'huile est un récipient en tôle installé au dessus du couvercle de la cuve et réuni par une tubulure à cette dernière. Le niveau d'huile dans le conservateur doit être telle que la cuve soit toujours remplie d'huile. Etant donné que la surface

de l'huile dans le conservateur est beaucoup plus que dans la cuve et ^{petite} que la température de l'huile dans le premier est beaucoup plus basse que dans dans la partie supérieure de la cuve, le phénomène d'oxydation de l'huile au contact de l'air se produit plus lentement ; on assure ainsi une protection suffisante de l'huile et de l'isolation du transformateur. Entre le conservateur et la cuve est placé un relais Buchholtz qui signale tout accident dans le transformateur ou sépare le transformateur du réseau en cas d'avarie.



- 1 - Pipe de remplissage de l'huile
- 2 - Anneau de levage de la partie active
- 3 - Robinet de remplissage de l'huile
- 4 - Isolateur HT
- 5 - Isolateur BT
- 6 - Commande du commutateur de réglage de tension
- 7 - Relais Buchholtz
- 8 - Conservateur d'huile

5°) HUILE

Afin d'améliorer l'isolement et le refroidissement du transformateur, la partie active du transformateur (noyau et enroulements) est placée dans la cuve remplie d'huile minérale pour transformateurs.

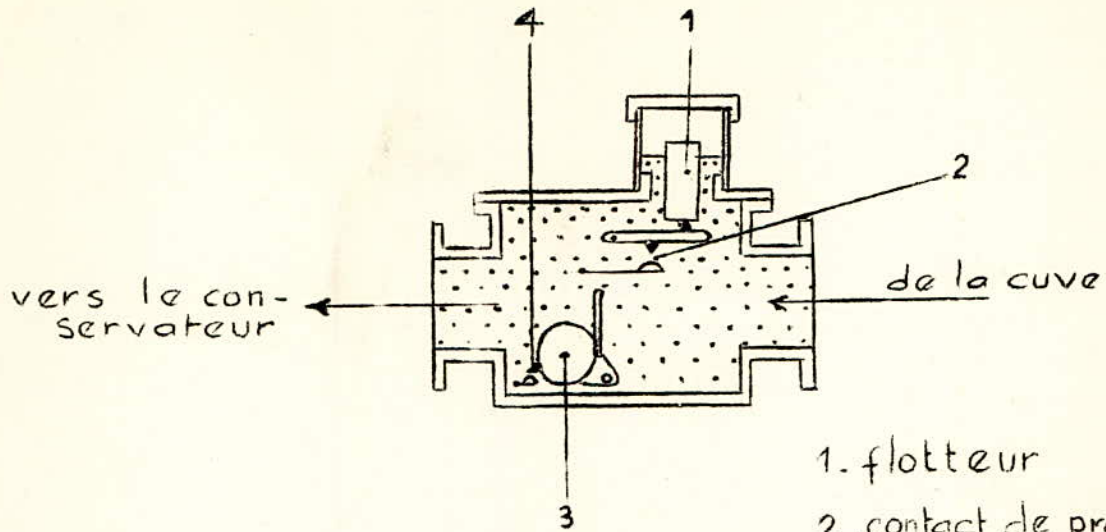
Les caractéristiques de l'huile de pétrole utilisée sont :

- poids spécifique (à + 20°C par rapport à l'eau à + 4°C) = 0,895 au maximum
- rigidité diélectrique 20 + 35 kV/mm
- capacité calorifique 1790 + 1870 W/kg degré
- température d'inflammation 135°C au minimum
- température de congélation - 35°C
- Coefficient de dilatation volumique 0,069 % par °C

Les défauts de l'huile de transformateurs sont :

- son inflammabilité
- la propriété de sa vapeur de former avec l'air dans certaines conditions un mélange explosif.

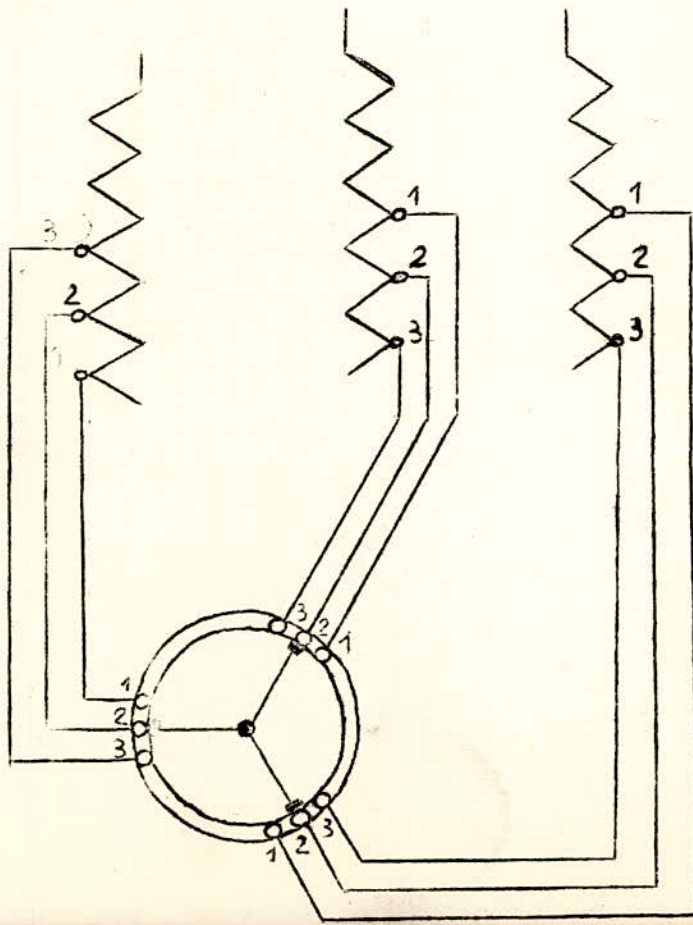
Relais Buchholz



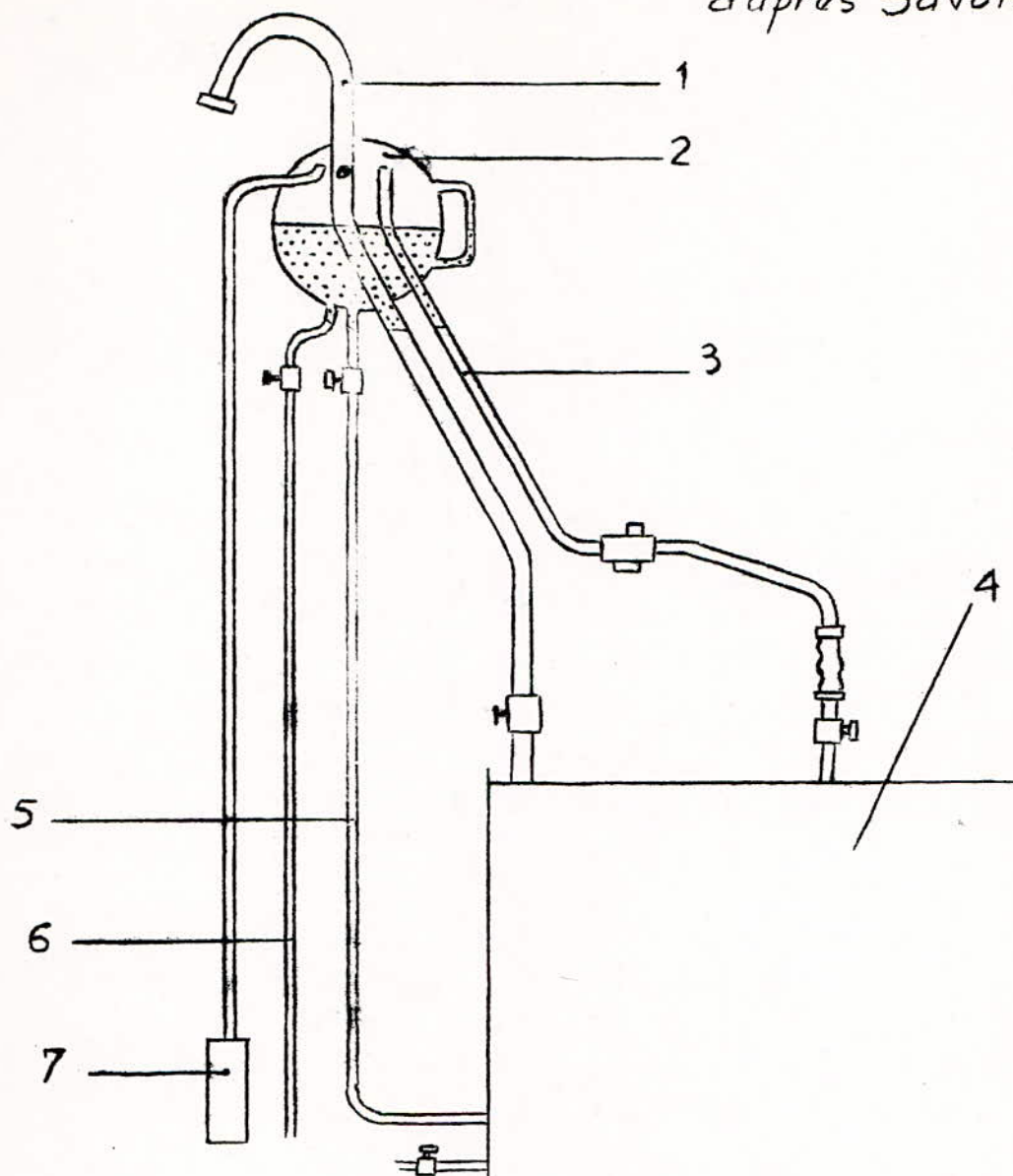
- 1. flotteur
- 2. contact de première alarme
- 3. flotteur
- 4. contact de deuxième alarme

N.B. : le contact 2 est relié à un dispositif de signalisation
le contact 4 est relié à un disjoncteur

Ajusteur de tension
à vide côté HT



Conservateur d'huile
d'après Savoisiennne

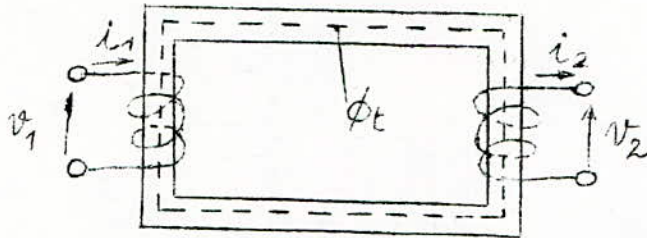


1. tubulaire d'échappement des gaz en cas d'explosion
2. réservoir d'expansion
3. tubulure de passage de l'huile dans le réservoir d'expansion
4. Cuve
5. tubulure de retour de l'huile dans la cuve
6. Vidange du réservoir
7. dessiccateur
8. Vidange de la cuve

III - FONCTIONNEMENT

- 11 -

- 1 - Principe



Le fonctionnement d'un transformateur est basé sur l'interaction électromagnétique de deux ou plusieurs circuits immobiles l'un par rapport à l'autre.

La figure représente le schéma de principe d'un transformateur monophasé à deux enroulements.

En appliquant une tension alternative à l'un des enroulements (que l'on désignera par enroulement primaire), un flux magnétique alternatif est engendré et circule essentiellement à travers le noyau magnétique. Dans le second enroulement est alors créée une force électromotrice .

- 2- Equation de Fonctionnement

Nous nous bornerons à donner les équations de fonctionnement dans démonstration. Nous justifions néanmoins l'extension des équations de fonctionnement d'un transformateur monophasé à un transformateur triphasé asymétrique.

Un transformateur triphasé à colonnes présente une asymétrie géométrique qui provoque un déséquilibre entre les courants des différentes phases.

Important à vide, ce déséquilibre sera examiné ultérieurement lors de l'étude de la marche à vide.

En charge il est très faible et nous le négligerons .

De plus, nous savons que l'étude d'un transformateur triphasé symétrique peut se ramener à celle d'un transformateur monophasé .

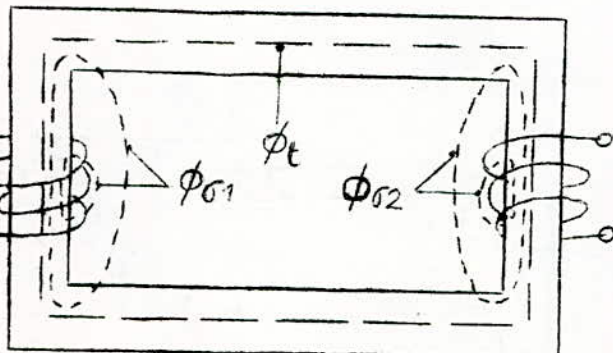
Il suffit pour cela de considérer deux phases correspondantes (l'une primaire, l'autre secondaire) comme étant celles d'un transformateur monophasé.

Nous donnons les équations de fonctionnement d'un transformateur monophasé pour des tensions et des courants sinusoïdaux .

Soit

ϕ_t :
le flux principal : il est embrassé par toutes les spires et il circule dans le noyau magnétique.

$\phi_{\sigma 1}$:
flux de dispersion de l'enroulement primaire : il est engendré seulement par le courant primaire et embrasse seulement par les spires primaire.



- 12 -

$\phi_{\sigma 2}$: flux de dispersion de l'enroulement secondaire engendré seulement par le courant secondaire et enroulé seulement par les spires secondaires

I_1 et I_2 : valeurs efficaces des courants primaire et secondaire.

V_1 : Valeur efficace de la tension appliquée aux bornes de l'enroulement primaire provenant d'un réseau à fréquence f

Equation des forces magnétomotrices

$$n_1 \bar{I}_1 + n_2 \bar{I}_2 = n_1 \bar{I}_0$$

$n_1 \bar{I}_0$: composante magnétique nécessaire à la création du flux principal ϕ_t

$n_1 \bar{I}_1$ et $n_2 \bar{I}_2$: f.m.m. nécessaires à la création des flux de dispersion primaire et secondaire.

\bar{I}_0 : valeur efficace du courant magnétisant (nécessaire à la création du flux principal)

Equation des forces électromotrices

$$\bar{V}_1 = -\bar{E}_1 + (r_1 + jx_1) \bar{I}_1$$

r_1 et r_2 : résistances des enroulements primaire et secondaire.

$$\bar{E}_2 = (r_2 + jx_2) \bar{I}_2 + \bar{V}_2$$

x_1 et x_2 : réactances inductives de dispersion des enroulements primaire et secondaire.

impédances des enroulements primaire et secondaire.

$$\bar{Z}_1 = r_1 + jx_1$$

$$\bar{Z}_2 = r_2 + jx_2$$

relations entre forces électromotrices et flux principal.

$$\bar{E}_1 = -j\omega n_1 \bar{\phi}_t$$

$$\bar{E}_2 = -j\omega n_2 \bar{\phi}_t \quad (\text{non valable pour une connexion zig-zag})$$

rapport de transformation

$$k = \frac{\bar{E}_1}{\bar{E}_2} = \frac{n_1}{n_2} \quad (\text{non valable pour une connexion zig-zag})$$

Transformateur réduit

Pour faciliter l'évaluation quantitative des phénomènes ayant lieu dans un transformateur ainsi que la construction des diagrammes vectoriels surtout avec de grandes rapports de transformation, on utilise un artifice consistant à considérer que les deux enroulements sont réduits à un même nombre de spires. Cette opération ne doit pas bien entendu affecter le régime de fonctionnement de l'enroulement auquel est réduit le transformateur.

Généralement, on réduit l'enroulement secondaire à l'enroulement primaire. Les grandeurs électriques réduites sont:

- La f.e.m. secondaire réduite
- le courant secondaire réduit
- la résistance ohmique réduite de l'enroulement secondaire
- la réactance ohmique réduite de l'enroulement secondaire
- l'impédance réduite de l'enroulement secondaire

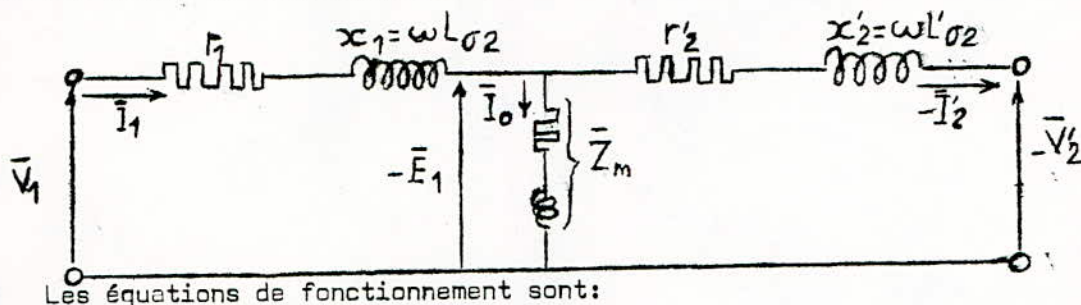
$$\begin{aligned} \bar{E}'_2 &= k \bar{E}_2 = \bar{E}_1 \\ \bar{I}'_2 &= \frac{1}{k} \bar{I}_2 \\ r'_2 &= k^2 r_2 \\ x'_2 &= k^2 x_2 \\ \bar{Z}'_2 &= k^2 \bar{Z}_2 \end{aligned}$$

Les équations de fonctionnement sont alors:

$$\begin{aligned} \bar{I}_1 &= -\bar{I}'_2 + \bar{I}_0 \\ \bar{V}_1 &= -\bar{E}_1 + \bar{Z}_1 \bar{I}_1 \\ \bar{E}'_2 = \bar{E}_1 &= \bar{Z}'_2 \bar{I}'_2 + \bar{V}'_2 \end{aligned} \quad \text{avec } \bar{V}'_2 = k \bar{V}_2$$

Schéma équivalent en T

Pour simplifier l'étude tant analytique que graphique du fonctionnement d'un transformateur, on substitue au transformateur réel dans lequel les enroulements sont couplés électromagnétiquement un schéma dont les éléments ne sont couplés qu'électriquement. Ce schéma doit satisfaire aux équations fondamentales des f.e.m. et des f.m.m. du transformateur. C'est le cas du schéma équivalent en T



Les équations de fonctionnement sont:

$$\begin{aligned} \bar{I}_1 &= -\bar{I}'_2 + \bar{I}_0 \\ \bar{V}_1 &= -\bar{E}_1 + \bar{Z}_1 \bar{I}_1 \\ \bar{E}'_2 = \bar{E}_1 &= \bar{Z}'_2 \bar{I}'_2 + \bar{V}'_2 \\ -\bar{E}_1 &= Z_m \bar{I}_0 \end{aligned}$$

où $Z_m = r_m + jx_m$ avec $r_m = \frac{\text{Pertes dans le fer}}{I_0^2}$

3- Couplage étoile et couplage zig-zag

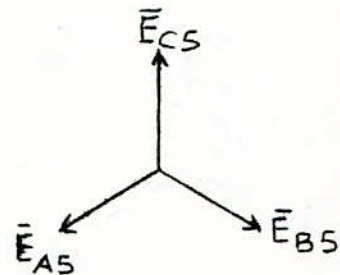
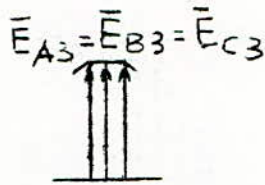
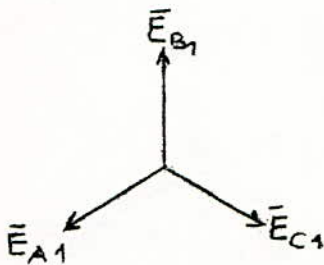
a) - f.e.m. des enroulement triphases

Dans le cas général, c.a.d, lorsque les tensions appliquées ne sont pas sinusoïdales les f.e.m. e_A, e_B, e_C dans les enroulements A, B, C, d'un transformateur ne sont pas sinusoïdales. En supposant que seuls les harmoniques impairs soient présents et en admettant que la phase initiale est nulle, nous avons:

$$e_A = E_{m1} \sin \omega t + E_{m3} \sin 3\omega t + E_{m5} \sin 5\omega t + E_{m7} \sin 7\omega t + \dots$$

$$e_B = E_{m1} \sin\left(\omega t - \frac{2\pi}{3}\right) + E_{m3} \sin 3\omega t + E_{m5} \sin\left(5\omega t - \frac{4\pi}{3}\right) + E_{m7} \sin\left(7\omega t - \frac{2\pi}{3}\right) + \dots$$

$$e_C = E_{m1} \sin\left(\omega t - \frac{4\pi}{3}\right) + E_{m3} \sin 3\omega t + E_{m5} \sin\left(5\omega t - \frac{2\pi}{3}\right) + E_{m7} \sin\left(7\omega t - \frac{4\pi}{3}\right) + \dots$$



premier harmonique et harmoniques d'ordre $3c+1$ (1, 7, 13, 19, ...)	troisième harmonique et harmoniques d'ordre $3c$ (3, 9, 15, 21, ...)	cinquième harmonique et harmoniques d'ordre $3c-1$ (5, 11, 17, ...)
--	--	---

Valeur efficace de la f.e.m. simple

$$E_s = \sqrt{\frac{1}{2} (E_{m1}^2 + E_{m3}^2 + E_{m5}^2 + E_{m7}^2 + \dots)}$$

b) couplage étoile.

Les f, e, m, composées sont:

$$e_{BA} = e_A - e_B$$

$$e_{CB} = e_B - e_C$$

$$e_{AC} = e_C - e_A$$

Tout calcul fait, nous trouvons:

$$e = \sqrt{3} E_{m1} \sin(\omega t + \frac{\pi}{6}) + \sqrt{3} E_{m5} \sin(5\omega t - \frac{\pi}{6}) + \sqrt{3} E_{m7} \sin(7\omega t + \frac{\pi}{6}) + \dots$$

$$e = \sqrt{3} E_{m1} \sin(\omega t + \frac{\pi}{6} - \frac{2\pi}{3}) + \sqrt{3} E_{m5} \sin(5\omega t - \frac{\pi}{6} + \frac{2\pi}{3}) + \sqrt{3} E_{m7} \sin(7\omega t + \frac{\pi}{6} - \frac{2\pi}{3}) + \dots$$

$$e = \sqrt{3} E_{m1} \sin(\omega t + \frac{\pi}{6} - \frac{4\pi}{3}) + \sqrt{3} E_{m5} \sin(5\omega t - \frac{\pi}{6} + \frac{4\pi}{3}) + \sqrt{3} E_{m7} \sin(7\omega t + \frac{\pi}{6} - \frac{4\pi}{3}) + \dots$$

Nous remarquons que les harmoniques d'ordre $3c$ disparaissent

- les harmoniques d'ordre $3c + 1$ forment un système triphasé symétrique direct à phase initiale $+\pi/6$
- les harmoniques d'ordre $3c - 1$ forment un système triphasé symétrique inverse à phase initiale $-\pi/6$

valeur efficace de la f, e, m, composée

$$\bar{E}_C = \sqrt{\frac{3}{2} (E_{m1}^2 + E_{m5}^2 + E_{m7}^2 + \dots)}$$

$$E_C = E_s \sqrt{3 \frac{1 + k_{e5}^2 + k_{e7}^2 + \dots}{1 + k_{e3}^2 + k_{e5}^2 + k_{e7}^2 + \dots}}$$

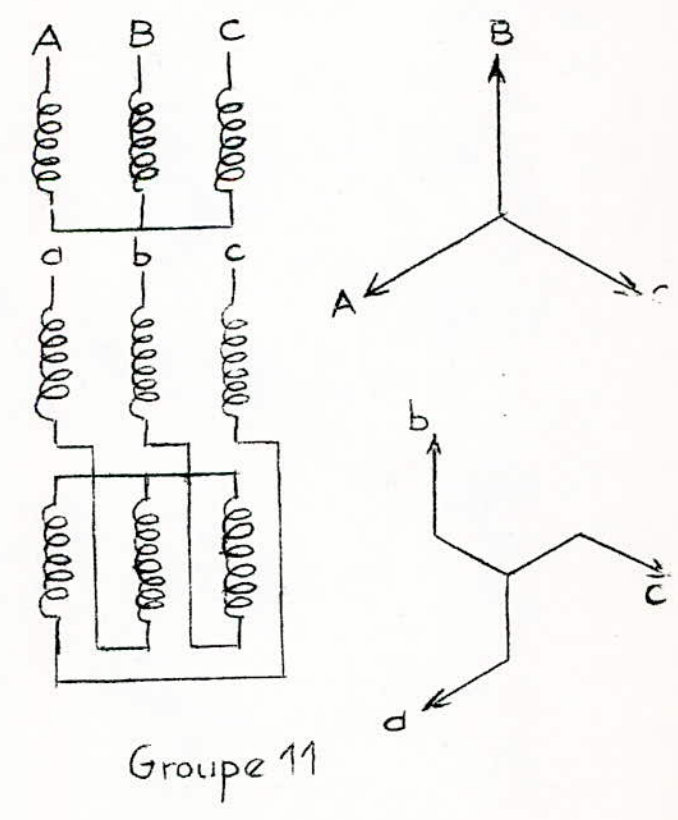
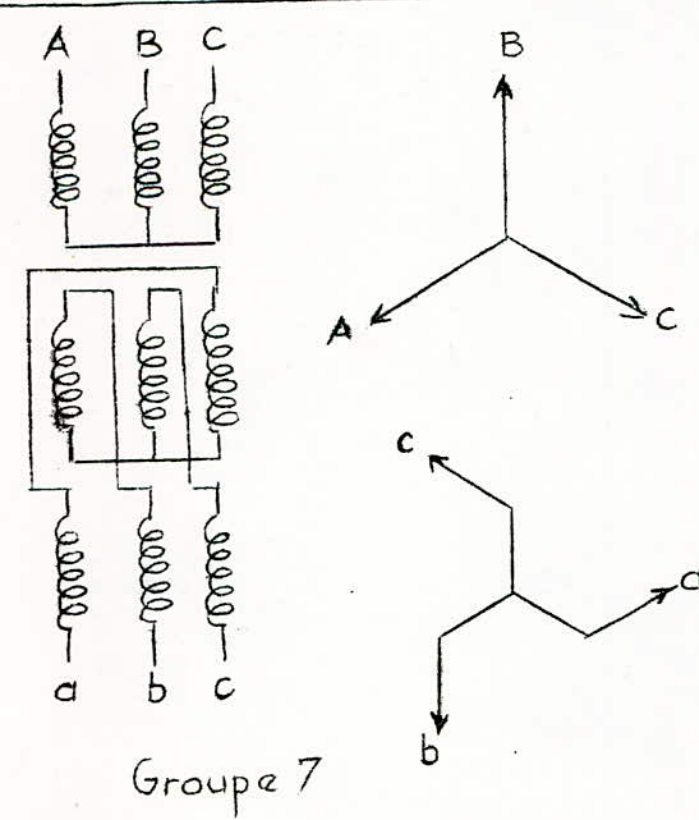
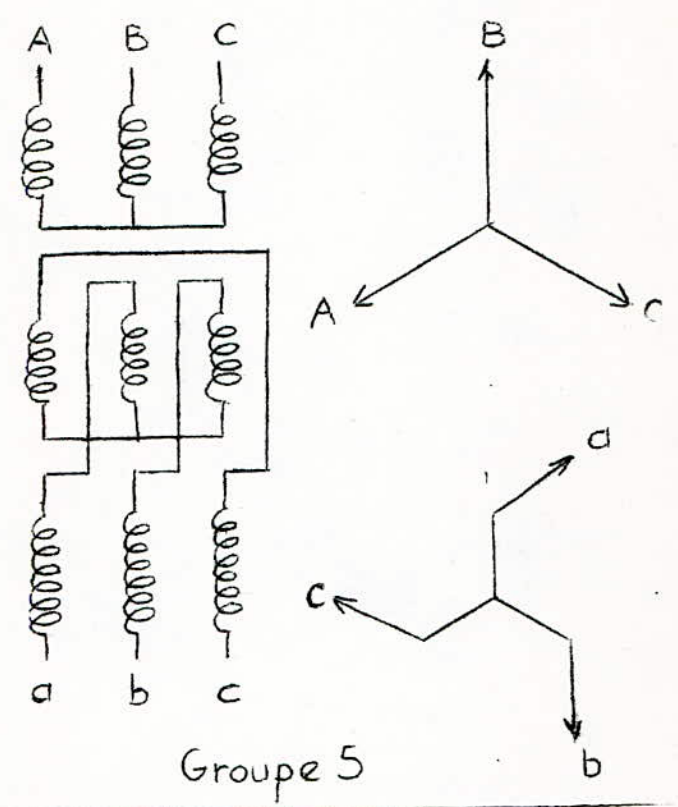
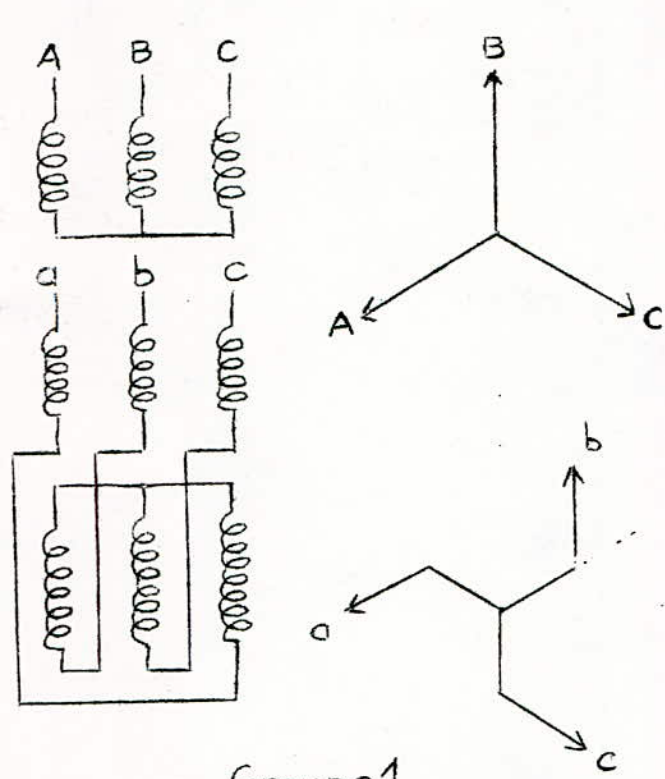
$$\text{ou } k_{ei} = \frac{E_{mi}}{E_{m1}} = \frac{E_i}{E_1}$$

E_{mi} : valeur maximale du $i^{\text{ème}}$ harmonique de la f, e, m, simple

E_i : valeur efficace du $i^{\text{ème}}$ harmonique de la fem simple.

