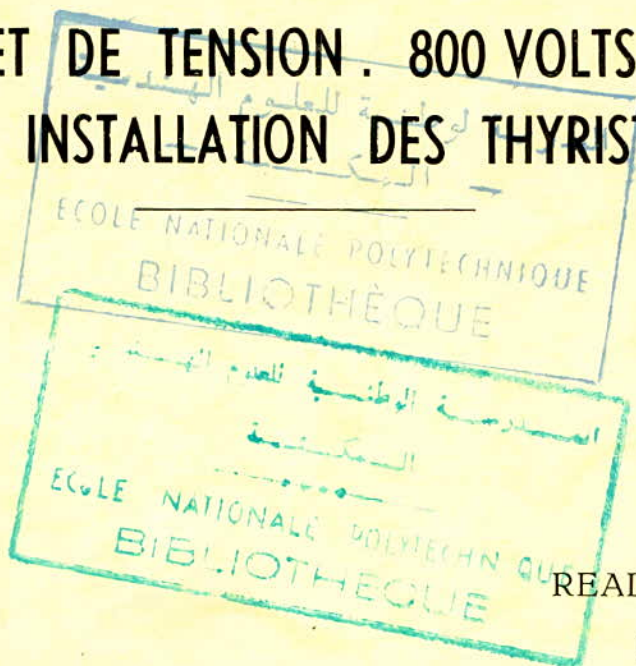




# PROJET DE FIN D'ETUDES

ETUDE D'UN GROUPE REDRESSEUR  
REVERSIBLE D'UNE PUISSANCE . 7000 KW  
ET DE TENSION . 800 VOLTS  
AVEC INSTALLATION DES THYRISTORS



PROPOSE PAR :

Mr. V. STIRBU  
Maitre Assistant a l'ENPA

REALISE PAR :

Mr. ABDELLAOUI  
BOUBEKEUR

A  
mon Ami Ourari Mahmoud.  
en souvenir des moments passés  
ensemble.

Abdel Parri . B.



DEDICACES

mes

- À mes Parents .
- À mes frères et soeurs .
- À mes cousins et cousines .
- À toute ma famille .

A V A N T - P R O P O S .

Je tiens à remercier personnellement tous les professeurs du Département Electricité et plus particulièrement Monsieur VALERY STIRBU qui ont su mettre en oeuvre tous les moyens nécessaires au succès de la réalisation de mon projet et qui m'ont aidé dans ma tâche par leurs conseils avisés.

Je remercie aussi tous les amis "Elèves Ingénieurs à l'ENPA" qui m'ont prouvés durant mes études supérieures leur sincère amitié.

-O-O-O-O-O-O-O-O-O-O-

Le sujet a été proposé par Monsieur VALERY STIRBU, Maître Assitant à l'ENPA, et fut réalisé par ABDELLAOUI BOUBAKEUR.

Notre travail consiste à faire l'étude d'un Groupe Redresseur à thyristors pour alimenter un moteur à courant continu réversible d'une puissance 7.000 kW et d'une tension 800 V.

-O-O-O-O-O-O-O-O-O-O-

A la fin de cet ouvrage, une bibliographie non exhaustive, cite les principales sources d'informations utilisées.

## A V A N T - P R O P O S .

Je tiens à remercier personnellement tous les professeurs du Département Electricité et plus particulièrement Monsieur VALERY STIRBU qui ont su mettre en oeuvre tous les moyens nécessaires au succès de la réalisation de mon projet et qui m'ont aidé dans ma tâche par leurs conseils avisés.

Je remercie aussi tous les amis "Elèves Ingénieurs à l'ENPA" qui m'ont prouvés durant mes études supérieures leur sincère amitié.

-o-o-o-o-o-o-o-o-o-o-

Le sujet a été proposé par Monsieur VALERY-SIRBU, Maître Assitant à l'ENPA, et fut réalisé par ABDELLAOUI BOUBAKEUR.

Notre travail consiste à faire l'étude d'un Groupe Redresseur à thyristors pour alimenter un moteur à courant continu réversible d'une puissance 7.000 kW et d'une tension 800 V.

-o-o-o-o-o-o-o-o-o-o-

A la fin de cet ouvrage, une bibliographie non exhaustive, cite les principales sources d'informations utilisées.

# TABLES DES MATIERES.

1. Introduction.
2. Structure générale d'un laminoir réversible.
  - 2.a: Cage principale.
  - 2.b: Dispositifs d'entraînements auxiliaires.
3. Choix du moteur.
  - 3.a: Principaux généraux du choix d'un moteur.
  - 3.b: Application à notre laminoir réversible.
    - a) fonctionnement à couple constant.
    - b) fonctionnement à puissance constante.
4. Choix et étude du montage redresseur.
  - A. Choix du montage redresseur.
    - 1°) étude de la marche du moteur.
    - 2°) exigences électriques.
    - 3°) choix du montage redresseur.
  - B. Etude des différents éléments constituant notre montage redresseur.
  - C. Etude théorique du montage : Double GREATZ parallèle.
    - C-1: Tension continue fournie par notre montage.
      - a) Tension "fictive" continue à vide.
      - b) Tension redressée maximale.
      - c) Tension fictive rigoureusement à vide dans le montage avec bobine de liaison inductive.
      - d) Tension redressée minimale.
      - e) Valeur efficace de la tension redressée.
      - f) Facteur de forme.
      - g) Harmoniques de la tension redressée.
    - C-2: Tension entre extrémités d'un bras de montage redresseur.
      - a) Tension directe sur un bras de montage redresseur.
      - b) Tension inverse sur un bras de montage redresseur.
    - C-3: Les courants dans le bloc redresseur et dans son alimentation.
      - a) Courant dans un bras.
      - b) Courant alimentant le bloc.
    - C-4: Le transformateur de redresseur.
      - a) Enroulements secondaires.
        - a.1: tensions secondaires.
        - a.2: courants secondaires aux bornes.
        - a.3: facteur de puissance du secondaire.
        - a.4: facteur de dimensionnement secondaire.
        - a.5: harmoniques des courants secondaires.
      - b) Circuit magnétique et flux de fuites.
      - c) Enroulements primaires.
      - d) Les réactances de fuite.
      - e) Les résistances d'enroulements.
    - C-5: Chute de tension d'un Groupe Transformateur-Redresseur.
      - a) Chute inductive de tension continue.
        - a.1: phénomène de l'empiètement.
        - a.2: relation entre la chute inductive de tension et l'angle d'empiètement.
        - a.3: relation entre l'angle d'empiètement et la réactance du circuit de commutation (par bras).
        - a.4: relation entre la chute inductive et la réactance du circuit de commutation.
        - a.5: forme des courants anodiques pendant la commutation.
        - a.6: chute de tension inductive due au transformateur.
        - a.7: chute de tension inductive due aux réactances situées entre transfo. et redresseur.
        - a.8: chute inductive de tension due aux réactances placées dans les bras du bloc redresseur.
        - a.9: chute inductive de tension due aux réactances situées côté réseau alternatif.

- a.10: chute inductive de tension due à la réactance du réseau alternatif.
  - b) Chute résistive de tension continue.
  - c) Chute de tension due aux thyristors.
  - d) Chute de tension totale.
- C-6: Pertes et rendement.
- a) Pertes dans le transfo. principal.
    - a.1: pertes dans le fer.
    - a.2: pertes dans les enroulements.
    - a.3: pertes dues aux systèmes de refroidissement.
    - a.4: pertes supplémentaires.
  - b) Pertes dans les bobines d'absorption et les inductances éventuelles.
  - c) Pertes dans le bloc redresseur.
    - c.1: pertes dans les thyristors.
    - c.2: pertes dans les fusibles éventuels.
    - c.3: pertes accessoires (circuits auxiliaires).
    - c.4: pertes dans les liaisons.
    - c.5: Totalisation des pertes et calcul des rendements.
- C-7: La bobine d'absorption.
- a) Bobine d'absorption reliant 2 ponts triphasés (Double Graetz parallèle).
    - a.1: A vide.
    - a.2: A faible charge.
    - a.3: En charge normale.
  - b) Équilibre des courants dans la bobine d'absorption.
  - c) Puissance des bobines d'absorption-Circuit magnétique.
    - c.1: Puissance apparente.
    - c.2: Circuit magnétique.
    - c.3: Puissance de dimensionnement.
- C-8: Courants de court-circuit.
- a) Court-circuit externe.
  - b) Court-circuit interne.
- C-9: Facteur de déphasage et Facteur de puissance.
- a) Définitions.
  - b) Calcul du  $\cos \phi$ .
  - c) Calcul du  $\cos \phi$ .
- C-10: Perturbations - Protections.
- a) Surintensités.
  - b) Courts-circuits.
  - c) Renseignements en vue du choix des fusibles.
- C-II: Réglage de tension continue.
- a) Variation de la tension alternative.
  - b) Utilisation des thyristors.

D. Calcul des caractéristiques du groupe: Transfo. Redresseur.

5. Conclusions.

Ce laminoir est quarto-unidirectionnel . Comme outil de finition , il est destiné à donner à froid , en une passe d'écrouissage des qualités de "PEAU" au métal laminé , c'est à dire un aspect de surface où aucun défaut n'apparaît après emboutissage , revêtement , ou peinture; les débouchés essentiels étant la carrosserie automobile, le mobilier métallique , le bâtiment et l'électro-ménager .

Le laminoir réversible comprend une cage principale et quelques dispositifs auxiliaires .

## II- a) Cage Principale

Les cylindres de travail de la cage sont entraînés par un moteur à courant continu par l'intermédiaire d'un réducteur .

Dans tout le domaine de vitesse , le moteur peut être surchargé à 175% pendant une courte durée , autrement dit il peut admettre une charge égale à 2,75 fois sa charge nominale .

Le moteur à courant continu est alimenté par un réseau à 15 KV , par l'intermédiaire d'un transformateur et d'un redresseur à semi-conducteurs commandés

L'alimentation de l'induit est dimensionnée par 2 sens du courant , c'est à dire que l'inversion est obtenue par l'inversion du courant d'induit .

L'enroulement du champ du moteur est alimenté par un redresseur à semi-conducteurs équipés de thyristors .

Les courtes durées d'inversion et la conduite relativement simple de l'installation sont rendues possibles grâce à la régulation électronique

Cette régulation englobe les fonctions principales suivantes :

-- Régulation de tension par la surveillance de la tension d'induit qui est maintenue à sa valeur nominale dans le domaine d'affaiblissement du champ

-- Régulation du courant pour respecter le courant maximal du moteur admissible fixé à  $2,75 \times I_n$  (  $I_n$  : courant nominal )

-- Régulation de vitesse :

## II- b) Dispositifs d'entraînement auxiliaires:

La réduction de la section du produit à laminier , du lingot à la billette, est obtenue par le serrage, c'est à dire un abaissement correspondant du cylindre supérieur. Le dispositif prévu à cet effet, à savoir le mécanisme de réglage des cylindres est entraîné par un moteur à courant continu dont la vitesse est comprise entre 0 et 515 Tr/Mn .

Un dispositif de régulation électronique assure, ici également, l'ajustage exact du cylindre et la protection du moteur qui en découle . Les autres dispositifs de déplacement sont entraînés par des moteurs triphasés.

En ce qui nous concerne, notre travail va se canaliser à l'étude et au dimensionnement de l'alimentation du moteur d'entraînement de la cage principale .

## III- CHOIX DU MOTEUR

### III- a) Principes généraux du choix d'un moteur:

Pour choisir un moteur, on doit tenir compte :

-o- Du courant nominal , qui définit par le réchauffement du moteur, alors que le courant de surcharge est défini par la capacité de commutation du moteur .

-o- pour une application donnée, il faut choisir un moteur dont les caractéristiques conviennent à celles de la charge, au régime nominal et en surcharge.

Il faut tenir compte :

- Du couple à transmettre ,
- Du couple d'accélération, calculé avec la somme des moments d'inertie ramenés sur l'arbre moteur,
- Des harmoniques que contient le courant, qui ont pour effet d'augmenter le courant efficace du moteur et donc de surdimensionner le moteur à puissance utile égale,
- Des gradients de courant qui peuvent être nécessaires pour obtenir



- Des gradients de courant qui peuvent être nécessaires pour obtenir les performances spécifiées et qui ont une influence sensible sur la commutation du moteur. Le gradient du courant ( $di/dt$ ) dégrade la commutation parce que, lorsque l'intensité évolue rapidement dans l'induit, les courants de Foucault qui prennent naissance dans la circuit magnétique des pôles auxiliaires empêchent le flux de ces derniers d'évoluer en même temps que l'intensité.

Il en résulte alors une imperfection de la compensation du flux de commutation car les pôles auxiliaires sous compensent les montées de courant et surcompensent ses diminutions.

-o- Le choix de la vitesse de base et de la tension de l'alimentation dépend essentiellement de la puissance considérée; ces grandeurs sont limitées pour des raisons technologiques, telles que la tenue mécanique ou la commutation du collecteur. Il existe d'ailleurs une certaine normalisation dans ce domaine.

-o- Le surcouple ( $I_{max} / I_n$ ) varie aussi suivant les cas. On trouve généralement un coefficient compris entre 1,5 et 3. Toutefois, certains moteurs spéciaux (utilisés pour les mouvements d'avance des machines-outils par exemple) autorisent un rapport  $I_{max}/I_n=10$  à basse vitesse. Selon les applications on choisira une excitation séparée (c'est le cas le plus générale) ou une excitation série (moteurs de traction essentiellement).

### III- b) Application à notre laminoir réversible:

Le fonctionnement du moteur a lieu avec des démarrages fréquents et de fortes accélérations du matériel roulant. Il s'accompagne des variations brusques de la tension aux bornes du moteur, du courant et de la vitesse de rotation; différentes actions dynamiques sur le moteur sont également possibles, ce qui provoque la vibration des balais et des porte-balais en perturbant ainsi leur fonctionnement normal. De cette façon, le fonctionnement d'un moteur est pénible en ce qui concerne la commutation et les conditions thermiques et mécaniques.

En vue de perfectionner ce moteur, on peut prendre certaines mesures:

- Accroissement de la F.M.M des pôles auxiliaires par rapport à la F.M.M de réaction d'induit.
- Fabrication des pôles auxiliaires en tôles d'acier.
- Introduction d'une cale non magnétique entre le noyau du pôle et la culasse.
- Utilisation de balais de haute qualité ainsi que les portes-balais de construction spéciale.
- Amélioration des méthodes de fabrication des collecteurs.

Notre train réversible utilise des lingots de poids très élevés, il n'est pas possible de les engager à pleine vitesse, l'engagement doit se faire à vitesse nulle. Le seul système qui permet de résoudre ce problème, est le moteur à courant continu à excitation séparée.

Les moteurs principaux réversibles à courant continu sont caractérisés par:

- I°) Leur couple maximal, ou couple de déclenchement, qui est égale à 2,75 à 3 fois le couple d'échauffement.
- II°) La vitesse de rotation: on distingue:
  - a) Vitesse de base qui est la vitesse maximale à couple constant à plein champ.
  - b) Vitesse maximale obtenue par le réglage du champ. Elle est généralement de 2 à 2,5 fois la vitesse de base, mais le couple diminué dans de fortes proportions. Pour caractériser notre moteur, on indique les deux vitesses 120/260 Tr/mn.

III°) Le temps d'inversion qui était autrefois de 7 à 10 s entre les vitesses de base dans les deux sens, est maintenant au voisinage de 1,5 s

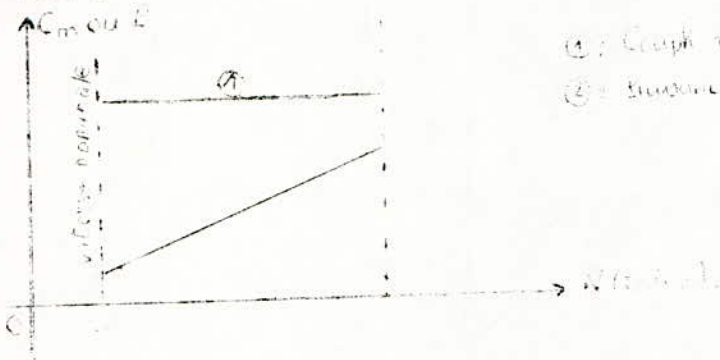
IV°) La puissance maximale: c'est la puissance nominale qui est évaluée à 7000 KW.

V°) La commande de la vitesse: à couple constant et à puissance constante.

a) Fonctionnement à couple constant Le flux restant constant on augmente la tension d'induit U (de quelques volts jusqu'à la tension nominale

-La vitesse augmente avec U jusqu'à la tension nominale, la puissance augmente avec celle-ci.

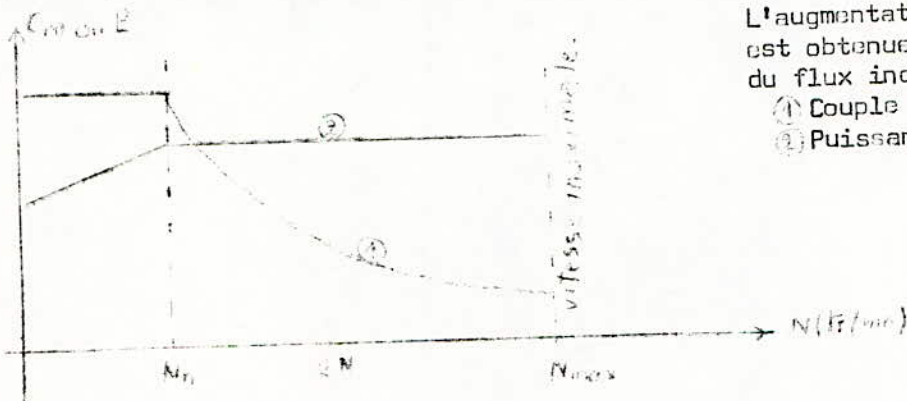
-L'intensité I dans l'induit prend une valeur (au maximum égale à I nominale) pour que le couple moteur équilibre le couple résistant. Le moteur doit être largement dimensionné car, aux faibles vitesses, la ventilation est mauvaise. L'augmentation de la vitesse est obtenue par l'augmentation de la tension d'induit.



① Couple moteur constant  
② Tension variable

b) Fonctionnement à puissance constante : La réduction nécessaire du couple moteur est proportionnelle à la réduction du flux obtenu par le rhéostat d'excitation. U et I restant constantes la puissance du moteur reste aussi constante. La tension d'induit U est conservée constante, on diminue le flux inducteur :

- La vitesse augmente proportionnellement à la diminution du flux.
- L'intensité I, ayant atteint sa valeur nominale, ne doit plus augmenter: le couple moteur doit donc diminuer.



L'augmentation de la vitesse est obtenue par la réduction du flux inducteur.

① Couple moteur variable  
② Puissance constante.

En résumé:

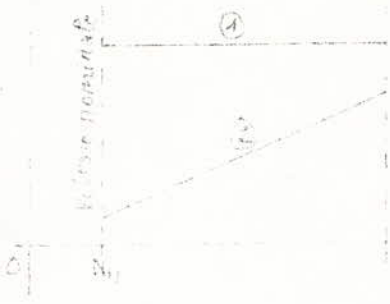
- a) Puissance nominale  $P_n = 7000$  KW
- b) Tension nominale  $U_n = 880$  V
- c) Vitesses 120/260 Tr/mn
- d) Couples  $C_m = 30 P_n / \pi N \cdot 257/557$  tonnes-mètres.

IV - CHOIX ET ETUDE DU MONTAGE REDRESSEUR

A - CHOIX DU MONTAGE REDRESSEUR : L'analyse de la marche du moteur et des contraintes électriques imposées nous amènent au choix du montage redresseur à adopter et à son étude.