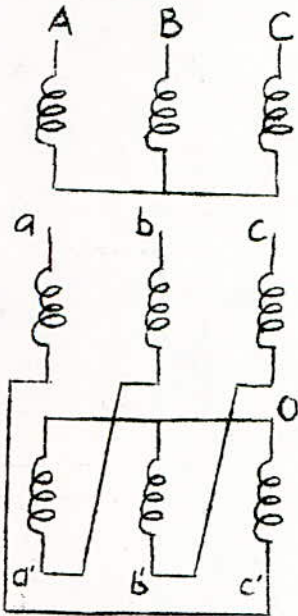
c) Couplage zig-zag

- les différents groupes de couplage étoile zig-zag
- Il existe quatre groupes de couplage étoile zig-zag dont voici les schèmes ainsi que les diagrammes vectoriels de leurs f, e, m.

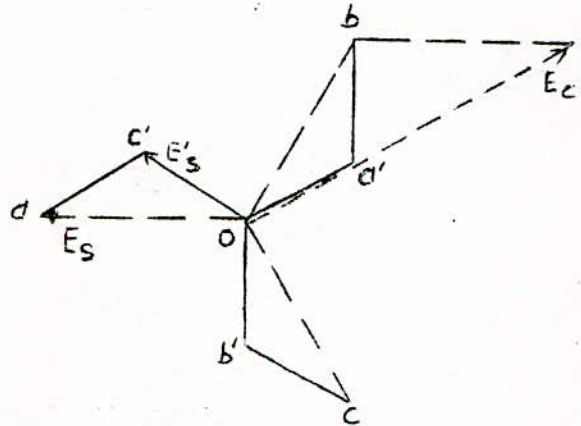


- f, e, m,

Nous examinerons le schéma du groupe 1. Les résultats obtenus seront évidemment les mêmes pour tous les groupes. La seule différence est plus ou moins en rapport à la f, e, m, de l'enroulement A pris comme référence.



le diagramme vectoriel des f, e, m, pour l'enroulement en zig-zag est le suivant:



Désignons par f, e, m, élémentaire la f, e, m, de chaque moitié d'enroulement et notons sa valeur efficace par E'_s

Les demi enroulements ayant un même nombre de spires, la f, e, m, élémentaire est constante en module.

Les f, e, m, des enroulements relatifs à une même colonne sont en phase.

Les f, e, m, des enroulements relatifs à des colonnes différentes sont déphasés de $2\pi/3$ entre elles.

Nous voyons alors que pour des f, e, m, sinusoïdales

$$E_s = 2 \cdot E'_s \cos 30^\circ = \sqrt{3} E'_s$$

et

$$E_c = 3 E'_s$$

Pour trouver le nombre de spires, nous approximations la f, e, m, composée par la tension composée ($E_c \approx U_c$). Nous calculons ensuite la f, e, m, élémentaire $E'_s = \frac{E_c}{3}$. Sachant que la f, e, m, élémentaire est reliée au nombre de spires du demi-enroulement n_2 par $E'_s = 4,44 \cdot f \cdot n_2 \cdot \phi$ nous en tirons n_2 puis le nombre de spires d'un enroulement relatif à une colonne $n_1 = 2n_2$

Les f, e, m, élémentaires sont de la forme (voir a)

Les f, e, m, simples sont données par:

$$e_a = e_{c'} - e_{a'}$$

$$e_b = e_{a'} - e_{b'}$$

$$e_c = e_{b'} - e_{c'}$$

Les calculs effectués, on obtient,

$$e_a = \sqrt{3} E_{m1} \sin\left(\omega t + \frac{\pi}{6} - \frac{4\pi}{3}\right) + \sqrt{3} E_{m5} \sin\left(5\omega t - \frac{\pi}{6} + \frac{4\pi}{3}\right) + \sqrt{3} E_{m7} \sin\left(7\omega t + \frac{\pi}{6} + \frac{4\pi}{3}\right) + \dots$$

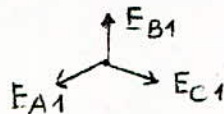
$$e_b = \sqrt{3} E_{m1} \sin\left(\omega t + \frac{\pi}{6}\right) + \sqrt{3} E_{m5} \sin\left(5\omega t - \frac{\pi}{6}\right) + \sqrt{3} E_{m7} \sin\left(7\omega t + \frac{\pi}{6}\right) + \dots$$

$$e_c = \sqrt{3} E_{m1} \sin\left(\omega t + \frac{\pi}{6} - \frac{2\pi}{3}\right) + \sqrt{3} E_{m5} \sin\left(5\omega t - \frac{\pi}{6} + \frac{2\pi}{3}\right) + \sqrt{3} E_{m7} \sin\left(7\omega t + \frac{\pi}{6} - \frac{2\pi}{3}\right) + \dots$$

-Nous remarquons alors que :

les harmoniques d'ordre $3c$ disparaissent (3, 9, 15, 21, ...)

les harmoniques d'ordre $3c+1$ (c, a, d, 1, 7, 13, 19, ...) forment un système symétrique équilibré triphasé d'ordre de phases direct de phase initiale $\pi/6$



Les harmoniques d'ordre $3c-1$ (c, a, d, 5, 11, 17, ...) forment un système symétrique d'ordre inverse de phase initiale $-\pi/6$



Nous pouvons calculer les f, e, m, composées.

$$e_{ba} = e_a - e_b$$

$$e_{cb} = e_b - e_c$$

$$e_{ac} = e_c - e_a$$

Tous calculs faits, nous arrivons à

$$e_{ba} = 3E_{m1} \sin(\omega t + \pi) + 3E_{m5} \sin(5\omega t - \pi) + 3E_{m7} \sin(7\omega t + \pi) + \dots$$

$$e_{cb} = 3E_{m1} \sin\left(\omega t + \pi - \frac{2\pi}{3}\right) + 3E_{m5} \sin\left(5\omega t - \pi + \frac{2\pi}{3}\right) + 3E_{m7} \sin\left(7\omega t + \pi - \frac{2\pi}{3}\right) + \dots$$

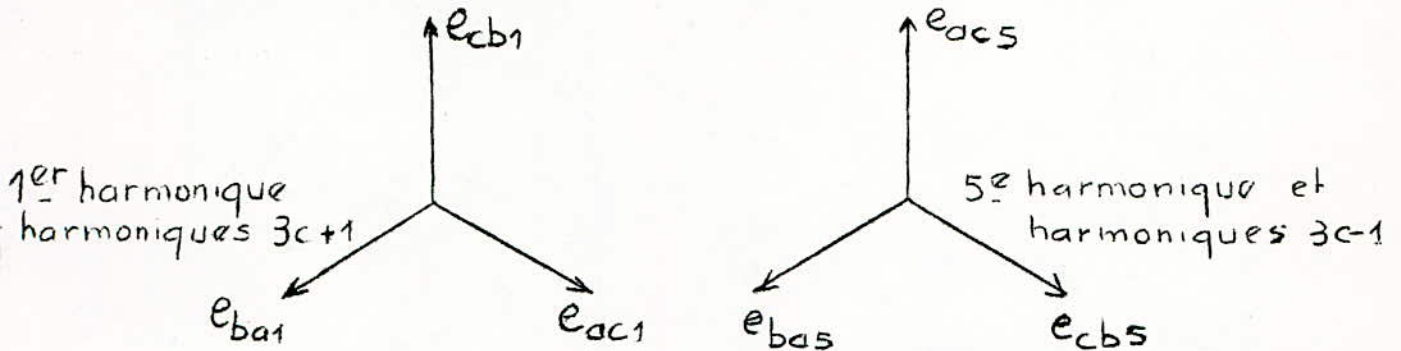
$$e_{ac} = 3E_{m1} \sin\left(\omega t + \pi - \frac{4\pi}{3}\right) + 3E_{m5} \sin\left(5\omega t - \pi + \frac{4\pi}{3}\right) + 3E_{m7} \sin\left(7\omega t + \pi - \frac{4\pi}{3}\right) + \dots$$

Nous pouvons noter que :

Les harmoniques d'ordre $3c$ disparaissent

Les harmoniques d'ordre $3c+1$ forment des systèmes triphasés symétriques équilibrés directs à phase initiale Π

Les harmoniques d'ordre $3c-1$ forment des systèmes triphasés symétriques équilibrés inverses à phase initiale $-\Pi$



Valeurs efficaces des f.e.m. :

La valeur efficace de la f.e.m. élémentaire

$$E'_s = \sqrt{\frac{1}{2} (E_{m1}^2 + E_{m3}^2 + E_{m5}^2 + \dots)}$$

Valeur efficace de la fem simple

$$E_s = \sqrt{\frac{3}{2} (E_{m1}^2 + E_{m5}^2 + E_{m7}^2 + \dots)}$$

valeur efficace de la f.e.m. composée

$$E_c = \sqrt{\frac{9}{2} (E_{m1}^2 + E_{m5}^2 + E_{m7}^2 + \dots)}$$

$$E_c = 3 E'_s \sqrt{\frac{1 + k_{e5}^2 + k_{e7}^2 + \dots}{1 + k_{e3}^2 + k_{e5}^2 + k_{e7}^2 + \dots}}$$

Dans le cas d'une f.e.m. sinusoïdale :

$$E_c = 3 E'_s$$

Puissance :

Pour des f.e.m. et des courants non sinusoïdaux, la puissance du système est égale à la somme des puissances des différents harmoniques

$$P_i = 3 E_{si} \cdot I_{si} \cdot \cos \varphi_i$$

φ_i = déphasage entre E_{si} et I_{si}

$$P = \sum_i P_i$$

Généralement la puissance du 1er harmonique est la plus grande.

41 MARCHE EN PARALLELE.

Souvent, les transformateurs de distribution ont à fonctionner en parallèle

Les transformateurs couplés en parallèle travaillent dans des conditions optimales lorsque :

- a) les tensions nominales primaires et secondaires de tous les transformateurs couplés en parallèle sont égales.

$$U_{11} = U_{12} = U_{13} = \dots = U_{1n}$$

U_{1i} tension primaire nominale du i ème transformateur

$$U_{21} = U_{22} = U_{23} = \dots = U_{2n}$$

U_{2i} tension secondaire nominale du i ème transformateur.

pratiquement, cette condition se ramène à avoir des rapports de transformation égaux.

$$k_1 = k_2 = \dots = k_n$$

- b) Les transformateurs couplés ^{en} parallèle appartiennent à un même groupe de couplage.

- c) Les composantes actives et réactives de la tension de court-circuit sont égales

$$U_{cca1} = U_{cca2} = \dots = U_{ccan}$$

$$U_{ccr1} = U_{ccr} = \dots = U_{ccrn}$$

pratiquement cette condition se ramène à avoir des tensions de court-circuit égales.

$$U_{cc1} = U_{cc2} = U_{cc3} = \dots = U_{ccn}$$

Parmi ces trois conditions seule la seconde doit être assurée rigoureusement

Le transformateur que nous proposons de calculer possède la faculté de pouvoir changer de groupe (1,5,7,11) afin de l'adapter aux transformateurs déjà en place aux quels il sera couplé en parallèle.

CHAPITRE DEUXIEME : CALCUL DES DIMENSIONS PRINCIPALES.

Dans le calcul des dimensions d'un transformateur intervient souvent des coefficients relatifs à la technologie adoptée (nature des matériaux, techniques de réalisation, etc...). La connaissance de tous les aspects théoriques du fonctionnement d'une machine, si elle est indispensable, ne suffit pourtant pas à son calcul complet. Souvent, il faut épuiser plusieurs variantes avant d'arriver à calculer les dimensions d'un transformateur. L'expérience du calculateur joue donc un rôle majeur dans cette entreprise.

I.- CIRCUIT MAGNETIQUE

1.- Formule fondamentale de la section du noyau (valable aussi bien pour les transformateurs monophasés que pour les transformateurs à plusieurs phases)

- Moyennant quelques approximations (masse du cuivre de l'enroulement primaire et masse du cuivre de l'enroulement secondaire égales)

- Sachant que la masse spécifique du cuivre est :

$$p_{cu} = 8,9 \cdot 10^3 \text{ kg/M}^3$$

et celle du fer : $p_{fe} = 7,65 \cdot 10^3 \text{ kg/M}^3$

- En posant : $\alpha_p = \frac{P_{cu}}{P_{fe}} = \frac{P_{spcu} \cdot M_{totcu}}{P_{spfe} \cdot M_{fe \text{ tot}}}$

Nous obtenons

$$A_{fe} = C \sqrt{\frac{S \cdot P_{spcu}}{P_{spfe} \cdot f \cdot \alpha_p \cdot J \cdot B}} \cdot 10^1 \text{ avec } C=72,8 \sqrt{\frac{h}{f_2}}$$

- Où α_p = rapport des pertes
- P_{spcu} = pertes spécifiques dans le cuivre en W/Kg
- P_{spfe} = pertes spécifiques dans le fer en W/Kg
- P_{cu} = pertes dans le cuivre en W
- P_{fe} = pertes dans le fer en W
- M_{totcu} = masse totale de cuivre en Kg
- M_{totfe} = masse totale de fer en Kg
- A_{fe} = section du noyau
- S = puissance apparente en kva
- f = fréquence en Hz.

J = densité de courant en $\boxed{\text{A}/\text{M}^2}$

B = induction magnétique en $\boxed{\text{T}}$

l_{cu} = Longueur moyenne d'une spire pour les 2 enroulements en $\boxed{\text{M}}$

l_{Fe} = Longueur totale de fer en $\boxed{\text{M}}$

De nombreux calculs de vérification ont montré que le rapport des longueurs $\frac{l_{cu}}{l_{Fe}}$ ainsi que la grandeur C ne varient que très peu pour des transformateurs de même type.
valeur de C suivant le type du transformateur.

	Monophasé	triphase
Transformateurs à noyaux avec bobines rondes	45	40
Transformateurs à noyaux avec bobines rectangulaires	55	45
Transformateurs cuirassés	85	55

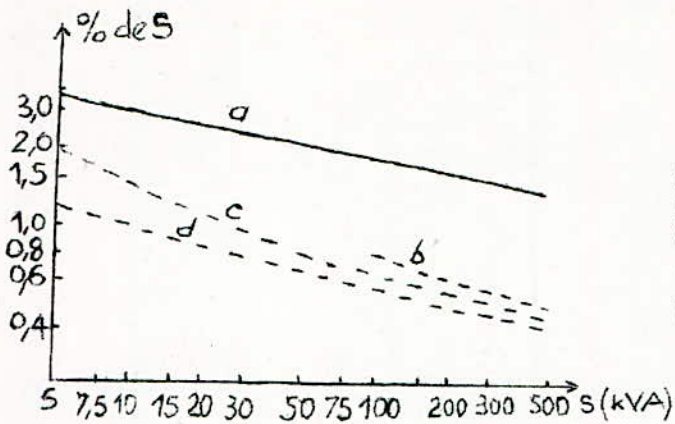
Dans notre cas, il s'agit d'un transformateur triphasé à noyaux avec bobines rondes : le coefficient C est alors C = 40
La formule devient :

$$A_{Fe} = 40 \sqrt{\frac{S \cdot \frac{P_{spCu}}{P_{spCu}}}{f \cdot \alpha_p \cdot J \cdot B}}$$

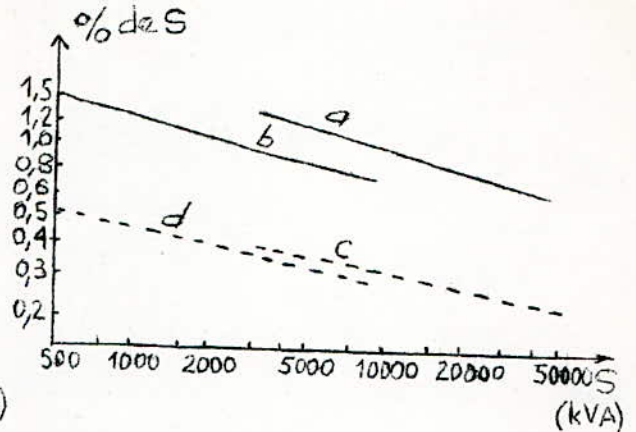
Nous pouvons déterminer α_p connaissant les pertes admissibles dans le cuivre et dans le fer :

$$\alpha_p \approx \frac{P_{aCu}}{P_{aFe}}$$

Ces dernières nous sont fournies par des courbes tracées expérimentalement.



Pertes dans les transformateurs triphasés avec refroidissement à huile pour des puissances de 5 à 500 kVA à 50 Hz en fonction de la puissance nominale.



Pertes dans les transformateurs triphasés refroidis à l'huile pour des puissances de 500 à 50000 kVA à 50 Hz en fonction de la puissance nominale.

a- pertes dans le cuivre pour un couplage γ/γ

b- pertes dans le fer
 $V_1/V_2 = 22\ 000/3150\ V$

c- pertes dans le fer
 $V_1/V_2 = 20000/230\ V$

d- pertes dans le fer
 $V_1/V_2 = 5\ 000/230\ V$

a- pertes dans le cuivre pour circulation d'huile avec refroidissement extérieur à eau

b- pertes dans le cuivre avec refroidissement naturel

c- pertes dans le fer, pour circulation d'huile avec refroidissement extérieur à eau.

d- pertes dans le fer, avec refroidissement naturel.

c'est ainsi que :

$$P_{aCu} = \frac{1,5}{100} \cdot S = \frac{1,5}{100} \cdot 500 = 7,50\ kW$$

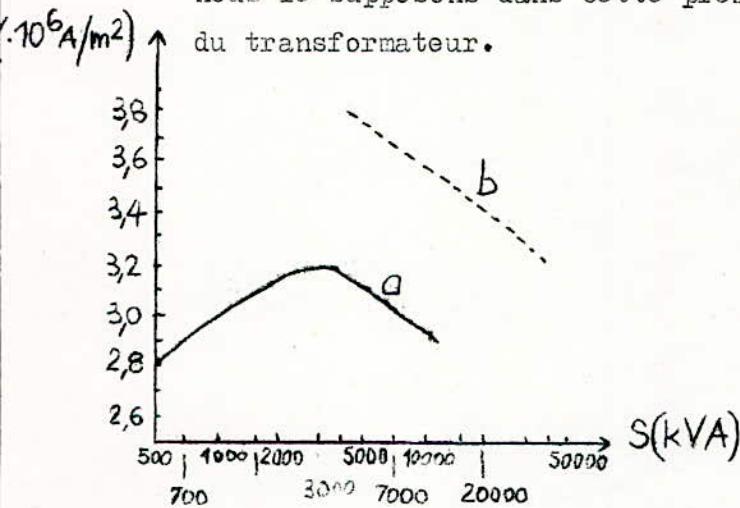
$$P_{aFe} = \frac{0,53}{100} \cdot S = \frac{0,53}{100} \cdot 500 = 2,65\ kW$$

d'où le rapport des pertes :

$$\alpha_p = \frac{P_{aCu}}{P_{aFe}} = \frac{7,50}{2,65} = 2,83$$

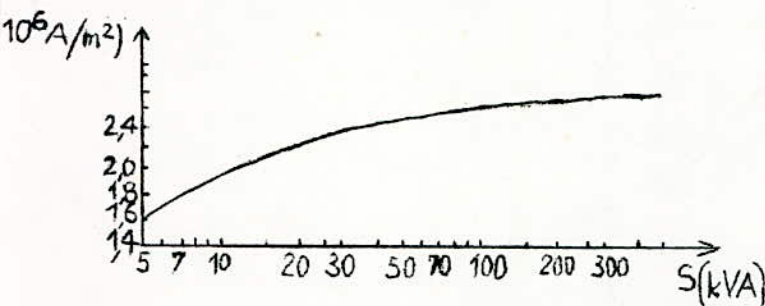
- Nous avons choisi une induction magnétique maximale dans le noyau assez élevée, $B = 1,7 \text{ T}$ (voir chapitre I § II) sans pour autant avoir de grandes pertes spécifiques. Cela a été rendu possible par l'emploi de tôles d'acier laminé à froid.

- La densité de courant varie avec la puissance. Elle est aussi fonction du rendement et du refroidissement. Une courbe expérimentale nous fournit sa valeur. Cette dernière ne nous est utile que dans un calcul préliminaire. Il est clair que nous aurons certainement à la changer pour les besoins ultérieurs (en particulier lors du calcul des dimensions des enroulements). La densité de courant ne sera d'ailleurs certainement pas la même pour les deux enroulements comme nous le supposons dans cette première étape du calcul des dimensions du transformateur.



Densité de courant dans les transformateurs avec refroidissement à huile pour des puissances de 500 à 50 000 kVA.

- a- densité de courant dans le cas de refroidissement naturel.
- b- densité de courant dans le cas de circulation d'huile avec refroidissement extérieur à eau.



Densité de courant dans les transformateurs avec refroidissement à huile pour des puissances de 5 à 500 kVA.

c'est ainsi que nous trouvons:

$$J = 2,8 \cdot 10^6 \text{ A/m}^2$$

- Pertes spécifiques

Les pertes spécifiques dans le fer dépendent de la fréquence f , de l'épaisseur des tôles c et de l'induction magnétique B pour un acier magnétique donné .

$$\left. \begin{array}{l} f = 50 \text{ Hz} \\ c = 0,35 \text{ mm} \\ B = 1,7 \text{ T} \end{array} \right\} \begin{array}{l} \text{Les pertes spécifiques sont alors } P_{spfe} = 3,20 \text{ W/kg} \\ \text{(voir chapitre I § II)} \end{array}$$

Pour les pertes spécifiques dans le cuivre , nous disposons d'une formule approximative.

$$p_{sp\ cu} = 2,7 \cdot 10^{-12} J^2$$

$$P_{sp\ cu} = 2,7 \cdot 10^{-12} (2,8 \cdot 10^6)^2 = 21,2 \text{ W/kg}$$

Nous pouvons calculer la section active du noyau.

$$A_{fe} := 40 \sqrt{\frac{500 \frac{21,2}{3,20} \cdot 10^{-1}}{50 \cdot 2,83 \cdot 2,8 \cdot 10^6 \cdot 1,7}} = 0,028051 \text{ m}^2$$

$$A_{fe} = 280 \text{ 51 mm}^2$$

Compte tenu de l'isolation entre les tôles , nous faisons intervenir la section brute du noyau comme étant le produit de la section nette du noyau par un coefficient dit de remplissage.

Nous utilisons des tôles de 0,35 mm isolées avec de la ébriâte et presspahn afin d'éviter les court-circuits entre les tôles .

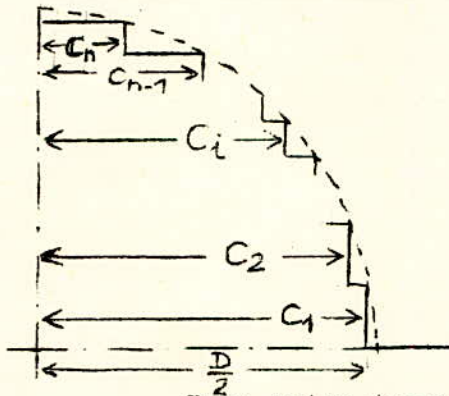
Le coefficient de remplissage est : $K_f = 0,925$

$$\text{Section brute du noyau} = A'_{fe} = \frac{A_{fe}}{K_f}$$

$$A'_{fe} = \frac{280 \text{ 51}}{0,925} = 30325 \text{ mm}^2$$

En ce qui concerne les tôles, nous utilisons cinq formats différents (quatre gradins). Pour trouver la section du cercle circonscrit à la section brute du noyau, nous devons tenir compte d'un coefficient σ dépendant du nombre de gradins. Le tableau suivant donne ce coefficient σ ainsi que les dimensions des différents formats de tôles en fonction du diamètre D du cercle circonscrit.

Nombre de gradins.-	Dimensions des différents formats de tôles.				σ	
1	$C_1 = 0,707 \frac{D}{2}$				0,636	
2	$C_1 = 0,850 \frac{D}{2}$	$C_2 = 0,525 \frac{D}{2}$			0,786	
3	$C_1 = 0,905 \frac{D}{2}$	$C_2 = 0,707 \frac{D}{2}$	$C_3 = 0,424 \frac{D}{2}$			0,851
4	$C_1 = 0,935 \frac{D}{2}$	$C_2 = 0,800 \frac{D}{2}$	$C_3 = 0,600 \frac{D}{2}$	$C_4 = 0,855 \frac{D}{2}$	0,886	
5	$C_1 = 0,950 \frac{D}{2}$	$C_2 = 0,847 \frac{D}{2}$	$C_3 = 0,707 \frac{D}{2}$	$C_4 = 0,532 \frac{D}{2}$	$C_5 = 0,312 \frac{D}{2}$	



Dans notre transformateur, le nombre de gradins étant de quatre, le coefficient σ sera $\sigma = 0,908$

La surface du cercle circonscrit sera alors:

$$A = \frac{A'_{fe}}{\sigma}$$

$$A = \frac{303,25}{0,908} = 333,98 \text{ cm}^2 = 333,98 \text{ mm}^2$$

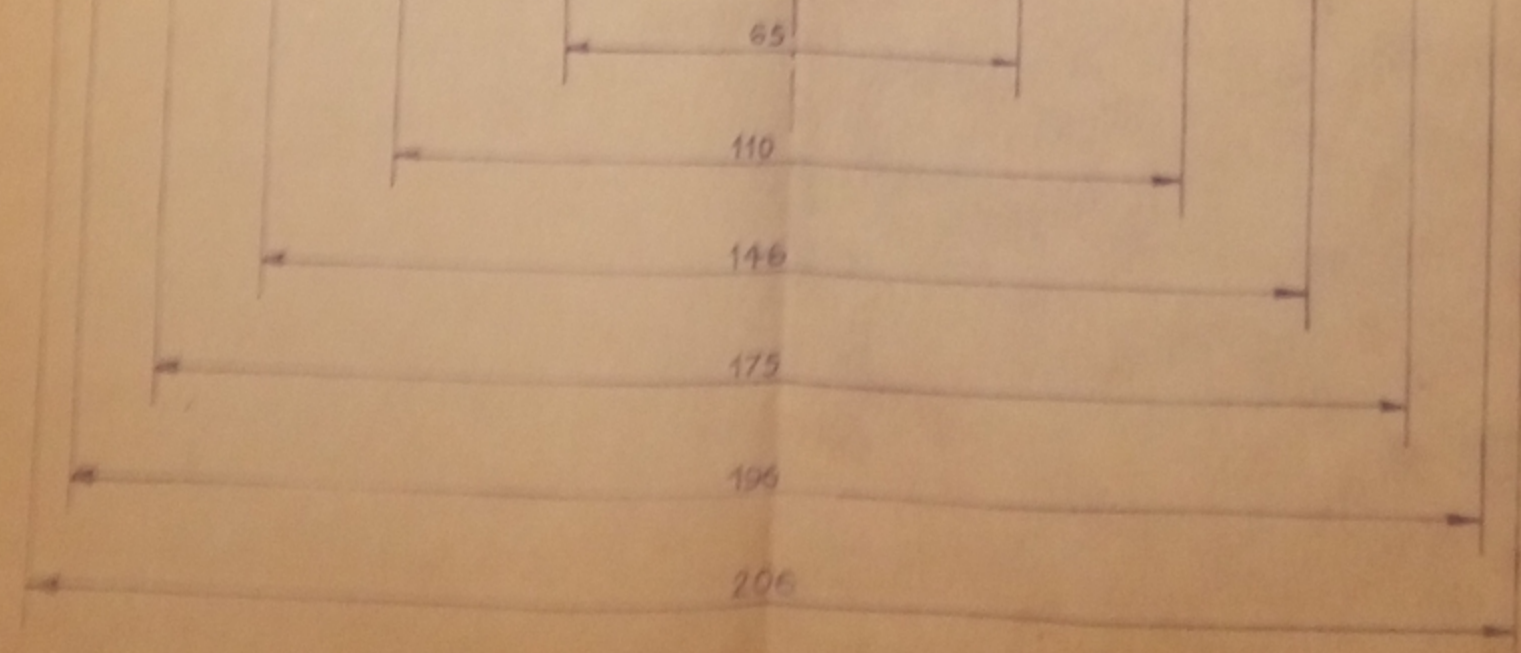
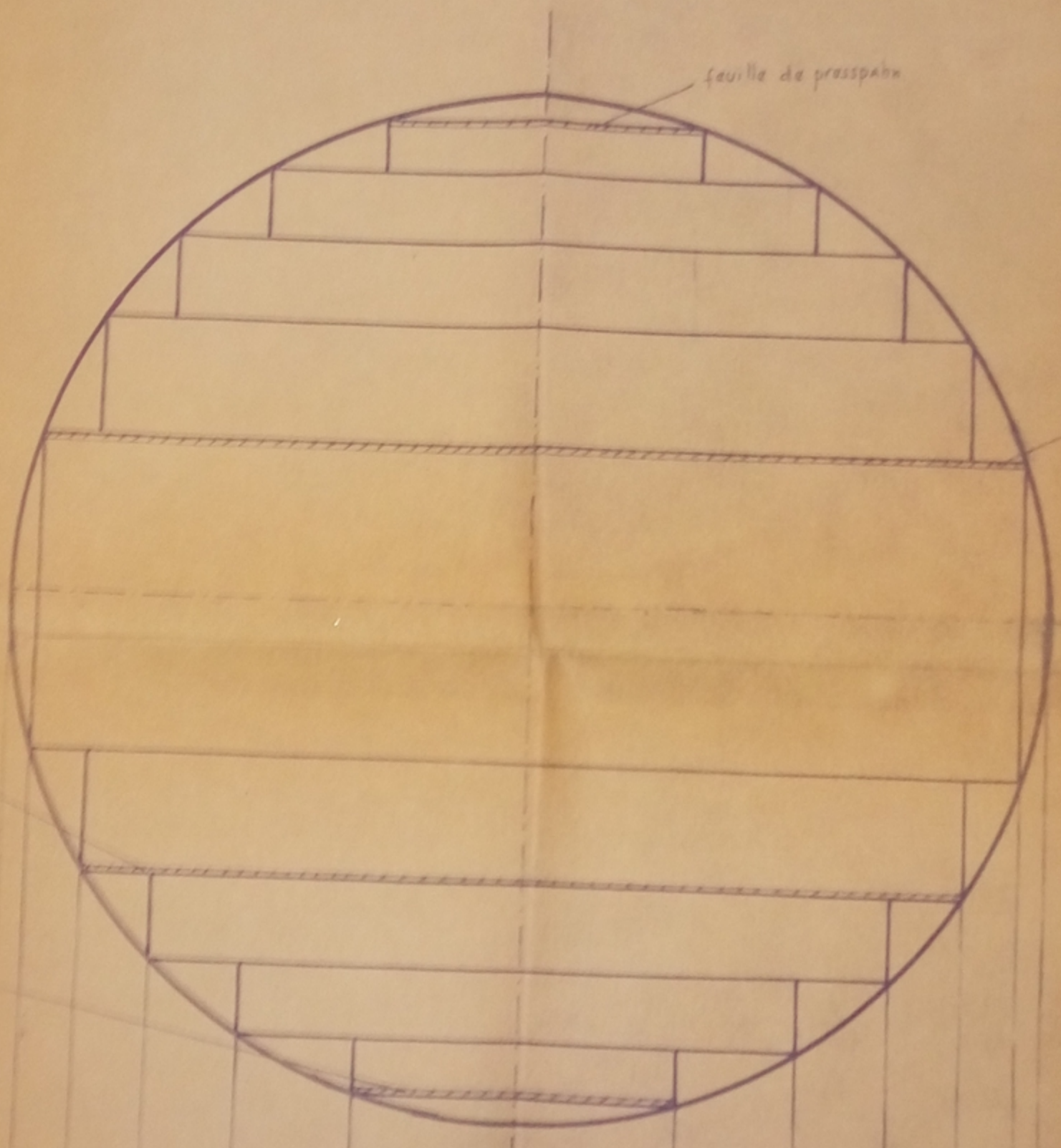
Le diamètre du cercle circonscrit :

$$D = \sqrt{\frac{4A}{\pi}}$$

$$D = \sqrt{\frac{4 \cdot 333,98}{\pi}} = 20,6 \text{ cm} = 206 \text{ mm}$$

Section de la colonne à l'échelle 1 dimensions en mm

PA00677



feuille de pressapain

feuille de pressapain

feuille de pressapain

feuille de pressapain

Nous pouvons déterminer les différentes longueurs de tôles.

$$2C_1 = 0,950 \cdot 206 = 196 \text{ mm}$$

$$2C_2 = 0,847 \cdot 206 = 175 \text{ mm}$$

$$2C_3 = 0,707 \cdot 206 = 146 \text{ mm}$$

$$2C_4 = 0,532 \cdot 206 = 110 \text{ mm}$$

$$2C_5 = 0,312 \cdot 206 = 65 \text{ mm}$$

2 - Section de la culasse

Nous avons choisi pour la culasse (voir chapitre I § II) une section rectangulaire égale à la section brute du noyau.

$$S_{\text{culasse}} = S'_{\text{fe}}$$

$$S_{\text{culasse}} = 303 \text{ 25 mm}^2$$

La largeur de la culasse doit être égale à la largeur de la tôle la plus large.

$$l_{\text{culasse}} = 196 \text{ mm}$$

$$\text{sa hauteur } h_{\text{culasse}} = \frac{S_{\text{culasse}}}{l_{\text{culasse}}}$$

$$h_{\text{culasse}} = \frac{303 \text{ 25}}{196} = 155 \text{ mm}$$

3 - Largeur et hauteur de la fenêtre

a) hauteur h_f

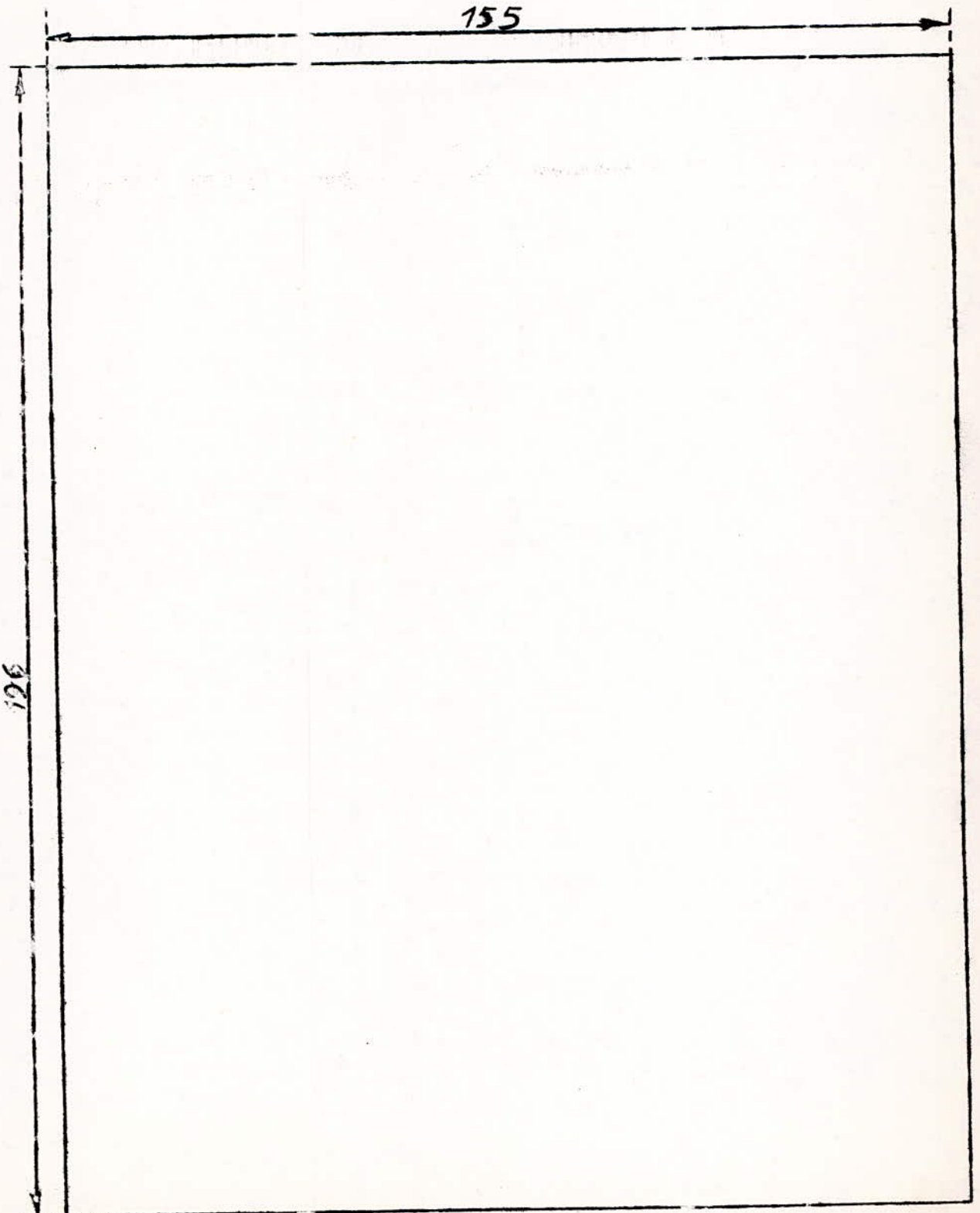
En faisant intervenir la densité linéaire de courant A et en calculant les forces magnétomotrices par noyau , nous obtenons l'égalité :

$$A \cdot h_f = N_1 \cdot I_1 + N_2 \cdot I_2 \text{ où } N_1 \text{ et } N_2 \text{ : sont les nombres de spires respectivement primaire et secondaire par colonne.}$$

Section de la culasse :

Echelle : 1

Côtes données en mm



L'équation des forces magnétomotrices, si nous négligeons le courant magnétisant, devient :

$$N_1 I_1 + N_2 I_2 = 0 \quad (\text{voir Chapitre I } \S \text{ II.2})$$

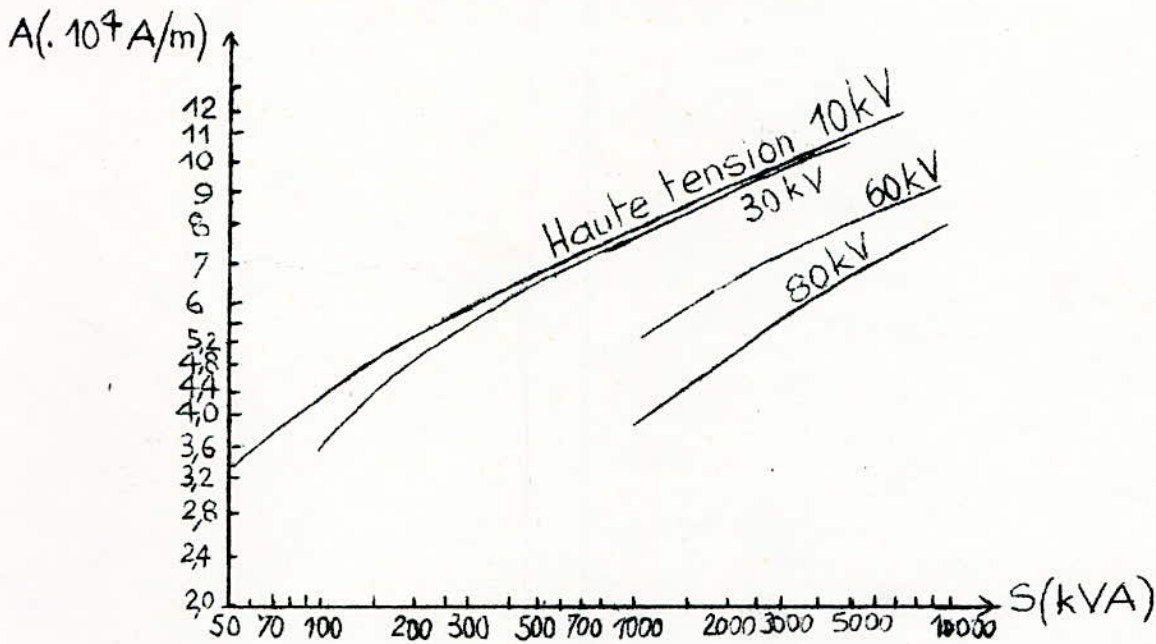
En valeur absolue :

$$N_1 I_1 = N_2 I_2$$

alors la hauteur h_n est :

$$h_n = \frac{2 N_1 I_1}{A}$$

La courbe qui suit donne pour $S_n = 500 \text{ kVA}$ et $U_{1n} = 6 \text{ kV}$
une densité linéaire $A = 7 \cdot 10^4 \text{ A/m}$.



Densité linéaire de courant pour des transformateurs à noyaux avec refroidissement à huile en fonction de la puissance.

Le nombre de spires au primaire est par colonne (sans tenir compte des spires de réglage).

$$N_1 = \frac{V_1}{4,44 f \phi_{\text{max}}} = \frac{V_1}{4,44 f \cdot B_{\text{max}} \cdot S_{\text{fo}}}$$

$$N_1 = \frac{6000 / \sqrt{3}}{4,44 \cdot 50 \cdot 1,7 \cdot 280,51 \cdot 10^3} = 327$$

Le courant nominal primaire est :

$$I_1 = \frac{S_n}{3V_1}$$

$$I_1 = \frac{500 \cdot 10^3}{3 \cdot 6 \cdot 10^3 / \sqrt{3}} = 48,1 \text{ A}$$

La hauteur de la fenêtre est :

$$h_n = \frac{2 \cdot 327 \cdot 48,1}{7 \cdot 10^4} \cdot 0,45 = 450 \text{ mm}$$

b - Largeur de la fenêtre : b_f

La largeur de la fenêtre b_f dépend de l'épaisseur de l'enroulement, de celle de l'isolation et de la largeur des canaux de refroidissement. Le rapport de la section totale du cuivre à la section de la fenêtre est appelé facteur de remplissage k_{rcu} .

La section totale du cuivre dans la fenêtre est :

$$2(n_1 S_{co1} + n_2 S_{co2}) = k_{rcu} h_n b_f$$

↑
krcu x section fenêtre

S_{co1} et S_{co2}
section des spires
primaire et
secondaire.

chaque fenêtre comporte 2 enr. BT et 2 enr. HT.

Dans un calcul préliminaire, nous pouvons prendre :

$J_1 = J_2$ densités de courant primaire et secondaire égales
or $n_1 I_1 = n_2 I_2$ (équation des f.m.m. en valeur absolue et en négligeant le courant magnétisant)

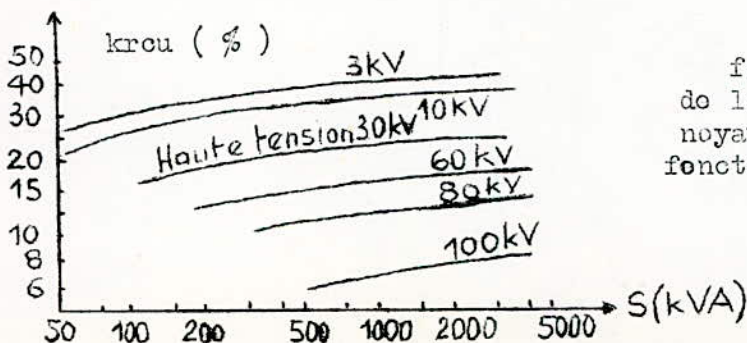
$$\text{d'où } n_1 S_{co1} = n_2 S_{co2}$$

$$\text{et } 4n_1 S_{co1} = k_{rcu} \cdot h_n \cdot b_f$$

la largeur de la fenêtre est alors :

$$b_f = \frac{4n_1 S_{co1}}{k_{rcu} \cdot h_n}$$

Le facteur de remplissage k_{rcu} est $k_{rcu} = 34\%$ (voir courbe ci-dessous)



facteur de remplissage (du cuivre) de la fenêtre de transformateurs à noyaux avec refroidissement huile en fonction de la puissance.

primaires

La section des spires est :

$$S_{co_1} = \frac{I_1}{J_1}$$

$$S_{co_1} = \frac{48,1}{2,8 \cdot 10^4} = 17,18 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2 = 17,18 \text{ mm}^2$$

D'où la largeur de la fenêtre :

$$l_f = \frac{4 \cdot 327 \cdot 17,18 \cdot 10^{-6}}{0,34 \cdot 450 \cdot 10^{-3}} = 0,147 \text{ m} = 147 \text{ mm}$$

Il ne faut pas perdre de vue que les dimensions de la fenêtre ne sont pas définitives. Elles sont en effet susceptibles d'être modifiées en fonction de l'espace exact qu'occuperont les enroulements HT et BT.

4 - Vérification des pertes.

Les dimensions du circuit magnétiques étant déterminées il nous reste à vérifier si les pertes dans le fer et dans le cuivre sont inférieures aux pertes admissibles.

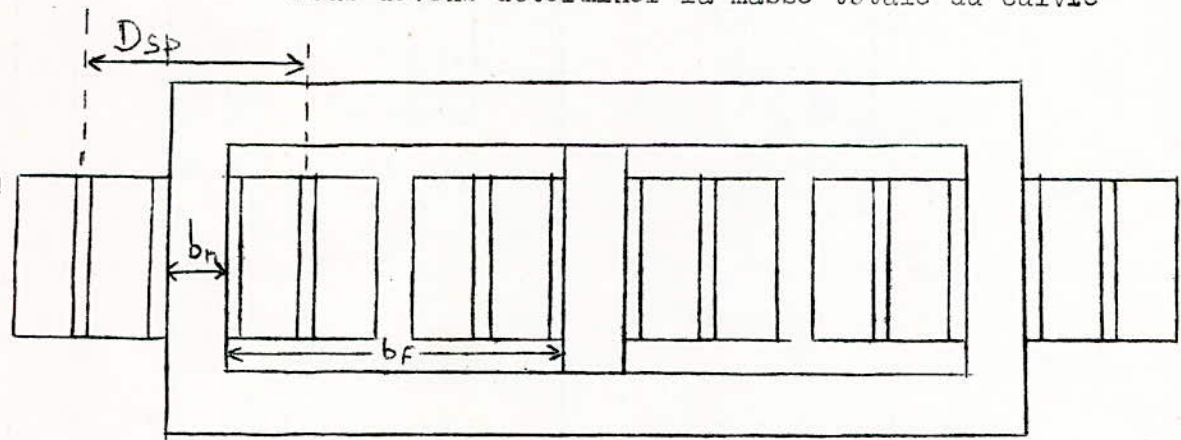
a) - Pertes dans le cuivre P_{cu}

Elles sont données par :

$$P_{cu} = P_{sp\ Cu} \cdot M_{tot\ Cu} \quad \text{où} \quad P_{sp\ Cu} = \text{pertes spécifiques du cuivre } \boxed{\text{W/kg}}$$

$$M_{tot\ Cu} = \text{Masse totale du cuivre } \boxed{\text{kg}}$$

Nous devons déterminer la masse totale du cuivre



soit D_{sp} le diamètre moyen des spires HT et BT

b_n la largeur du noyau

b_f la largeur de la fenêtre.

Nous pouvons approximer D_{sp} par $D_{sp} \approx bn + \frac{bf}{2}$

Dans ce cas, la longueur moyenne des spires BT et HT est :

$$l_{cu} = \pi \left(bn + \frac{bf}{2} \right)$$

$$l_{cu} = \pi \left(196 + \frac{147}{2} \right) = 847 \text{ mm}$$

La masse totale du cuivre est :

$$M_{Cu \text{ tot}} = 3 M_{cu \text{ col}} \quad M_{cu \text{ col}} = \text{masse de cuivre par colonne.}$$

La masse de cuivre par colonne étant

$$M_{cu \text{ col}} = \rho_{cu} \cdot V_{cu \text{ col}} \quad - \rho_{cu} = \text{masse spécifique du cuivre.}$$

Le volume de cuivre par colonne V_{cu} est, compte tenu des approximations courant magnétisant nul, même densité de courant dans les deux enroulement HT et BT :

$$V_{cu} = 2 n_1 S_{co} l_{cu}$$

d'où la masse totale de cuivre

$$M_{cu \text{ tot}} = 3 \cdot \rho_{cu} \cdot 2 n_1 S_{co} l_{cu}$$

$$M_{cu \text{ tot}} = 3 \cdot 8,9 \cdot 10^3 \cdot 2 \cdot 327 \cdot 17,18 \cdot 10^6 \cdot 847 \cdot 10^3 = 254,5 \text{ kg}$$

Les pertes dans le cuivre

$$P_{cu} = P_{spcu} \cdot M_{cutot}$$

$$P_{cu} = 21,2 \cdot 254,5 = 5396 \text{ W} \approx 5,4 \text{ KW}$$

Elles sont inférieures de 28 % aux pertes admissibles dans le cuivre, ces dernières étant de 7,50 KW.

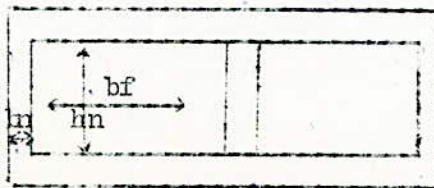
b)- Pertes dans le fer: P_{fo}

les pertes dans le fer sont :

$$P_{fo} = P_{spfo} \cdot M_{fetot} \quad \begin{array}{l} P_{spfo} = \text{Pertes spécifiques dans le fer} \\ M_{fetot} = \text{masse totale de fer.} \end{array}$$

La masse totale de fer est, conformément au schéma qui suivra :

$$M_{fetot} = \rho_{fe} \cdot S_{fe} \cdot (3 h_n + 4 b_f + 6 b_n)$$



$$\begin{aligned} M_{fetot} &= 7,65 \cdot 10^3 \cdot 0,028051 (3 \cdot 0,45 + 4 \cdot 0,147 + 6 \cdot 0,196) \\ &= 668,5 \text{ kg} \end{aligned}$$

D'où les pertes dans le fer

$$P_{fe} = 3,20 \cdot 668,5 = 2140 \text{ W} = 2,14 \text{ KW}$$

Elles sont inférieures de 19 % inférieures aux pertes admissibles dans le fer, ces dernières étant de 2,65 KW.

Les dimensions du circuit magnétique telles qu'elles ont été déterminées permettent des pertes inférieures aux pertes admissibles. Néanmoins, le calcul des enroulements entraînera la modification des dimensions de la fenêtre et par conséquent la variation des pertes fer et des pertes cuivre.

II.- CIRCUIT ELECTRIQUE.

Nous avons fixé notre choix après nous être référés au mode de construction des transformateurs déjà en service, sur l'utilisation de bobines rondes formées de fil de cuivre en méplat (section rectangulaire). Les enroulements sont cylindriques à une ou plusieurs couches.

Cette solution qui offre l'avantage d'être économique n'a été adoptée définitivement qu'une fois effectués les calculs de vérification relatifs aux pertes et à l'échauffement.

1.- Enroulement HT

a) nombre total de spires

- Le nombre de spires par colonne en régime nominal est :

$$n_1 = \frac{U_1 / \sqrt{3}}{4,44 f \phi} = \frac{V_1}{4,44 f \phi}$$

$$n_1 = \frac{6000 / \sqrt{3}}{4,44 \cdot 50 \cdot 1,7 \cdot 0,028051} = 327 \text{ spires}$$

Pour adapter la tension secondaire au régime de fonctionnement auquel sera astreint notre transformateur en la réglant de façon à avoir une variation de + 5 %, nous munissons l'enroulement primaire (HT) d'un changeur de prises. Celui-ci, en permettant de modifier le nombre de spires primaires, fait varier du rapport de transformation du transformateur. La variation du rapport transformation entraine la tension primaire restant constante, (tension du réseau), celle de la tension secondaire.

Le nombre de spires primaires est maximal lorsque la tension secondaire est minimale .

La tension minimale secondaire permise est :

$$U_{2 \text{ min}} = \frac{95}{100} \cdot 2n$$

$$U_{2 \text{ min}} = \frac{95}{100} \cdot 3800 = 361 \text{ V}$$

Le nouveau rapport de transformation correspond à la valeur maximale du nombre de spires.

$$k_{\text{max}} = \frac{V_1}{V_{2 \text{ min}}} = \frac{U_1}{U_{2 \text{ min}}} = \frac{6000}{361} = 16,62$$

Le rapport de transformation nominal est $k = 15,8$

$$\frac{k_{\text{max}}}{k} = \frac{n_{1 \text{ max}}}{n_1}$$

d'où le nombre total de spires de l'enroulement primaire :

$$n_{1 \text{ max}} = n_1 \cdot \frac{k_{\text{max}}}{k}$$

$$n_{1 \text{ max}} = 327 \cdot \frac{16,62}{15,8} = 344 \text{ spires}$$

b) - hauteur de l'enroulement HT

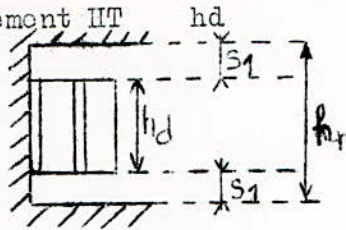
- nous pouvons calculer la hauteur de la fenêtre pour un nombre de spires nominal .

$$hn = 2 n_1 I_1$$

$$hn = \frac{2 \cdot 327 \cdot 48,1}{7 \cdot 10^4} = 0,45 \text{ m} = 450 \text{ mm}$$

En retranchant la double hauteur nécessaire à l'isolation de l'enroulement HT par rapport à la culasse nous obtenons la hauteur disponible à l'enroulement HT

$$hd = hn - 2 s_1$$



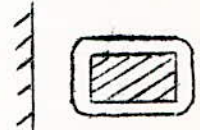
La distance s_1 est donnée par un tableau que nous reproduisons à la fin du chapitre.

$$s_1 = 20 \text{ mm}$$

$$\text{d'où } hd = 450 - 2 \cdot 20 = 410 \text{ mm}$$

L'enroulement HT est constitué de deux couches en série comprenant chacune 172 spires. Ces dernières comportent un seul conducteur chacune. Les conducteurs sont disposés " sur le champ " (enroulés sur le côté le moins large)

- soit x la largeur de la section d'un conducteur HT



La hauteur de l'enroulement HT sera alors : (propriété géométrique de l'hélice circulaire)

$$(m + 1) (x + \delta) = (172 + 1) (x + 0,5)$$

m = Nombre de spires par couche

δ = isolation du conducteur en coton

+ ruban de papier.

$\delta = 0,5 \text{ mm}$

voir tableau en fin de chapitre

En l'égalisant avec la hauteur disponible $hd = 410 \text{ mm}$

$$\text{nous obtenons } (172 + 1) (x + 0,5) = 410 \text{ mm}$$

$$\text{d'où } x = 1,87$$

La largeur normalisée immédiatement inférieure est : **1,81 mm**

(voir tableau des dimensions des fils en méplat en fin de chapitres)

La hauteur de l'enroulement HT est :

$$Hk_1 = (172 + 1) (1,81 + 0,5) = 399,6 \text{ mm}$$

à cette hauteur il faut ajouter une hauteur supplémentaire (tolérance de fabrication) due à la construction de 1 à 2 %

$$Hk_1 = 450 \text{ mm}$$

c)- Section des conducteurs HT

$$S_{co_1} = 1,81 \times 7,4 = 13,3 \text{ mm}^2$$

$$\text{isolés : } (1,81 + 0,5) \times (7,4 + 0,5) = 2,31 \times 7,9 \text{ mm}^2$$

l'isolation est en coton enrubanné de papier

d)- Densité de courant primaire.

$$J_1 = \frac{I_1}{S_{co_1}}$$

$$J_1 = \frac{48,1}{13,3 \cdot 10^{-6}} = 3,62 \cdot 10^6 \text{ A/m}^2$$

e)- Pour des raisons de sécurité, nous conservons la hauteur de la fenêtre égale à 450 mm alors qu'une hauteur de 445 mm suffirait.

3.- Enroulement BT.

a)- Nombre de spires.

Conformément à ce que nous avons avancé au second chapitre, paragraphe III.3.C, le nombre de spires est :

$$n_2 = 2 \cdot \frac{E_{c2}}{3} \cdot \frac{1}{4,44 \text{ f. } \phi_{\max}} \quad \text{avec } E_{c2} \approx U_2$$

$$n_2 = 2 \cdot \frac{380}{3} \cdot \frac{1}{4,44 \cdot 50 \cdot 1,7 \cdot 0,028051} = 24 \text{ spires.}$$

b) - Description de l'enroulement,

section des conducteurs, hauteur de l'enroulement.

L'enroulement BT est formé de 2 demi enroulements séparés. Chaque demi enroulement occupe une couche de 12 spires.