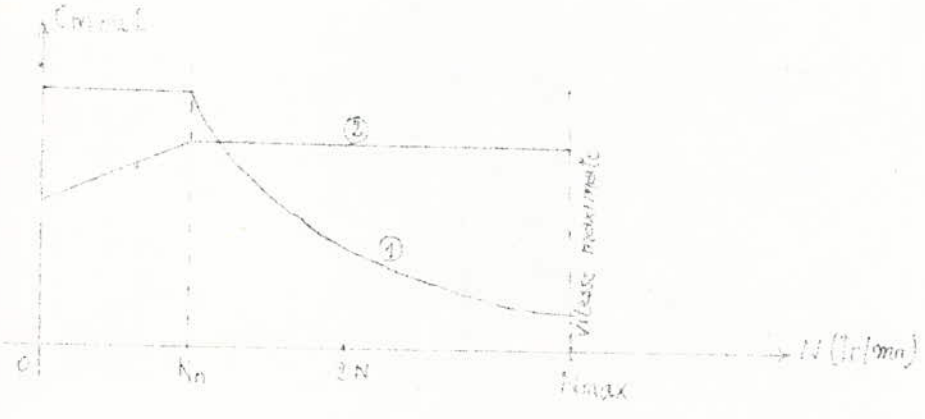
1°) Etude de la marche du moteur : Le moteur de notre laminoir réversible est appelé à tourner dans ses deux sens de rotation, mais au moment du changement du sens de rotation il existe une phase de freinage jusqu'à une vitesse nulle puis une accélération jusqu'à la vitesse nominale dans l'autre sens de marche.

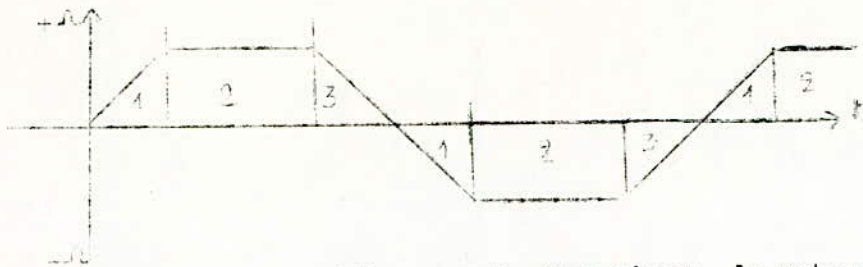
Alimane 2



- ① : Couple moteur constant
- ② : Vitesse variable

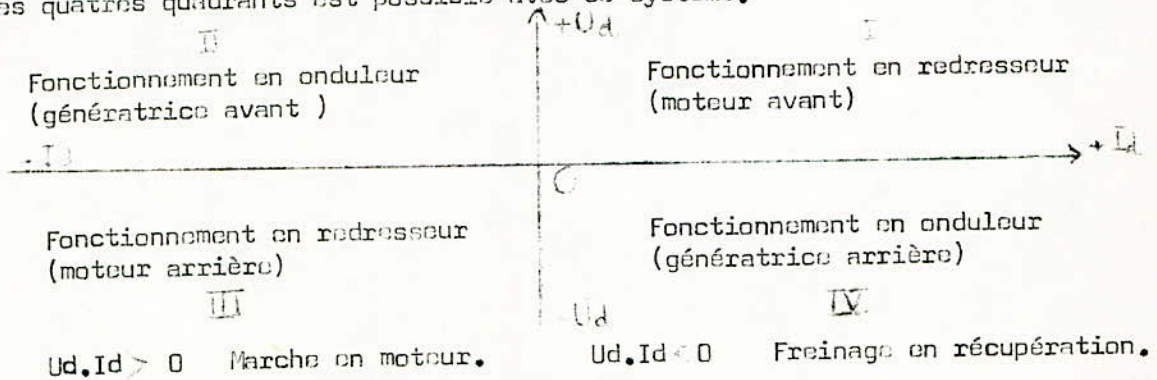
→ N (tr/min)





I: Accélération. 2: Régime normal. 3: Freinage, le moteur travaille en génératrice -cc.

Pendant la phase d'accélération et de marche normale, le moteur absorbe de l'énergie du réseau électrique, notre montage fonctionne donc en redresseur. Par contre pendant le freinage, le moteur fonctionne en génératrice: il fournit de l'énergie au réseau, notre montage fonctionne alors en onduleur. Puisque notre laminoir doit être réversible c'est à dire que le courant dans le circuit de l'utilisateur doit être inversé (dans le cas de commandes pour entraîner et freiner dans un ou dans les deux sens de rotation), un convertisseur double est alors nécessaire. Le fonctionnement dans les quatre quadrants est possible avec ce système.

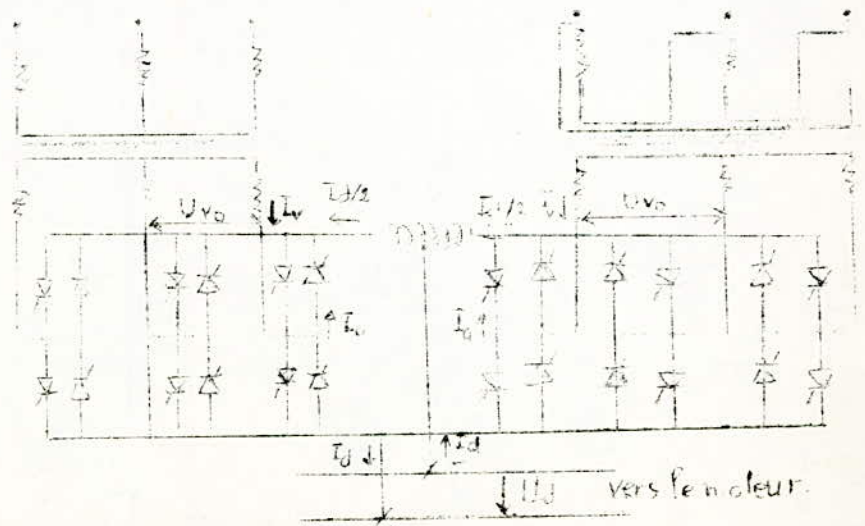


2°) Exigences électriques:

- Puissance nominale  $P_n = 7000 \text{ KW}$ .
  - Tension nominale  $U_n = 800 \text{ V}$
  - Courant nominal  $I_n = P_n / U_n = 8750 \text{ A}$ .
  - Surcharge du moteur (Courant maximal admissible pour le moteur)  $I_m = 2,75 I_n = 24.062 \text{ A}$  (1 à 2 s).
  - Courant de dimensionnement permanent: on prendra un facteur multiplicatif égale à 2 fois  $I_n$ .
- $I_p = 2 \cdot I_n = 17.500 \text{ A} = 17,5 \text{ KA}$ .

3°) Choix du montage redresseur: On utilise un montage comportant deux montages GRAETZ en parallèle, à alimentations déphasées de  $30^\circ$  par les primaires, l'un en étoile, l'autre en triangle, bobine d'absorption pour assurer les fonctionnements indépendants des deux GRAETZ. Ce montage est appelé: DODECAPHASE à deux ponts triphasés parallèles ou Double GRAETZ parallèle. Ce montage est utilisé dans le cas des grandes puissances et nécessite 12 bras à thyristors si l'on récupère l'énergie de freinage pour notre laminoir.

Schéma du montage :



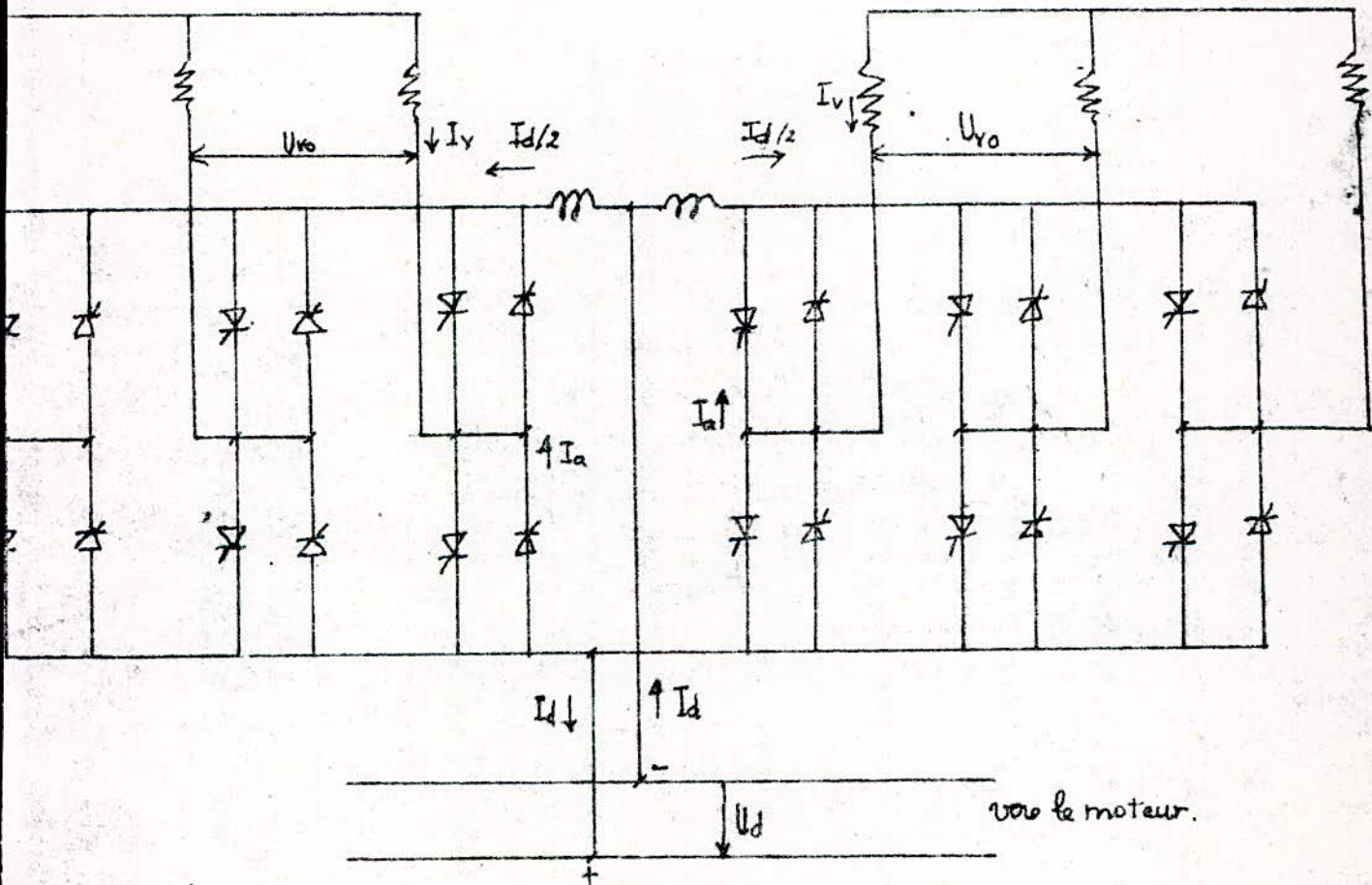
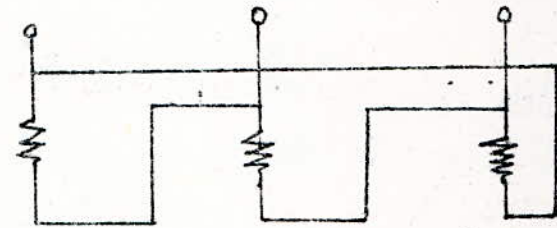
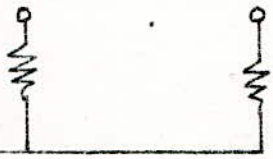
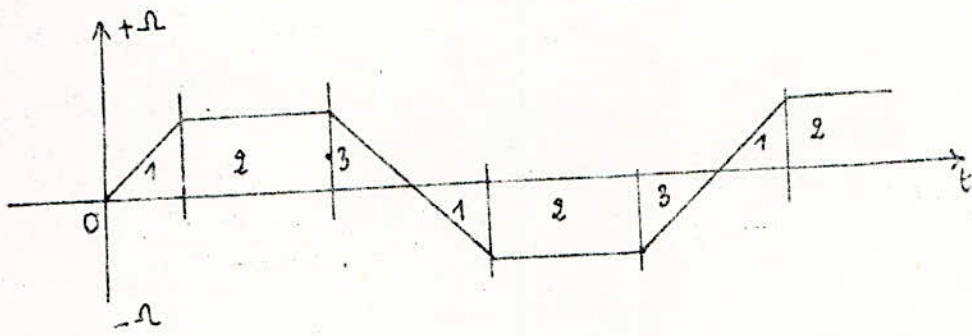
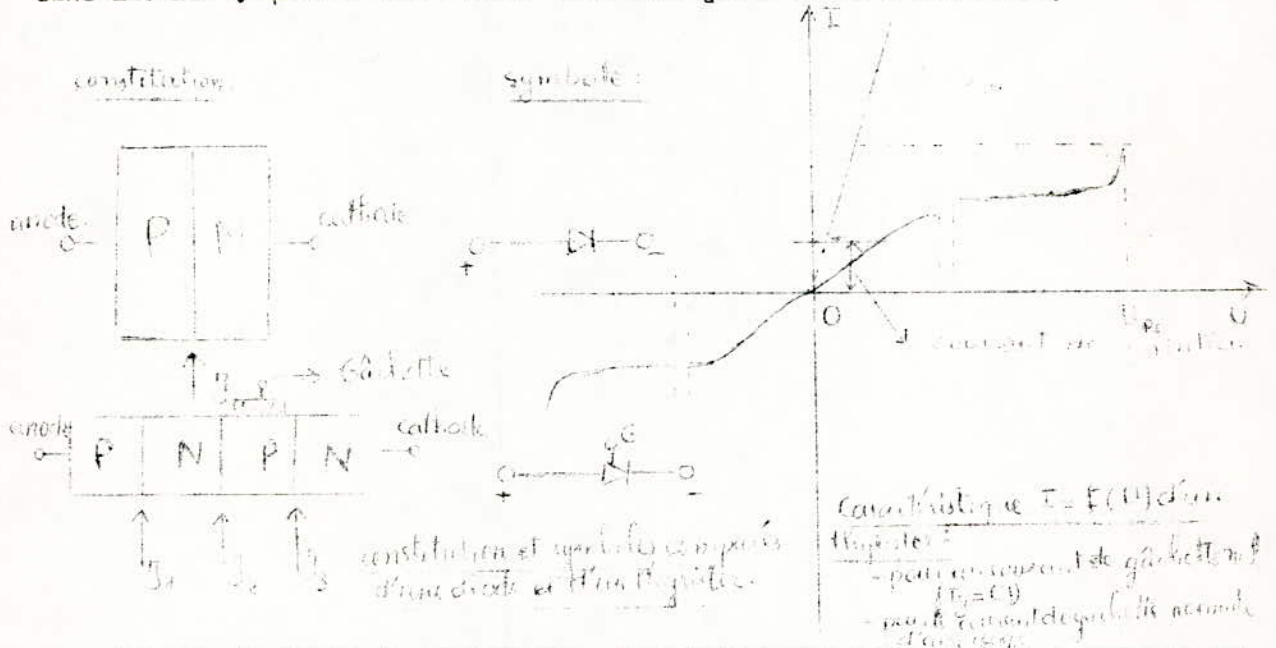


Schéma de principe du montage pour l'obtention de l'indice de

## B- ETUDE DES DIFFERENTS ELEMENTS CONSTITUANT NOTRE MONTAGE REDRESSEUR:

On rappellera la constitution d'un thyristor et les caractéristiques qui font de ce composant l'élément essentiel de beaucoup de convertisseurs statiques. On se limite ici à leur utilisation dans le domaine des redresseurs à réglage de tension. Un thyristor comporte 4 zones dopées à des degrés différents de l'anode à la cathode en (P-N-P-N). La désignation P ou N se rapportant à l'excès des porteurs positifs ou négatifs provoqué par l'introduction d'impuretés dans la monocristal intrinsèque. Il y'a donc trois jonctions dans un thyristor au lieu d'une seule dans une diode. En outre la zone P interne dans un thyristor du type (P) est relié à une borne dite de "gâchette". Schématiquement diode et thyristor sont représentés par la figure suivante qui indique aussi le symbole graphique du thyristor. Si la borne de la gâchette n'est pas alimentée le thyristor se comporte, pour les deux alternances d'une tension alternative, comme une impédance de valeur élevée, la jonction ( $J_2$ ) étant blocante en sens direct et ( $J_4$ ) et ( $J_3$ ) en inverse (la concentration des porteurs est telle que  $J_3$  assure pratiquement seule ce blocage). Il en résulte que la caractéristique pour un courant de gâchette nul est symétrique, par rapport au point 0 de la caractéristique en sens inverse laquelle est tout à fait analogue à celle d'une diode.



Lorsque la borne de la gâchette est soumise, par rapport à la cathode, à une faible tension positive, un courant circule dans la jonction ( $J_2$ ) qui se retrouve dans le sens "passant". Ce courant sera constitué principalement d'électrons, la zone (P) interne étant à faible concentration.

Cet envahissement de la zone interne (P) par des porteurs (N) déclenche le processus d'amorçage car ils vont alors traverser la jonction ( $J_1$ ) et iront se recombiner avec les porteurs de la zone (P) extrême qui est soumise sur sa face externe au potentiel positif de l'anode. Dans les thyristors normaux considérés ici, l'amorçage une fois établi, le courant principal continue à circuler tant qu'il se trouve dans le sens direct, quel que soit l'état électrique de la gâchette. En effet, l'apport des porteurs majoritaires est plus rapide dans les zones intérieures que leur neutralisation par les porteurs minoritaires propres à ces zones.

Le fonctionnement décrit ci-avant est très schématique mais les phénomènes internes des thyristors sont étudiés en détail dans de nombreux ouvrages.

S'agissant de leur utilisation dans les redresseurs, on considère ces composants de l'extérieur et il y'a lieu de retenir surtout les points suivants;

- Sans action sur la gâchette le thyristor opère un blocage dans les deux sens direct et inverse,
- Une impulsion du courant de gâchette détermine le processus d'amorçage du thyristor,
- Le courant principal de sens direct se maintient après l'impulsion ci-dessus,

-Le thyristor se comporte donc comme une diode en ce qui concerne le blocage dans le sens inverse mais l'amorçage dans le sens direct peut être retardé par rapport à l'instant de la commutation naturelle contrairement à ce qui a lieu avec la diode.

Les caractéristiques d'un thyristor selon le fonctionnement avec et sans impulsion sont illustrées à la figure ci-dessus. On remarque que en impulsion, l'amorçage est produit par le courant de gachette qui passe de  $I_g = 0$  à  $I_g = I_{g0}$ . Le type du thyristor choisi doit être tel que la tension anodique soit toujours inférieure à  $U_{RM}$ . Ceci est d'ailleurs obtenu par le fait que cette tension est du même ordre que la tension admissible en sens inverse qui doit couvrir, outre la tension de service, les surtensions pouvant se produire.

-Angle de retard ( $\alpha$ ):

C'est le paramètre essentiel dans l'étude du réglage de tension par retard d'amorçage. Si ( $t_r$ ) est ce temps de retard on a  $\alpha = \omega t_r$  ( $\omega$  = pulsation du réseau).

-Bras d'un montage redresseur :

C'est une partie de circuit qui contient un élément redresseur et qui constitue un trajet de redressement destiné à former avec d'autres bras semblables un groupe commutant.