Les deux demi enroulements d'une même colonne ne sont pas reliés électriquement.

Afin de réduire la densité de courant, nous placerons 6 conducteurs en parallèle par spire que nous transposerons.

Le courant maximal correspondant à la tension minimale ($U_{2n} - 5\% U_{2n}$)

$$\text{est : } I_{2 \text{ max}} = \frac{S}{U_{2 \text{ min}} \sqrt{3}}$$

$$I_{2 \text{ max}} = \frac{500\,000}{0,95 \cdot 380 \sqrt{3}} = 800 \text{ A}$$

Pour que les forces axiales s'exerçant sur les enroulements s'annulent, les hauteurs des enroulements HT et BT doivent être égales.

$$H_{k1} = H_{k2}$$

La hauteur de l'enroulement BT est donnée par l'expression

$$H_{k2} = (m + 1) (a + 0,5) p$$

* $p = 6$ conducteurs / Spire
 $m = 12$ spires par couche
 $a =$ largeur de la section d'un conducteur BT.

$$\text{d'où : } a + 0,5 = \frac{H_{k2}}{p(m + 1)} = \frac{H_{k1}}{p(m + 1)}$$

$$a + 0,5 = \frac{400}{6 \cdot (12 + 1)} = 5,13 \text{ mm}$$

$$a = 4,63 \text{ mm}$$

- Après avoir épuisé plusieurs variantes, nous avons fini par adopter pour une spire :

$$2 \text{ conducteurs de section : } 5,1 \times 8,6 = 43,0 \text{ mm}^2 ; \text{ isolés : } 5,6 \times 9,1 \text{ mm}^2$$

$$4 \text{ ----- : } 4,4 \times 8,6 = 36,9 \text{ mm}^2 ; \text{ isolés : } 4,9 \times 9,1 \text{ mm}^2$$

Comme pour la HT, les conducteurs BT sont isolés par du coton enrubanné de papier.

- avec les sections adoptées, nous obtenons pour la hauteur de l'enroulement BT.

$$H_{k2} = (m + 1) a - p$$

Ici les conducteurs n'ont pas la même section

$$H_{k2} = (12 + 1) \left[2 \cdot 5,6 + 4 \cdot 4,9 \right] = 400,4 \text{ mm}$$

1,00	1,16	1,35	1,56	1,68	1,81	1,95	2,1	2,26	2,44	2,63	2,83	3,28	3,8	4,4	5,1
3,27	3,60	4,22	4,91	5,30	5,73	6,19	6,71								
3,59	4,20	4,92	5,72	6,17	6,77	7,20	7,50	8,11	8,79						
3,89	4,55	5,33	6,19	6,68	7,21	7,79	8,13	8,79	9,52	10,3					
4,19	4,89	5,73	6,65	7,18	7,75	8,37	8,76	9,46	10,2	11,1	12,0				
	5,24	6,14	7,12	7,79	8,50	8,96	9,39	10,1	11,0	11,9	12,8				
	5,71	6,68	7,75	8,36	9,2	9,74	10,2	11,0	11,9	12,9	13,9	16,2			
		7,22	8,37	9,03	9,5	10,5	11,1	11,9	12,9	14,6	15,1	17,5			
		7,76	8,99	9,70	10,5	11,3	11,9	12,8	13,9	15,0	16,2	18,9	21,9		
			9,77	10,6	11,7	12,3	12,9	14,0	15,1	16,3	17,6	20,5	23,8		
				11,4	12,3	13,3	14,0	15,1	16,3	17,7	19,0	22,1	25,7	29,5	
					13,3	14,2	15,0	16,2	17,6	19,0	20,4	23,6	27,6	31,7	
						15,4	16,3	17,6	19,0	20,5	22,1	25,7	29,9	34,3	39,9
							17,6	18,9	20,5	22,1	23,8	27,7	32,2	36,9	43,0
								20,5	22,2	24,0	25,8	30,0	34,8	40,0	46,5
									23,9	25,8	27,8	32,3	37,5	43,1	50,1
										27,9	30,1	34,9	40,5	46,6	54,2
												40,5	47,0	54,1	62,9
0,4	0,4	0,4	0,4	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5

isolation : ex: $8 \times 2,1 \rightarrow (3+0,5) \times (2,1+0,5)$

Section des conducteurs néplats

En arrondissant pour la même raison que la HT

$$H_{k2} = 405 \text{ mm}$$

c - La densité de courant est alors :

$$J_2 = \frac{I_2 \text{ max}}{\sum S_{co} 2}$$

$$J_2 = \frac{800}{(2.43,0 + 4.36,9) \cdot 10^6} = 3,43 \cdot 10^6 \text{ A/m}^2$$

4.- Répartition en largeur de l'espace occupé par la fenêtre.

Conformément au schéma et au tableau relatif à l'isolation (voir fin de chapitre) :

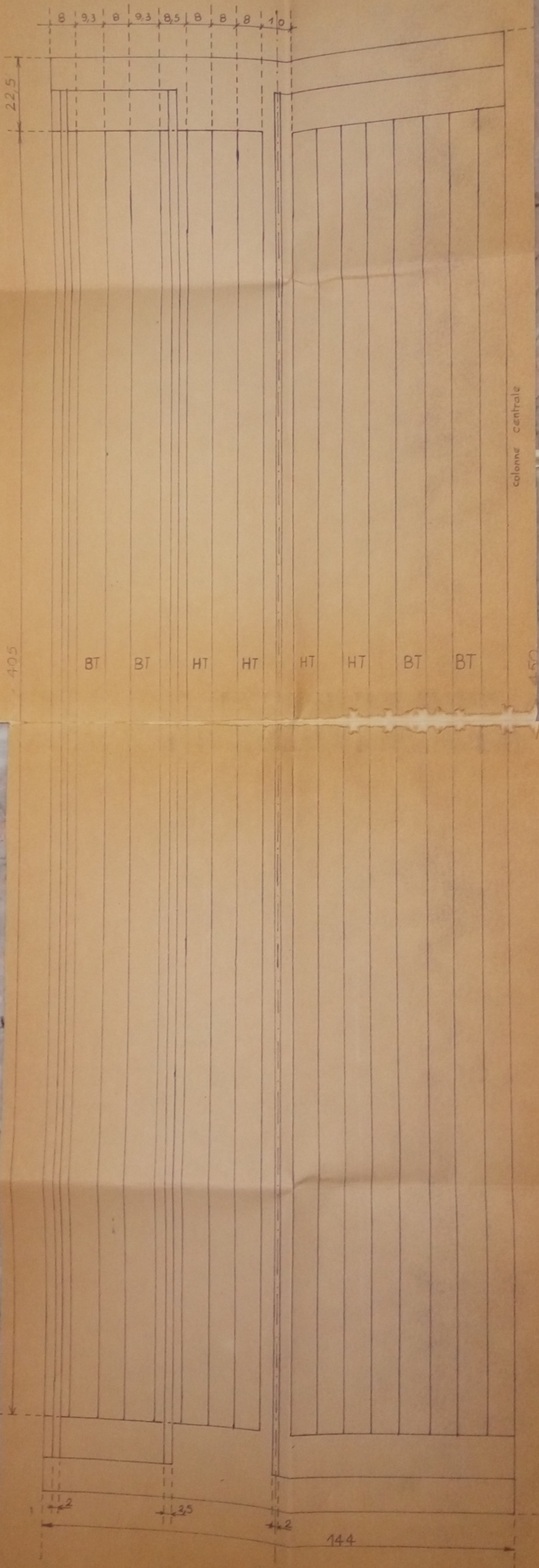
- Entre une colonne et l'enroulement BT correspondant, nous devons prévoir une distance de 8 mm . Un cylindre isolant en papier durci d'épaisseur 2 mm est placé à mi-distance de la colonne et de l'enroulement BT.
- Les deux couches de l'enroulement BT d'une même colonne sont espacées de 8 mm . La largeur occupé par ces 2 couches, y compris la distance les séparant est : $2 \times 9,1 + 8 = 26,2 \text{ mm}$ que nous arrondissons à 26,5 mm (tolérance de fabrication).
- Les enroulements HT et BT d'une même colonne sont éloignés de 8,5 mm . - Un cylindre isolant d'épaisseur 2,5 mm en papier durci sépare ces deux enroulements.
- Les deux couches de l'enroulement HT d'une même colonne sont distantes de 8 mm .- La largeur occupée par l'enroulement HT y compris la distance qui sépare les 2 couches est alors $= 2 \times 7,9 + 8 = 23,8 \text{ mm}$ que nous arrondissons à 24 mm.
- Les enroulements HT de deux colonnes voisines sont distants de 8,5 mm.
- nous pouvons calculer la largeur de la fenêtre :

$$bf = 2 \left(8 + 26,5 + 8,5 + 24 + \frac{10}{2} \right) = 144 \text{ mm}$$

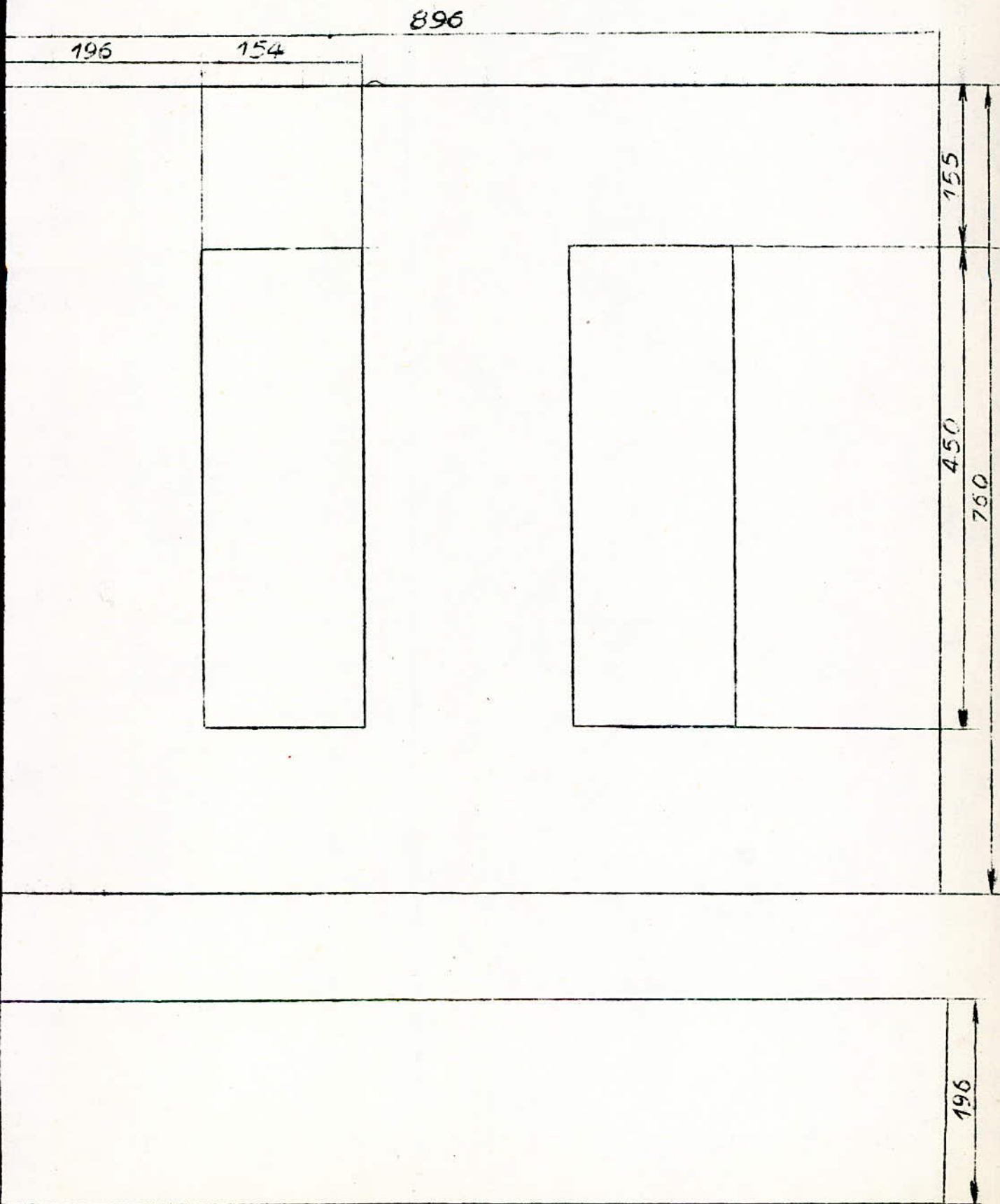
cette largeur de la fenêtre correspond à des colonnes cylindriques.

PA00677

Répartition de l'espace de la fenêtre
échelle 1 dimensions en



Dimensions périmétriques au circuit magnétique
échelle 1/5
côtes données en mm



Etant donné la forme de la section des colonnes il faudrait ajouter à cette largeur la différence entre la diamètre circonscrit à la section de la colonne et la plus grandes largeur de cette section.

$$bf = 144 + (206 - 196) = 154 \text{ mm}$$

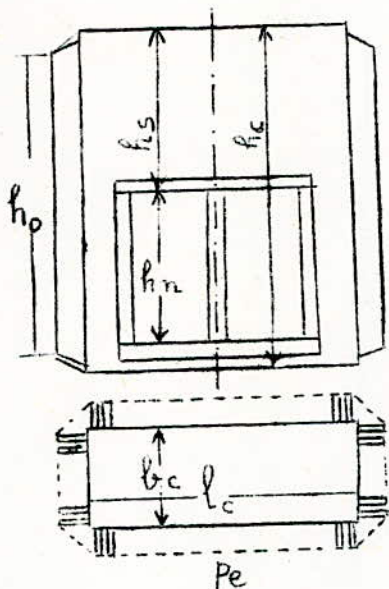
III. - CUVE.-

Nous avons adopté une cuve en tôle ondulée. Pour des raisons de conditions insuffisantes d'évacuation de la chaleur provenant des pertes, l'utilisation de la cuve lisse plus économique est impossible quant aux cuves plus sophistiquées, leur emploi s'avère inopportun vue la faiblesse relative de la puissance de notre transformateur.

Encore plus que pour les autres parties d'un transformateur, les dimensions de la cuve ne sont pas fournies rigoureusement par un calcul quelconque. L'expérience accumulée dans ce domaine par les constructeurs nous permet seule de réduire le nombre d'essais infructueux (un essai consiste à proposer une cuve puis de faire le calcul de l'échauffement)

Le calcul thermique nous permet, une fois les dimensions de la cuve déterminées, de vérifier si ces dernières satisfont au bon refroidissement du transformateur.

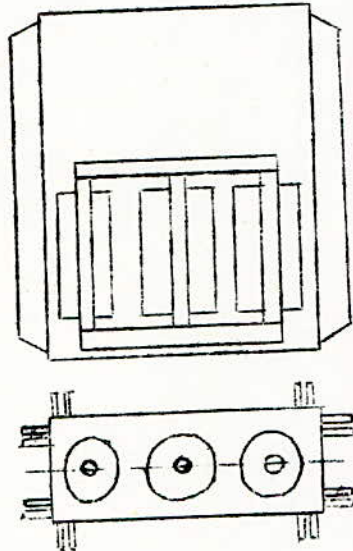
Les dimensions d'une cuve en tôles ondulées sont généralement dans les propositions indiquées par la figure.



Rapports usuels des hauteurs de la cuve

1.- Longueur intérieure minimale de la cuve.

Comme distance **entre** l'enroulement HT et la paroi de la cuve, nous prenons la distance entre les enroulements HT de 2 noyaux voisins. Cette distance vaut 10 mm.



$$\begin{aligned}
 l_{cuve} &= 3 D_n + 2 bf + 2 benr + 2 be.c \\
 l_{cuve} &= 3 \cdot 206 + 2 \cdot 143 + 2 (8 + 26,5 + 8,5 + 24) + 210 \\
 l_{cuve} &= 1041 \text{ mm.}
 \end{aligned}$$

D_n = diamètre du cercle circonscrit au noyau.

bf = Largeur de la fenêtre

$benr$ = épaisseur de l'enroulement (BT)

$be.c$ = distance enr. HT - cuve.

2. Largeur intérieure minimale de la cuve.

$$\begin{aligned}
 b_{cuve} &= D_n + 2 \cdot benr + 2 \cdot b_{enr} \\
 &= 206 + 2 (8 + 26,5 + 8,5 + 24) + 2 \cdot 8,5 \\
 &= 357 \text{ mm}
 \end{aligned}$$

3.- Longueur et largeurs intérieures définitives de la cuve pour maintenir la hauteur constructive de la cuve à une valeur basse et éviter des ondulations de la tôle trop profondes, nous prenons des valeurs plus élevées pour les dimensions intérieures de la cuve.

$$\begin{aligned}
 l_{cuve} &= 1400 \text{ mm} \\
 b_{cuve} &= 500 \text{ mm}
 \end{aligned}$$

4.- La hauteur h_s est prise supérieure ou égale à h_n avec $h_n = 450$ mm nous prenons $h_s = 525$ mm.

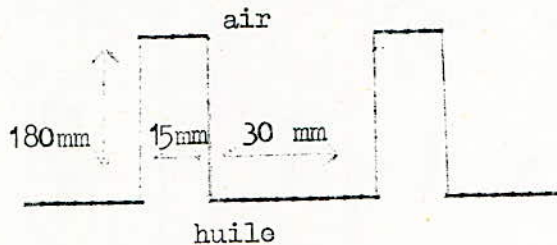
5.- Profondeur des ondulations.

Les ondulations ne doivent pas être trop profondes (résistance mécanique) mais pour apporter leur contribution dans l'évacuation de la chaleur, elles doivent l'être assez.

Nous prenons $p_o = 180$ mm

6.- Autres dimensions.

pour ne pas empêcher la circulation respective de l'air et de l'huile, nous prenons pour les ondulations le profil suivant = canaux d'air larges d'environ 30 mm, canaux d'huile d'environ 15 mm.



La hauteur constructive (totale) est :

$$h_c = h_n + h_s + h_c + \frac{1}{20} \cdot h_n$$

donné par les proportions de la figure.

$$h_c = 450 + 525 + 155 + 30 = 1160 \text{ mm}$$

La hauteur efficace h_o

$$h_o > 2 h_n$$

$$h_o = 960 \text{ mm}$$

Nombre d'ondulations en longueur

$$N_{ol} = 29 \text{ ondulations.}$$

longueur restante

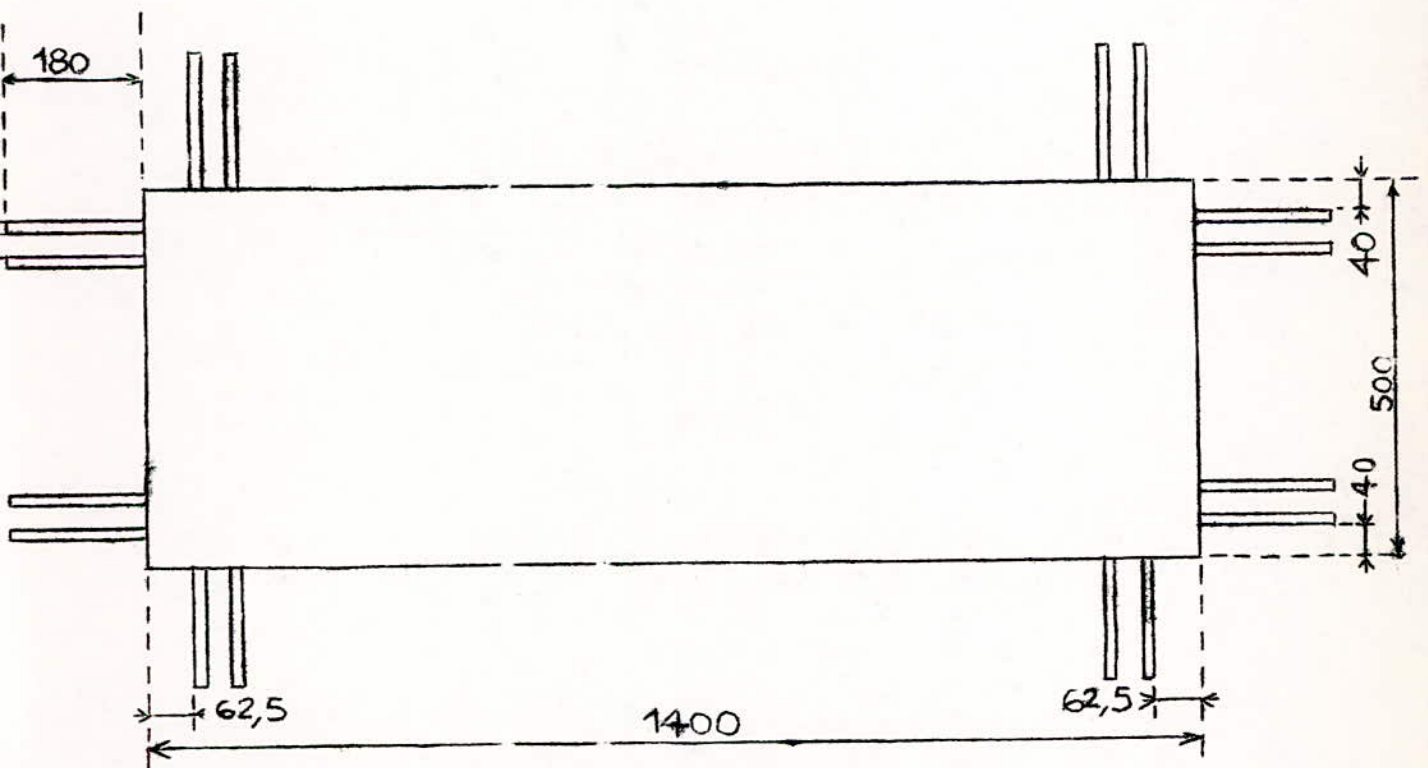
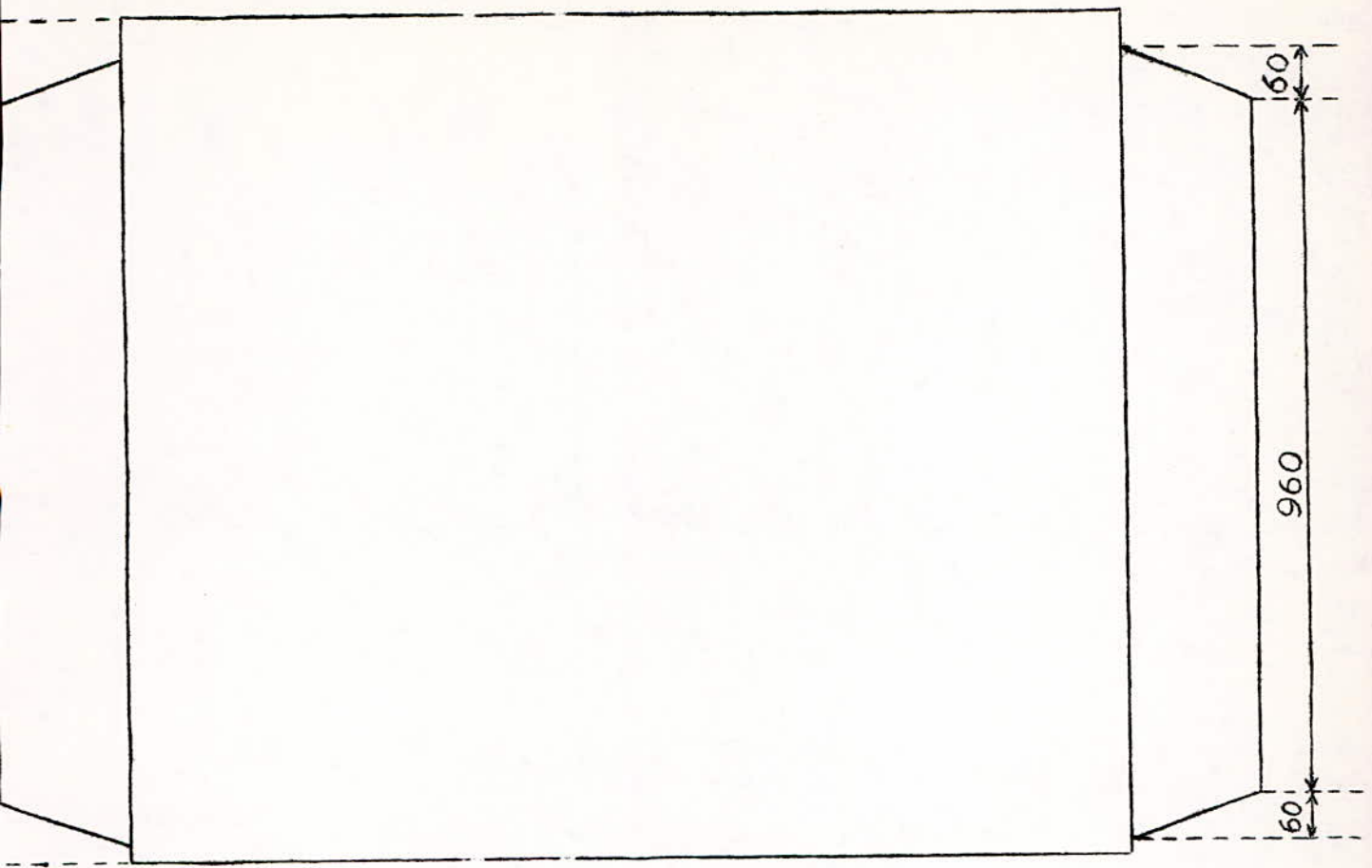
$$l_c = \sqrt{N_{ol} \cdot 15 + (N_{ol} - 1) \cdot 30} = 1400 - \sqrt{29 \cdot 15 + 28 \cdot 30} = 125$$

Nombre d'ondulations dans le sus de la largeur.

$$N_{ob} = 10 \text{ ondulations.}$$

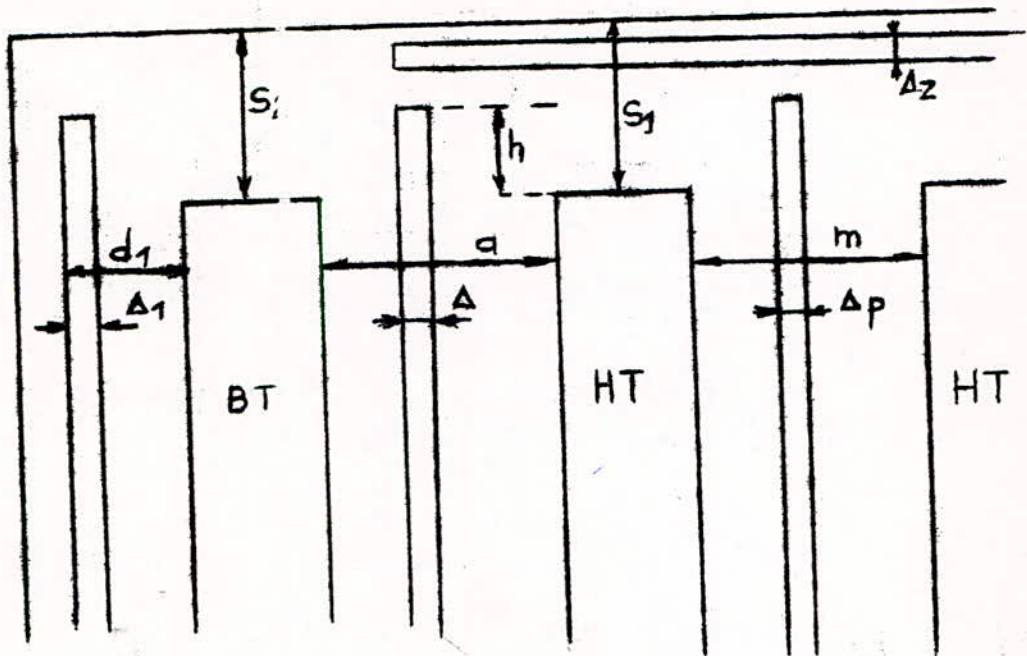
Longueur restante :

$$b_c = \sqrt{N_{ob} \cdot 15 + (N_{ob} - 1) \cdot 30} = 500 - \sqrt{10 \cdot 15 + 9 \cdot 30} = 80 \text{ mm}$$



Dimensions de la cuve du transformateur
 données en mm. Echelle 1/10

Isolation principale des transformateurs de classe 3 à 35 kV



Tension d'essai	Classe d'isole- ment des en- roulements	S_1 (mm)	a (mm)	Δ_1 (mm)	h (mm)	m (mm)	Δ_p (mm)	Δ_z (mm)	S_2 (mm)
25kV	3 et 6 kV	20	8,5	2,5	10	10	2	—	12
35kV	10 kV	30	12	3	16	14	2	—	30
45kV	15 kV	40	15	3,5	22	17	2	—	40
55kV	20 kV	50	18	4	30	20	3	2	50
85kV	35 kV	75	27	5	55	30	3	2	75

CHAPITRE TROISIEME : PERTES.