-Commutation:

C'est le transfert de courant entre deux trajets de redressement consécutifs. La commutation se produit entre deux bras d'un même groupe commutant.

-Groupe commutant:

C'est un groupe de trajets de redressement, donc de bras, qui commutent cycliquement indépendamment.

-Indice de commutation "q" :

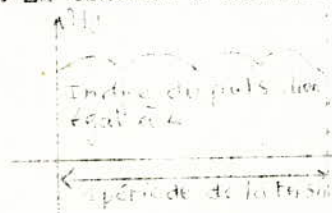
C'est le nombre de commutations qui s'effectuent dans un même groupe commutant, au cours d'une période de la tension d'alimentation?

-Bloc redresseur:

On appelle ainsi l'ensemble de thyristors, d'éléments redresseurs, formant un ou plusieurs groupes commutants, connectés de manière à délivrer un courant continu à sa sortie lorsque son entrée est alimentée par une ou plusieurs tensions alternatives. Généralement ce bloc est associé à un transformateur qui fournit les tensions d'entrée nécessaires au fonctionnement impliqué par le schéma retenu en fonction de l'utilisation ( tension d'entrée du bloc fixée par la tension continue, nombre de phases en général plus élevé que celui du réseau, limitation des courants de court-circuit, etc...)

-Indice de pulsation "p" :

C'est le rapport de la fréquence fondamentale de la tension d'ondulation à la fréquence de la tension d'alimentation.



Caractéristique d'un montage redresseur exprimée par le nombre de commutations non simultanées qui se produisent dans le redresseur au cours d'une période de la tension.

C- ETUDE THEORIQUE DU MONTAGE : DOUBLE GRAETZ PARALLELE.

C- I: Tension continue fournie par notre montage :

a) Tension "fictive" continue à vide  $U_{dc}$ : Cette tension théorique (on dit aussi 'idéale') se déduit de la tension entre deux phases commutantes " $U_{ac}$ " de l'indice de commutation "q" et du nombre de groupes commutants "s" montés en série entre les bornes coté continu par :

$$U_{dc} = U_{ac} \frac{\sqrt{2}}{2} \frac{q}{\pi}$$

Nous allons démonté cette formule qui permet de calculer les tensions

fournies par tous les montages redresseurs. Rappelons d'abord la valeur moyenne d'une sinusoïde dans un intervalle de la variable. Soit cette fonction  $v = V_m \cos x$  (avec  $x = \omega t$ ), on a pour une période entre  $x_1$  et  $x_2$  :

$$V_{moy} = \frac{1}{x_2 - x_1} \int_{x_1}^{x_2} V_m \cos x dx = \frac{V_m}{x_2 - x_1} (\sin x_2 - \sin x_1)$$

On sait que la tension moyenne fournie par un groupe commutant résulte de la succession de calottes de sinusoïde identique dont le nombre dans une période est l'indice de commutation ( $q$ ). Calculons la valeur moyenne, sur la période, d'une de ces calottes en faisant  $x=0$  lors de son maximum, on peut poser  $x = \frac{\psi}{2}$  et  $x = \pi - \frac{\psi}{2}$ . Ce qui donne :

$$V_{moy} = \frac{V_m}{\psi} \int_{\frac{\psi}{2}}^{\pi - \frac{\psi}{2}} \cos x dx = \frac{V_m}{\psi} \left( \sin \left( \pi - \frac{\psi}{2} \right) - \sin \frac{\psi}{2} \right)$$

$$\text{mais } \frac{\psi}{2} = \frac{2\pi}{q} = \frac{\pi}{q}$$

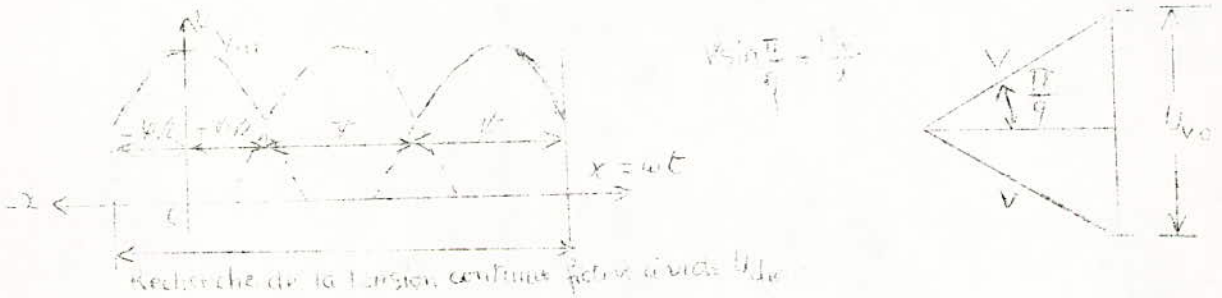
$\psi$  est l'angle de conduction d'un bras en admettant que l'inductance du circuit est nulle, d'autre part la valeur moyenne totale est  $q$  fois la valeur moyenne d'une calotte. D'après la définition donnée c'est cette valeur moyenne totale qui sera la tension continue fictive à vide fournie par un groupe commutant seul. Si ces groupes commutants sont associés en parallèle dans le convertisseur ce sera aussi la tension moyenne résultante. S'ils sont associés en série (ou cascade) leurs tensions s'ajoutent, la tension totale sera, s'il y'en a "s" identiques en série, "s" fois celles d'un seul d'où :

$$U_{dc} = V_m \frac{\pi}{q} s \sin \frac{\pi}{q}$$

Et, en partant de la tension efficace  $V_m = \sqrt{2} V$  C'est sous cette forme qu'a longtemps été donnée la tension "idéale".

Il suffit de remarquer selon le diagramme suivant que :

pour trouver la formule  $U_{dc} = \sqrt{2} V \frac{\pi}{q} s \sin \frac{\pi}{q}$  physiquement  $U_{dc}$  est égale à la tension à vide dans le côté continu  $U$  majorée de la chute de tension à vide dans le bloc redresseur pour les montages qui ne présentent pas le phénomène de montée de tension à vide (bobine d'absorption non magnétisée). Avec les thyristors la chute de tension à vide dans le bloc redresseur est relativement faible et la valeur "fictive"  $U$  est peu différente de la valeur réelle  $U_{dc}$ . Pour les montages avec bobines médiatrices la différence est accentuée mais elle est de sens inverse (à vide total). Une valeur fictive proche de la valeur vraie peut être calculée dans ce cas à partir de l'indice de pulsation que présente l'ensemble des groupes commutants en parallèle. Cette valeur fictive que nous appellerons  $U_{cc}$  sera déterminée par la suite.



b) Tension redressée maximale U :

En faisant débiter en parallèle "g" groupes d'indice de commutation "q" groupes alimentés par des systèmes de tensions équilibrés identiques mais déphasés de  $2/gq$  on obtient, pour l'ensemble, un indice de pulsation  $p=gq$  et que la tension moyenne fournie par cet ensemble est la même que celle d'un des groupes commutants.

Nous avons vu d'autre part que la valeur moyenne de la tension fournie par "s" groupes commutants en série est :

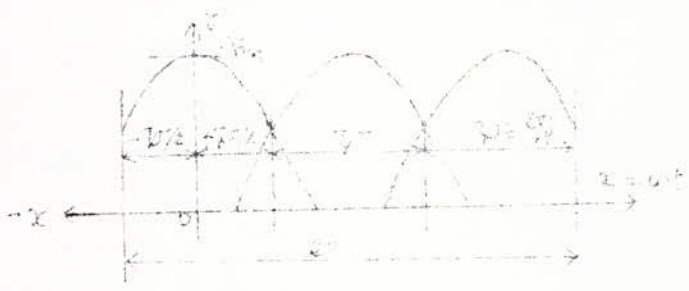
$$U_{dc} = V_m \frac{\pi}{q} s \sin \frac{\pi}{q}$$

Or cette tension résulte de la valeur moyenne de "p" calottes de sinusoïde de valeur maximale  $V_{pm}$ , nous pouvons donc écrire pour des groupes en parallèle comme en série :

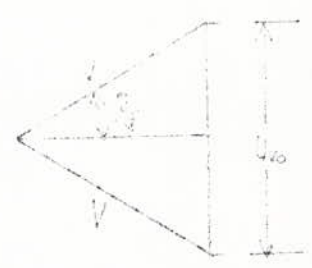
$$U_{dc} = V_m \frac{\pi}{q} s \sin \frac{\pi}{q} = V_{pm} \frac{\pi}{p} s \sin \frac{\pi}{p} \quad (1)$$

$V_{pm}$  est la valeur maximale de  $v_p$  que nous appellerons "tension génératrice". C'est la tension de phase alimentant un groupe commutant d'indice de





$v = \frac{\omega}{k} = \frac{v_0}{\lambda}$



Analisis de la tension continua fctiva a modo de  $v_0$ .

commutation (p).  $V_{pm}$  est aussi la valeur maximale de la tension redressée  $U_m$ .

Remarquons que, s'il n'ya aucun déphasage entre les systèmes d'alimentations des groupes commutants, on a  $p=q$  d'où :  $U_{dio} = V_{pm} = \frac{2}{\pi} V_m$

Exprimant  $U_m$  en fonction de  $U$  on a :

On remarque que :

les indices de pulsations plus élevés sont réservés aux installations très puissantes mais plutôt pour des raisons d'harmoniques de courant engendrés dans le réseau d'alimentation que pour la constance de la tension côté continu.

c) Tension fictive rigoureusement à vide dans le montage avec bobines de liaison inductive ( $U_{dio}$ ).

On a vu qu'un système composé de groupes commutants en parallèles ou en série, à simple ou à double voie pouvait être remplacé, du point de vue de la tension redressée délivrée, par un seul groupe commutant d'indice de pulsation (p) alimenté par une "tension" génératrice ( $V_p$ ) de valeur maximale  $V_{pm}$ .

Lorsque la bobine de liaison joue son rôle médiateur et, si nous considérons un des systèmes partiels, il fournit une tension moyenne qui est la même que celle de l'ensemble du montage, soit  $U_{dio}$ .

Si ce système partiel présente un indice de pulsation ( $p'$ ) nous aurons, pour le groupe commutant simple qui remplace ce système :

$$U_{dio} = V_{pm} \frac{p'}{\pi} \sin \frac{\pi}{2p'}$$

Si la bobine d'inductance ne joue plus son rôle, ce qui est le cas pour une charge nulle, les systèmes en parallèle constituent un groupe commutant simple à (p) phases ( $p=gp'$  s'il y a "g" systèmes en parallèle d'indice  $p'$ )

Ces systèmes simples sont alimentés par des tensions déphasées mais de même amplitude  $V_{p'm}$  et la tension fictive devient :

$$U_{dio} = V_{p'm} \frac{p}{\pi} \sin \frac{\pi}{2p}$$

Ce qui donne par simple division :

$$\frac{U_{dio}}{U_{dio}} = \frac{p'}{p} \frac{\sin \frac{\pi}{2p'}}{\sin \frac{\pi}{2p}}$$

S'il s'agit de la mise en parallèle de montages à double voie on a :

$$p' = 2q \quad \text{pour } p=12, p' = 2q = 6 \text{ (double voie)}$$

$$U_{dio} = 1,036 U_{dio}$$

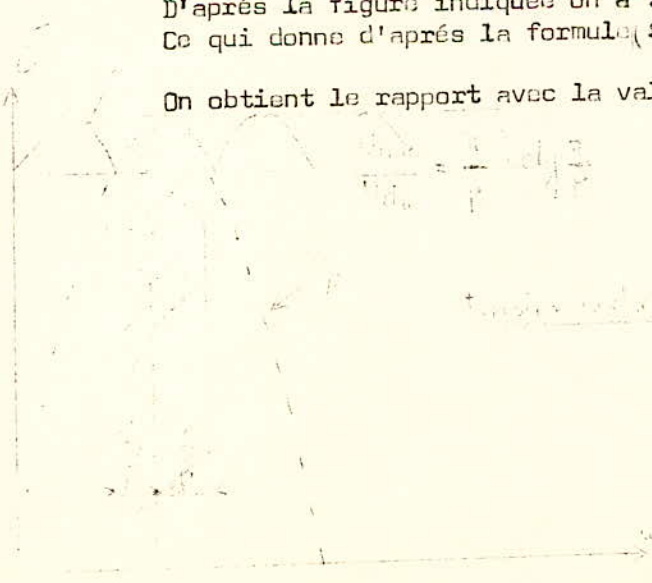
d) Tension redressée minimale  $U_{min}$

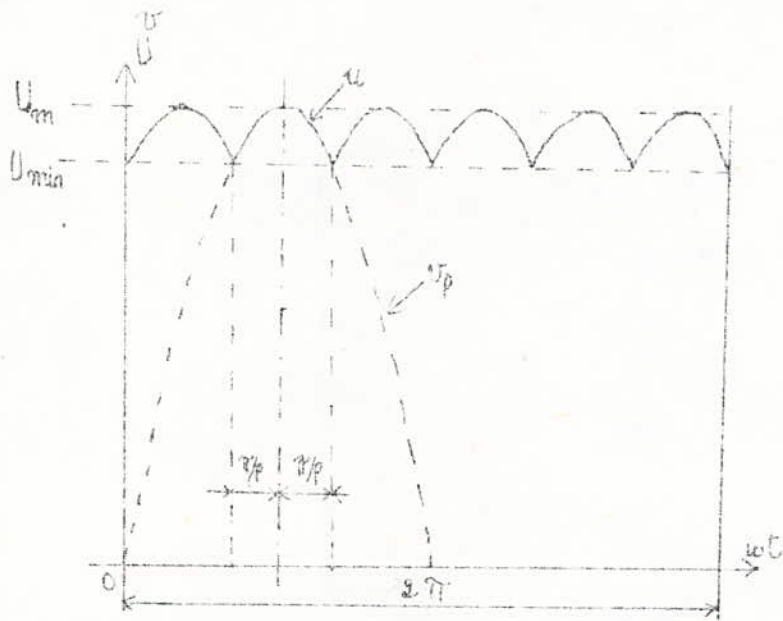
D'après la figure indiquée on a :  $U_{min} = V_{pm} \cos \frac{\pi}{p}$

Ce qui donne d'après la formule (1) :

$$U_{min} = V_{pm} \frac{2}{\pi} \frac{\sin \frac{\pi}{2p}}{\sin \frac{\pi}{2p}} \cos \frac{\pi}{p}$$

On obtient le rapport avec la valeur de  $U_{dio}$  exprimée dans la formule





tension redressée maximale:  $U_{\min}$

e) Valeur efficace de la tension redressée U<sub>eff</sub> :

Entre deux valeurs X<sub>1</sub> et X<sub>2</sub> de X soit la valeur efficace de la fonction v<sub>p</sub> = V<sub>pm</sub> cos t est, par définition :-

$$V_{eff} = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T v^2 dt} = \sqrt{\frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} V_{pm}^2 \cos^2 t dt} = \sqrt{\frac{V_{pm}^2}{2} \left[ \frac{t}{2} + \frac{\sin 2t}{4} \right]_0^{2\pi}}$$

$$\text{donc } V_{eff} = \frac{V_{pm}}{\sqrt{2}} \left[ \frac{2\pi}{2} + \frac{\sin 2\pi - \sin 0}{4} \right]$$

En utilisant la figure précédente on peut poser:  $\alpha = \frac{\pi}{p}$

$$V_{eff} = \frac{V_{pm}}{\sqrt{2}} \left[ \frac{2\pi/p}{2} + \frac{\sin 2\pi/p + \sin 0/p}{4} \right]$$

$$V_{eff} = \frac{V_{pm}}{\sqrt{2}} \left[ 1 - \frac{\sin 2\pi/p}{2\pi/p} \right]$$

$$\text{Et finalement } V_{eff} = \frac{V_{pm}}{\sqrt{2}} \sqrt{1 + \frac{\sin^2 \pi/p}{\pi^2/p^2}}$$

Cette valeur efficace devient aussi celle de la tension redressée par un nombre entier de calottes. On peut donc écrire : U<sub>eff</sub> = V<sub>peff</sub>. Et d'après la formule on aura :

$$U_{eff} = \frac{U_{dio}}{\sqrt{2}} \sqrt{1 + \frac{\sin^2 \pi/p}{\pi^2/p^2}}$$

Pratiquement à partir de p = 6 on a : U<sub>eff</sub> = U<sub>dio</sub>.

f) Facteur de forme F :

Par définition, le facteur de forme d'une grandeur ondulée est le rapport de la valeur efficace à la valeur moyenne pendant une période. La période est ici celle d'une calotte d'une sinusoïde.

On aura donc, pour la tension fournie par un redresseur d'indice de pulsation "p" : F = U<sub>eff</sub> / U<sub>dio</sub>.

Ce facteur est égal à :  $F = \frac{\pi}{p} \cdot \frac{I}{\sqrt{1 + \frac{\sin^2 2/p}{\pi^2/p^2}}}$

pour p = 6 on obtient : F = 1,001.

Ce facteur de forme est considérée égale à 1 à partir de p = 6.

La connaissance du facteur de forme n'offre pas un gros intérêt dans l'étude de notre montage sinon de montrer qu'à partir de 6 pulsations par période la valeur efficace de la tension est presque exactement égale à sa valeur moyenne.

g) Harmoniques de la tension redressée :

La tension redressée peut être considérée comme la superposition d'une tension rigoureusement continue et de tensions alternatives sinusoïdales d'amplitude et de fréquence différentes qui forment l'ondulation de la tension redressée.

Ces tensions alternatives harmoniques sont des "harmoniques" de la tension génératrice et sont appelées "composantes alternatives de tension redressée".

On peut trouver la valeur de ces composantes par décomposition en série de Fourier. Ceci permet d'isoler tel ou tel harmonique en vue de juger de la gêne qu'il peut apporter dans le circuit à courant continu (ou par des fuites de celui-ci).

On montre que dans le cas de tensions composées de "p" calottes de sinusoïde identiques par période de la tension génératrice, l'ondulation de la tension redressée peut être mise sous la forme :  $v_{red} = \frac{V_{pm}}{\sqrt{2}} \sum_{k=1}^{\infty} \left( 1 - \frac{\sin 2k\pi/p}{2k\pi/p} \right) \cos k\omega t$

Envoit, d'après cette formule, que l'amplitude des harmoniques diminue à mesure qu'augmente leur rang. Ce rang "n" considéré par rapport à la fréquence de la tension génératrice (qui est celle du réseau d'alimentation) est égal à  $Kp$ .

On constate que pour  $K = 1$  l'amplitude de l'harmonique correspondant prend une valeur supérieure à celles de tous les autres.

Cet harmonique est donc de rang (p). Son amplitude est :

Pour  $p=12$  on a :  $U_{12} = 1,4\%$  de  $U_{dio}$ .

#### h) Tension efficace totale d'ondulation. Taux d'ondulation:

Cette valeur efficace est, d'après une relation connue:

Un étant la valeur efficace de chacun des harmoniques. Celle-ci est facile à calculer pour chacun d'eux par la formule précédente puisque elle est 2 fois moindre que l'amplitude.

$$U_{eff} = U_{dio} \sqrt{\frac{1}{2} + \frac{2}{K^2 - 1}} = \frac{\sqrt{2}}{K^2 - 1} U_{dio}$$

Appelons taux d'ondulation le rapport "tx" de la valeur efficace totale d'ondulation à la tension fictive à vide on a, pour celui-ci:

$$t_x = \frac{U_{eff}}{U_{dio}} = \frac{\sqrt{2}}{K^2 - 1}$$

Or la définition du facteur de forme étant:  $F = U_{eff}/U_{dio}$  et comme  $U_{eff} = U_{dio} + U_{o}$  on tire  $F = 1 + t_x$  d'où:  $t_x = F - 1$ .

#### Récapitulation des résultats concernant la tension redressée:

Les formules précédentes permettent d'évaluer les caractéristiques essentielles concernant la tension redressée.

Le problème qui se pose est d'effectuer le calcul de ces valeurs à partir d'une certaine tension ( $U_d$ ) à obtenir en charge, côté continu.

Nous verrons par la suite comment se détermine la chute de tension qui s'ajoute à ( $U_d$ ) pour donner ( $U_{d0}$ ) qui est la tension à vide (sans remontée dues aux bobines de liaison inductive éventuelles).

Comme déjà dit, avec les redresseurs semi-conducteurs, la tension à vide ( $U_{d0}$ ) peut être confondue avec la tension fictive à vide ( $U_{dio}$ ). La tension avant l'effet des bobines d'inductance de liaison est ( $U_{dio0}$ ).

Suivant notre montage redresseur envisagé et connaissant p, q et g on peut calculer les caractéristiques de notre tension redressée.

On a:

$$p=12, \quad q=3, \quad s=2, \quad g=2, \quad V = 2\pi/q = 2\pi/3$$

$$U_{v0} = 0,74 U_{dio}$$

$$V = 0,427 U_{dio}$$

$$U_m = 1,01 U_{dio}$$

$$U_{dio0} = 1,036 U_{dio}$$

$$U_{min} = 0,975 U_{dio}$$

$$U_{eff} = U_{dio}$$

$$F = 2$$

$$t_x = 0$$

#### C-2: Tension entre extrémités d'un bras de montage redresseur:

##### a) Tension directe sur un bras de montage redresseur:

C'est la tension aux extrémités du bras qui se présente dans le "sens direct" pour les thyristors constituant l'élément redresseur.

La tension directe aux extrémités d'un bras présente un caractère variable mais sa valeur moyenne ne doit pas être confondue avec la chute de tension côté continu dues aux thyristors.

##### b) Tension inverse sur un bras de montage redresseur:

C'est la tension, aux extrémités du bras, qui se présente dans le "sens inverse" pour les thyristors constituant l'élément redresseur.

On doit se préoccuper de la tension inverse appliquée qui, si elle dépasse des limites très précises, risque de provoquer une destruction complète de l'élément. Il faut déterminer la tension inverse qui se présente en service et retenir sa plus forte valeur qui se produit à vide.

Cette valeur doit être largement majorée pour calculer le nombre de thyristors à connecter en série.

Voyant d'abord ce qui, dans un montage redresseur, provoque l'apparition d'une tension inverse aux extrémités des bras.

Pour ceci observons la figure donnée montrant un groupe commutant d'indice  $q=3$  qui débite sur un circuit continu pouvant contenir une impédance, une capacité, et une force contre électromotrice.

Négligeant toute chute de tension nous voyons que, si le bras n° 1 présente à un moment donné un potentiel supérieur aux autres, ses thyristors se trouvent dans le sens "passant" et il impose son potentiel d'anode, tant aux cathodes des autres bras, dont les thyristors sont dans le sens inverse, qu'à la borne + du circuit d'utilisation. Celui-ci, malgré sa capacité et sa f.c.é.m., ne joue aucun rôle dans la tension appliquée en sens inverse.

La tension inverse en service appliquée à un bras est donc la différence entre le potentiel de celui-ci, lorsqu'il ne peut débiter, et les potentiels successifs de ceux qui débitent pendant sa période de repos.

Appelons ( $U_{im}$ ) la tension inverse maximale qui se produit à vide total pour un montage redresseur et ne comportant pas de bobines médiatrices ou lorsque celles-ci jouent leur rôle (à faible charge) et ( $U_{iom}$ ) la tension inverse maximale qui se produit dans le montage à bobines médiatrices lorsque celles-ci ne jouent pas encore leur rôle (rigoureusement à vide si leur magnétisation dépend du courant débité).

Pour notre montage redresseur, on trace la courbe qui, pendant une période d'alimentation, représente la variation de la tension inverse, appliquée à un bras, en fonction du temps. Cette courbe sera la même pour tous les bras, au déphasage près.

La tension ( $u_i$ ) (de valeur maximale  $U_{im}$ ) s'établit d'une manière très simple : considérons le bras n° 1 de la figure et prenons pour origine de la période celle du commencement de son état dans le sens direct (possibilité de débit).

Négligeant la chute dans les thyristors la tension aux bornes reste nulle pendant le temps ( $T/3$ ) après quoi elle devient ( $v_1 - v_2$ ) pendant un nouveau temps ( $T/3$ ), puis ( $v_1 - v_3$ ) quand le bras n° 3 peut débiter.

On constate que cette valeur maximale se présente entre les bras n° 1 et n° 2 par période et qu'elle correspond au déphasage le plus proche de  $\pi$  qui existe entre phases alimentant le groupe commutant. On voit que :  $q = 3$  ; on a  $U_{im} = \sqrt{2} U_{v0}$

$U_{v0}$  étant la tension entre phases commutantes (valeur efficace).

La tension ( $u_{io}$ ) ne se rapporte qu'au montage avec bobines de liaison, on doit tenir compte de ( $u_i$ ) quand celles-ci jouent leur rôle à vide.

La tension maximale que doivent supporter les thyristors doit être connue même si cette tension ne se présente que rarement et à vide.

Il est à noter que l'application brutale d'une tension inverse est plus dangereuse en charge où la température de la jonction est plus élevée.

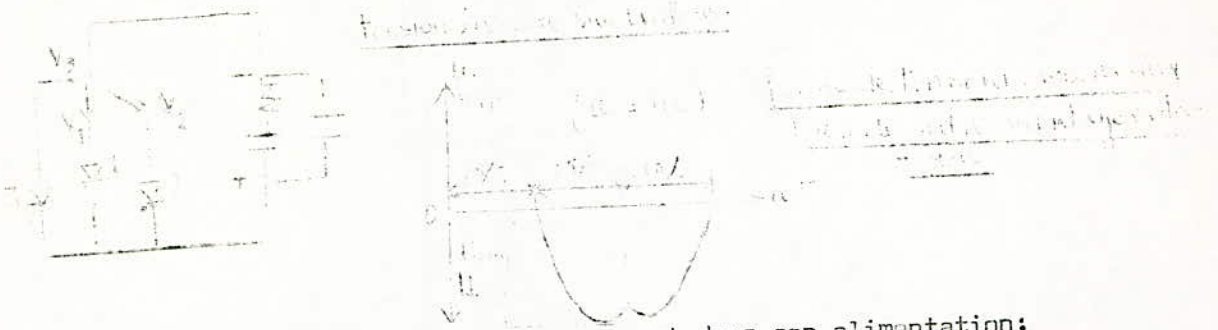
Pour calculer ( $U_{iom}$ ) on passe au cas limite donnant la valeur maximale qui est celui où les bobines sont remplacées par des liaisons sans impédance.

Les montages d'indice  $p'$  mis en parallèles directement (par liaison sans impédance de leurs bornes côtés continu de même polarité) constituent un montage de même indice si aucun déphasage n'est réalisé entre ces montages et un montage d'indice  $p$  multiple de  $p'$  si un déphasage régulier a lieu entre les divers systèmes en parallèle.

Dans le premier cas tous les bras sont en parallèle et leurs tensions inverses sont identiques, dans la deuxième elles peuvent ne pas l'être.

Si on suppose que les thyristors, en sens inverse, se comportent comme circuit ouvert (résistance très grande) on voit que, même sans actions de la bobine d'absorption, il n'y a pas d'influence du pont qui débite sur celui qui ne débite pas.

$$U_{im} = U_{iom} = 1,047 U_{dio} \quad \text{et} \quad U_i = 0,665 U_{dio}$$



**C-3 : Les courants dans le bloc redresseur et dans son alimentation:**

Pour évaluer ces courants on a fait, en général, dans le domaine industriel, deux hypothèses :

- Le courant continu est parfaitement "lissé": c'est à dire que sa valeur est constante dans le temps ce qui implique une réactance de valeur théoriquement infinie dans le circuit d'utilisation. Pratiquement les ondulations sont très aplaties, avec la réactance "naturelle" que possèdent ces circuits, dès que l'indice de pulsation est supérieur à 2.

- Les circuits anodiques ne présentent pas de réactance: ceci veut dire que les commutations, d'un bras sur un autre, sont instantanées, ce qui est en contradiction avec l'étude que nous ferons sur la chute inductive de tension mais permet d'éviter des calculs assez compliqués.

On s'aperçoit, quand on fait des calculs complets que ces hypothèses conduisent à des valeurs efficaces réelles ce qui est important, en particulier, pour le dimensionnement du transformateur.

a) Courant dans un bras : La durée de conduction étant de  $T/q$ , le courant dans un bras sera représenté en fonction du temps par un rectangle de longueur  $T/q$ . Sa hauteur est celle de la part du courant continu  $I_d$  qu'il doit débiter. Cette part dépend du nombre de groupes commutants qui sont connectés en parallèle. S'il y a "g" groupes commutants identiques en parallèle (mais qui peuvent être déphasés car c'est la somme des valeurs moyennes qui fournit le courant continu  $I_d$ ), la hauteur du rectangle sera  $I_d/g$ . La valeur moyenne est évidente, soit  $I_a = I_d/gq$ . La valeur efficace est aussi immédiate:

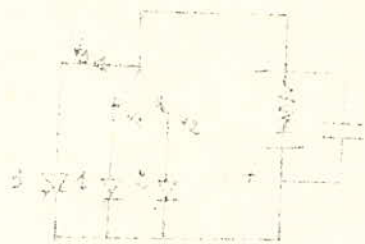
$$I_a = \frac{1}{T} \int_0^{T/q} \left( \frac{I_d}{g} \right) dt \quad \text{d'où} \quad I_a = \frac{I_d}{g\sqrt{q}}$$

Ce sont les valeurs ci-dessus qui permettent, du point de vue du courant, de choisir le type de thyristor à utiliser. Ce type est déterminé par les pertes qui peuvent être dissipées lesquelles dépendent du refroidissement et peuvent s'exprimer par:  $P_c = AC/K_{th}$

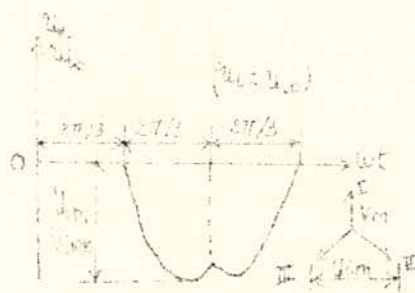
où:  $AC$  = différence de température entre jonction et ambiance, en °C  
 $K_{th}$  = résistance thermique totale jonction / ambiance, en °C/W.

Le fait de donner la courbe des pertes en fonction du courant traversant un thyristor  $I_f$  = Courant moyen traversant, selon l'indice de commutation considéré, pour une même intensité moyenne, revient à tenir compte d'un rapport entre valeur efficace et valeur moyenne qui varie avec la durée de la conduction.

$$I_f / I_a = \frac{I_d}{g\sqrt{q}} \cdot \frac{q}{I_d} = \sqrt{q}$$

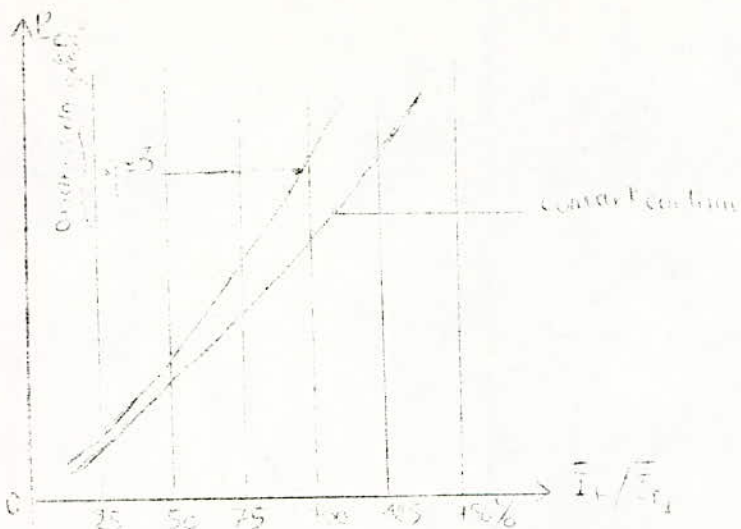


Tension inverse sur \$2\pi/\omega\$



Forme des tensions inverses aux bras de notre montage redresseur.





Rechercher en fonction du courant de verser un dipôle de  $I_p$  - courant moyen  
 transformateur =  $I_p$  - courant moyen nominal

**b) Courants alimentant le bloc:**

Ces courants sont égaux dans chacun des conducteurs au nombre de "g" alimentant le bloc.

S'il s'agit de notre montage à double voie la valeur moyenne est nulle  $I_a = I_d/gq = 0$  et la valeur efficace, si (g) montages à double voie débitent en parallèle la fraction  $I_d/g$  du courant continu délivré, est 2 fois la valeur du courant anodique qui conserve la valeur  $I_a$ .

On a donc ici:

$$I_v = \frac{\sqrt{2}}{2} I_d$$

Les courants d'alimentation  $I_v$  qui circulent dans les liaisons alimentant le bloc à partir du transformateur seront les courants secondaires de celui-ci.

**C-4 : LE transformateur de redresseur :**

Cet appareil est très important pour la détermination des caractéristiques du Groupe Redresseur.

Les fonctions du transformateur de redresseur peuvent être résumées ainsi:

- Adaptation de la tension d'alimentation  $U_0$  fournie par le réseau à celle nécessaire à l'entrée du bloc redresseur;
- Séparation galvanique du réseau et du circuit à courant continu;
- Amortissement des courants de court circuit côté continu;
- Possibilité d'un réglage de la tension continue par commutateur de prises (à vide, ou en charge ou les deux). Ces prises sont généralement faites sur l'enroulement primaire de façon à agir de même manière sur la tension de tous les secondaires.

Dans l'étude qui suit les courants magnétisants seront négligés. Ils peuvent être facilement composés avec les courants primaires calculés dans cette hypothèse.

**a) Enroulements secondaires :**

**a.I: Tensions secondaires :**

Les tensions secondaires, mesurées à vide entre phases commutantes, se déduisent immédiatement de ce qui précède soit :

$$U_s = \sqrt{2} \frac{I_d}{g} U_0$$

avec, rappelons le :

$U_{d0}$  : tension fictive à vide .

$q$  : indice de commutation.

$s$  : nombre de groupes commutants en série.

la tension entre phase et neutre sera donnée par :

$$V = \frac{1}{2\pi \sin \frac{\pi}{q}} U_{d0} = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \frac{\pi}{q} \cdot \frac{1}{\sin \frac{\pi}{q}} U_{d0}$$

pour  $q=3$  on a :  $V = U_{d0} / \sqrt{3}$

a.2 : Courants secondaires aux bornes :

Les courants sont les mêmes que ceux qui alimentent le bloc redresseur c'est à dire qu'ils ont pour valeur efficace Pour notre montage à double voie :

$$I_s = \frac{V_s}{Z_s} = \frac{U_{d0}}{\sqrt{3} Z_s}$$

Puisque les secondaires sont couplés en étoile les courants dans les enroulements sont les mêmes que ceux aux bornes.

a.3 : Facteur de puissance du secondaire :

Par définition, le facteur de puissance est le rapport de la puissance active à la puissance apparente.

Quand la forme du courant n'est pas sinusoïdale, alors que la tension l'est, il s'exprime par :  $i = v \cos \phi$ .

$v$  : est le facteur de déformation du courant et  $\cos \phi$  le rapport de la puissance active de l'onde fondamentale à la puissance apparente de l'onde fondamentale .

Lorsque  $\cos \phi < 1$ , il existe des réactances dans le circuit anodique provoquant un retard dans l'établissement du courant. Par contre la forme s'améliore (par rapport à la sinusoïde) du fait des ampétements anodiques dues à ces réactances.

Pratiquement, pour les courants secondaires on peut admettre qu'il y a compensation et écrire :

Si nous admettons que le groupe redresseur se comporte sans pertes la puissance active est :  $P = U_{d0} I_s$

En double voie, la puissance apparente ( $P_s$ ) du secondaire est  $\sqrt{2}$  fois plus faible et ( $\lambda_s$ )  $\sqrt{2}$  fois plus élevé pour une même puissance délivrée soit :

$$\lambda_s = \frac{1}{\sqrt{2}} \sin \frac{\pi}{q} \sqrt{q}$$

Pour  $q=3$  on a :  $\lambda_s = \frac{2}{3} = 0,666$

a.4 : Facteur de dimensionnement secondaire :

Si les tensions secondaires sont obtenues par des enroulements bobinés sur un même noyau il y'a identité entre la puissance apparente fournie par le secondaire et sa puissance de dimensionnement et on a, en appelant  $D_s$  ce facteur :

$$D_s = I_s / \lambda_s$$

Le facteur de dimensionnement détermine la section à donner par rapport à celle nécessaire avec des courants sinusoïdaux.

Dans notre montage à double voie, avec  $q=3$  ; on obtient, pour  $\lambda_s$ , la valeur la plus proche de l'unité.

a.5 : Harmoniques des courants secondaires pour  $q = 3$  :

Les composantes alternatives de ces courants dans le cas de systèmes triphasés sont donnés par les expressions suivantes, on voit que ces courants ne contiennent pas d'harmoniques de 3 et multiples de 3 .

$$i_s = \frac{2\sqrt{3}}{3} \left[ \frac{1}{1} \cos \omega t + \frac{1}{5} \cos 5\omega t + \frac{1}{7} \cos 7\omega t + \dots \right]$$

b) Circuit magnétique et flux de fuites:

La constitution des circuits magnétiques et les trajets que sa constitution et son emplacement laissent aux flux de fuites jouent une grande importance dans le fonctionnement du redresseur.

Les flux de fuites qui se présentent en général dans le circuit magnétique ont chacun une valeur plus ou moins grande selon la constitution proprement dite du circuit (2, 3, 5 colonnes).

Dans un transformateur qualifié "parfait" le circuit magnétique est parcouru, à vide comme en charge, par un flux fourni par l'induction créée par le courant magnétisant. Dans un tel transformateur les ampères-tours secondaires dus à la charge induisent des courants primaires correspondant à la même valeur d'ampère-tours, mais de sens opposés, il n'y a donc aucun flux de fuites, entre enroulements. On suppose aussi que le circuit magnétique ne laisse échapper aucun flux.

Dans un transformateur "réel" en charge, il y'a un déséquilibre entre les flux produits par le courant dans les enroulements primaires et secondaires et il en résulte des flux de fuites aussi bien par rapport au primaire que par rapport au secondaire qui se traduisent par des chutes de tension dans les enroulements considérés.

La dimension du circuit magnétique sera déterminé par la moyenne des puissances de dimensionnement primaire et secondaire calculées par la suite et par les pertes  $f$  admissibles en % de celle-ci.

c) Enroulements primaires:

Les courants primaires dépendent pour une tension d'alimentation donnée :

- des courants secondaires
- des connexions entre enroulements (ou portions de ceux-ci)
- du circuit magnétique.

La forme de ces courants, étant donnée l'hypothèse de courants secondaires rectangulaires, ne pourra être constituée ~~et~~ que de segments de droites, eux mêmes rectangulaires.