Le calcul des pertes dans un transformateur permet de conclure si les dimensions choisies ainsi que le mode de construction (technologie) dudit transformateur sont conformes aux normes relatives aux pertes admissibles.

I. - PERTES DANS LE CUIVRE

Les pertes dans le cuivre comprennent

- les pertes par effet joule simple dans le cuivre c.à.d. celles qui seraient seules engendrées dans les enroulements si le courant qui les traversent était continu.
- les pertes supplémentaires dans le cuivre dues aux courants de Foucault naissant dans les enroulements par suite de la création de f.e.m. induites par les flux alternatifs.
- les pertes supplémentaires provoquées par les flux de dispersion dans les parois de la cuve.

Les pertes dans le cuivre en courant alternatif sont donc supérieures aux pertes dans le cuivre en courant continu. Les pertes dans le cuivre étant, en courant continu, proportionnelles à la résistance et au carré du courant, tout se passe pour les premières, en courant alternatif, comme s'il y avait augmentation de la résistance, le courant considéré étant la valeur efficace du courant alternatif.

Nous introduisons le rapport

$$K = \frac{p_{cu_{\sim}}}{p_{cu}} = \frac{R_{\sim}}{R}$$

$p_{cu_{\sim}}$: pertes en courant alternatif

p_{cu} : pertes en courant continu

R : résistance de l'enroulement considéré

R_{\sim} : résistance fictive définie par $R_{\sim} = K \cdot R$

La détermination du coefficient K est basée sur la répartition de la densité de courant dans les conducteurs suivant le point considéré sur la section des conducteurs.

Le coefficient K est donné par la formule :

$$K = 1 + kcs$$

avec $kcs = \frac{Z_c^2 - 0,2 \cdot Z^4}{9} \cdot \zeta^4$ pour $\zeta \in]0,1]$

où $\zeta = 2\pi \sqrt{\frac{b_{cu}}{b_{b0} + 2h_{b0}} \cdot \frac{f}{10^7 \cdot p}} \cdot h_{co}$

Z_c = nombre de couches que comprend l'enroulement

b_{cu} = hauteur d'une couche isolation non comprise (cuivre uniquement)

b_{b0} = hauteur d'une couche isolation comprise

h_{b0} = épaisseur de l'enroulement

h_{co} = largeur de la section d'un conducteur

f = fréquence

p = résistivité électrique

Les pertes dans le cuivre en courant continu sont :

$$p_{cu} = RI^2$$

La résistance R de l'enroulement considéré est donnée par la formule classique

$$R = p \cdot \frac{n_{sp} l_{sp}}{S_{sp}}$$

p : résistivité du cuivre

n_{sp} : nombre de spires que comprend l'enroulement

l_{sp} = longueur d'une spire

S_{sp} = section d'une spire

Le transformateur fonctionnant à des températures supérieures à 20°C (pour laquelle la résistivité est donnée), nous devons rapporter la résistance à la température moyenne de fonctionnement $\theta = 75^\circ$

est :

$$R_\theta = R_{20} [1 + \alpha(\theta - 20)]$$

où R_{20} = résistivité à 20°C

α = coefficient de température

θ = température de fonctionnement en

°C

$$R_{20} = 0,1784 \Omega \text{ mm}^2 / \text{m}$$

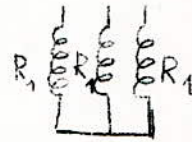
$$\alpha = 0,00381 \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$$

d'où : $R_{75} = 0,0215 \Omega \text{ mm}^2 / \text{m}$

Dans l'augmentation de la résistance, nous ne tiendrons pas compte de la dilatation linéaire car elle est très faible.

1.- Enroulement haute tension.

a)- Longueur moyenne d'une spire l_{sp1} conformément aux dimensions de la colonne et des enroulements HT et BT nous avons : (voir schéma de répartition en largeur de l'espace occupé par la fenêtre).



$$l_{sp1} = \pi \sqrt{206^2 + 2(8+26,5+8,5)+24} = 993 \text{ mm}$$

b)- Masse de cuivre M_{cu1}

$$M_{cu1} = 3 \rho_{cu} \cdot V_{cu1}$$

$$V_{cu1} = \pi_1 S_{sp1} l_{sp1}$$

ρ_{cu} = masse spécifique du cuivre
= 8890 Kg / M³

π_1 = Nombre de spires

S_{sp1} = section des spires.

l_{sp1} = Longueur moyenne d'une spire.

$$M_{cu1} = 3 \cdot 8890 \cdot 344 \cdot 13,3 \cdot 10^{-6} \cdot 9930 \cdot 10^{-3}$$

$$M_{cu1} = 121 \text{ Kg.}$$

c)- résistance à 75°c (par colonne).

$$R_1 = \rho_{75} \frac{\pi_1 l_{sp1}}{S_{sp1}}$$

$$R_1 = 0,0215 \cdot 10^6 \frac{344 \cdot 993 \cdot 10^3}{13,3 \cdot 10^6} = 0,552 \text{ ---}$$

d)- coefficient d'augmentation de résistance.

$$\xi_1 = 2\pi \sqrt{\frac{172 \cdot 1,81 \cdot 10^3}{(405 + 2 \cdot 24) \cdot 10^3} \cdot \frac{50}{10^3} \cdot 0,0215 \cdot 10^6} \cdot 7 \cdot 4 \cdot 10^3$$

$$\xi_1 = 0,588$$

$0 < \xi \leq 1$, Nous pouvons appliquer la formule donnant kos

$$\text{kos} = \frac{1^2 - 0,2}{9} \cdot (0,588)^4 = 0,0106$$

Nous avons considéré comme s'il y avait une seule couche car les couches sont lachées des deux côtés par l'huile.

$$\text{d'où } K_1 = 1,011$$

e)- Pertes dans le cuivre.

Le coefficient K_1 ne tenant compte que des pertes supplémentaires par courants de Foucault dans le cuivre nous introduisons un coefficient K'_1 tenant compte des autres pertes supplémentaires obtenu en majorant légèrement K_1 .

$$K_1 = 1,011$$

sachant que $1,05 < K'_1 < 1,15$, nous prenons $K'_1 = 1,05$

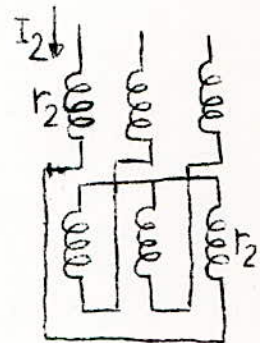
d'où les pertes dans le cuivre :

$$P_{cu1} = 3 \cdot K'_1 R_1 \cdot I_1^2$$

$$P_{cu1} = 3 \cdot 1,05 \cdot 0,552 \cdot (48,1)^2 = 4023 \text{ W}$$

2.- Enroulement basse tension.

La résistance offerte au courant I_2 est la double résistance R_2 . Elle peut être calculée en considérant que les deux résistances sont sur une même colonne.



Cela revient à considérer l'enroulement BT comme constitué de 2 couches situées sur une même colonne bien qu'en réalité la liaison électrique est effectuée entre deux couches de 2 colonnes différentes (une couche intérieure d'une colonne avec une couche extérieure d'une autre colonne)

a) Longueur moyenne d'une spire l_{sp2}

$$l_{sp2} = \pi (206 + 2 \cdot 8 + 26,5) = 781 \text{ mm}$$

b) Masse de cuivre

$$M_{cu2} = 3,8890 \cdot 24 (2,43 + 4,36,9) \cdot 10^6 \cdot 781 \cdot 10^{-3}$$

$$M_{cu2} = 117 \text{ Kg}$$

c) Résistance à 75 °C : R_2

$$R_2 = 0,0215 \cdot 10^6 \frac{24 \cdot 781 \cdot 10^{-3}}{(2,43 + 4,36,9) \cdot 10^6}$$

$$R_2 = 1,725 \cdot 10^3 \Omega$$

d) résistance à 75 °C rapportée au primaire R'_2

$$R'_2 = k^2 R_2 \quad k: \text{rapport de transformation}$$

$$R'_2 = (15,8)^2 \cdot 1,725 \cdot 10^{-3} = 0,43 \Omega$$

e) coefficient d'augmentation de résistance : K_2

$$\xi_2 = 2\pi \sqrt{\frac{12 \cdot (2.5,1 + 4.4,4) \cdot 10^3}{(405 + 2.9,1) \cdot 10^3} \cdot \frac{50}{10^7 \cdot 0,0215 \cdot 10^6}} = 9,1 \cdot 10^{-3}$$
$$= 0,774$$

$$\cos_2 = \frac{1^2 - 0,2}{(0,774)^4} = 0,0319$$

$$\cos_2 = 1,0319$$

f) Pertes dans le cuivre : P_{cu2}

De la même façon que pour la HT, nous majorons le coefficient K_2
par $K'_2 = 1,07$. On sait que $K'_2 = 1,05 \div 1,15$

$$P_{cu2} = 3 K'_2 R'_2 \cdot I_1^2$$

$$P_{cu2} = 3 \cdot 1,07 \cdot 0,43 \cdot (48,1)^2 = 3195 \text{ W}$$

3.- Pertes totales dans le cuivre.

$$P_{cu} = P_{cu1} + P_{cu2}$$

$$P_{cu} = 4023 + 3195 = 7220 \text{ W} \approx 7,25 \text{ KW}$$

- Les pertes cuivre dans l'enroulement BT sont de 20 % inférieures aux pertes cuivre dans l'enroulement HT.

- Les pertes totales dans le cuivre sont de 3,5% inférieures aux pertes admissibles dans le cuivre.

Du point de vue des pertes dans le cuivre, le transformateur répond aux exigences des normes allemandes qui fixent les pertes admissibles dans le cuivre à 7,50 kW

Nous pouvons calculer le pourcentage des pertes cuivre par rapport à la puissance nominale du transformateur.

$$P_{cu} (\%) = \frac{P_{cu}}{S_n} \cdot 100$$

$$P_{cu} (\%) = \frac{7,25}{500} \cdot 100 = 1,45 \%$$

Les normes soviétiques fixent : $P_{cu} (\%) = 1 \div 2 \%$

II.- Pertes dans le fer.

Les pertes dans le fer P_f se composent des pertes principales P_{fo} dans le fer du noyau et des pertes supplémentaires P_{so} .

$$P_f = P_{fo} + P_{so}$$

Les pertes principales P_{fo} elles même comprennent

- Les pertes par hystérésis dues aux frottements entre les cristaux par suite de la réversion d'aimantation alternative.
- Elles sont données en W par Kg de fer (pertes spécifiques)

avec $\alpha = 1,6 \rightarrow 2$ pour $B > 1,6$ T
 $\alpha = 2$ Pour $0,8 \leq B \leq 1,6$ T

$$P_{spH} = C_h \cdot f \cdot B^\alpha$$

où C_h = Coefficient dépendant de la nature des tôles en W/Kg.Hz. T²

f = Fréquence en Hz

B = Induction maximale en T

α = exposant.

- Les pertes par courants de Foucault dus aux f.e.m. créées dans les tôles par la variation du flux.

Elles sont données en W par Kg de fer (pertes spécifiques).

$$P_{spF} = \sigma_F \cdot f^2 \cdot B_{max}^2$$

avec σ_F = coefficient dépendant de l'épaisseur et de la qualité de la tôle.

Matériau de la tôle .	Épaisseur de la tôle	$C_h \sqrt{W} / \text{Kg.Hz.T}^2$	$\sigma_F \sqrt{W} / \text{Kg.Hz.T}^2$
acier faiblement et moyennement allié.	1	$4,4 \cdot 10^{-2}$	$22,4 \cdot 10^4$
	0,5	$4,4 \cdot 10^{-2}$	$5,6 \cdot 10^4$
	0,35	$4,7 \cdot 10^{-2}$	$3,2 \cdot 10^4$
Fortement allié	0,5	$3 \cdot 10^{-2}$	$1,2 \cdot 10^4$
	0,35	$2,4 \cdot 10^{-2}$	$0,6 \cdot 10^4$
acier laminé à froid.	0,35	-	-

Les pertes supplémentaires P_{so} comprennent :

- Les pertes supplémentaires dans le fer par suite de la variation de la structure des tôles lors de leur usinage.
- Les pertes aux joints et aux endroits où se trouvent les goujons par suite d'une répartition non uniforme de l'induction magnétique.
- Les pertes dans les différentes pièces telles que goujons, poutrelles servant à serrer les culasses, cuve du transformateur, etc...

Nous ne pouvons pas évidemment évaluer quantitativement ces pertes. Néanmoins, l'expérience montre que :

$$P_{so} = (0,15 \text{ à } 0,20) P_{fo}$$

En prenant $P_{so} = 0,17 P_{fo}$, nous pouvons évaluer les pertes dans le fer

$$P_f = P_{fo} + 0,17 P_{fo} = 1,17 P_{fo}$$

Le tableau précédent ne donne pas les valeurs des coefficients σ_f et C_h pour l'acier laminé à froid car l'introduction de ce dernier dans la construction des machines électriques est assez récente.

Nous ne pouvons de ce fait utiliser les formules permettant de calculer les pertes par hystérésis et par courants de Foucault.

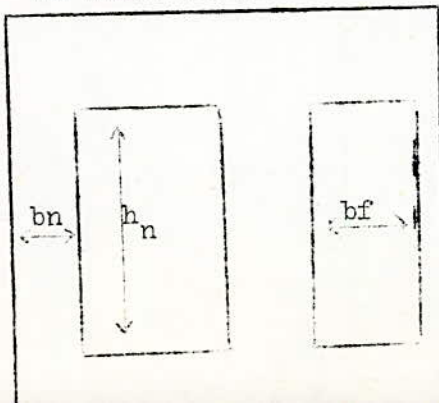
Nous disposons néanmoins d'un tableau (chapitre I) donnant les pertes spécifiques pour une fréquence, une induction maximale, une épaisseur des tôles, un type d'acier donnés.

$$\left. \begin{array}{l} B = 1,7 \text{ T} \\ f = 50\text{Hz} \\ c = 0,35 \text{ mm} \end{array} \right\} P_{spfe} = 3,20 \text{ W /kg}$$

Les pertes principales dans le fer sont alors.

$$P_{fo} = P_{spfe} \cdot M_{fe}$$

La masse totale de fer étant, conformément au schéma ci-dessous



$$M_{fe} = \rho_{fe} \cdot A_{fe} \cdot (3 H_n + 4 B_f + 3 b_n)$$

$$M_{fe} = 7650 \cdot 280,51 \cdot 10^{-4} (3 \cdot 0,45 + 4 \cdot 0,144 + 6 \cdot 0,196)$$

$$M_{fe} = 665,7 \text{ Kg} \approx 666 \text{ Kg.}$$

D'où les pertes totales dans le fer.

$$P_f = 1,17 \cdot 3,20 \cdot 666 = 2494 \text{ W} \approx 2,50 \text{ kw}$$

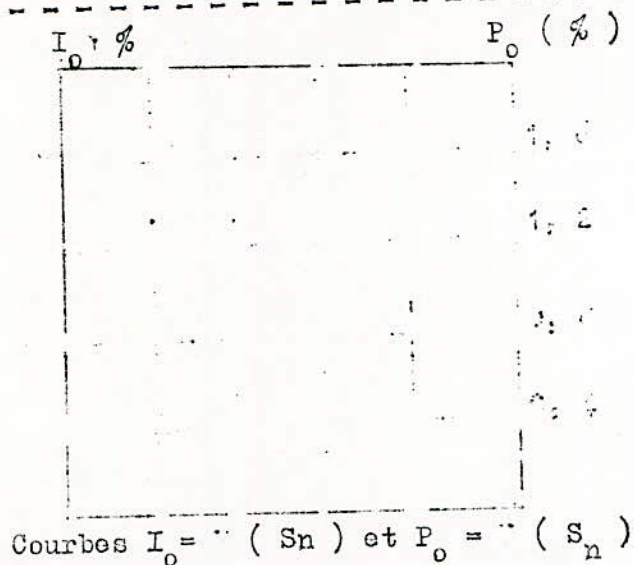
Elles sont de 5,5 % inférieures aux pertes admissibles dans le fer (qui sont de 2,65 kw d'après les normes allemandes).

Nous pouvons calculer leur pourcentage en fonction de la puissance apparente nominale.

$$P_f (\%) = \frac{P_f}{S_n} \cdot 100$$

$$= \frac{2,50}{500} \cdot 100 = 0,50 \%$$

Les normes soviétiques les fixent à 0,63 %



I_0 = courant à vide

P_0 = pertes à vide = pertes fer

S_n = puissance nominale.

Les courbes et 3 se rapportent aux

transformateurs à tension comprise entre 6 et 35 kv

les courbes 2 et 4 se rapportent aux transformateurs à tension comprise entre 10 et 121 kv.

S_n (k .)	P_{cu} (%)
5 à 20	3,7 à 3
30 à 240	3 à 2
320 à 5600	2 à 1
7500 à 60 000	1 à 0,4

Pour les normes allemandes voir chapitre II.

Etude des principaux régimes

Données caractéristiques

Nous nous proposons ici de prévoir les caractéristiques du transformateur ainsi que ses principaux régimes. Les conclusions que nous tirerons seront certainement approximatives. En tout cas, les différents essais à effectuer une fois le transformateur construit, nous permettraient de vérifier si nos prévisions se trouvaient fondées.

1. - Grandeurs nominales

Puissance nominale $S_n = 500 \text{ KVA}$
Tension primaire nominale $U_{1n} = 6.000 \text{ V}$
" secondaire " $U_{2n} = 380 \text{ V}$
Fréquence nominale $f = 50 \text{ Hz}$
Courant primaire nominal $I_{1n} = 48,1 \text{ A}$
" secondaire " $I_{2n} = 760 \text{ A}$
Rapport de transformation $k = 15,8$

2. - Régime de marche à vide

a - rapport de transformation $k = 15,8$
b - courant simple à vide

Nous avons utilisé de l'acier magnétique laminé à froid pour une induction maximale de $1,7 \text{ T}$.

Si nous examinons la courbe d'aimantation (chap I), nous pouvons observer que jusqu'à l'induction de $1,6 \text{ T}$, la courbe est pratiquement linéaire. La partie comprenant les inductions comprises entre $1,6 \text{ T}$ et $1,7 \text{ T}$ correspond à la boucle de la courbe d'aimantation.

La saturation ne commence vraiment qu'au delà de l'induction $1,7 \text{ T}$.

Nous voyons donc ^{que} l'acier laminé à froid atteint l'objectif de pouvoir être utilisé pour de grandes valeurs de l'induction magnétique maximale sans augmenter considérablement les pertes dans le fer d'une part ni être saturé d'autre part.

Nous savons que plus le fer est saturé plus l'influence de la présence d'harmoniques d'ordre impair dans la courbe du courant à vide se fait sentir (en particulier harmoniques d'ordres 3 et 5).

Dans un couplage en étoile (au primaire) sans neutre sorti, le courant homopolaire est nul ce qui se traduit par l'inexistence dans la courbe du courant de l'harmonique d'ordre 3. Cela entraîne l'apparition dans la courbe du flux (sinusoïdale auparavant dans le cas de tension appliquée sinusoïdale) d'un harmonique d'ordre 3 (analogie avec un courant homopolaire : en quelque sorte un flux homopolaire).

De la même façon que pour un courant homopolaire, cet harmonique du flux d'ordre 3 ne pouvant se fermer à travers le noyau (inexistence d'une quatrième colonne = flux forcé) quitte ce dernier pour se fermer par l'air et les parois de la cuve. Ce chemin a une grande réductance ; de ce fait, les flux du 3ème harmonique sont faibles et pour des saturations normales du fer les courbes des f.e.m. simples restent pratiquement sinusoïdales.

Mais il y a apparition de courants de Foucault dans les parois de la cuve. et des boulons de serrage.

Les pertes augmentent avec la saturation.

Le courant à vide se décompose en composantes active et réactive (ou magnétisante).

- composante active :

La puissance à vide étant égale aux pertes dans le fer, nous avons :

$$P_{Fe} = P_o = 3 V_1 I_{10a}$$

P_{Fe} = pertes dans le fer

P_o = puissance absorbée à vide

V_1 = tension simple primaire nominale

I_{10a} = courant primaire à vide actif

on note $I_{10a} = I_{oa}$

$$\text{d'où } I_{10a} = \frac{P_{Fe}}{3 V_1} = \frac{2500}{3 \cdot 6000/\sqrt{3}} = 0,24 \text{ A}$$

$$\text{en pourcentage } I_{oa} = \frac{I_{oa} \cdot 100}{I_{1n}} = \frac{P_o \cdot 100}{S_n} = \frac{2500}{500 \cdot 10^3} = 0,5 \%$$

La composante active n'a pas une grande influence sur le module du courant à vide mais influe beaucoup sur la phase et la forme du courant à vide.

- composante magnétisante :

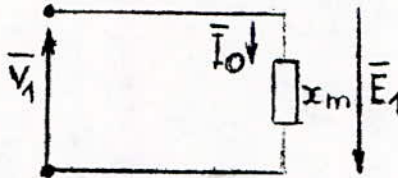
La composante active du courant étant très faible, nous la négligerons dans les calculs qui suivront. Cela revient à ne pas tenir compte des pertes fer qui sont constituées principalement des pertes par Hystérésis.

La courbe du courant étant symétrique par rapport au point II de l'axe des abscisses, les harmoniques pairs (y compris l'harmonique d'ordre 0) sont inexistantes. De plus, le cycle d'Hystérésis étant supposé d'aire nulle, la courbe sera symétrique par rapport à l'axe vertical en l'abscisse II ce qui entraîne la disparition des termes en cosinus dans la 2^e décomposition en série de Fourier de cette courbe.

La courbe du courant se décompose donc d'une sinusoïde fondamentale et d'harmoniques impairs s'annulant en même temps que la fondamentale (sinusoïdaux).

L'approximation que nous avons faite implique que le courant à vide est égal au courant magnétisant.

Nous négligeons aussi les pertes réactives de sorte que le schéma équivalent du transformateur à vide est par phase :

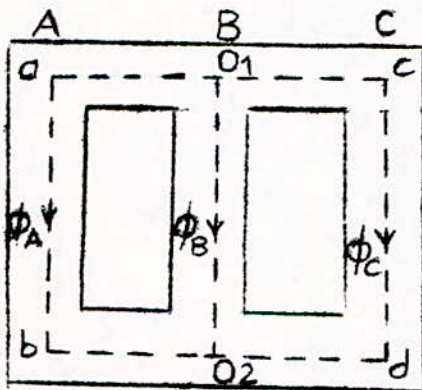


$$\bar{V}_1 = -\bar{E}_1 = n_1 \frac{d\bar{\Phi}}{dt}$$

Nous voyons que les tensions et les flux sont déphasés de $\pi/2$

Nous nous proposons de tracer les courbes des courants $\bar{I}_A, \bar{I}_B, \bar{I}_C$ dans le cas où le neutre est sorti.

Considérons le circuit magnétique suivant :



Par analogie avec les circuits électriques :

* aux noeuds O_1 et O_2

$$\bar{\Phi}_A + \bar{\Phi}_B + \bar{\Phi}_C = 0$$

* à la maille a - b - O_2 - O_1

$$\bar{\Phi}_A (\mathcal{R}_{cd} + 2\mathcal{R}_c) - \bar{\Phi}_B \mathcal{R}_{col} = \bar{F}_A - \bar{F}_B$$

* à la maille c - d - O_2 - O_1

$$\bar{\Phi}_C (\mathcal{R}_{col} + 2\mathcal{R}_c) - \bar{\Phi}_B \mathcal{R}_{col} = \bar{F}_C - \bar{F}_B$$

où \mathcal{R}_e = réluctance de la moitié d'une culasse

\mathcal{R}_{col} = " d'une colonne

En résolvant ces équations par rapport à $\bar{F}_A, \bar{F}_B, \bar{F}_C$, nous obtenons

$$\bar{F}_A = (\mathcal{R}_{col} + 2\mathcal{R}_c)\bar{\Phi}_A + \frac{2}{3}\mathcal{R}_c\bar{\Phi}_B$$

$$\bar{F}_B = (\mathcal{R}_{col} + \frac{2}{3}\mathcal{R}_c)\bar{\Phi}_B$$

$$\bar{F}_C = (\mathcal{R}_{col} + 2\mathcal{R}_e)\bar{\Phi}_C + \frac{2}{3}\mathcal{R}_c\bar{\Phi}_B$$

Les réluctances se calculent de la façon suivante :

$$\mathcal{R}_c = \frac{1}{\mu_c} \cdot \frac{l_c}{S_c}$$

$$\text{avec } \mu_c = \mu_{col} = \mu_{Fe} = \frac{B_{Fe}}{H_{Fe}}$$

$$\mathcal{R}_{col} = \frac{1}{\mu_{col}} \cdot \frac{l_{col}}{S_{col}}$$

$$l_c = (20,6 + 14,4) = 35 \text{ cm}$$

$$l_{col} = (45,0 + 15,5) = 60,5 \text{ cm}$$

$$S_c = S_{col} = S_{Fe} = 280,51 \text{ cm}^2$$

.../...

$$R_c = \frac{H_{fe}}{B_{fe}} \cdot \frac{35}{280,51} = 0,1248 \cdot \frac{H_{fe}}{B_{fe}}$$

$$R_{col} = \frac{H_{fe}}{B_{fe}} \cdot \frac{60,5}{280,51} = 0,2157 \cdot \frac{H_{fe}}{B_{fe}}$$

Pour une valeur donnée de l'induction dans le fer B_{Fe} correspond une valeur du champ magnétique dans le fer H_{Fe} , d'où une valeur de R_c et une valeur de R_{col} . ϕ_A, ϕ_B, ϕ_C formant une étoile symétrique et équilibrée, pour chaque valeur de l'induction magnétique, nous pouvons résoudre graphiquement les équations ci-dessus et tracer point par point les courbes $\bar{I}_A, \bar{I}_B, \bar{I}_C$.

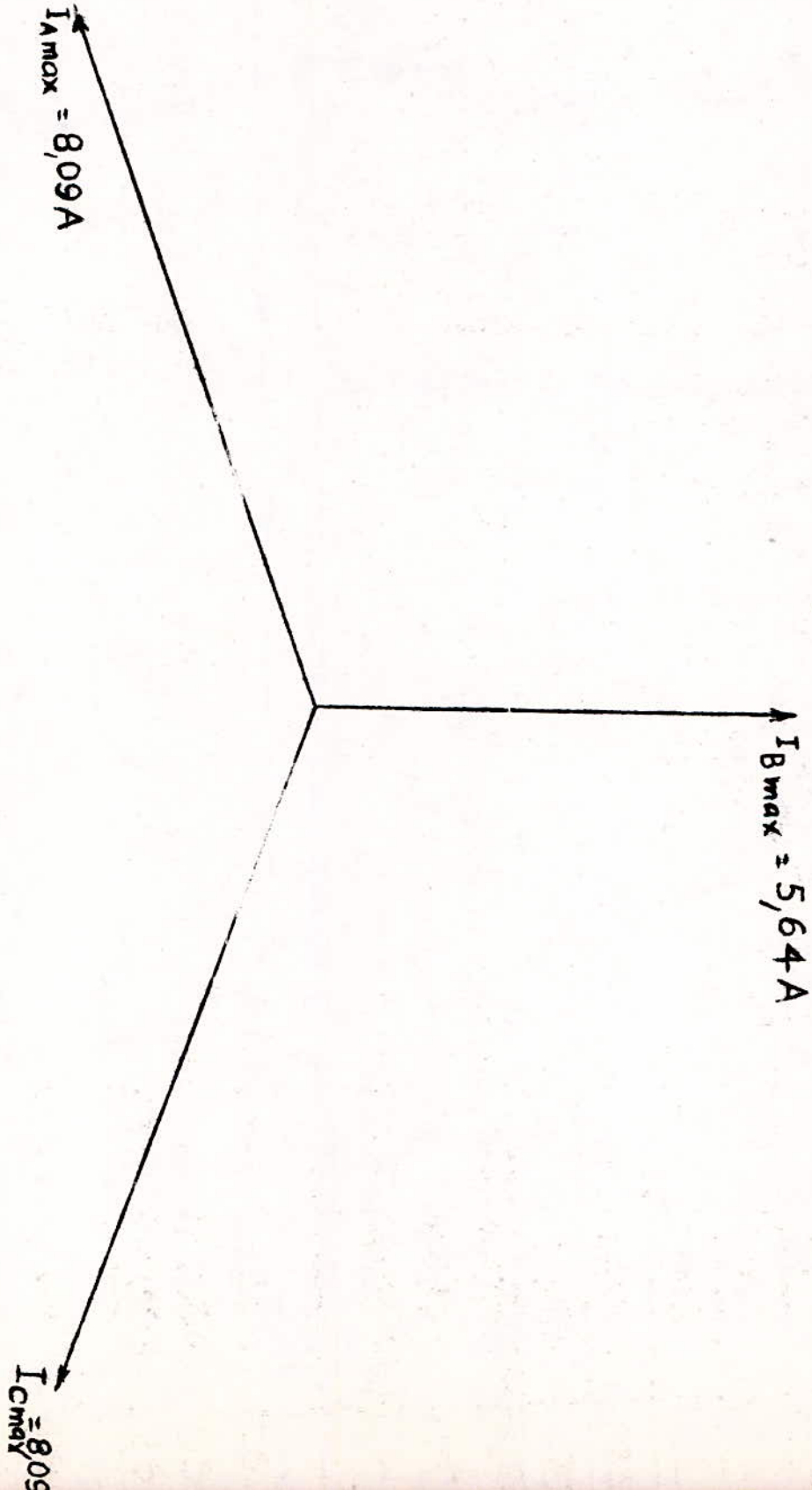
Le tableau qui suivra, fixe pour chaque valeur de l'induction magnétique, les différentes grandeurs intermédiaires et aboutit à la valeur des courants à vide.