Notre méthode consiste à trouver la forme des courants primaires à partir de la composition des ampères-tours sur chaque noyau puis, compte tenu du facteur de déformation ainsi obtenu, d'entirer la valeur efficace de ces courants en fonction de la puissance coté continu, de la tension d'alimentation et du  $\cos \phi$ .

Dans notre montage, il y'a une bobine d'absorption qui relie les deux systèmes à 6 phases. Celle-ci est génératrice de tensions d'harmonique 6 et ses dimensions sont restreintes. Elle peut être "omise" si la liaison de chaque ensemble à six phases aux circuit continu présente une inductance suffisante.

La montée de tension à vide n'est que de 3,6%.

Le déphasage des tensions (30°) entre les deux systèmes secondaire peut être obtenu avec un seul circuit magnétique:

par deux demi-primaires en parallèle alimentant : l'un un enroulement secondaire étoile, l'autre un enroulement secondaire triangle.

Ce cas se présente aussi comme avec deux circuits magnétiques car chaque ensemble (demi-primaire/secondaire) est supposé "découplé" de l'autre (les déphasages ayant lieu coté secondaire).

L'emploi de deux circuits magnétiques permet de réaliser le déphasage de 30° par couplage étoile triangle des enroulements primaires.

Cette solution est plus satisfaisante car elle correspond à l'utilisation de deux ensembles hétérophasés indépendants déphasés de 30° de manière à offrir dans la ligne d'alimentation une réaction à 12 phases (taux d'harmoniques réduit).

Donc, sur le circuit magnétique à 3 colonnes, notre transformateur aura:

- 2 demi-primaires ( $P_{c1}$  et  $P_{c2}$ ) . Connectés en étoile.
- 2 secondaires : I étoile  $S_1$  et I triangle  $S_2$  .

Le découplage est supposé tel que chaque secondaire réagit sur un demi-primaire indépendamment de l'autre. Les courants dans chacun de ceux-ci sont donnés par les relations suivantes :

$$I'_{py} = I_d / \sqrt{6} = 0,408 I_d$$

$$v_p = 3 / \pi = 0,955 \quad (\text{facteur de déformation primaire}).$$

$$B_p = I/v_p = 1,047 \quad (\text{facteur de dimensionnement du primaire}).$$

$$I'_{py} = \pi \cdot I'_{py} \cdot U_d / 6 \cdot \sqrt{3} \cdot U_L = 0,302 I'_{py} \cdot U_d / U_L$$

2 paires de bobines



#### d) Les réactances de fuite:

Les bornes d'entrée du transformateur sont soumises à des tensions sinusoïdales triphasées, on recueille sur les bornes de sorties des tensions sinusoïdales formant des systèmes polyphasés. D'autre part il se produit entre les fonctionnements à (à vide) et (en charge) des chutes inductives de tension provoquant des réactances.

Dans notre montage, chaque demi-primaire alimente chaque secondaire. La tension de court circuit totale ( $e_z$ ) est exprimée en % de la tension de référence, pour un courant déterminé au primaire, le secondaire étant en court circuit.

$e_x$  : tension "réactive" en court circuit.

$e_R$  : tension "résistive" en court circuit.

On peut écrire  $e_x = \sqrt{e_z^2 - e_R^2}$

$e_R$  peut être obtenu à partir des pertes, données par le constructeur pendant l'essai de court circuit

Si ( $W_R$ ) sont ces pertes on a alors:  $W_R = 3 \cdot R_L \cdot I_L^2$

$R_L$  : résistance connectée en série avec  $X_L$ .

$I_L$  : courant de ligne durant l'essai.

On a par définition :  $\frac{\sqrt{3} \cdot U_L \cdot I_L}{V} = \frac{W_R}{V \cdot I_L}$

$U_L$  : tension d'alimentation entre phases, nominale.

Connaissant ainsi  $e_z$  qui a été mesuré, et  $e_R$  précédemment calculé, on déduit la tension de réactance en court circuit  $e_x$ .

Remarquons que d'ailleurs souvent, les valeurs de  $e_z$  et de  $e_x$  sont peu différentes et on peut poser:  $e_z = e_x$ .

Par définition on a aussi :

Ce qui donne :  $X_L = \frac{e_x}{I_L}$

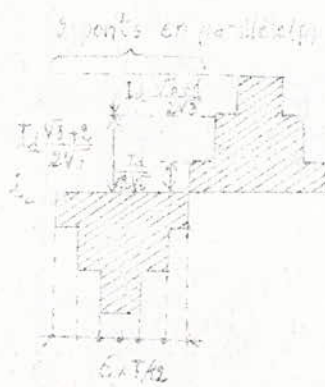
On ne peut déterminer, par l'essai de court circuit, que la résultante  $X_L$  des réactances primaires et secondaires  $X_1$  et  $X_2$  car c'est cette résultante qui importe dans le présent cas.

Les réactances du transformateur jouent un rôle important :

- dans la détermination de la chute de tension.
- dans l'évaluation des courants de court circuit.

Leur influence tend à augmenter la première quand on diminue les seconds.

Diagrammes de courants relatifs à notre montage redresseur



e) Les résistances d'enroulements :

Ces résistances pourront être évaluées par la même méthode que celle appliquée aux réactances en remplaçant X par R.

On obtient :  $R_L = e_R \cdot U_L / \sqrt{3} \cdot I_L$  avec  $R_L = R_{L1} + R_{L2}$ .

Ces résistances jouent, en générale, un rôle moins important que les réactances, tant pour la chute de tension que pour les courants de court circuit.

C-5: Chute de tension d'un groupe Transformateur -Redresseur:

La chute de tension totale, coté continu, d'un groupe "transformateur redresseur" est essentiellement constituée des trois éléments suivants:

- Chute "inductive" de tension due aux inductances du circuit ( $U_L$ ).
- Chute "résistive" de tension due aux résistances du circuit ( $U_R$ ).
- Chute de tension due aux thyristors ( $U_C$ ).

Ces chutes de tension dépendent de l'intensité du courant continu débité. Il en résulte, en fonction de ce courant, une courbe caractéristique, constamment décroissante mais qui, dans le cas de notre montage à "bobines d'absorption" présente un point anguleux pour la valeur du "courant critique", généralement très faible, qui correspond à la magnétisation de la bobine.

Par convention, la brusque baisse de tension qui résulte de ce phénomène (appelé "remontée de tension à vide" dans le sens de charges décroissantes) n'entre pas dans la détermination de la chute de tension du redresseur.

Celle-ci, en valeur absolue, est la différence entre la tension à vide obtenue en prologéant la caractéristique "tension-courant" jusqu'à la rencontre avec l'axe des tensions et la tension donnée par cette même courbe pour le courant nominal.

Les recommandations et les remarques qu'il est bon de faire sur la figure :

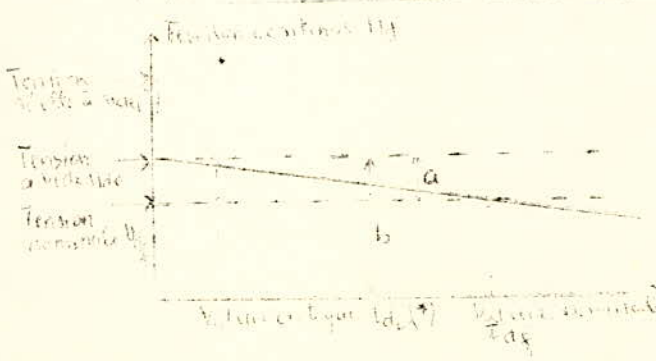
- La tension à vide ( $U_{do}$ ) ne comprend pas la tension de seuil des thyristors :  $U_{T0}$ . elle est donc égale à la tension continue fictive à vide diminuée de la tension totale de seuil, qui dépend du nombre de thyristors en série. En première approximation on prend  $U_{do} = U_{dio}$ .
- La caractéristique, on supposant le courant redressé parfaitement constant, est une droite continue pour autant que l'on reste dans le cadre de la commutation "binnaire" (deux bras seulement en commutation simultanée) ce qui est généralement le cas jusqu'au courant nominal, la charge étant une impédance.

C'est dans ces hypothèses que sera faite notre étude générale. La nature du circuit d'utilisation à courant continu peut influencer la caractéristique "tension-courant" d'un redresseur.

Généralement, la variation de tension entre marche à vide et pleine charge s'exprime en valeur relative rapportée à  $U_{dio}$ . Si nous appelons U la chute de tension totale en volts et (d) la chute relative on a donc :

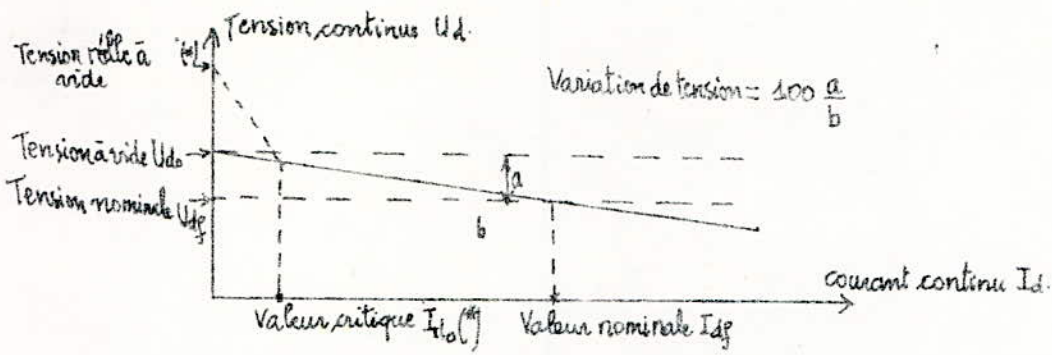
$$d = U / U_{dio} \quad \text{ou} \quad d (\%) = 100 \cdot U / U_{dio}$$

*Annexe au cahier de charges de l'essai sur un groupe "Transformateur-Redresseur"*



\* Cas de commutation avec bobines d'absorption

$$\text{Variation de tension} = 100 \cdot \frac{a}{b}$$



Caractéristiques de chute de tension d'un groupe "Transformateur-rectificateur"  
 (\*): Cas des couplages avec bobine d'absorption.

a) Chute inductive de tension continue:

a.1: Phénomène de l'empiètement:

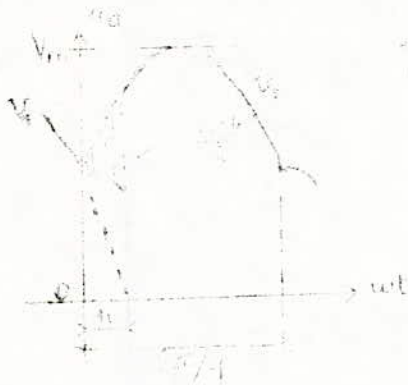
Considérons la commutation du courant continu entre 2 phases successives d'un même groupe commutant.

Du fait des inductances en circuit que nous pouvons supposer localisées dans chacun des bras de ce groupe commutant le transfert du courant d'un bras au suivant n'a pas lieu instantanément.

Cette opération dure pendant le temps de ce qu'il est convenu d'appeler: La COMMUTATION. Pendant ce temps les phases commutantes (1 et 2 par exemple) sont en court-circuit. La tension redressée fournie par ce groupe est, pendant ce même temps, en valeur instantanée, la moyenne des tensions des phases 1 et 2 soit:

$$v_1 + v_2 / 2$$

On appelle angle d'empiètement ( $\alpha$ ) l'angle qui correspond au temps de commutation sur le diagramme:  $(U_d) = f(t)$ , où  $U_d$  est la tension redressée et ( $\omega$ ) la pulsation des tensions alternatives d'alimentation.



chute inductive de tension pendant le phénomène de l'empiètement

a.2: Relation entre la chute inductive de tension et l'angle d'empiètement:

Considérons la commutation " binaire ", c'est à dire que pendant celle-ci deux anodes seulement d'un même groupe redresseur sont mises simultanément en court-circuit, le phénomène va se produire sur un angle inférieur à  $(2\pi/q)$

Il suffira de chercher la valeur moyenne de  $U_d$  le long de cet angle de  $2\pi/q$  qui correspond à la durée pendant laquelle une des phases présente, en sens direct une différence de potentiel plus élevée que les autres.

Le groupe est, en effet, alimenté par un système de tensions symétriques et la courbe de  $U_d$  se reproduit q fois par période.

La chute inductive de tension, en valeur absolue, s'obtiendra en divisant la surface de l'aire hachurée (volts x radians) par  $2\pi/q$ . C'est en appelant ( $U_x$ ) cette chute:

$$U_x = \frac{1}{2\pi} \int_{-\pi/q}^{\pi/q} (v_1 - v_2) dt = \frac{q}{2\pi} \int_{-\pi/q}^{\pi/q} \frac{V_m \cos(x - \pi/q)}{2} dx$$

soit  $v_1 = V_m \cos(x - \pi/q)$  et  $v_2 = V_m \cos(x + \pi/q)$

d'où:  $U_x = \frac{q}{4\pi} V_m \int_{-\pi/q}^{\pi/q} [\cos(x - \pi/q) - \cos(x + \pi/q)] dx$

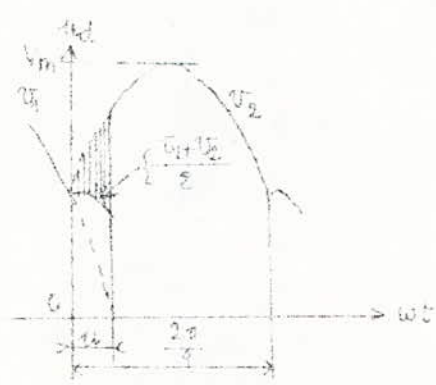
ce qui donne:  $U_x = \frac{q}{2\pi} V_m \int_{-\pi/q}^{\pi/q} \sin(x) dx = \frac{q}{2} V_m \frac{2}{\pi} \sin(\pi/q) (1 - \cos(\pi/q))$

soit, on voit que pour un angle d'empiètement donné,  $V_m \frac{q}{\pi} \sin(\pi/q) = U_{dio}$

d'où:  $U_x = U_{dio} \frac{1 - \cos(\pi/q)}{2}$  en posant  $\alpha = \frac{U_x}{U_{dio}}$  pour exprimer la chute inductive de tension  $\alpha$  à  $U_{dio}$  on obtient la très importante relation entre cette caractéristique et l'angle d'empiètement ( $\alpha$ ):

$$\alpha = \frac{1 - \cos(\pi/q)}{2}$$





Chute inductive de tension.  
Phénomène de l'empêchement

a.3: Relation entre l'angle d'empiétement et la réactance du circuit de commutation (par bras):

Pendant la durée de l'empiétement les phases 1 et 2 sont reliées en court-circuit et la tension de commutation ( $v_2 - v_1$ ) fait circuler entre les bras 2 et 1 un courant qui n'est pas limité que par les impédances du circuit alternatif. On considère ici seulement l'effet des inductances reportées dans chaque bras d'un groupe commutant simple.

On néglige les résistances dont l'effet sur la chute de tension sera considéré par la suite.

On appelle  $L$  la valeur de l'inductance à remplacer par  $(L-M)$  si les deux circuits en commutation présentent une inductance mutuelle  $M$ . La figure permet d'écrire en considérant le circuit de commutation:

$$v_2 - v_1 = L \frac{di_2}{dt} - M \frac{di_1}{dt}$$

Mais comme on considère une charge constante du circuit à courant continu

$$i_1 = I_d = \text{constante} \quad d i_1 = d i_2 = d i_3 = 0$$

$$\text{ce qui fournit: } v_2 - v_1 = 2 L \frac{d i_2}{dt} = 0$$

$$\text{soit } v_2 - v_1 = 2 \sin \alpha \sin \frac{\pi}{4} V_m \text{ avec } \alpha = \omega t$$

$$\text{d'où } d i_2 = - \frac{V_m \sin \frac{\pi}{4}}{2L} \sin \omega t dt$$

$$i_2 \text{ en intégrant: } i_2 = \frac{V_m \sin \frac{\pi}{4} \cos \omega t}{2\omega L} + C \quad \text{où } C \text{ est une constante}$$

Où, pour  $\alpha = 0$ , on a  $i_2 = I_d$  car c'est le bras 1 qui fournit tout le courant inductif, pour  $\alpha = \pi$  celui-ci est débité par le bras 2 d'où  $i_2 = 0$ .

$$\text{On a donc, avec } \alpha = L \omega t$$

$$I_d = \frac{V_m \sin \frac{\pi}{4}}{2\omega L} + C \quad \text{pour } \alpha = 0$$

$$0 = \frac{V_m \sin \frac{\pi}{4} \cos \pi}{2\omega L} - C \quad \text{pour } \alpha = \pi$$

$$\text{On obtient: } I_d = \frac{V_m \sin \frac{\pi}{4}}{2\omega L} - \frac{V_m \sin \frac{\pi}{4} \cos \pi}{2\omega L} = 0$$

$$\text{On trouve } I_d = \frac{V_m \sin \frac{\pi}{4}}{2\omega L}$$

$$\text{d'où } X_c = \frac{V_m \sin \frac{\pi}{4}}{2 I_d \omega}$$

a.4: Relation entre la chute inductive et la réactance du circuit de commutation (par bras):

A partir des relations obtenues précédemment, on aura:

$$d_x = I_d \cdot X_c \cdot q / U_{dio} \cdot \pi$$

et en valeur absolue:

$$U_x = I_d \cdot X_c \cdot q / 2 \cdot \pi$$

a.5: Forme des courants anodiques pendant la commutation:

Les courants anodiques pendant la commutation, c'est-à-dire pendant la durée de l'empiétement, les courants ( $i_1$ ) et ( $i_2$ ) sont dits courants anodiques.

Nous avons vu que:  $i_I = \frac{V_m}{X} \cdot \sin \frac{\omega t}{q} \cdot \cos x + \text{Constante}$ .

et que  $\text{Constante} = Id - \frac{V_m \sin \pi/q}{X}$  et aussi:  $i_2 = Id - i_I$   
 Ce qui donne pour  $i_I$  et  $i_2$ :

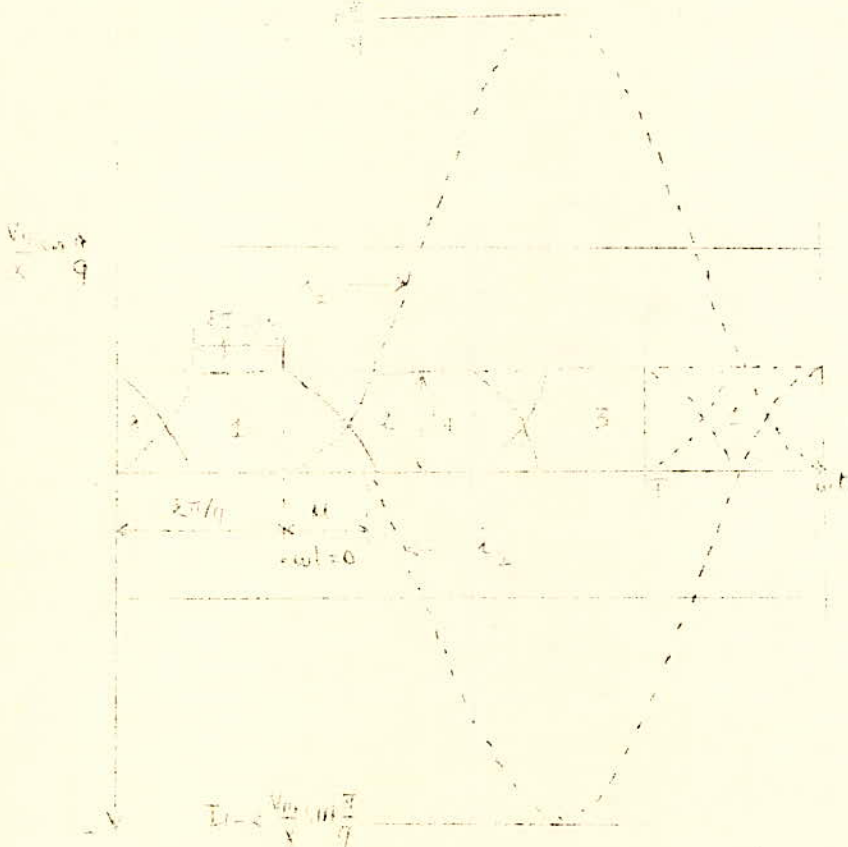
Nous avons pris pour origine le moment où commence la commutation, c-à-d où  $i_I = Id$  et  $i_2 = 0$  soit  $x=0$ .

Nous voyons donc ces 2 courants présentent une valeur minimale pour  $i_I$  et maximale pour  $i_2$  lorsque  $x = \pi$  soit  $\cos x = -1$ .

Ces valeurs ne sont pas atteintes en service normal car le court-circuit entre les phases 1 et 2 cesse à la fin de l'empiètement où tout le courant passe par la phase 2.

La forme anodiques est déterminée pendant le temps  $t_u = u/\omega$  par les équations ci-dessus. Ces formes données sur la figure et les conclusions qu'on tire:

- La durée des courants anodiques est d'autant plus longue que la réactance de leur circuit et le courant ( $Id$ ) sont plus élevés,
- La forme de ces formes, par rapport à celle de la sinusoïde, s'améliore dans les mêmes conditions ce que justifie la remarque faite à ce sujet,
- On puisse dépasser la durée maximale de la commutation binéaire ( $t = 2\pi/q\omega$ ) et avoir un fonctionnement sur plus de deux anodes ce qui sera le cas particulier du court-circuit où toutes les anodes peuvent débiter simultanément.



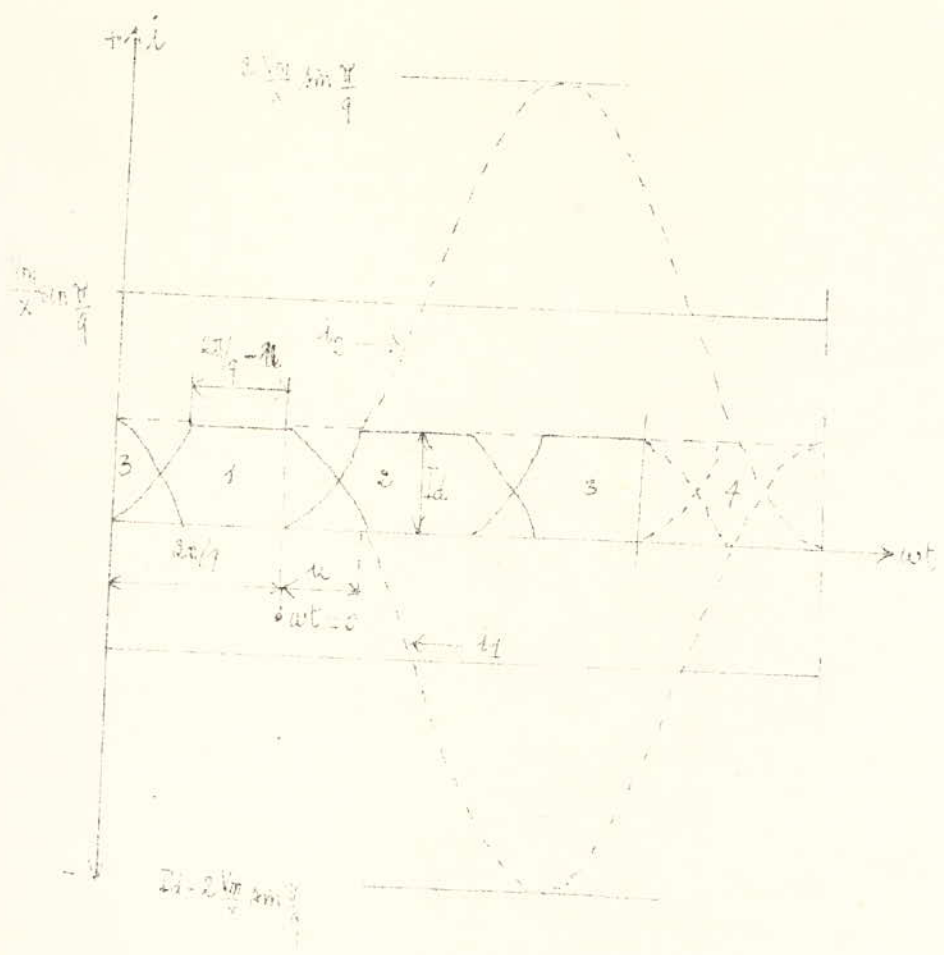
a.6: Chute inductive de tension due au transformateur:

En appelant ( $d_t$ ) la chute inductive due au transformateur pour le courant continu ( $Id$ ), celle-ci sera égale à:

$$d_t = \frac{V_m \sin \pi/q}{2\pi q} \cdot \frac{Id}{U_{t1}}$$

où  $S$ : nombre de groupes commutants en commutation simultanée.

$X_t$ : réactance de commutation par phase commutante due au transformateur



Détermination de la forme des courants nodiques

On peut déterminer le courant (I) à faire circuler entre deux phases commutantes lors d'un court-circuit au primaire.

$$I = \sqrt{2} \cdot I_d / 4.9$$

La chute de tension inductive dépend à la fois d'une réactance côté primaire et d'une réactance côté secondaire. La proportion entre ces deux réactances varie selon la façon dont sont plus ou moins imbriqués les enroulements secondaires.

a.7 : Chute inductive de tension due aux réactances situées entre transformateur et bloc redresseur :

Ces réactances réagissent comme celles qui sont attachées aux secondaires du transformateur.

La chute inductive ( $d_{xbv}$ ) cherchée est :  $d_{xbv} = \frac{3 \cdot I_d}{2 \pi f} X_{bv} \frac{I_d}{U_{dio}}$

- $X_{bv}$  : valeur de la réactance par conducteur de phase, insérée entre transformateur et bloc.
- $h$  : correspond aux nombres des groupes commutants en commutation simultanée alimentés au travers de la réactance

a.8 : Chute inductive de tension due aux réactances placées dans les bras du bloc redresseur :

En insérant la réactance ( $X_{bA}$ ) dans le circuit anodique, la chute inductive -ve cherchée est :

$$d_{bA} = \frac{3 I_d}{2 \pi f} X_{bA} \frac{I_d}{U_{dio}}$$

a.9 : Chute inductive de tension due aux réactances situées côté réseau alternatif :

Ces réactances sont placées en amont du transformateur, la chute inductive cherchée est :

$$d_{bL} = \frac{3 I_d}{2 \pi f} \left( \frac{U_v}{U_d} \right)^2 X_{bL} \frac{I_d}{U_{dio}}$$

$X_{bL}$  : est la valeur de la réactance située sur chaque conducteur d'alimentation.

Pour un système alternatif triphasé :

$$d_{xbL} = \sqrt{3} \sin \frac{\pi}{6} \frac{I_d X_{bL}}{U_d}$$

a.10 : Chute inductive de tension due à la réactance du réseau alternatif :

Cette réactance n'est, en général, pas connue directement mais elle peut être déterminée à partir de la puissance de court circuit à l'endroit où est installé le transformateur de redresseur :

$$X_L = \frac{3 I_d}{2 \pi f} \left( \frac{U_v}{U_d} \right)^2 X_L \frac{I_d}{U_{dio}}$$

$X_L$  : réactance côté réseau (ligne).

b) Chute résistive de tension continue :

Cette chute s'exprime de façon simple en fonction des pertes dans les conducteurs de courant (enroulements du transformateur, inductances, résistances, liaisons).

En effet ces pertes correspondent à une diminution de la puissance délivrée côté continu donc, pour un courant débité donné, de la tension. Si ( $P_r$ ) représente la somme de ces pertes pour un courant continu délivré ( $I_d$ ) on peut écrire, en appelant ( $U_r$ ) la valeur absolue de la chute résistive :

$$P_r = U_r \cdot I_d \quad \text{d'où} \quad U_r = P_r / I_d$$

$$d_r = \frac{P_r}{I_d U_{dio}}$$

c) Chute de tension due aux thyristors :

On connaît, en général, les pertes dissipées par chaque thyristor pour une forme et une durée de courant données ( $P_c$ ).

$$d_c = \frac{P_c}{I_d \cdot U_{dio}}$$

$d_c$  est estimé à 2,4 volts pour le montage à double voie.

d) Chute de tension totale :

Elle est donnée par la formule suivante:

$$U = \frac{U_d + \sum d_c I_d}{1 - \sum d_c}$$

U = somme des chutes absolues  
d = somme des chutes relatives.

C-6 : Pertes et rendement :

Considérées en fonction du courant coté continu ( $I_d$ ) un groupe "transformateur-redresseur" présente trois sortes de pertes.

- Les pertes constantes (pertes dans le fer du transformateur et dans les accessoires et auxiliaires) :  $P_o$ .
- Les pertes proportionnelles au courant débité (essentiellement celles dues à la tension de seuil des thyristors) :  $P_I$ .
- Les pertes proportionnelles au carré du courant débité (enroulements, liaisons, coupe-circuits etc) :  $P_F$ .

Les pertes comprennent essentiellement toutes celles qui se produisent dans le transformateur, le bloc redresseur et les accessoires qui leur sont attachés ainsi que les auxiliaires fonctionnant en permanence. Elles ne comprennent pas, en principe, les pertes dans la liaison entre transformateur et bloc s'ils sont fournis séparément, ni celle des auxiliaires qui ne fonctionnent pas en permanence.

a) Pertes dans le transformateur principal:

Elles se composent essentiellement, comme dans tous transformateur:

- des pertes dans le fer,
- des pertes dans le métal des enroulements,
- des pertes supplémentaires,
- des pertes dues aux systèmes de refroidissement.

a.1 : Pertes dans le fer:

Elles sont indiquées, par le constructeur du transformateur, pour la tension nominale (qui généralement est la tension d'alimentation) la fréquence nominale et une forme de tension pratiquement sinusoïdale.

Ces pertes dépendent de l'induction adoptée et de la constitution du circuit magnétique. Elles font parties des pertes constantes du groupe redresseur et peuvent être mesurées par un Wattmètre situé sur l'alimentation, le secondaire ne débitant pas.

Nous appellerons ( $P_{ot}$ ) les pertes ainsi mesurées

a.2 : Pertes dans les enroulements :

Les pertes dans enroulements primaires et secondaires s'expriment par :

- $P_{rp}$  : pertes joule coté primaire.
- $P_{rs}$  : pertes joule coté secondaire.
- $P_{rt}$  : pertes joule totales du transformateur.

$n_1$  et  $r_1$  : nombre des enroulements primaires et résistance moyenne unitaire.

$n_2$  et  $r_2$  : nombre des enroulements secondaires et résistance moyenne unitaire.

Pour notre montage, on a  $P_{rt} = 1,07 \cdot P_c$  où  $P_c$  est la puissance quand les 2 secondaires sont en court-circuit.

**a.3 : Pertes dues aux systèmes de refroidissement:**

Bien entendu, pour des transformateurs à refroidissement naturel la question ne se pose pas.

S'agissant au contraire de transformateurs:

- à ventilation forcée.
- à circulation forcée d'huile.
- à refroidissement par eau.

Il faut tenir compte, dans l'établissement des pertes, de la consommation des ventilateurs, pompes accessoires qui fonctionnent en permanence.

Ces pertes seront sensiblement constante et pourront être incluses dans les pertes à vide du transformateur.

**a.4 : Pertes supplémentaires:**

Les courants dans les enroulements comprenant de nombreux harmoniques, alors que les calculs ne tiennent compte que des pertes "résistives" il serait nécessaire de les majorer pour tenir compte du courant parasites (fonction de la fréquence) qui se manifestent dans le métal des conducteurs.

On néglige donc ces pertes supplémentaires parce que les formes théoriques des valeurs efficaces des courants annulent les ampètements anodiques.

**b) Pertes dans les bobines d'absorption et les inductances éventuelles:**

D'une manière générale, ces pertes comportent des pertes par effet joule et des pertes fer (nulles si le flux magnétique circule dans l'air).

Les premières sont proportionnelles à  $I_d^2$ . Les secondes ne sont pas constantes car la tension aux bornes est une certaine fonction du courant dans l'enroulement.

Cependant elles seront: pour la bobine d'absorption et les transducteurs éventuels déterminées pour la valeur nominale de  $I_d$  et considérées comme constantes aux autres charges, pour les autres inductances elles seront en générale négligées.

**c) Pertes dans le bloc redresseur:**

**c.1 : Pertes dans les thyristors:**

Si le groupe redresseur comporte  $n$  thyristors les pertes totales dans celles-ci seront:

$$P_c = n ( U_{To} I_F + r_F I_{Fe}^2 )$$

$U_{To}$  : tension de seuil

$r_F$  : résistance différentielle.

$I_F$  : courant direct dans un thyristor (valeur moyenne)

$I_{Fe}$  : courant direct dans un thyristor (valeur efficace).

La tension de seuil et la résistance différentielle ne sont pas toujours connues et la perte unitaire ( $p_c$ ) est donnée en Watts, par la figure ci-contre

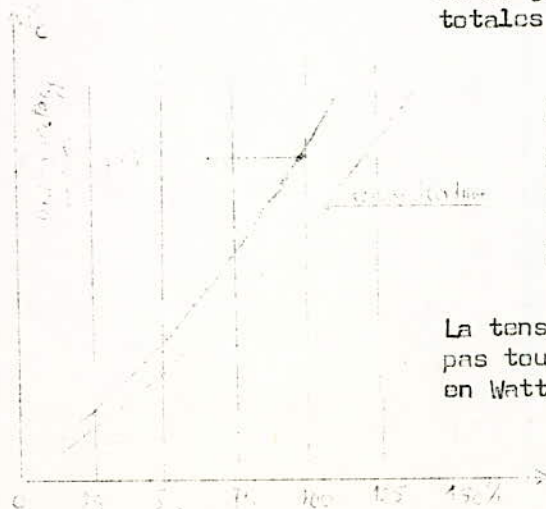


Figure 1: Pertes unitaires (W) en fonction du courant direct (A) pour un thyristor.

### c. II : Pertes dans les fusibles éventuels :

Les fabricants de fusibles pour dispositifs à semi-conducteurs doivent, d'après la norme correspondante, indiquer la puissance nominale dissipée. Cette puissance est produite par effet joule donc de la forme :

$$P_{fm} = r_f \cdot I_{fn}^2 \quad \text{où :}$$

$r_f$  : résistance supposée constante du fusible lorsque celui-ci est parcouru par son courant nominal.

$I_{fn}$  : intensité nominale (éfficace) du fusible.

En fonctionnement sous  $I_d$  on aura :  $P_f = r_f \cdot I_f^2$

où  $I_f$  est la valeur de l'intensité qui parcourt le fusible quand le redresseur débite le courant  $I_d$ .

On ne considère ici que le cas des fusibles "principaux" qui peuvent être placés coté primaire ou coté secondaire du transformateur, dans les bras commutants ou sur le circuit continu lui-même.

La consommation des fusibles auxiliaires, généralement constante, sera comptée avec les pertes de ceux-ci (ou négligée).

La consommation des fusibles principaux, par contre, varie comme le carré du courant débité et n'est souvent, pas négligeable devant les pertes dans les Thyristors.

### c. 3 Pertes accessoires ( circuits auxiliaires ) :

Ces pertes dépendent de notre schéma adopté et de la constitution du bloc redresseur.

Elles sont en général constantes car elles peuvent dépendre de la tension (circuits de répartition de tension, par exemple : ) ou de systèmes en fonctionnement permanent ( relais circuit de réfrigération par exemple ).

### c. 4 : Pertes dans les liaisons :

Ce sont des pertes par effet joule qui dépendent de la résistance du circuit et des courants qui les parcourent. De même que pour les fusibles, on ne considère que les liaisons principales parcourues par les courants alternatifs pulsés ou continu, concourant tous à la fourniture du courant de sortie ( $I_d$ ).

### c. 5 : Totalisation des pertes et calcul des rendements :

Le rendement (  $\eta$  ) peut être trouvé à partir de la formule

### C. 7 : La bobine d'absorption :

Les inductances placées entre les groupes commutants et l'un des pôles de l'alimentation en courant continu jouent un rôle très important. A savoir qu'à partir d'une certaine valeur de courant débité, on obtient un fonctionnement indépendant de chacun de ces groupes commutants, la tension délivrée étant en moyenne celle que fournirait un de ces groupes considérés isolément. Toutefois cette tension est pulsée à une plus grande fréquence que celle obtenue dans ce dernier cas et sa valeur maximale est plus proche de sa valeur moyenne. Autrement dit cette tension se rapproche davantage de la valeur constante généralement souhaitée.

Le principe des bobines d'absorption usuelles consiste à réaliser un circuit magnétique à fer qui ne soit pas influencé par le courant continu qui parcourt les enroulements.



C'est ainsi que l'on constitue des bobines biphasées dans le cas de la liaison de deux systèmes à groupes commutants d'indice 3. Elles sont applicables à notre montage. (voir la figure donnée).

Pour ces bobines, assemblant deux systèmes à 6 phases de manière à former un système à 12 phases.

Il y'a certaines considérations à prendre :

- La fréquence à leurs bornes est le double de celles réunissant deux groupes triphasés ce qui, pour une même inductance, double la réactance à laquelle est proportionnelle la tension à obtenir.

- La "remontée" de tension à vide n'est que 3,6 % si ces bobines ne sont pas magnétisées au lieu de 15 % pour celles réunissant deux systèmes triphasés.

- Les conducteurs de liaisons présentent, par eux mêmes, une certaine inductance qui peut jouer, tout au moins partiellement, le rôle de la bobine.

- L'omission de cette bobine aura d'autant moins d'importance que le redresseur devra fournir en permanence un courant plus élevé. D'ailleurs les harmoniques de courant engendrés dans le réseau sont proportionnels au courant débité. C'est donc quand celui-ci est élevé qu'il est judicieux de réduire leurs nombres.

On va étudier le cas de types de bobines biphasées utilisées pour réunir des systèmes à 6 phases de manière à constituer des groupes redresseurs à  $q = 3$  et  $p = 12$ .



a) Bobine d'absorption biphasée reliant deux ponts triphasés (Double Graetz parallèles) :

Principe de fonctionnement :

a.1 : A vide :

Nous avons pour la tension rigoureusement à vide :

$V_{PM}^1$  : est la tension génératrice de l'un des systèmes hexasphasés.  $p' = 6$  et  $q = 3$ .

L'indice de commutation devenant  $p=12$  quand la bobine d'absorption peut être remplacée par une simple liaison (à vide), on a alors :

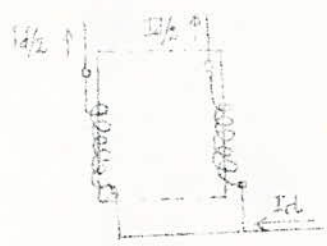
a.2 : A faible charge :

Cette charge, très faible en général, avec les bobines à fer, est légèrement supérieure au courant "critique" permettant à la bobine de jouer son rôle complet. Le fonctionnement peut alors s'expliquer ainsi : les différences de tension des deux systèmes hexasphasés par rapport au point milieu de la bobine engendrent un courant entre anodes qui est au plus égal au courant magnétisant qui permet d'obtenir cette différence de tension.