Les courbes des courants à vide une fois tracées, nous les décomposons en harmoniques sinusoïdaux d'ordre impair (les autres n'existant pas vu les approximations citées plus haut et entraînant deux sortes de symétrie).

voir diagramme des courants à vide maximaux
et courbes des courants à vide

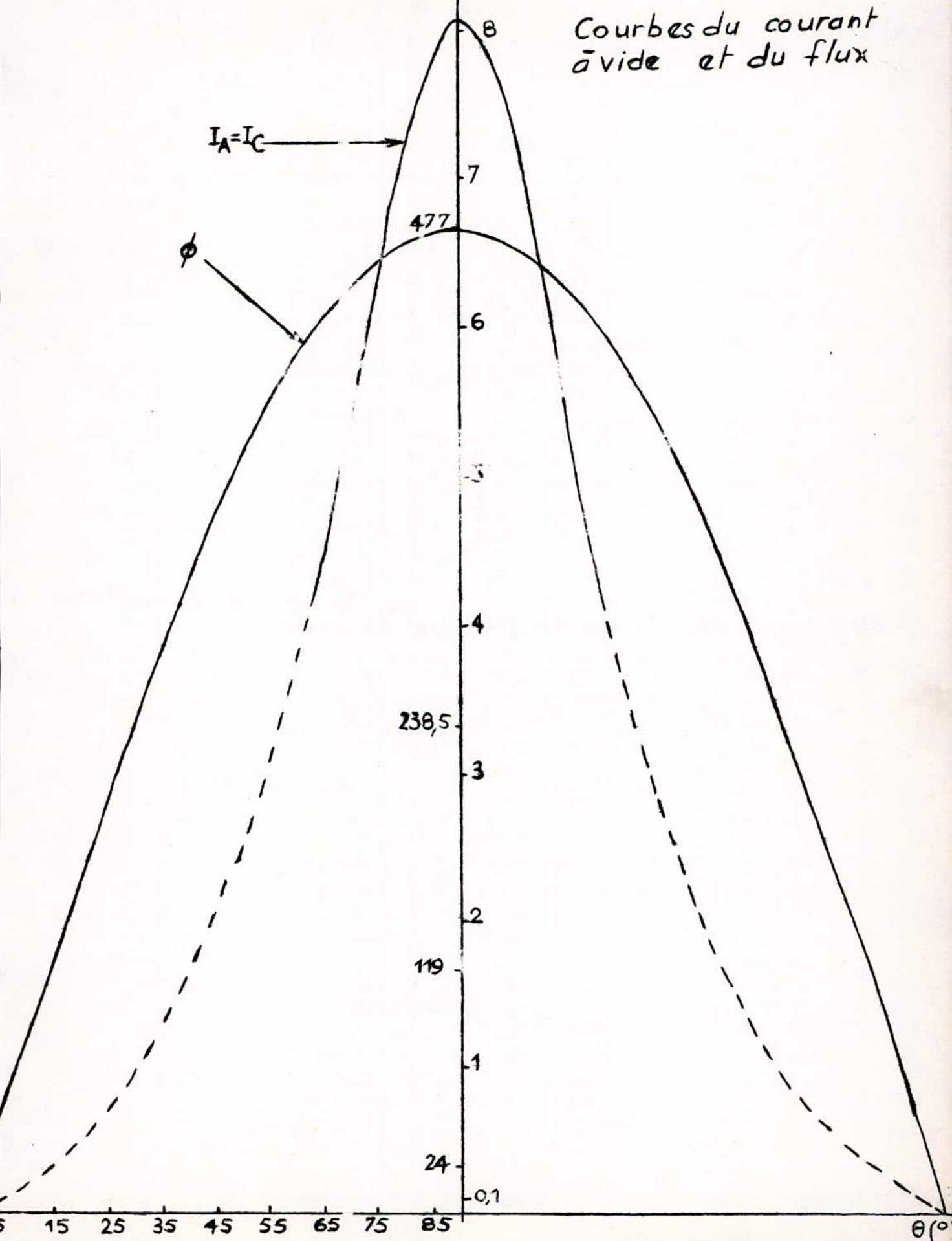
B_{Fe} (T)	1,70	1,68	1,66	1,65	1,625	1,60	1,575
H_{Fe} (A/cm)	22	20	18	16	14	12	10
ϕ ($\cdot 10^{-4}$ Wb)	477	471	466	463	456	449	442
R_c (A/T.cm ²)	1,615	1,486	1,353	1,210	1,075	0,9360	0,8452
R_{col} (A/T.cm ²)	2,791	2,568	2,339	2,092	1,858	1,618	1,370
Equations	$F_A = 6,02\phi_A + 1,08\phi_B$ $F_B = 3,87\phi_B$ $F_C = 6,02\phi_C + 1,08\phi_B$	$5,54\phi_A + 0,99\phi_B$ $3,56\phi_B$ $5,54\phi_C + 0,99\phi_B$	$5,05\phi_A + 0,90\phi_B$ $3,24\phi_B$ $5,05\phi_C + 0,90\phi_B$	$4,51\phi_A + 0,81\phi_B$ $2,90\phi_B$ $4,51\phi_C + 0,81\phi_B$	$4,01\phi_A + 0,72\phi_B$ $2,58\phi_B$ $4,01\phi_C + 0,72\phi_B$	$3,49\phi_A + 0,62\phi_B$ $2,24\phi_B$ $3,49\phi_C + 0,62\phi_B$	$3,06\phi_A + 0,56\phi_B$ $1,93\phi_B$ $3,06\phi_C + 0,56\phi_B$
F. m. m. [A.t]							
$F_A =$	2647	2385	2170	1932	1693	1431	1264
$F_B =$	1845	1676	1510	1342	1174	1007	854
$F_C =$	2647	2385	2170	1932	1693	1431	1264
Courants [A]							
$I_A =$	8,09	7,29	6,64	5,91	5,18	4,38	3,87
$I_B =$	5,64	5,13	4,62	4,10	3,59	3,08	2,61
$I_C =$	8,09	7,29	6,64	5,91	5,18	4,38	3,87

Déséquilibre à vide
Diagramme des courants maximaux



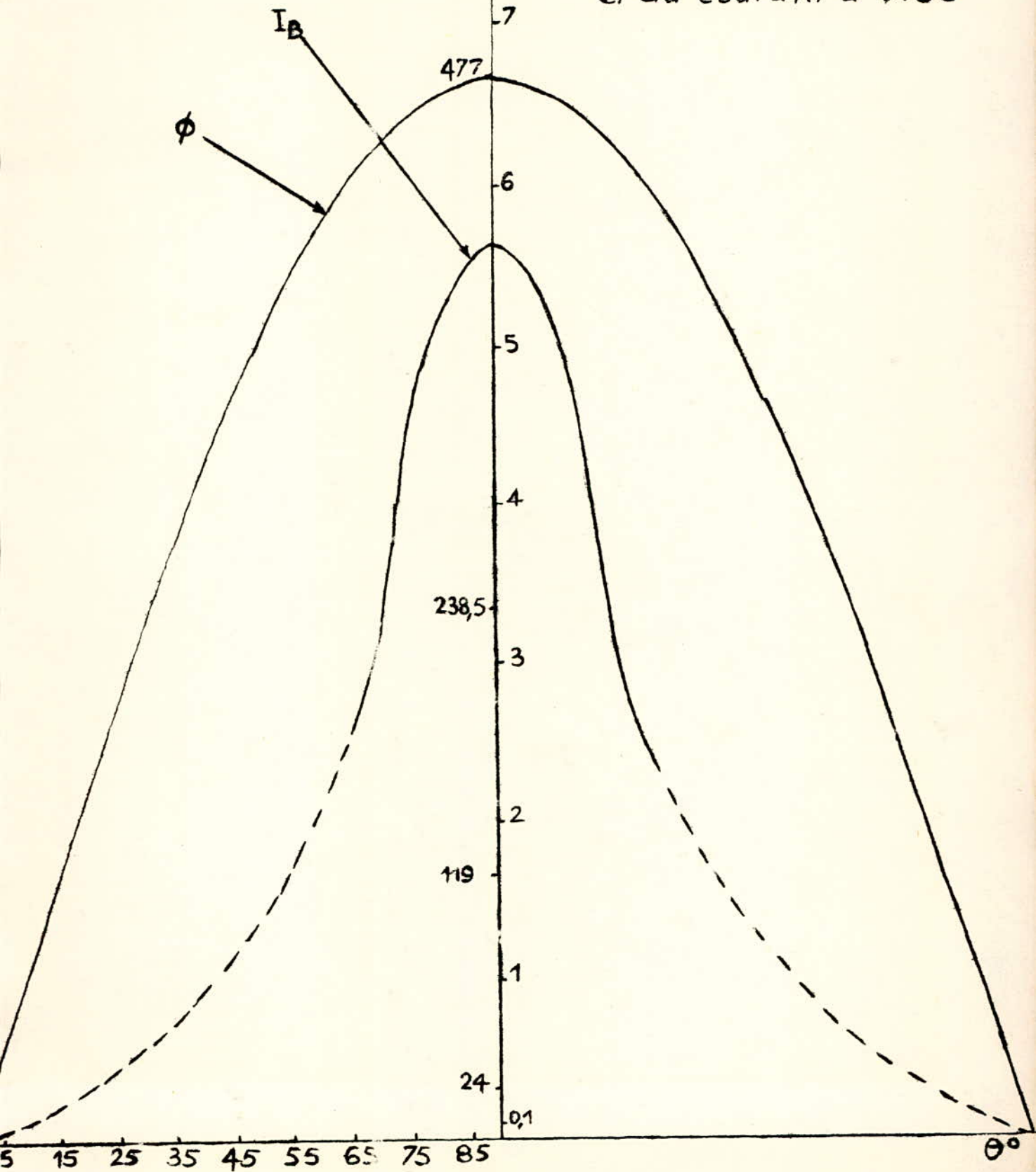
$\phi \cdot 10^{-4} \text{ Wb}$, $I_A = I_C \text{ (A)}$

Courbes du courant
à vide et du flux



$\phi \cdot 10^{-4} \text{ (Wb)}$ / $I_B \text{ (A)}$

Courbes du flux
et du courant à vide



Les courants \bar{I}_A , \bar{I}_B et \bar{I}_C seront donnés par :

$$\bar{I}_A = \bar{I}_C = a_1 \sin \theta + a_3 \sin 3\theta + a_5 \sin 5\theta + a_7 \sin 7\theta$$

$$\bar{I}_B = a'_1 \sin \theta + a'_3 \sin 3\theta + a'_5 \sin 5\theta + a'_7 \sin 7\theta$$

où

$$\begin{array}{l|l} a_1 = \frac{2}{9} \cdot 23,0 = 5,11 & a'_1 = \frac{2}{9} \cdot (15,3) = 3,40 \\ a_3 = \frac{2}{9} \cdot (-8,90) = -1,98 & a'_3 = \frac{2}{9} \cdot (-6,07) = -1,35 \\ a_5 = \frac{2}{9} \cdot (2,70) = 0,60 & a'_5 = \frac{2}{9} \cdot (2,45) = 0,544 \\ a_7 = \frac{2}{9} \cdot (-0,931) = -0,207 & a'_7 = \frac{2}{9} \cdot (-1,45) = -0,322 \end{array}$$

remarque : si le neutre n'est pas sorti, a_3 et a'_3 disparaissent des expressions des courants.

Nous en déduisons leurs valeurs efficaces :

(1) courants \bar{I}_A et \bar{I}_C

- si le neutre n'est pas sorti

$$I_A = I_C = \sqrt{\left(\frac{5,11}{\sqrt{2}}\right)^2 + \left(\frac{0,6}{\sqrt{2}}\right)^2 + \left(\frac{0,207}{\sqrt{2}}\right)^2} = 3,65A$$

nous pouvons déduire le rapport du 3ème harmonique sur le fondamental.

$$\frac{I_{A3}}{I_{A1}} = \frac{I_{C3}}{I_{C1}} = \frac{a_3}{a_1} = \frac{1,98}{5,11} = 0,387$$

de même, nous pouvons calculer le rapport du courant maximal sur le courant efficace

$$\frac{I_{Amax}}{I_A} = \frac{I_{Cmax}}{I_C} = \frac{8,09}{5,11} = 2,22 = 1,57 \cdot \sqrt{2}$$

si le neutre est sorti

$$* I_A = I_C = \sqrt{\left(\frac{5,11}{\sqrt{2}}\right)^2 + \left(\frac{1,98}{\sqrt{2}}\right)^2 + \left(\frac{0,6}{\sqrt{2}}\right)^2 + \left(\frac{0,207}{\sqrt{2}}\right)^2} = 3,90A$$

$$* \frac{I_{A3}}{I_{A1}} = \frac{I_{C3}}{I_{C1}} = \frac{1,98}{5,11} = 0,387$$

$$* \frac{I_{Amax}}{I_A} = \frac{I_{Cmax}}{I_C} = \frac{8,09}{3,90} = 2,07 = 1,47 \cdot \sqrt{2}$$

.../...

(2) courant I_B

- si le neutre n'est pas sorti

$$* I_B = \sqrt{\left(\frac{3,40}{\sqrt{2}}\right)^2 + \left(\frac{0,544}{\sqrt{2}}\right)^2 + \left(\frac{0,322}{\sqrt{2}}\right)^2} = 2,45 \text{ A}$$

$$* \frac{I_{B3}}{I_{B1}} = \frac{1,35}{3,40} = 0,397$$

$$* \frac{I_{Bmax}}{I_B} = \frac{5,64}{2,45} = 2,30 = 1,63 \cdot \sqrt{2}$$

- si le neutre est sorti

$$* I_B = \sqrt{\left(\frac{3,40}{\sqrt{2}}\right)^2 + \left(\frac{1,35}{\sqrt{2}}\right)^2 + \left(\frac{0,544}{\sqrt{2}}\right)^2 + \left(\frac{0,322}{\sqrt{2}}\right)^2} = 2,63 \text{ A}$$

$$* \frac{I_{B3}}{I_{B1}} = \frac{1,35}{3,40} = 0,397$$

$$* \frac{I_{Bmax}}{I_{B1}} = \frac{5,64}{2,63} = 2,14 = 1,52 \cdot \sqrt{2}$$

(3) courant à vide magnétisant :

On admet de prendre comme courant à vide la moyenne arithmétique des courants de phase

- si le neutre n'est pas sorti

$$I_{0a} = \frac{1}{3} (3,65 + 2,45 + 3,65) = 3,25 \text{ A}$$

- si le neutre est sorti

$$I_{0a} = \frac{1}{3} (3,90 + 2,63 + 3,90) = 3,48 \text{ A}$$

Conclusions : Si nous avons examiné les deux cas d'état du neutre selon lesquels il est soit sorti soit non sorti, c'est afin d'étudier l'importance du troisième harmonique qui peut engendrer

Comme nous l'avons indiqué plus haut des pertes dans les parois de la cuve.

Le rapport du 3^e harmonique sur le fondamental est pour les trois courants inférieur à 0,528, limite pour laquelle les pertes dans le bac atteignent 10 % des pertes dans le noyau.

Pour notre transformateur, nous ne sortirons pas le neutre du primaire puisque les pertes qui seront provoquées dans le bac seront très faibles. Elles sont comprises dans les pertes supplémentaires dans le fer.

Le couplage sera Y/Zo

Le courant à vide sera :

$$I_0 = \sqrt{I_{0p}^2 + I_{0a}^2} = \sqrt{(3,25)^2 + (0,24)^2} = 3,33 A$$

en pourcentage du courant nominal

$$I_0 (\%) = \frac{I_0}{I_{1n}} \cdot 100 = \frac{3,33}{48,1} = 6,9 \%$$

Les normes soviétiques fixent pour une puissance de 500 KVA et une HT de 6 KV

$$I_0 (\%) = 6,5 \%$$

Nous voyons que la valeur du courant à vide de notre transformateur dépasse celle indiquée par les normes soviétiques. Ces normes, bien que cela n'a pas été signalé, ne sont certainement valables que pour l'acier laminé à chaud.

L'utilisation de l'acier laminé à froid devrait entraîner le changement de ces normes. Nous pouvons prévoir que les nouvelles valeurs du courant à vide seront inférieures à celles que nous avons indiquées dans le chapitre des pertes. Cette diminution est provoquée par l'accroissement de la perméabilité lors de l'utilisation des tôles laminées à froid par rapport aux tôles laminées à chaud. Mais l'utilisation d'un acier laminé à froid à une induction élevée n'a pas diminué le courant à vide. Nous remarquons en outre que les rapports des courants maximaux sur les courants efficaces différent de $\sqrt{2}$. Cela est dû au fait que les courbes des courants ne sont pas sinusoïdales.

$$\text{Nous avons environ : } \frac{I_{max}}{I_{ef}\sqrt{2}} = 1,55$$

c) puissance de marche à vide

$$P_o = P_{Fe} = 2500 \text{ W}$$

en pourcentage $P_o (\%) = \frac{P_o}{S_n} \cdot 100 = \frac{2500}{500 \cdot 10^3} \cdot 100 = 0,5 \%$

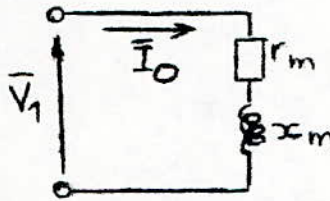
D'après les ^{normes} Soviétiques : $P_o (\%) = 0,63 \%$

La puissance simple (par phase) des pertes à vide est :

$$P_{os} = \frac{P_o}{3} = \frac{2500}{3} = 833 \text{ W}$$

d) paramètres de marche à vide

En négligeant r_1 et x_1 dans le schéma équivalent, nous obtenons à vide le schéma suivant :



L'impédance de ce circuit est : $Z_m = Z_o = \frac{V_1}{I_o} = \frac{6000/\sqrt{3}}{3,33} = 1040 \Omega$

La résistance $r_m = \frac{P_o/3}{I_o^2} = \frac{833}{(3,33)^2} = 74,8 \Omega$

D'où la réactance $x_m = x_o = \sqrt{Z_o^2 - r_o^2} = 1037 \Omega$

e) pertes réactives

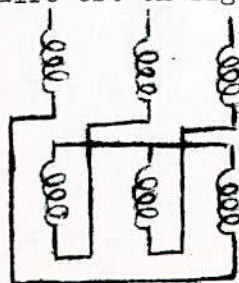
$$Q_o = 3 x_m I_o^2 = 3 \cdot 1037 \cdot (3,33)^2 = 34,6 \text{ kvar}$$

$$Q_o (\%) = \frac{Q_o}{S_n} \cdot 100 = \frac{I_o^2 \omega L}{I_{1n}} \cdot 100 = 6,9 \%$$

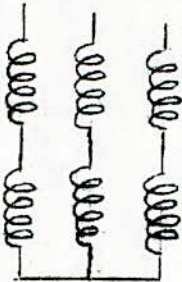
2 - Régime de court-circuit

a) calcul de l'inductance de dispersion des enroulements (concentriques)

L'enroulement secondaire est en zig-zag



Du point de vue des résistances comme des inductances, ce schéma équivaut à :



C'est comme si la moitié de l'enroulement secondaire d'une colonne était connecté^e à l'autre moitié de l'enroulement secondaire de cette même colonne.

Introduisons la longueur théorique du champ de dispersion

$$l'_\sigma = \frac{h \text{ enr}}{k_\sigma} \quad \text{avec} \quad k_\sigma = 1 - \frac{b_1 + b_2 + \delta_{12}}{\pi \cdot h \text{ enr}}$$

$$k_\sigma = 1 - \frac{26,5 + 24 + 10}{\pi \cdot 405} = 0,953$$

$h \text{ enr}$ = hauteur de l'enroulement
 b_1 et b_2 = largeurs des enroulements
 primaire et secondaire

δ_{12} : = largeur du jeu
 entre les
 enroulements

on sait que $k_\sigma = 0,90$ à $0,97$

k_σ = coefficient de réduction
 de la hauteur de l'enrou-
 lement à la longueur
 théorique des lignes du
 champ de dispersion

D'où $l'_\sigma = \frac{405}{0,953} = 425 \text{ mm}$

Les inductions primaire et secondaire ramenée au primaire sont alors :

$$L'_{\sigma 1} = \mu_0 n_1^2 \frac{l_{1sp \text{ moy}}}{l'_\sigma} \left(\frac{b_1}{3} + \frac{\delta_{12}}{2} \right)$$

$$L'_{\sigma 2} = \mu_0 n_1^2 \frac{l_{2sp \text{ moy}}}{l'_\sigma} \left(\frac{b_2}{3} + \frac{\delta_{12}}{3} \right)$$

où μ_0 = perméabilité magnétique de l'huile

n_1 = nombre total des spires primaires

$l_{1sp \text{ moy}}$ et $l_{2sp \text{ moy}}$ = longueur moyenne des spires
 primaires et secondaires.

D'où

$$* L_{\sigma 1} = 4\pi \cdot 10^{-7} \cdot (344)^2 \cdot \frac{0,993}{0,425} \left(\frac{24}{3} + \frac{10}{2} \right) \cdot 10^{-3} = 4,52 \text{ mH}$$

et la réactance $X_1 = \omega L_{\sigma 1}$

$$X_1 = 1,42 \ \Omega$$

$$* L'_{\sigma 2} = 4\pi \cdot 10^{-7} \cdot (344)^2 \cdot \frac{0,870}{0,425} \cdot \left(\frac{26,5}{3} + \frac{10}{2} \right) \cdot 10^{-3} = 4,21 \text{ mH}$$

et la réactance $X'_2 = \omega L'_{\sigma 2}$

$$X'_2 = 1,32 \ \Omega$$

nous pouvons déduire la réactance de court-circuit

$$X_{cc} = X_1 + X'_2$$

$$X_{cc} = 2,74 \ \Omega$$

Remarques : * L'essai en court-circuit permet de calculer $X_1 + X'_2$

mais pas X_1 et X'_2 séparément.

* Nous avons calculé la réactance de dispersion primaire pour le nombre total de spires donc correspondant à une tension secondaire minimale.

b) paramètres de court-circuit

la résistance de court-circuit est :

$$r_{cc} = K'_1 R_1 + K'_2 R'_2$$

$$r_{cc} = (1,05 \cdot 0,552 + 1,07 \cdot 0,43) = 1,04 \ \Omega$$

la réactance inductive de dispersion est

$$X_{cc} = 2,74 \ \Omega$$

c) composantes active et réactive de la tension de court-circuit

$$U_{cca} = r_{cc} I_{1n} = 1,04 \cdot 48,1 = 50 \text{ V chute de tension active}$$

$$U_{cca} (\%) = \frac{U_{cc}}{V_{1n}} \cdot 100 = \frac{50 \cdot 100}{6000 / \sqrt{3}} = 1,45 \%$$

$$U_{CCR} = X_{CC} I_{1n} = 2,74 \cdot 48,1 = 132 \text{ V}$$

$$U_{CCR}(\%) = \frac{U_{CCR}}{V_{1n}} \cdot 100 = 3,81\%$$

d) tension de court-circuit

$$U_{CC} = \sqrt{U_{CCA}^2 + U_{CCR}^2} = \sqrt{(132)^2 + (50)^2} = 141 \text{ V}$$

$$U_{CC}(\%) = \frac{U_{CC}}{V_{1n}} \cdot 100 = 4,07\%$$

e) Puissance de court-circuit

$$P_{CC} = P_{CU} = 7,25 \text{ kW}$$

$$P_{CC}(\%) = \frac{7,25}{500} \cdot 100 = 1,45\%$$

Par phase

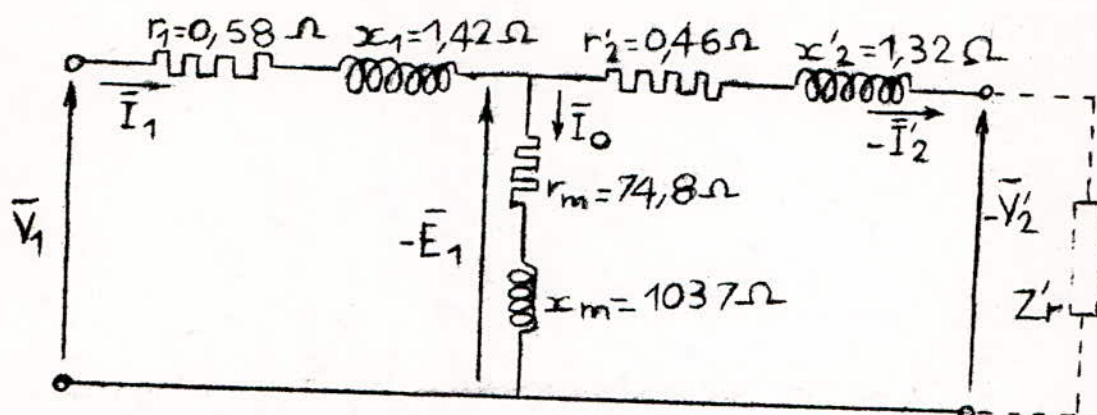
$$P_{CCS} = \frac{P_{CU}}{3} = 2,42 \text{ KW}$$

Les normes soviétiques fixent $P_{CC}(\%) = 1 \text{ à } 2\%$

3 - Fonctionnement en charge

a) schéma équivalent en T, réduit au primaire et par phase.

Les valeurs des différents éléments du schéma ont été déterminées lors de l'étude des régimes à vide et en court-circuit



Nous rappelons les équations de fonctionnement de ce schéma

$$\left. \begin{aligned} \bar{V}_1 &= -\bar{E}_1 + \bar{Z}_1 \bar{I}_1 \\ \bar{E}_2 &= \bar{E}_1 = \bar{Z}'_2 \bar{I}'_2 + \bar{V}'_2 \\ \bar{I}_1 &= -\bar{I}'_2 + \bar{I}_0 \\ -\bar{E}_1 &= \bar{Z}_m \bar{I}_0 \\ \bar{V}'_2 &= \bar{Z}'_r \bar{I}'_2 \end{aligned} \right\} \text{avec}$$

$$\begin{aligned} \bar{Z}_1 &= (0,58 + j1,42) \Omega \\ \bar{Z}'_2 &= (0,46 + j1,42) \Omega \\ \bar{Z}_m &= (74,8 + j1037) \Omega \\ \bar{Z}'_r &: \text{impédance de} \end{aligned}$$

la charge réduite au primaire

En introduisant l'impédance équivalente $\bar{Z}_{eq} = \bar{Z}_1 + \frac{1}{\frac{1}{\bar{Z}_m} + \frac{1}{\bar{Z}'_2 + \bar{Z}'_r}}$

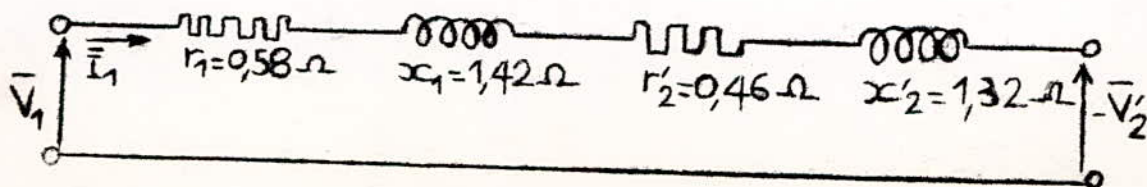
nous obtenons $\bar{V}_1 = \bar{Z}_{eq} \cdot \bar{I}_1$

b) schéma équivalent simplifié

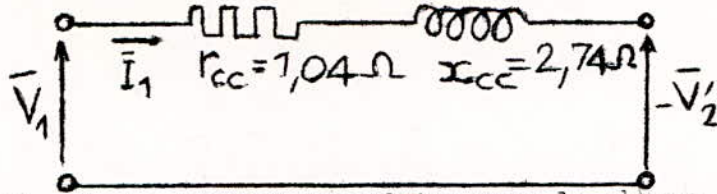
nous avons $\bar{I}_1 = -\bar{I}'_2 + \bar{I}_0$

comme $I_0 < 10\% I_{1n}$ et que $(-\bar{I}'_2)$ et \bar{I}_0 ne sont pas en phase, nous faisons l'approximation $\bar{I}_1 \approx \bar{I}'_2$ (correspond à l'hypothèse de Kapp)

Cela revient à supprimer la branche magnétisante dans le schéma équivalent en T. Nous aurons



ou bien



c) variation de la tension secondaire avec la charge pour un facteur de puissance donné.

La charge est caractérisée par le rapport de sa puissance sur la puissance nominale.

$$k_{ch} = \frac{P_{ch}}{P_n} = \frac{\sqrt{3} U_2 I_2 \cos \varphi_2}{\sqrt{3} U_{2n} I_{2n}} = \frac{U_2}{U_{2n}} \cdot \frac{I_2}{I_{2n}} \cdot \cos \varphi_2$$

La chute de tension secondaire est définie en % par :

$$\Delta U \% = \frac{U_{2n} - U_2}{U_{2n}} \cdot 100 = \frac{U'_{2n} - U'_2}{U'_{2n}} \cdot 100 = \frac{U_1 - U'_2}{U_1} \cdot 100$$

où U_2 : tension secondaire pour une charge et un facteur de puissance donnés

U_{2n} : tension secondaire nominale

U'_2 et U'_{2n} : tensions secondaires réduites au primaire

U_1 : tension primaire

$$\Delta U' = U_1 - U'_2$$

nous avons approximativement :

$$\Delta U \% = k_{ch} (u_{cca} \% \cdot \cos \varphi_2 + u_{ccr} \% \cdot \sin \varphi_2)$$

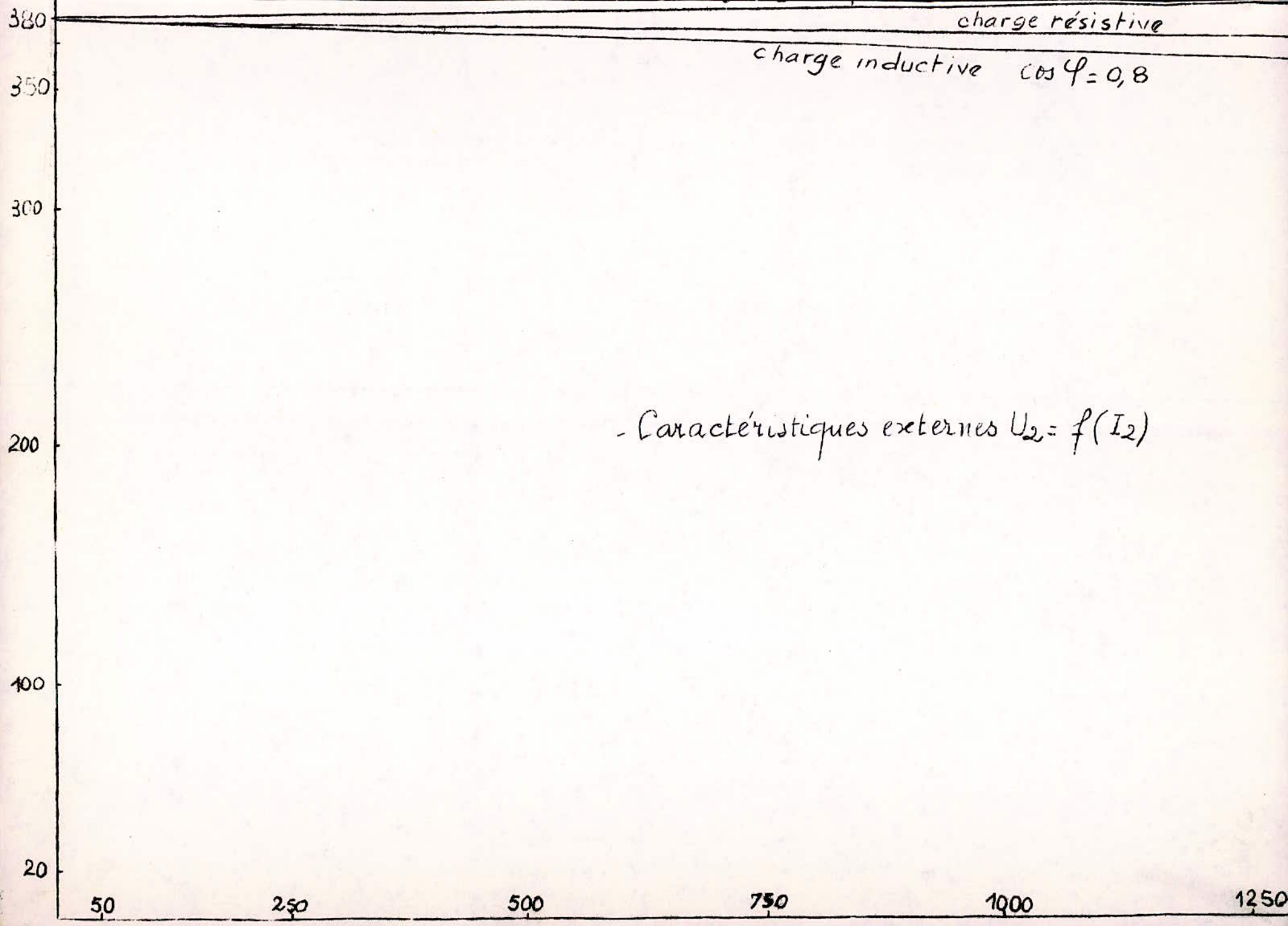
avec : $u_{cca} \%$ = chute de tension active en %

$u_{ccr} \%$ = chute de tension réactive en %

$$u_{cca} \% = 1,45 \%$$

$$u_{ccr} \% = 3,81 \%$$

.../...



* cas d'une charge résistive : $\cos \varphi_2 = 1$ et $\sin \varphi_2 = 0$

$$\Delta U \% = 1,45 k_{ch}$$

k_{ch}	$\Delta U \%$	$\Delta U' (V)$	$U_2' (V)$	$U_2 (V)$	U_2 / U_{2n}	I_2 / I_{2n}	$I_2 (A)$
1/4	0,362	21,7	5978	378	0,995	0,251	191
1/2	0,725	43,5	5956	377	0,992	0,504	383
3/4	1,09	65,4	5934	376	0,989	0,758	576
1	1,45	87	5913	374	0,984	1,02	775
5/4	1,81	109	5891	373	0,982	1,27	965

voir courbe $U_2 / U_{2n} = f (I_2 / I_{2n})$ et $U_2 = f (I_2)$

* cas d'une charge capacitive (courant en avance sur la tension)

$$\cos \varphi_2 = 0,8 \quad \sin \varphi_2 = -0,6$$

$$\Delta U \% = k_{ch} (1,45 \cdot 0,8 - 3,81 \cdot 0,6) = -1,126 \cdot k_{ch}$$

k_{ch}	$\Delta U \%$	$\Delta U' (V)$	$U_2' (V)$	$U_2 (V)$	U_2 / U_{2n}	I_2 / I_{2n}	$I_2 (A)$
1/4	-0,282	-16,9	6017	381	1,002	0,312	237
1/2	-0,563	-33,8	6034	382	1,005	0,622	473
3/4	-0,845	-50,7	6051	383	1,008	0,93	707
1	-1,13	-67,8	6068	384	1,011	1,24	942
5/4	-1,41	-84,6	6085	385	1,013	1,54	1170

voir courbes $U_2 / U_{2n} = f (I_2 / I_{2n})$ et $U_2 = f (I_2)$

* cas d'une charge inductive (courant en retard sur la tension)

$$\cos \varphi_2 = 0,8 \quad \sin \varphi_2 = 0,6$$

$$\Delta U\% = k_{ch}(1,45 \cdot 0,8 + 3,81 \cdot 0,6) = 3,446 \cdot k_{ch}$$

k_{ch}	$\Delta U\%$	$\Delta U' (V)$	$U_2' (V)$	$U_2 (V)$	U_2/U_{2n}	I_2/I_{2n}	$I_2 (A)$
1/4	0,861	51,7	5948	376	0,989	0,316	240
1/2	1,72	103	5897	373	0,982	0,636	483
3/4	2,58	155	5845	370	0,974	0,963	732
1	3,45	207	5793	367	0,966	1,29	980
5/4	4,31	259	5741	363	0,955	1,64	1246

d) rendement :

le rendement est donné par :

$$\eta = \frac{P_2}{P_1} = \frac{P_2}{P_2 + P_{Fe} + P_{Cu}} = 1 - \frac{P_0 + P_{Cu}}{P_2 + P_0 + P_{Cu}}$$

$$P_2 = k_{ch} \cdot P_n \cdot \cos \varphi_2$$

$$P_{Cu} = k_{ch}^2 \cdot P_{Cc}$$

D'où :

$$\eta = 1 - \frac{P_0 + k_{ch}^2 P_{Cc}}{k_{ch} P_n \cos \varphi_2 + P_0 + k_{ch}^2 P_{Cc}}$$

95
90
75
50

- Courbes du rendement en fonction de la charge
pour des facteurs de puissance de 1 et 0,8

$$\eta \% = f(k_{ch})$$

1/4

1/2

0,587

3/4

1

5/4

-64-

* cas d'une charge résistive

$$\cos \varphi_2 = 1$$

k_{ch}	P_2 (kW)	P_0 kW	$k_{ch}^2 P_{cc}$ kW	$P_0 + k_{ch}^2 P_{cc}$	$P_2 + P_0 + k_{ch}^2 P_{cc}$	η
1/4	125	2,50	0,453	2,95	128	97,70
1/2	250	2,50	1,81	4,31	254	98,30
0,587	293	2,50	2,50	5,00	298	98,32
3/4	375	2,50	4,08	6,58	382	98,28
1	500	2,50	7,25	9,75	510	98,09
5/4	625	2,50	11,3	13,8	638	97,84

* cas d'une charge de facteur de puissance 0,8

k_{ch}	P_2 (kW)	P_0 kW	$k_{ch}^2 P_{cc}$	$P_0 + k_{ch}^2 P_{cc}$	$P_2 + P_0 + k_{ch}^2 P_{cc}$	η
1/4	100	2,50	0,453	2,95	103	97,14
1/2	200	2,50	1,81	4,31	204	97,89
0,587	243	2,50	2,50	5,00	248	97,98
3/4	300	2,50	4,08	6,58	307	97,86
1	400	2,50	7,25	9,75	410	97,62
5/4	500	2,50	11,3	13,8	514	97,32

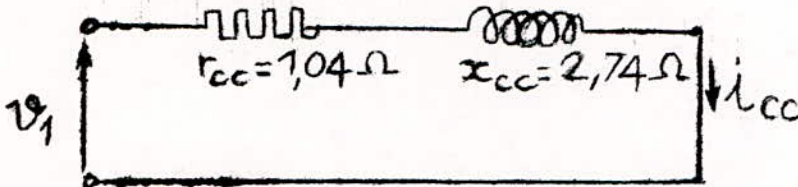
$$\text{avec } k_{ch} = 0,587 = \sqrt{\frac{P_0}{P_{cc}}}$$

Efforts mécaniques pendant un court-circuit brusque

1. - Détermination du courant dynamique de court-circuit.

En régime de court-circuit, le courant étant élevé, nous négligerons le courant magnétisant; ce qui revient à supprimer dans le schéma équivalent en T ramené au primaire la branche magnétisante.

Nous aboutissons ainsi au schéma suivant :



L'équation différentielle électrique du schéma est :

$$V_1 = r_{cc} \cdot i_{cc} + \frac{x_{cc}}{\omega} \cdot \frac{di_{cc}}{dt}$$

soit $V_1 = V_{1m} \sin(\omega t + \psi_{cc})$ où ψ_{cc} = phase de branchement du transformateur en court-circuit

Pour résoudre, l'équation différentielle précédente, nous utilisons la méthode de la variation de la constante.

* L'équation sans second membre est :

$$\frac{di_{cc}}{dt} = - \frac{r_{cc}}{x_{cc}} \cdot \omega \cdot i_{cc}$$

$$\frac{di_{cc}}{i_{cc}} = - \frac{r_{cc}}{x_{cc}} \cdot \omega \cdot dt$$

En posant $\theta = \omega t$, nous obtenons

$$i_{cc} = k \cdot \exp\left(-\frac{r_{cc} \cdot \theta}{x_{cc}}\right) \quad (1)$$

* L'équation avec second membre devient alors :

$$\begin{aligned} \sin(\theta + \psi_{cc}) &= r_{cc} \cdot k \cdot \exp\left(-\frac{r_{cc}}{x_{cc}} \theta\right) + x_{cc} \left[\frac{dk}{d\theta} \cdot \exp\left(-\frac{r_{cc}}{x_{cc}} \theta\right) - \frac{r_{cc} \cdot k \cdot \exp\left(-\frac{r_{cc}}{x_{cc}} \theta\right)}{x_{cc}} \right] \\ \sin(\theta + \psi_{cc}) &= x_{cc} \cdot \exp\left(-\frac{r_{cc}}{x_{cc}} \theta\right) \cdot \frac{dk}{d\theta} \\ &= \frac{V_{1m}}{x_{cc}} \cdot \sin(\theta + \psi_{cc}) \cdot \exp\left(+\frac{r_{cc}}{x_{cc}} \theta\right) \quad (2) \end{aligned}$$

$$\text{Soit } I = \int_0^{\theta} \sin(\theta + \psi_{cc}) \cdot \exp\left(\frac{r_{cc}}{x_{cc}} \cdot \theta\right) \cdot d\theta \quad (3)$$

Nous calculons cette intégrale par parties

$$I = -\cos(\theta + \psi_{cc}) \cdot e^{\frac{r_{cc}}{x_{cc}} \cdot \theta} + \cos \psi_{cc} - \int_0^{\theta} -\cos(\theta + \psi_{cc}) \cdot \frac{r_{cc}}{x_{cc}} \cdot e^{\frac{r_{cc}}{x_{cc}} \cdot \theta} \cdot d\theta$$

$$I = \cos \psi_{cc} - \cos(\theta + \psi_{cc}) \cdot e^{\frac{r_{cc}}{x_{cc}} \cdot \theta} + \frac{r_{cc}}{x_{cc}} \left[\sin(\theta + \psi_{cc}) \cdot e^{\frac{r_{cc}}{x_{cc}} \cdot \theta} - \sin \psi_{cc} - \int_0^{\theta} \sin(\theta + \psi_{cc}) \cdot \frac{r_{cc}}{x_{cc}} \cdot e^{\frac{r_{cc}}{x_{cc}} \cdot \theta} \cdot d\theta \right]$$

$$I = \cos \psi_{cc} - \cos(\theta + \psi_{cc}) \cdot e^{\frac{r_{cc}}{x_{cc}} \cdot \theta} + \frac{r_{cc}}{x_{cc}} \left[\sin(\theta + \psi_{cc}) \cdot e^{\frac{r_{cc}}{x_{cc}} \cdot \theta} - \sin \psi_{cc} \right] - \frac{r_{cc}^2}{x_{cc}^2} \cdot I$$

$$I = \frac{1}{1 + \frac{r_{cc}^2}{x_{cc}^2}} \cdot \left\{ \cos \psi_{cc} - \cos(\theta + \psi_{cc}) \cdot e^{\frac{r_{cc}}{x_{cc}} \cdot \theta} + \frac{r_{cc}}{x_{cc}} \cdot \left[\sin(\theta + \psi_{cc}) \cdot e^{\frac{r_{cc}}{x_{cc}} \cdot \theta} - \sin \psi_{cc} \right] \right\} \quad (4)$$

(2) et (3) impliquent : $k = \frac{V_{1m} I}{x_{cc}} + \lambda$ où λ est une constante

En remplaçant dans (1) k par sa valeur, nous obtenons

$$i_{cc} = \left(\frac{V_{1m}}{x_{cc}} I + \lambda \right) \cdot \exp\left(-\frac{r_{cc}}{x_{cc}} \theta\right)$$

Connaissant la valeur de I (4), nous trouvons pour i_{cc}

$$i_{cc} = \frac{V_{1m}}{x_{cc}} \cdot \frac{1}{1 + \frac{r_{cc}^2}{x_{cc}^2}} \cdot \left[\left(\cos \psi_{cc} - \sin \psi_{cc} \cdot \frac{r_{cc}}{x_{cc}} \right) \cdot e^{-\frac{r_{cc}}{x_{cc}} \cdot \theta} + \frac{r_{cc}}{x_{cc}} \cdot \left[\sin(\theta + \psi_{cc}) - \cos(\theta + \psi_{cc}) \right] + \lambda \cdot e^{-\frac{r_{cc}}{x_{cc}} \cdot \theta} \right]$$

La condition initiale est :

pour $\theta = 0$, $i_{cc} = 0$

or pour $\theta = 0$, $i_{cc} = \frac{V_{1m}}{x_{cc}} \cdot \frac{1}{1 + \frac{r_{cc}^2}{x_{cc}^2}} \cdot \left(\cos \psi_{cc} - \sin \psi_{cc} \cdot \frac{r_{cc}}{x_{cc}} + \frac{r_{cc}}{x_{cc}} \cdot \sin \psi_{cc} - \cos \psi_{cc} \right) + \lambda$

$$i_{cc} = \lambda$$

D'où $\lambda = 0$

La valeur du courant est la plus élevée lorsque $\psi_{cc} = 0$; elle atteint :

$$i_{cc} = \frac{V_{1m}}{X_{cc}} \cdot \frac{1}{1 + \left(\frac{r_{cc}}{X_{cc}}\right)^2} \left[\exp\left(-\frac{r_{cc}}{X_{cc}} \theta\right) + \left(\frac{r_{cc} \sin \theta}{X_{cc}} - \cos \theta\right) \right]$$

Posons $I_{cc} \sqrt{2} = \frac{V_{1m}}{X_{cc}} \cdot \frac{1}{1 + \left(\frac{r_{cc}}{X_{cc}}\right)^2}$

alors $i_{cc} = I_{cc} \sqrt{2} \left[\exp\left(-\frac{r_{cc}}{X_{cc}} \theta\right) - \left(\cos \theta - \frac{r_{cc} \cdot \sin \theta}{X_{cc}}\right) \right]$

Le courant de court-circuit est la somme d'un courant libre et d'un courant permanent.

$i_{cc} = i_{ccp} + i_{ccl}$ avec $i_{ccp} = -I_{cc} \sqrt{2} \left(\cos \theta - \frac{r_{cc} \cdot \sin \theta}{X_{cc}} \right)$

$i_{ccl} = I_{cc} \sqrt{2} \cdot \exp\left(-\frac{r_{cc}}{X_{cc}} \cdot \theta\right)$

Dans notre cas : $I_{cc} \sqrt{2} = \frac{6000 \cdot \sqrt{2}}{\sqrt{3}} \cdot \frac{1}{2,74} \cdot \frac{1}{1 + \left(\frac{1,04}{2,74}\right)^2}$

$I_{cc} \sqrt{2} = 1563 \text{ A}$

$\frac{r_{cc}}{X_{cc}} = \frac{1,04}{2,74} = 0,380$

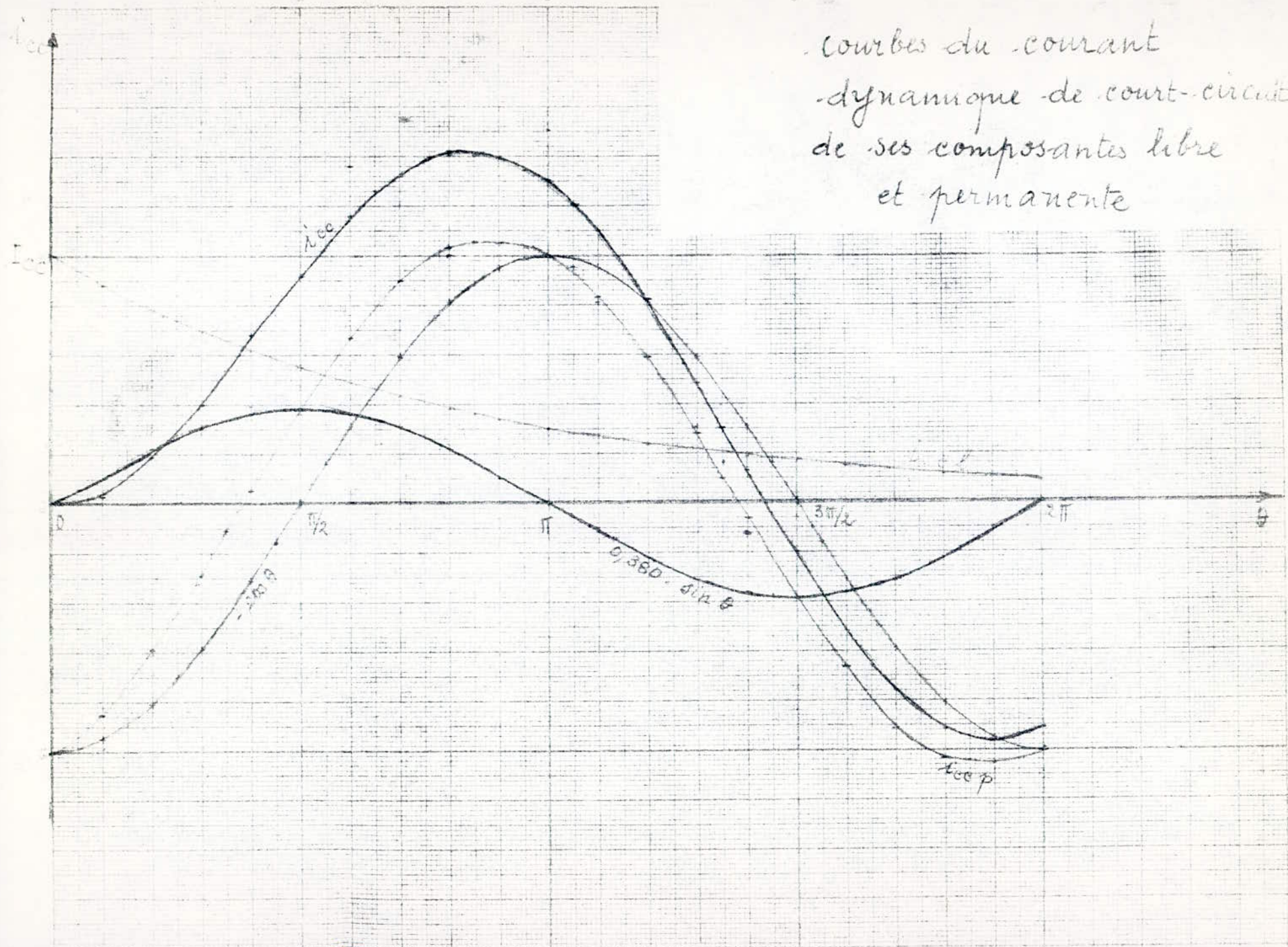
et : $i_{cc} = - \underbrace{1563 \left(\cos \theta - 0,380 \sin \theta \right)}_{i_{ccp}} + \underbrace{1563 \cdot \exp(-380\theta)}_{i_{ccl}}$

Le graphique qui suivra représente les courbes i_{ccp} , i_{ccl} et i_{cc}

La mesure graphique du courant maximal donne :

$I_{cc \text{ max}} = 1,42 \cdot I_{cc} \sqrt{2}$

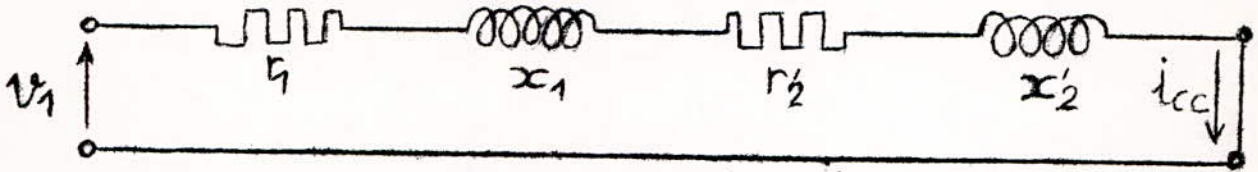
$I_{cc \text{ max}} = 1,42 \cdot 1563 = 2220 \text{ A}$



courbes du courant
 -dynamique de court-circuit,
 de ses composantes libre
 et permanente

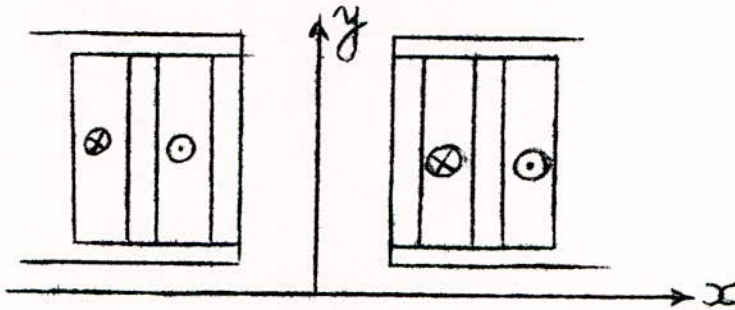
2. - Calcul des forces qui s'exercent sur les enroulements lors d'un court-circuit brusque.

Le schéma équivalent en c.c; est :



Nous voyons que l'enroulement primaire (r_1, x_1) et l'enroulement secondaire ramené au primaire (r_2, x_2) sont parcourus par un même courant i_{cc} .

La seule différence est que le courant circule en sens inverse dans l'un des enroulements par rapport à l'autre.



Des forces d' Ampère (effet de deux courants) apparaissent alors dans les enroulements que nous pouvons décomposer suivant les axes Ox (forces radiales) et Oy (forces axiales).

De plus, le même phénomène se produit à l'intérieur d'un même enroulement entre deux spires quelconques. Il s'agit de forces internes, qui, étant très faibles, seront négligées.

Lorsque le changeur de prises est dans la position correspondant au nombre total des spires, les bobines HT et BT étant coaxiales, de même hauteur et disposées de la même façon, les efforts axiaux sont rigoureusement nuls. Le régime le plus défavorable de ce point de vue est celui où le nombre de spires HT sous tension est minimal.

a) L'expression de la force radiale s'exerçant sur l'un et l'autre des enroulements est :

$$F_x = \frac{1}{2} \frac{\partial L_{cc}}{\partial x} \cdot i_{cc}^2$$

où L_{cc} = inductance de dispersion

i_{cc} : courant maximal de court-circuit.

$$L_{cc} = L_{\sigma 1} + L'_{\sigma 2} = \mu_0 \pi^2 \frac{l_1 s p_{moy}}{l_0} \left(\frac{b_1}{3} + \frac{\delta_{12}}{2} \right) + \mu_0 \pi^2 \frac{l_2 s p_{moy}}{l_0} \left(\frac{b_2}{3} + \frac{\delta_{12}}{2} \right)$$

(voir chap V - § 3a)

soit $l_{sp\ moy} = \frac{l_{1opt\ moy} + l_{2opt\ moy}}{2}$ et $\delta' = \delta_{12} + \frac{b_1 + b_2}{3}$

alors $L_{cc} = \mu_0 n_1^2 \frac{l_{sp\ moy}}{l'_\sigma} \delta'$ avec $l'_\sigma = \frac{h_{enr}}{k_\sigma}$

D'où : $\frac{\partial L_{cc}}{\partial x} = \frac{\partial L_{cc}}{\partial \delta'} = \mu_0 n_1^2 \frac{l_{sp\ moy}}{h_{enr}} \cdot k_\sigma$

et $F_x = \frac{\mu_0}{2} (i_{cc}^2 n_1^2) \cdot \frac{l_{sp\ moy} \cdot k_\sigma}{h_{enr}}$

$i_{cc} = i_{ccm} = 2220 \text{ A}$

$l_{sp\ moy} = \frac{993 + 781}{2} = 887 \text{ mm}$

$k_\sigma = 0,953$

$h_{enr} = 405 \text{ mm}$

$F_x = \frac{4\pi \cdot 10^{-7}}{2} \cdot (2220 \cdot 344)^2 \cdot \frac{887 \cdot 0,953}{405}$

$F_x = 767\ 236 \text{ N}$

L'effort de rupture par unité de surface est :

pour la HT $F_r = \frac{F_x}{2\pi n_1 b_1} = \frac{767\ 236/10}{2\pi \cdot 344 \cdot 13,3} = 2,72 \text{ kgf/mm}^2$

pour la BT $F_r = \frac{F_x}{2\pi n_2 b_2} = \frac{767\ 236/10}{2\pi \cdot 24 \cdot (2 \cdot 43 + 4 \cdot 36,9)} =$

L'effort de rupture admissible est : $F_{radm} = 5 \text{ kgf/mm}^2$

Nous vérifions bien que $F_{rBT} < F_{radm}$

$F_{rHT} < F_{radm}$

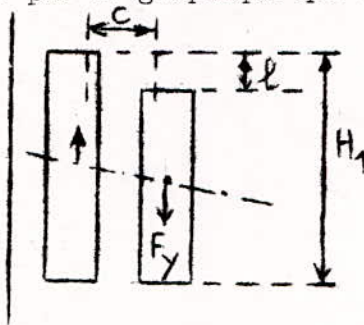
b) Nous pouvons exprimer la force axiale en fonction de la force radiale.

$$F_a = k_a \cdot \frac{h}{100} \cdot F_r \quad \text{avec} \quad h = \frac{l}{H_1} \cdot 100$$

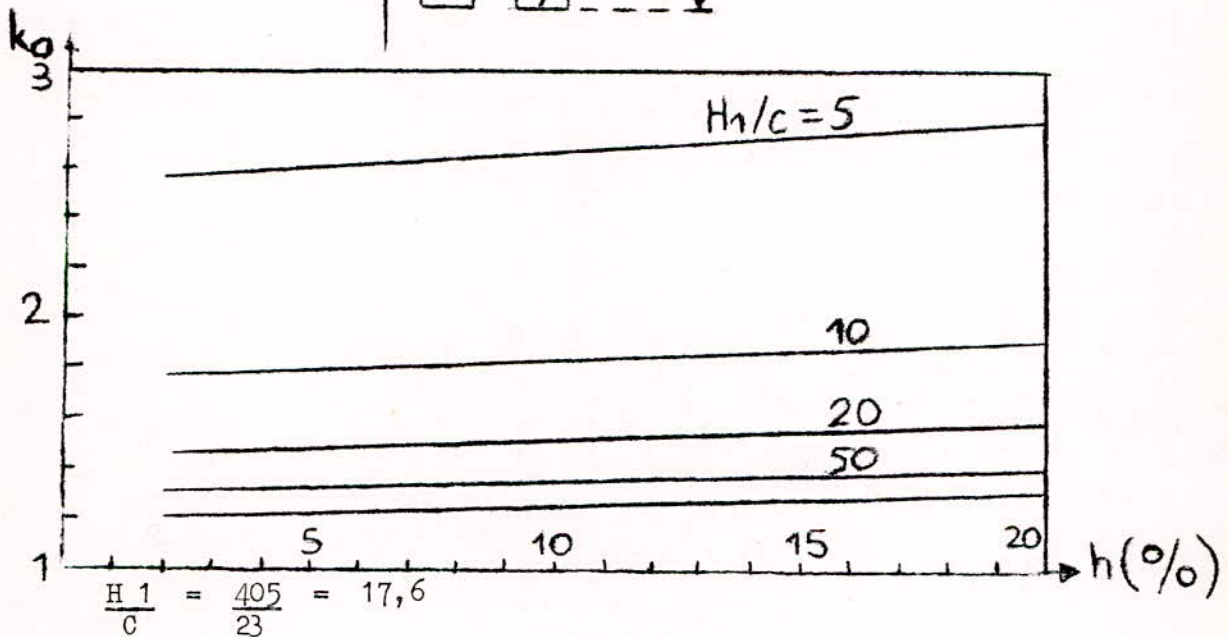
où : l, H_1 sont donnés par la figure

F_r : effort de rupture radial

k_a : donné par le graphique qui suivra (où C est donné par la figure)



$$\begin{aligned} c &= 23 \text{ mm} \\ l &= 39 \text{ mm} \\ H_1 &= 405 \text{ mm} \end{aligned}$$



$$h = \frac{l}{H_1} \cdot 100 = \frac{39}{405} \cdot 100 = 9,63$$

D'où $k_a \simeq 1,6$

L'effort de rupture axial est alors

$$F_a = 1,6 \cdot \frac{9,63}{100} \cdot 2,72 = 0,42 \text{ kgf/mm}^2$$

L'effort de rupture admissible est : $F_{adm} = 1,8 \text{ kgf/mm}^2$

Nous constatons bien que $F_a < F_{adm}$

1) Notions fondamentales

La chaleur produite dans les matériaux actifs par les pertes dans le fer et dans le cuivre provoque une élévation de température dans la partie considérée du transformateur par rapport à la température ambiante.