Il y'a lieu de considérer les différences de tension (à tous instants) entre deux systèmes hexasphasés.

La construction de la courbe de tension a été faite sur le graphe a) de la figure en traits gras. On voit qu'elle se rapproche nettement plus de la valeur maximale de la tension d'alimentation.

Bobine biphasée



a.2.1 : Tension continue :

Dès que le fonctionnement indiqué ci-avant peut se produire la bobine d'absorption présente, entre ses bornes extrêmes, une tension qui est, à tout instant, égale à la différence des tensions entre deux anodes successives du système hexaphasé. Par rapport au point milieu de la bobine les tensions de ces deux anodes sont égales. En effet, la diminution de tension imposée à l'anode qui, sans la bobine, serait au potentiel maximal, est précisément égale à l'augmentation imposée à l'anode suivante. Il en résulte que cette tension commune est égale à la moyenne des tensions de phases successives du système hexaphasé à vide.

On a donc bien :

Soit :  $U_{ab} = \frac{2}{3} U_{ph} \sqrt{3}$   
 On a donc bien :

a.2.2 : Tension aux bornes de la bobine :

La tension entre bornes extrêmes est la différence, à tout instant, des tensions successives du système à 12 phases. Elle est tracée (graphe b).

On voit que sa fréquence est égale à 6 fois la fondamentale.

Sa valeur maximale est ;

Et comme :

La valeur efficace s'obtient en considérant

1/4 de période pendant lequel on aura :

Ce qui conduit à :

Et comme :

a.2.3: Courant critique :

Le courant magnétisant circulant d'anode à anode, ne peut atteindre sa valeur maximale que si le courant qui circule dans une anode est au moins égal à son amplitude.

Ce courant magnétisant ne contient que des harmoniques 3 et multiples de trois impairs car les harmoniques pairs (et multiples de 6) peuvent circuler dans chaque 1/2 bobine sans produire de flux, tout comme le courant continu débité.

Ce courant magnétisant considéré comme sinusoïdal est le courant minimal débité côté continu, supposé constant, qui permet le fonctionnement correct de la bobine d'absorption.

$I_{dc}$  est le courant magnétisant, en valeur efficace sinusoïdale de la bobine.

$I_{dc}$  est le courant continu débité par l'ensemble des 2 systèmes reliés par la bobine.

En valeurs instantanées, ce courant ( $i$ ) d'une fréquence égale à six fois celle de l'anode fondamentale de tension.

a.2.4: Courants anodiques :

Ces courants durent pendant 1/3 de période car, s'agissant de l'anode 1 par exemple, celle-ci va débiter avec l'anode 6 pendant 1/6 de période puis avec l'anode 2 pendant le sixième suivant.

Un groupe commutant débite donc le courant ( $I_d / 2$ ) exactement comme s'il était seul.

Leur forme rectangulaire est toutefois modifiée par le courant magnétisant de la bobine d'absorption avec une modulation par 2 ondes complètes à la fréquence (6f)

a.2.5 : Tension fluxmétrique :

C'est, par définition, la valeur efficace d'une tension sinusoïdale, de même fréquence qui, appliquée au bobinage étudié, donnerait la même amplitude de variation de flux que la tension considérée.

Il résulte de cette définition que les sur-faces "tension-temps" doivent être les mêmes pour la tension déformée que pour la tension sinusoïdale.

Evaluons cette aire A en considérant du fait des symétries, qu'un quart de période. (A = aire tension-temps) en considérant la courbe réelle graphes a et b :

Ce qui donne facilement :

$$A_{1/4} = \int_0^{\pi/4} V_m \sin(\omega t) dt = \frac{V_m}{\omega} [1 - \cos(\omega t)]_0^{\pi/4}$$

$$A_{1/4} = V_m \sqrt{2} \left( 2 \sin \frac{\pi}{4} - \frac{1}{2} \right)$$

en considérant une courbe sinusoïdale de fréquence (6f) et de valeur efficace ( $U_{b\bar{E}}$ ) on aura :

$$A_{1/4} = \int_0^{\pi/4} U_{b\bar{E}} \sqrt{2} \sin \epsilon x dx = U_{b\bar{E}} \frac{\sqrt{2}}{\epsilon} ; \text{ d'où } U_{b\bar{E}} = V_m \frac{\sqrt{2}}{\epsilon} \left( 2 \sin \frac{\pi}{4} - \frac{1}{2} \right)$$

d'avec  $V_m \sqrt{2} = \frac{2\pi}{3} \cdot H_{10}$

$$U_{b\bar{E}} = \sqrt{2} \pi \left( 2 \sin \frac{\pi}{4} - \frac{1}{2} \right) U_{d10}$$

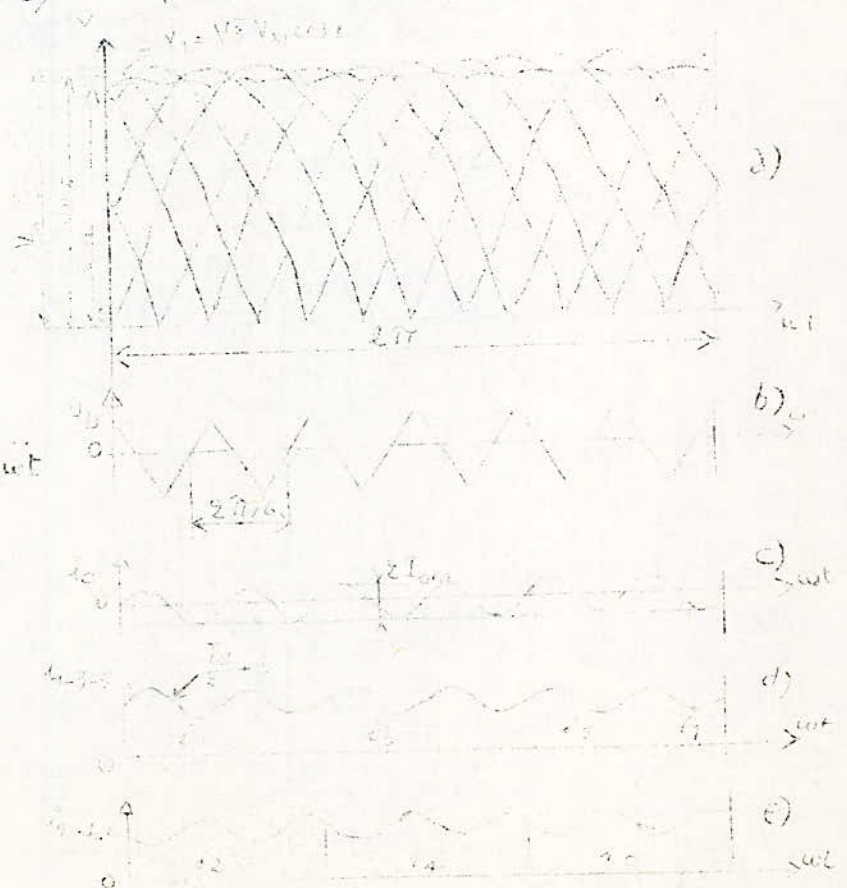
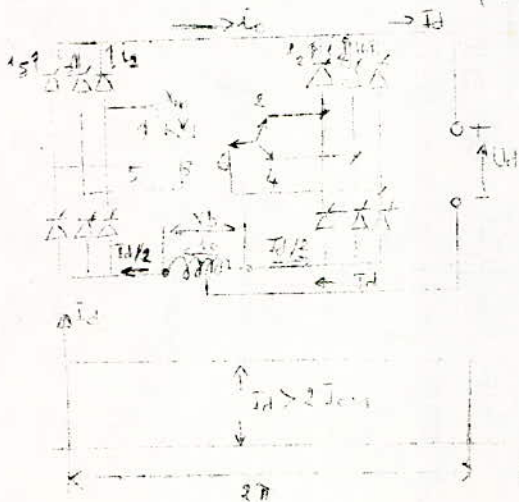
$$U_{b\bar{E}} = 0,785 U_{d10}$$

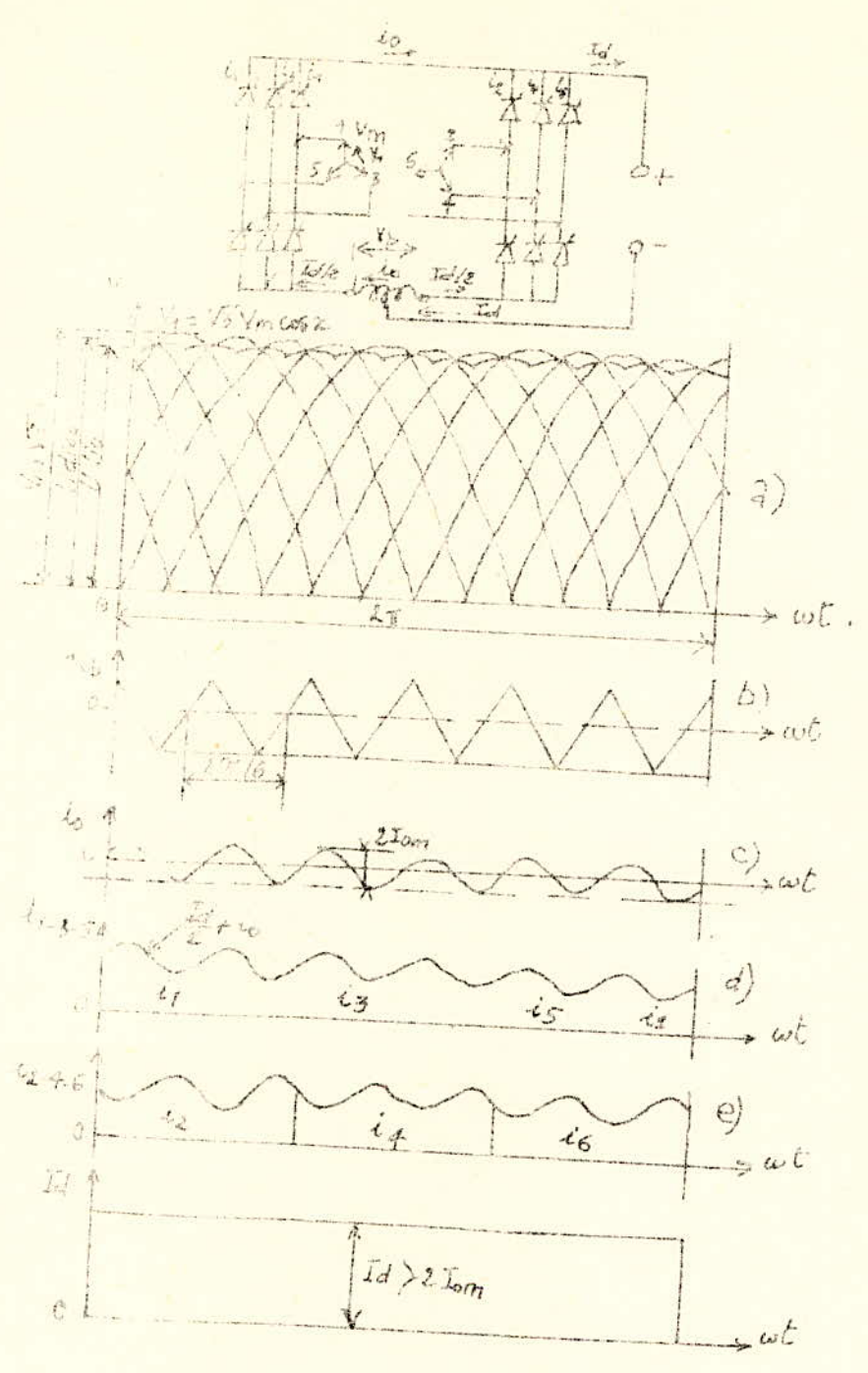
$$U_{b\bar{E}}/2 = 0,393 U_{d10}$$

et comme :  $\Phi_m = A$

d'où :  $\Phi_m = \frac{\sqrt{2}}{\epsilon} U_{b\bar{E}}$  Relation qui est valable aussi en charge

avec le ( $U_{b\bar{E}}$ ) correspondant





bobine d'absorption - fonctionnement à faible charge -

a.3 : En charge normale :  
 La différence avec la marche à faible charge tient au fait qu'il faudra tenir compte des empiètements anodiques .  
 Le courant traversant la bobine est évidemment ( $I_d / 2$ ) en valeur moyenne.

a.3.I : Tension continue :  
 -x-x-x-x-x-x-x-x-

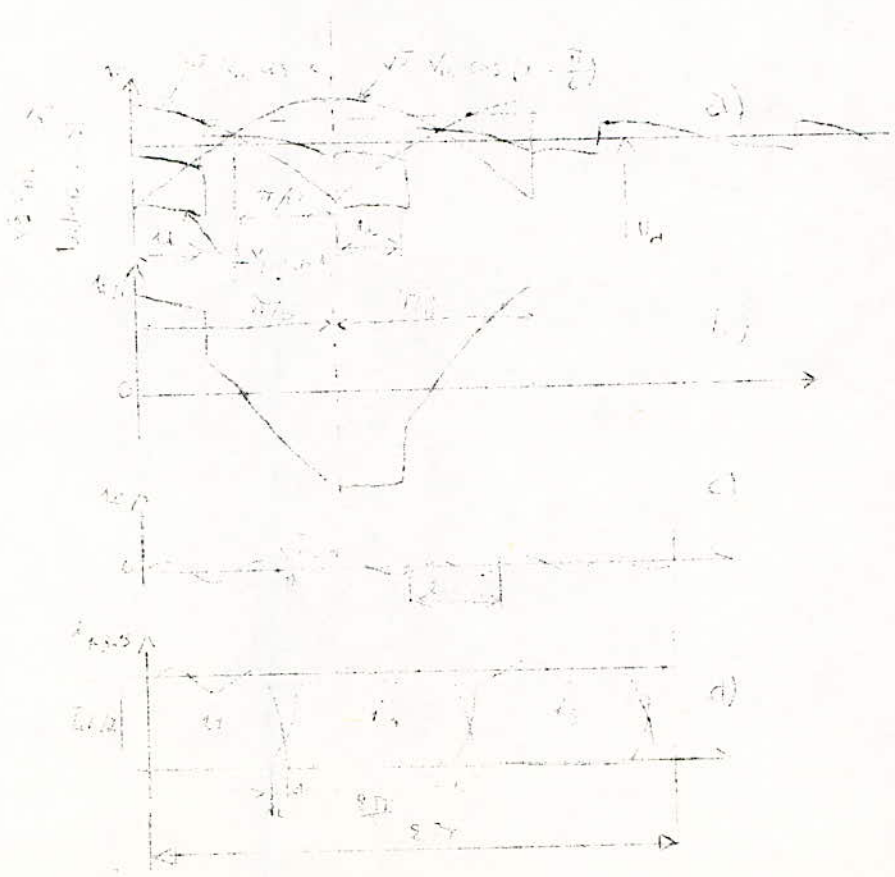
La tension redressée affecte la forme donnée, en traits gras sur le graphique (a) puisque on a tenu compte des empiètements anodiques lesquels ont lieu dans chacun des groupes commutants hexaphasés, puisque les courants entre ces 2 groupes sont limités au courant de la bobine d'absorption .

En supposant toujours que les réactances en circuit , rapportées aux circuit anodiques, sont assez faibles pour que la commutation n'intéresse pas plus de 2 anodes au sein du même groupe commutant.

La valeur moyenne de cette tension, qui constitue par définition la tension continue, est plus faible que dans le cas du fonctionnement à faible charge ce qui est dû à la chute inductive que nous avons étudiée au-paravant.

On admettra que les tensions des phases d'alimentation sont maintenues constantes et on rapportera à les diverses valeurs de tension, non à la tension continue mais à la tension idéale à vide fournie par le montage, laquelle reste une grandeur invariable.

$U_{00} = \frac{2\sqrt{3}}{\pi} U_m$





**a.3.2 : Tension aux bornes :**

La valeur maximale reste inchangée par rapport au fonctionnement à faible charge, c'est à dire que l'on a :  $U_{bmax} = 0,97 U_{dic}$

La valeur efficace s'obtient en écrivant d'après le graphe (b) en considérant une  $\frac{1}{2}$  période de la tension aux bornes de la bobine :

ce qui conduit, en valeurs numériques, en fonction de (u) à :

et comme

Pour un empiètement de  $20^\circ$ , on trouve :

**a.3.3 : Courants anodiques :**

Ils ont sensiblement une ondulation relativement moins importante que dans le fonctionnement à faible charge.

**a.3.4 : Tension fluxmétrique :**

Il faudra considérer ici le cas où :  $u \leq 15^\circ$  et celui où  $u > 15^\circ$  qui conduisent à des différentes relations (avec même résultat pour  $u=15^\circ$ ). On trouve finalement :

- pour  $u \leq 15^\circ$  ;  $U_{1/2} = \frac{3V_m \sqrt{3}}{\sqrt{2}} \left[ \frac{1}{\cos u} - \frac{1 + \cos u}{2} \right]$

car  $U_{dic} = \frac{3V_m \sqrt{3}}{\sqrt{2}}$

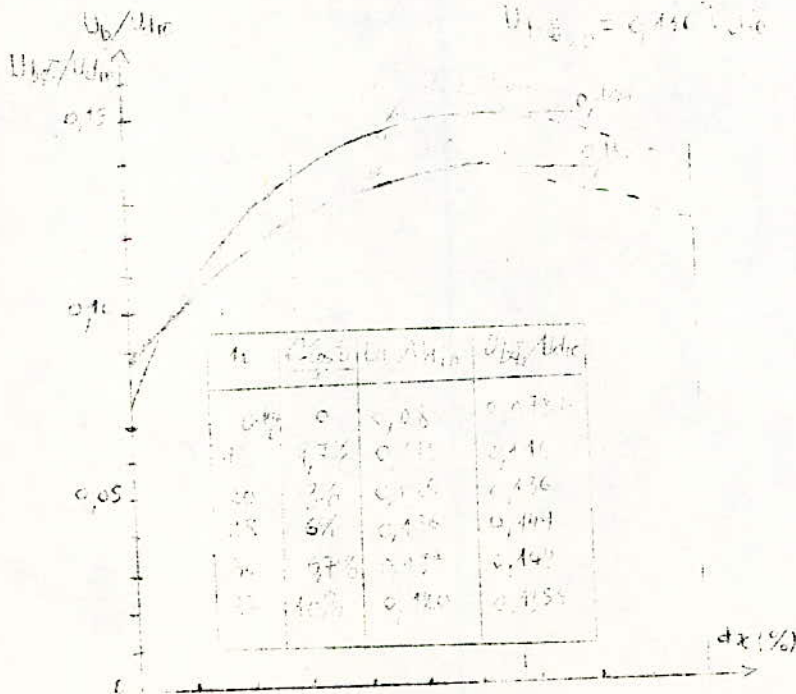
donc  $U_{1/2} = 2,21 \left( \frac{1}{\cos u} - \frac{1 + \cos u}{2} \right) U_{dic}$

- pour  $u > 15^\circ$  ;  $U_{1/2} = \frac{3V_m \sqrt{3}}{\sqrt{2}} \left[ (-15) \sin u + \frac{1}{2} \cos u - \frac{1}{2} \right]$

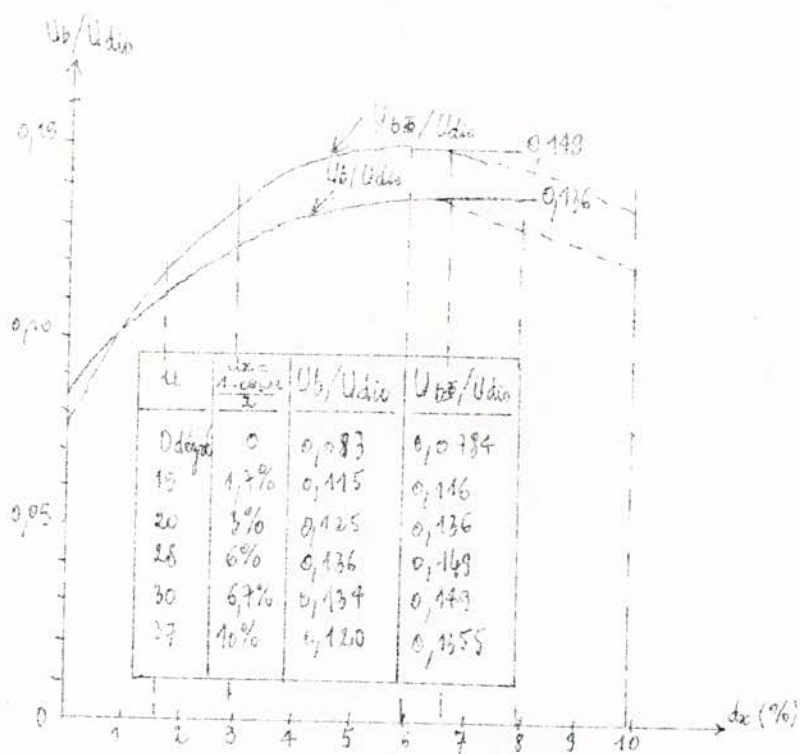
et soit  $U_{1/2} = \sqrt{2} (0,268 \sin u + 0,5 \cos u - 0,5) U_{dic}$

Pour un angle d'empiètement  $u=20^\circ$ , on a :

$U_{1/2} = 0,436 U_{dic}$







b) Equilibre des courants dans la bobine d'absorption:

Les courants moyens dans les 2 moitiés dans une bobine biphasée sont en principe de même valeur.