Cette élévation de température est d'autant plus importante que l'échange de chaleur à l'intérieur de la partie considérée (caractérisé par la conductivité thermique) d'une part et l'aptitude de cette partie à céder de la chaleur à l'ambiance (caractérisée par la transmission efficace de chaleur) d'autre part sont plus faibles.

La transmission de chaleur peut s'effectuer soit par rayonnement thermique soit par convection.

- Dans notre transformateur, la chaleur est essentiellement emportée par le courant d'huile puis cédée aux parois de la cuve (transmission de chaleur par convection); seule une infime partie arrive directement par conduction.

L'échauffement de l'huile par les matériaux actifs et son refroidissement par les parois de la cuve provoquent une circulation d'huile.

Pour que la chaleur puisse être emportée par l'huile, il est nécessaire qu'il y ait élévation de température des matériaux actifs par rapport à l'huile d'une part et abaissement de température des parois de la cuve par rapport à l'huile d'autre part.

- La transmission de chaleur de la cuve à l'ambiance extérieure a lieu par convection (circulation d'air) et dans une moindre mesure par rayonnement.

Le mode de refroidissement choisi est le refroidissement à l'huile avec ventilation naturelle.

Ce genre de refroidissement exige que toute la chaleur puisse être emportée à travers la surface de la cuve sans que les températures des enroulements du fer et de l'huile ne dépassent les valeurs fixées par les normes.

(La dissipation de la chaleur par la cuve a lieu par rayonnement et convection naturelle).

Soit $\Delta\theta_c$: l'élévation de température à l'endroit du corps où est engendrée la chaleur (élévation de température / température ambiante)

$\Delta\theta_{sc}$: l'élévation de température de la surface du corps

$\Delta\theta_h$: l'élévation de température de l'huile

Nous avons alors: $\Delta\theta_c - \Delta\theta_h = (\Delta\theta_c - \Delta\theta_{sc}) + (\Delta\theta_{sc} - \Delta\theta_h)$

a) Quantité de chaleur produite dans un corps homogène dans un intervalle de temps dt

$$Q \cdot dt = \underbrace{mc d(\Delta\theta)}_{\text{chaleur nécessaire pour augmenter de } \Delta\theta \text{ la température du corps}} + \underbrace{A_{ref} \cdot \alpha_{ks} \cdot \Delta\theta \cdot dt}_{\text{chaleur cédée à l'extérieur}}$$

où Q = flux de chaleur = quantité de chaleur produite par unité de temps = pertes

m = masse du corps

c = chaleur spécifique du corps
(quantité de chaleur qui élève de 1° C la température de 1 kg du corps)

Aref : surface de refroidissement

α_{ks} : coefficient de transmission totale

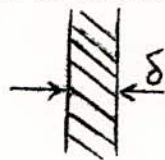
En régime permanent d ($\Delta\theta$) = 0 et $\Delta\theta = \Delta\theta_{max}$

$$d'où Q \cdot dt = A_{ref} \cdot \alpha_{ks} \cdot \Delta\theta_{max} \cdot dt$$

$$\text{et } \Delta\theta = \Delta\theta_{max} (1 - \exp(-t/\tau)) + \Delta\theta_0 \cdot \exp(-t/\tau)$$

$$\text{où } \tau = \frac{m \cdot c}{A_{ref} \cdot \alpha_{ks}}$$

b) transmission de chaleur par conduction thermique

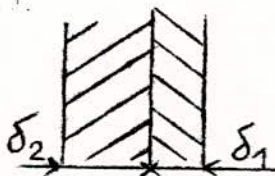


Soit un corps d'épaisseur δ et de conductivité thermique λ

Le flux de chaleur par unité de surface est alors :

$$q = \frac{\lambda}{\delta} \cdot \Delta\theta$$

où $\Delta\theta$ est la différence de température entre les extrémités du corps.



Si nous avons 2 corps d'épaisseurs δ_1 et δ_2 et de conductivités λ_1 et λ_2 .

Du point de vue de la conduction, ce système est équivalent à un seul corps d'épaisseur $\delta = \delta_1 + \delta_2$

$$\text{et de conductivité thermique } \lambda = \frac{\delta \cdot \frac{\lambda_1}{\delta_1} \cdot \frac{\lambda_2}{\delta_2}}{\frac{\lambda_1}{\delta_1} + \frac{\lambda_2}{\delta_2}} \dots/\dots$$

c) transmission de chaleur par rayonnement

soit q_s = la quantité de chaleur rayonnée par unité de temps (s) et par unité de surface (m²)

pour les températures rencontrées d'ordinaire, nous avons approximativement :

$q_s = \alpha_b \cdot \Delta\theta$ où $\Delta\theta$ = élévation de température du corps par rapport à l'ambiance

α_b = coefficient de transmission thermique par rayonnement

$\alpha_b \approx 6 \text{ W/m}^2 \cdot \text{C}$ pour : $\Delta\theta = 40^\circ \text{ C}$ et une température ambiante de 20° C

Comme surface rayonnante nous ne devons considérer que celle qui se trouve au voisinage de l'air libre.

d) transmission de chaleur par convection

q_k : quantité de chaleur transmise par convection par unité de temps (s) et par unité de surface (m²)

$q_k = \alpha_k \cdot \Delta\theta$ où α_k = coefficient de convection

dans l'air : $\alpha_k \text{ air} = 2,5 \sqrt[4]{\Delta\theta}$ (dans l'air)

dans l'huile $\alpha_k \text{ huile} = 40,3 \sqrt[4]{\frac{\Delta\theta}{h_o}}$ h_o = hauteur efficace de la cuve.

2) Elévation de température de l'huile par rapport à l'air ambiant.

$\Delta\theta_h = \Delta\theta_{h-p_i} + \Delta\theta_{p_i-p_e} + \Delta\theta_{p_e}$
 $\Delta\theta_h$: entre l'huile et l'air ambiant
 $\Delta\theta_{h-p_i}$: entre l'huile et les parois intérieures de la cuve
 $\Delta\theta_{p_i-p_e}$: entre les parois intérieures et extérieures de la cuve
 $\Delta\theta_{p_e}$: entre les parois extérieures et l'air ambiant

$\Delta\theta_{p_i-p_e} = 0$ car les parois sont très minces, la conductivité très élevée
d'où $\Delta\theta_h = \Delta\theta_{h-p} + \Delta\theta_p$

Entre l'huile et les parois, de la cuve, la transmission de chaleur se fait exclusivement par convection.

$$\Delta\theta_{h-p} = \frac{P_v}{\alpha_{kh} \cdot A_{ref}}$$

Entre les parois et l'air ambiant, elle s'effectue par convection et par rayonnement : La surface de rayonnement est plus réduite :

$$A'_{ref} = \frac{A_{ref}}{\sigma_e}$$

$$\Delta\theta_p = \frac{P_v}{\alpha_{kair} \cdot \sigma_e \cdot A'_{ref}} + \frac{P_v}{\alpha_b \cdot A'_{ref}} = \frac{P_v}{A'_{ref} (\alpha_{kair} \cdot \sigma_e + \alpha_b)}$$

P_v = pertes totales

α_b = coefficient de rayonnement

α_{kair} = coefficient de convection pour l'air

α_{kh} = coefficient de convection pour l'huile

A'_{ref} : surface réduite de refroidissement

A_{ref} : surface totale de refroidissement

A'_{ref} : $h_o \cdot p_e$

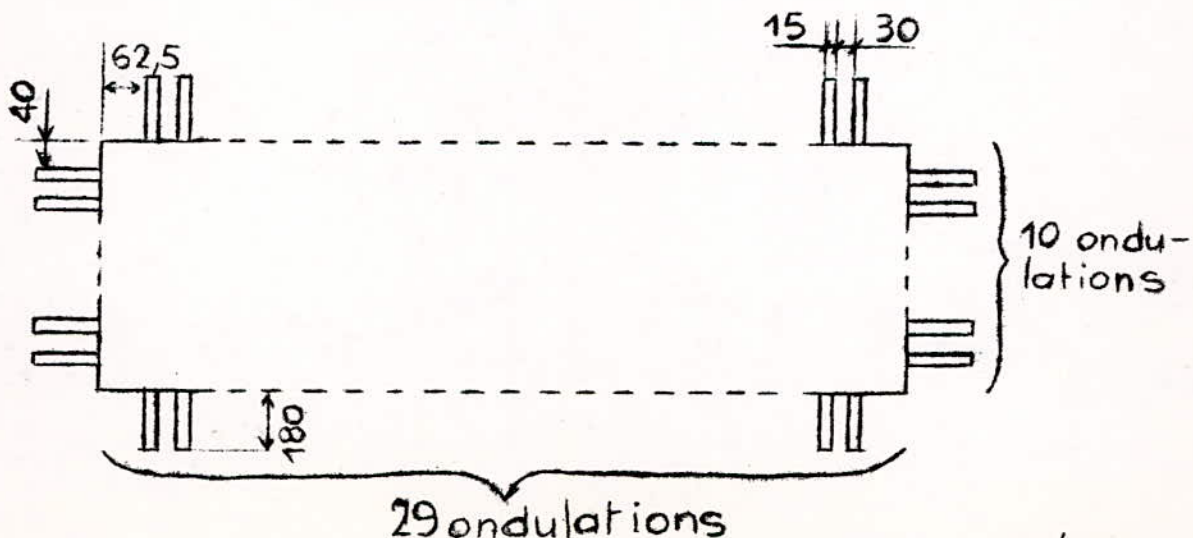
h_o = hauteur efficace de la cuve

p_e = périmètre extérieur de la cuve

$$\sigma_e = \frac{p}{p_e}$$

p = périmètre minimal

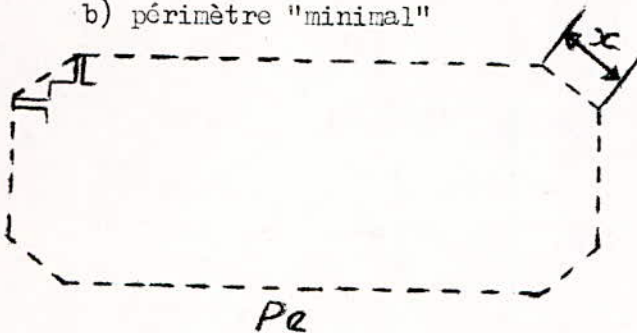
a) périmètre extérieur



$$p = 2 (29,15 + 28,30 + 125 + 2,180,29 + 10,15 + 9,30 + 80 + 2,180,10)$$

$$p = 31880 \text{ mm}$$

b) périmètre "minimal"



(voir figure précédente)

$$x = \sqrt{(180+40)^2 + (180+62,5)^2}$$

$$x = 327,5 \text{ mm}$$

$$p_e = 2 (29,15 + 28,30 + 125 + 327,5 + 10,15 + 9,30 + 80 + 327,5)$$

$$p_e = 5110 \text{ mm}$$

c) rapport de réduction de la surface

$$\frac{A_{ref}}{A'_{ref}} = \frac{h_o \cdot P}{h_o \cdot p_e} = \frac{P}{p_e} = \frac{31880}{5110} = 6,24$$

d) surface réduite de refroidissement

$$A'_{ref} = h_o \cdot p_e = 960 \cdot 5110 = 4905600 \text{ mm}^2 = 4,90 \text{ m}^2$$

e) coefficient de convection de l'air

$$\alpha_{k \text{ air}} = 2,55 \sqrt[4]{\Delta\theta_p}$$

en supposant $\Delta\theta_p = 42,5^\circ\text{C}$ alors $\alpha_{k \text{ air}} = 6,51$

f) coefficient de convection de l'huile

$$\alpha_{kh} = 40,3 \sqrt[4]{\Delta\theta_{h-p} / h_o}$$

en supposant $\Delta\theta_{h-p} = 5^\circ\text{C}$ alors $\alpha_{kh} = 40,3 \sqrt[4]{\frac{5}{96}} = 60,8$

g)

$$\Delta\theta_{h-p} = \frac{P_v}{\alpha_{kh} \sigma_2 A'_{ref}} = \frac{7250 + 2500}{60,8 \cdot 6,24 \cdot 4,9} = 5,25^\circ\text{C}$$

h)

$$\Delta\theta_p = \frac{7250 + 2500}{4,9 (6,51 \cdot 6,24 + 6)} = 42,7^\circ \text{ C}$$

i)

$$\Delta\theta_h = \Delta\theta_p + \Delta\theta_{h-p}$$

$$\Delta\theta_h = 42,7 + 5,25 \approx 48^\circ \text{ C}$$

$$\Delta\theta_{h\max} = 1,2 \cdot 48 = 57,6^\circ \text{ C}$$

$$\theta_{h\max \text{ adm}} = 60^\circ \text{ C}$$

3) Echauffement des enroulements

Notre transformateur étant à refroidissement à huile, le canal de refroidissement entre le noyau de fer et l'enroulement empêche le passage de la chaleur du noyau à l'enroulement.

D'autre part, du point de vue de l'échauffement, les demi bobines BT étant placées dans les mêmes conditions, c'est comme si les demi bobines d'une même colonne étaient en série.

soit $\Delta\theta_{\text{enr}}$ = l'élévation de température de la zone la plus chaude de l'enroulement/l'ambiance

$\Delta\theta_{\text{med}}$ = l'élévation de température de la zone la plus chaude par rapport à sa surface

$\Delta\theta_h$ = l'élévation de température de l'huile par rapport à l'ambiance.

Nous considérerons que la différence de température entre l'huile et la surface de refroidissement est nulle car la surface refroidie est un isolant.

Nous avons $\Delta\theta_{\text{enr}} = \Delta\theta_{\text{med}} + \Delta\theta_h$

avec $\Delta\theta_{\text{med}} = \frac{q}{k} \cdot \psi$

pour des enroulements concentriques $\psi \approx 1$

$$q = \frac{P_v}{A'_{ref}}$$

P_v = pertes totales

A'_{ref} = surface de refroidissement réduite

$$k = \frac{\lambda_{is} \cdot \alpha_{ks}}{\lambda_{is} + \delta \cdot \alpha_{ks}}$$

α_{ks} : coefficient de transmission totale

$$\alpha_{ks} = \alpha_{kh} + \alpha_s$$

λ_{is} : conductivité thermique de l'isolation des conducteurs

δ : largeur de l'isolation de chaque conducteur

a) bobines BT

compte tenu de la surface occupée par les écarteurs, nous avons :

$$A'_{ref 2} = \frac{65}{100} \cdot A_{ref 2}$$

Surface latérale des bobines

$$\frac{A_{ref 2}}{2,3} = 2 \left[12 (2,5,6 + 4,4,49) \times 780 \right] = 5765 \text{ cm}^2$$

d'où la surface de l'enroulement BT en contact avec l'huile

$$A'_{ref 2} = \frac{65}{100} \cdot 2,3 \cdot 5765 = 22480 \text{ cm}^2$$

Le flux thermique est :

$$q_2 = \frac{P_{cu 2}}{A'_{ref 2}} = \frac{3195}{2,248} = 1421 \text{ W/m}^2$$

le coefficient k_2

$$k_2 = \frac{0,15 \cdot 92}{0,15 + 0,5 \cdot 10^{-3} \cdot 92} = 70,4$$

$$\text{D'où } \Delta\theta_{med} = \frac{q_2}{k_2} = \frac{1421}{70,4} = 20^\circ \text{C}$$

$$\text{et } \Delta\theta_{enr} = 20 + 48 = 68^\circ \text{C} < 70^\circ \text{C} \quad (\Delta\theta_{enr. qdm})$$

b) Bobines HT

$$A'_{ref1} = \frac{65}{100} \cdot A_{ref1}$$

$$\frac{A'_{ref1}}{2,3} = 2 \left[172 \cdot 2,31 \cdot 993 \right] = 789\,077 \text{ mm}^2$$

couches
enroulement

3 colonnes

2 côtés léchés par l'huile

$$A'_{ref1} = 3077402 \text{ mm}^2 = 3,077 \text{ m}^2$$

$$q_1 = \frac{P_{cu1}}{A'_{ref1}} = \frac{4025}{3,077} = 1308 \text{ m}^2$$

$$k_1 = \frac{0,15 \cdot 90,4}{0,15 + 0,5 \cdot 10^{-3} \cdot 90,4} = 69,5$$

$$\Delta\theta_{med} = \frac{q_1}{k_1} = \frac{1308}{69,5} = 18,8^\circ \text{ C} \approx 19^\circ \text{ C}$$

$$\Delta\theta_{entr} = 19 + 48 = 67^\circ \text{ C} < 70^\circ \text{ C}$$

4) Echauffement du fer

soit $\Delta\theta_{tot}$ = la différence de température entre la zone la plus chaude du fer et l'huile

$\Delta\theta_{itot}$ = la chute totale de température de la zone la plus chaude du fer à la surface de refroidissement

$\Delta\theta_e$ = la chute de température entre la surface refroidie et l'huile.

$$\text{Nous avons : } \Delta\theta_{tot} = \Delta\theta_{itot} + \Delta\theta_e$$

* $\Delta\theta_e$

La transmission de chaleur de la surface de refroidissement du fer au milieu de refroidissement (huile) a lieu par convection.

$$\text{On démontre que : } \Delta\theta_e = \frac{P_{spFe} \cdot P_{Fe}}{\alpha_{kh}} \cdot \frac{b_{Fe}}{2}$$

$$\text{en admettant } \Delta\theta_e = 22^\circ\text{C, alors } \alpha_{kh} = 40,3 \cdot \sqrt[4]{\frac{22}{0,45}} = 106,5$$

$$\text{d'où } \Delta\theta_e = \frac{3,2 \cdot 7,65 \cdot 10^3}{106,5} \cdot \frac{0,196}{2} = 22,5^\circ\text{C}$$

* $\Delta\theta_{itot}$

* La transmission de chaleur s'effectue ici par conduction thermique

$$\Delta\theta_{itot} = \frac{P_{spFe} \cdot P_{Fe}}{\lambda} \cdot \frac{b_{Fe}^2}{8}$$

$$\Delta\theta_{itot} = \frac{3,2 \cdot 7,65 \cdot 10^3}{25} \cdot \frac{(0,196)^2}{8} = 4,7^\circ\text{C}$$

$$\text{d'où } \Delta\theta_{tot} = 22,5 + 4,7 = 27,2^\circ\text{C}$$

$$\text{On admet que } \Delta\theta_{moy} = 22,5 + \frac{2}{3} \cdot 4,7 = 25,5^\circ$$

La température du fer par rapport à l'air ambiant est :

$$25,5 + 48 = 73,5^\circ < 75^\circ\text{C (limite admissible)}$$

I) Conservateur d'huile

L'utilisation de l'huile comme refroidissant s'accompagne de problèmes tels que la dilatation de l'huile, son oxydation et son humidification au contact de l'air. Le conservateur d'huile constitue la solution qui permet de maîtriser ces problèmes.

La masse décuvable est approximativement :

$$M_{dec} = 1,2 \cdot (M_{Fe} + M_{Cu})$$

$$M_{dec} = 1,2 [666 + (121 + 117)] = 1\ 085\ kg$$

Le volume décuvable est alors

$$V_{dec} = M_{dec} / \gamma_{dec} \quad \text{avec } \gamma_{dec} = 5,5 \text{ à } 6\ kg/dm^3$$

$$V_{dec} = \frac{1\ 085}{5,5} = 198\ dm^3$$

Volume de la cuve

$$V_c = 14,5 \cdot 11,6 + 0,15 \cdot 1,8 \cdot 9,9 = 815\ dm^3$$

Volume de l'huile

$$V_h = V_c - V_{dec}$$

$$V_h = 815 - 198 = 617\ dm^3$$

Masse de l'huile

$$M_h = \gamma_h \cdot V_h$$

$$M_h = 0,9 \cdot 617 = 555\ kg$$

Volume du conservateur

$$V_{cons} = (0,07 \text{ à } 0,1)$$

$$V_{cons} = 0,09 \cdot 617 = 55,5\ dm^3$$

Longueur du conservateur

$$l_{cons} \leq \text{largeur de la cuve}$$

$$l_{cons} = 500\ mm$$

Diamètre du conservateur

$$D_{cons} = \sqrt{\frac{4 \cdot V_{cons}}{\pi \cdot l_{cons}}} = \sqrt{\frac{4 \cdot 55,5}{\pi \cdot 5}} = 3,74\ dm = 374\ mm$$

2) Poids du transformateur

Le poids du transformateur se compose :

- du poids du circuit magnétique
- " du cuivre
- " de l'isolation, des pièces de serrage et de fixation
- " de la cuve
- " de l'huile
- " du conservateur

Poids du circuit magnétique

$$M_{Fe} = 666\ kg$$

Poids du circuit électrique

$$M_{Cu} = 238\ kg$$

Poids de l'isolation, des pièces de serrage et de fixation

$$M \approx 0,2 (M_{Fe} + M_{Cu}) = 181\ kg$$

Poids de la cuve

Les épaisseurs des parois sont respectivement couvercle et fond : 5 mm

parois latérales : ~~3 mm~~ 2 mm

$$7,8(14,5 \cdot 0,05 + 14,5 \cdot 0,05 + 318,8 \cdot 10,8 \cdot 0,02) = 835\ kg$$

Poids de l'huile

$$m_R = 555 \text{ kg}$$

Poids du conservateur

$$m_{\text{cons}} = 7,8 \cdot \pi \cdot 3,74 \cdot 0,05 \cdot 5 = 23 \text{ kg}$$

Poids du transformateur

$$m_{\text{tot}} = 2500 \text{ kg}$$

2255

CONCLUSION

Le prix de vente d'un transformateur se répartit approximativement de la façon suivante :

matières premières	:	50 (hors taxe)
main d'oeuvre	:	10
frais généraux	:	20
taxes	:	20

En retranchant des frais généraux 4 % de courtage de vente, 2 % de transport et 2 % d'emballage, il ne reste que 12 % à répartir entre les services généraux, les services d'études et le bénéfice. La marge de bénéfice étant aussi courte, la fabrication d'un transformateur nécessite un examen minutieux de chaque poste de travail ou de dépense.

Il est facile de voir d'après cette répartition du prix de vente que seul le prix des matières premières peut être réduit grâce à une diminution du poids de ces matières premières.

Dans cet ordre d'idées, l'acier laminé à froid a apporté une contribution considérable. Sa haute perméabilité, en permettant de réduire la section du noyau, assure une diminution du poids du circuit magnétique.

L'adoption des tôles d'acier laminé à froid a aussi entraîné l'amointrissement du foisonnement (bonne planéité des tôles), de l'épaisseur de l'isolant (carlite + feuilles de presspahn tous les 50 à 70 mm environ), du poids des pièces de serrage et de celui de la cuve.

La livraison des tôles d'acier laminé à froid en rouleaux et à la largeur désirée a permis de ramener les chutes à 6 %. Ces dernières étant de 15 % avec l'acier laminé à chaud, il y aura donc 9 % de moins de déchets.

La mise en oeuvre des tôles à cristaux orientés, en nécessitant une réorganisation des ateliers, a favorisé la révision des postes de travail.

Elle a permis enfin la réduction des pertes et du courant à vide.

Avec l'acier laminé à froid, les pertes par hystérésis ne constituent plus que la moitié des pertes dont le fer alors qu'elles en composaient la majeure partie dans le cas de l'acier laminé à chaud. Il n'est pas à espérer une nouvelle réduction des pertes par hystérésis. Quant aux pertes par courants de Foucault, si l'addition de silicium permet leur abaissement, on ne peut guère augmenter la teneur de cet élément au delà de 3,2 % sous peine de rendre la laminage à froid pratiquement impossible. Par contre des études prometteuses consistant en l'addition d'aluminium sont en cours et des résultats ont déjà été enregistrés en laboratoire.

Pour arriver au cas particulier de notre transformateur, signalant que des améliorations techniques peuvent être apportées en utilisant un acier laminé à froid à plus haute perméabilité magnétique et à plus faibles pertes que celui que nous avons employé. En U.R.S.S., il y a les aciers 520 et 530 dont les pertes spécifiques à 1,7 T et 50 Hz sont respectivement de 2,90 W/kg et de 2,60 W/kg. Nous pouvons aussi envisager l'augmentation du nombre de gradins de la section des colonnes. Ces améliorations s'accompagnent d'une élévation du prix unitaire des tôles et seule une étude économique poussée permet de trancher la question.

Le type d'enroulements utilisé est économique, robuste et de réalisation simple. Mais le choix d'une connexion BT en zig-zag a entraîné une élévation du nombre de spires et une complication de l'enroulement BT. Seulement, il n'appartient pas au constructeur de choisir les modes de couplage sauf si l'utilisateur le demande. Le couplage Yz offre l'avantage, dans une distribution entre phase et neutre, de tolérer un déséquilibre des charges.

Le refroidissement des enroulements est favorisé par l'importance de la largeur des canaux de refroidissement entre HT et BT, entre HT et colonne et entre couches d'un même enroulement. En U.R.S.S., la cuve tubulaire est préférée à la cuve en tôles ondulées tandis que celle-ci est couramment utilisée en Allemagne et en France.

Signalons enfin que jusqu'à une puissance de 1 000 kVA, tous les transformateurs de distribution employés en Suisse sont en exécution ouverte sans conservateurs d'huile avec deux aérateurs sur le couvercle de la cuve (construction Brown - Boveri). Pourtant, nous voyons mal comment le problème de l'oxydation de l'huile chaude par l'air a été résolu.

BIBLIOGRAPHIE

M. KOSTENKO et L. PIOTROVSKY
machines électriques tomes I et II
Editions MIR - MOSCOU - 1969

M. LIWSCHITZ
Calcul des machines électriques tomes I et II
Editions S.P.E.S. - LAUSANNE - 1969

N. I. BULGACOV
Calculul transformatorilor
Editura tehnica - BUCURESTI - 1951