Cependant, même si la bobine est parfaitement réalisée un déséquilibre, entre les courants délivrés par chacun des systèmes débitant en parallèle, peut intervenir si les tensions d'alimentation de ces systèmes ne sont pas rigoureusement égales.

En effet; un écart de 1% sur les tensions des 2 systèmes provoque donc, avec une chute de tension peu élevée de 5%, un écart de 10% sur le courant.

c) Puissance des bobines d'absorption - Circuit magnétique:

c.1: Puissance apparente:

Elle sera égale au produit de la tension entre bornes extrêmes et du courant traversant, les deux exprimés en valeur efficace.

En négligeant le courant magnétisant le courant traversant a pour valeur efficace  $(I_D/2)$ .

La valeur efficace de la tension a été calculée pour les bobines de fréquence (6f). On a pris l'empêchement  $\alpha=20^\circ$ .

$$U_{b20} = 0,125 U_{d10} - P_{b20} = 0,125 \cdot \frac{I_D}{2} \cdot U_{d10} \approx 0,062 \cdot I_D \cdot U_{d10}$$

c.2: Circuit magnétique:

Le circuit magnétique de la bobine de fréquence (6f) pourra, pour une même puissance continue débitée, être très réduit et ceci d'autant plus que les tensions s'obtiennent avec moins de spires, ou de section de fer. On peut se passer totalement du fer et l'on utilise dans ce cas les bobines de lissage du courant continu ou l'inductance des liaisons.

c.3: Puissance de "dimensionnement":

Il est usuel, pour se donner une idée de l'encombrement et du prix d'une bobine d'absorption, de déterminer la puissance de transformateur monophasé de même dimensions. On résonnera alors de la manière suivante :

A induction égale la puissance du transformateur sera de 1/6 dans le cas de la fréquence (6f) de celle de la bobine, sans considérer les pertes fer. Pour obtenir de mêmes pertes fer il faudra diminuer l'induction ce qui revient à augmenter la puissance par un facteur inverse qui est d'environ 3,3 pour (6f).

La bobine d'absorption présente un seul enroulement de la puissance apparente déjà calculée alors que le transformateur en possède 2. La puissance est donc à diviser par 2.

La puissance de dimensionnement ( $P_B$ ) du transformateur monophasé correspondant sera :

$$U_{b20} = 0,125 U_{d10} \Rightarrow P_{B20} = \frac{1}{6} \cdot 3,3 \cdot \frac{1}{2} \cdot 0,125 \cdot \frac{I_D}{2} \cdot U_{d10} = 0,019 I_D \cdot U_{d10}$$

Remarques:

Le déséquilibre des courants peut provoquer une saturation continue du circuit magnétique telle que la bobine ne présente pas les caractéristiques attendues. On sera conduit à augmenter la section fer en aménageant un entrefer.

Il y'a lieu, spécialement pour les bobines de fréquences (6f) de veiller au bruit qu'elles peuvent produire et l'induction doit être encore diminuer de ce fait.

## C-8 : Courants de court-circuit :

### a) Court-circuit externe :

En cas de court-circuit du côté continu d'un groupe "transformateur-redresseur" les thyristors, les enroulements du transformateur et les conducteurs principaux sont parcourus par des courants dont l'intensité est un multiple (compris entre 3 et 10) de celle des courants qui circulent en service normal.

Si le transformateur et les conducteurs ont des capacités thermiques qui leur permettent de supporter ces courants pendant un certain temps, par contre les thyristors qui ne sont autres que des diodes semi-conductrices monocristallines plus une électrode de commande dont la température de jonction varie très rapidement avec la surintensité.

Le nombre de thyristors à connecter en parallèle dépendra, non seulement du courant circulant dans chaque bras en service normal, mais aussi de celui qui se présente en cas de court circuit du côté continu.

### Hypothèses et objectifs :

Toutes les réactances et résistance sont situées côté alimentation du groupe. En outre :

- Les thyristors sont considérés comme présentant une impédance nulle dans le sens direct et infinié en sens inverse.
- L'impédance du réseau d'alimentation est négligée (ou incluse dans celle considérée pour le transformateur).
- La liaison formant court circuit est d'impédance nulle de même que celle des conducteurs du bloc.
- La tension d'alimentation est constante,
- Les bobines d'absorptions éventuelles possèdent des enroulements parfaitement couplés et leur résistance est nulle.

Partant de ces hypothèses on déterminera les caractéristiques suivantes :

- Courant dans la liaison de court-circuit.
- Courant dans la liaison "transformateur-bloc" .
- Courant dans un bras du montage.

Le court-circuit sera d'abord considéré en régime symétrique (c'est à dire au bout de quelques périodes tous les bras débitent indépendamment pendant une alternance de chaque période des courants de forme sinusoïdale) puis en régime asymétrique (c'est à dire tout au début du court-circuit, la première crête atteint une valeur comprise entre une et deux fois l'amplitude en court-circuit symétrique).

### b) Court-circuit interne :

On appelle "court-circuit interne" dans un redresseur à semi-conducteurs celui qui est provoqué par la perte de l'effet de redressement dans un des bras de notre montage .

Cette perte est due au fait généralement du "claquage" d'un thyristor (ou d'une file de thyristors s'il y en a en serie) .

La recherche des courants qui se développent dans ces conditions a un double but :

- Déterminer la contrainte des thyristors restant sains en service.

- Déterminer les courants circulant dans la branche avariée afin de fixer les caractéristiques des appareils de protection (généralement les fusibles) qui permettent de mettre fin au défaut.

Par contre il ne faut pas oublier que, si les bras comportent plusieurs "files" de thyristors en parallèle une seule d'entre elles peut être affectée par le court-circuit dont elle doit supporter le courant total .On doit prévoir une protection très rapide et utiliser des thyristors de performances en courant telles que l'on arrive à un minimum de files en parallèle.

C-9 : Facteur de déphasage (cos φ) et Facteur de Puissance:

a) Définitions:

-Facteur de puissance (λ):

Pour une tension de réseau sinusoïdale et un courant d'alimentation déformé, c'est à dire contenant des grandeurs harmoniques de l'onde fondamentale le facteur de puissance à l'entrée du groupe redresseur se définit par:

$$\lambda = \frac{\text{Puissance active}}{\text{Puissance réactive}}$$

-Facteur de déphasage (cos φ):

C'est le facteur de puissance correspondant aux ondes fondamentales de la tension et du courant d'alimentation soit:

$$\cos \phi = \frac{\text{Puissance active de l'onde fondamentale}}{\text{Puissance apparente de l'onde fondamentale}}$$

-Facteur de déformation (v):

$$v = \frac{\lambda}{\cos \phi} \quad \text{ou} \quad v = \frac{6\sqrt{2}}{\pi(\sqrt{3} + 1)} = 0,99.$$

b) Calcul du cos :

On cherchera la valeur du facteur de déphasage avec courant magnétisant du transformateur négligé que l'on appelle (cos φ).

$$\cos \phi = \cos \phi' - \frac{1}{3} \frac{I_{m0}}{I_L} \quad (I_{m0} \text{ courant à vide du transformateur})$$

c) Calcul du cos φ':

Ce facteur de déphasage est provoqué par les inductances situées dans les circuits de commutation du redresseur côté primaire et côté secondaire du transformateur d'alimentation.

Il peut être calculé à partir de l'angle d'empiètement (u):

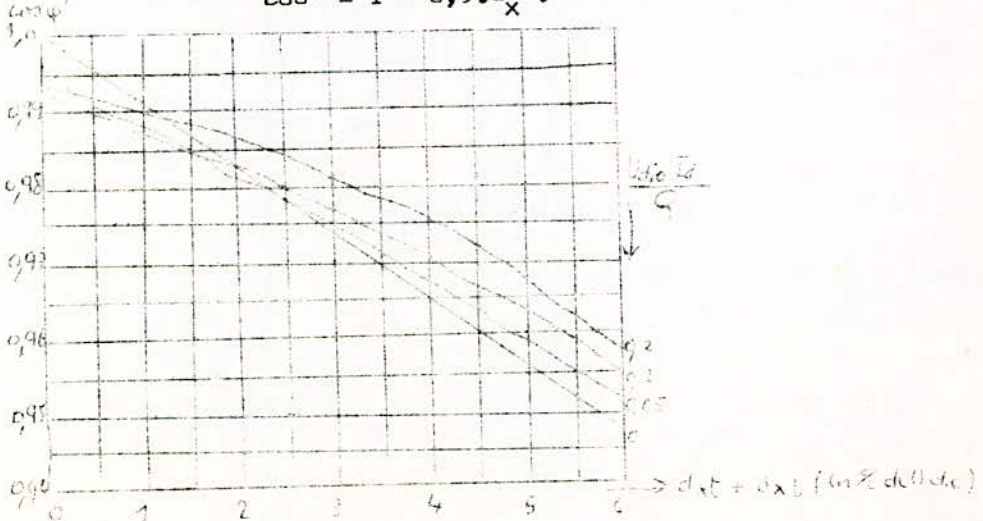
$$\tan \phi' = \frac{2u - \sin 2u}{2 \cos^2 u}$$

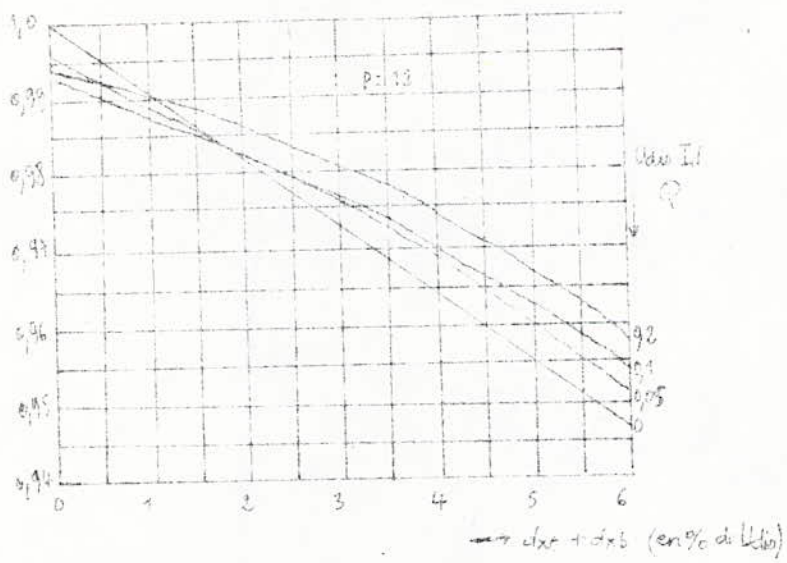
On tire la valeur de cos φ':

! u (degrés) !	! 10 !	! 20 !	! 30 !	! 40 !	! 50 !	! 60 !
! cos φ' !	! 0,993 !	! 0,973 !	! 0,941 !	! 0,895 !	! 0,839 !	! 0,773 !

En supposant que les chutes de tension d<sub>x</sub> on a, pour un angle d'empiètement (u), la valeur du facteur de déphasage :

$$\cos \phi = 1 - 0,9 \cdot d_x$$





Valeurs de  $\cos \phi'$  pour les couplages à indice de pulsation  $p$  égal à 10.

## C-10 : Perturbations- Protections :

On se limitera à l'étude des perturbations suivantes : en décrivant les moyens de protection les plus utilisés dans le domaine des redresseurs industriels à semi-conducteurs.

- Surintensités .
- Courte-circuits.
- Surtensions .
- Harmoniques .

### a) Surintensités:

Ce sont des surcharges provoquées par des débits côté continu dépassant les conditions admises lors de la détermination du groupe .

On peut se protéger contre de tels dépassements par des relais à caractéristique inverse, c'est à dire que leur temporisation est d'autant plus faible que l'intensité est plus élevée.

On peut aussi utiliser pour la protection des relais à caractéristique "thermique" associés avec les précédents ou avec des relais électromagnétiques à temps constant .

C'est sur les caractéristiques des thyristors que seront, en général, définies les limites des protections contre les sur-intensités.

On aura intérêt, dans le cas d'utilisations où la continuité de service est la règle, à signaler l'apparition des surcharges dépassant le régime nominal avant d'opérer le déclenchement du groupe. Les conditions du service pourront alors être ramenées aux valeurs nominales en agissant sur l'utilisation.

### b) Courts-circuit:

Dans le cas du court-circuit le groupe est mis hors de service le plus rapidement possible. Les thyristors doivent, en effet, être déterminés pour supporter le courant qui se présente, dans les plus mauvaises conditions (assymétrie maximale) lors de l'apparition du défaut, on a donc intérêt à ce que celui-ci dure le moins longtemps possible.

Les courants traversant les thyristors peuvent être assez différents selon que le court-circuit est "externe" c'est à dire qu'il a lieu sur l'utilisation ou qu'il est "interne", c'est à dire qu'il se présente sur un bras du bloc redresseur (claquage du thyristor en général).

#### b.1 : Court-circuit "externe" :

Dans ce cas le disjoncteur, généralement placé côté alternatif, peut supprimer l'alimentation en un temps compris entre 60 et 100ms détection comprise.

On peut réaliser une protection par coupe-circuits à fusibles appelés "fusibles" placés soit du côté utilisation soit du côté alimentation.

Dans le premier cas ils sont parcourus par un courant pratiquement continu et dans le second par un courant alternatif qui peut présenter une assymétrie importante (côté secondaire du transformateur) ou par un courant "pulsé" (sur les bras du bloc).

Les fusibles sont associés avec le disjoncteur qui assure les protections contre les surcharges, on les appelle alors fusibles d'accompagnement.

Cependant, on utilise des fusibles côté thyristors du transformateur.

#### b.2 : Court-circuit "interne" :

Il engendre dans la file de thyristor en défaut un courant généralement plus grand que celui provoqué par le court-circuit externe. Cette différence est d'autant plus grande que le nombre de files par bras est plus élevé.

Quand ce nombre de files est faible on peut assurer les deux protections externe et interne par des fusibles placés sur chaque file.

La fusion sera plus rapide dans le cas second et le pouvoir de coupure devra être vérifié dans cette hypothèse.

Quand ce nombre de files est élevé, si les fusibles ont été prévus pour assurer les deux protections, on court le risque d'en avoir un grand nombre à changer en cas de court-circuit externe.

Pour notre redresseur puissant, on préfère que les fusibles ne fondent pas lors d'un court-circuit externe, ils sont alors déterminés d'après les deux conditions:

- pas de fusion en cas de court-circuit externe.
- fusion d'un seul fusible de la file avariée en cas de court-circuit interne.

c) Renseignements en vue du choix des fusibles:

Un coupe-circuit doit être toujours utilisé à une tension au plus égale à sa tension nominale, il doit être utilisé de façon à ce que le courant soit inférieur ou au plus égal à son courant nominal.

Le pouvoir de coupure:

C'est la valeur la plus élevée du courant présumé que peut couper le fusible sous une tension donnée et dans les conditions déterminées.

La durée de préarc:

C'est le temps qui s'écoule à partir du moment où commence à circuler un courant suffisant pour faire fondre le conducteur fusible jusqu'à l'instant où un arc commence à se former. A cet instant, on observe une augmentation brusque de la tension aux bornes.

La durée de l'arc:

C'est le temps qui s'écoule du moment où l'arc commence à se former jusqu'à l'instant où le circuit est coupé et le courant nul.

La durée totale de fonctionnement:

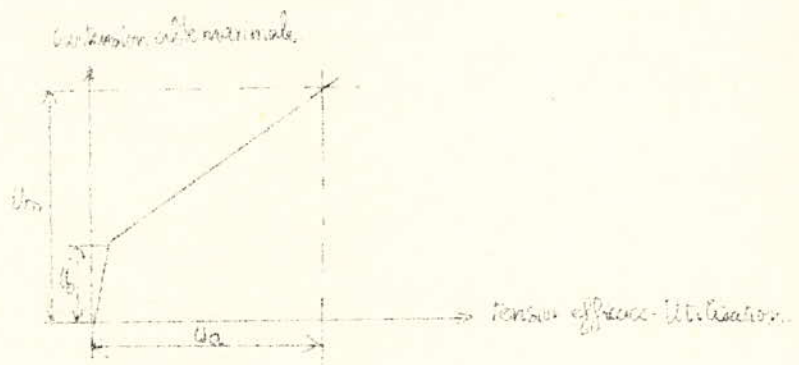
C'est la somme: Durée de l'arc + Durée de préarc.

Les surtensions:

Elles peuvent se produire lors de la fusion d'un fusible, peuvent être se répercuter dans certains cas en tension inverse sur les thyristors. Celles provoquées par la fusion d'un fusible peuvent être représentées par une courbe telle que celle donnée par la figure suivante:

Les protections contre les surtensions sont:

- du côté alternatif .Par coupure de courant à l'aide de disjoncteurs rapides, par production et surtout libération de l'énergie magnétisante du transformateur, par induction (foudre, liaison capacitif "primaire-secondaire").
- du côté continu .: Manoeuvres de commutation sur les circuits alimentés et réaction du matériel utilisé.
- à l'intérieur du groupe: Phénomène de commutation des thyristors, rupture rapide de circuits (fusibles).



la contrainte admissible provoquée par un fusible  
 en fonction de la tension d'alimentation



Toutes les causes doivent être examinées par la répercussion qu'elles provoquent aux bornes des thyristors.

$U_R = k \cdot U_{i\text{om}}$  .  $U_R$  est la tension admissible maximale entre extrémités d'un bras telle que:  $U_R \leq n_s \cdot U_{RSM}$ . Avec:  
 $n_s$ : nombre de thyristors en série.  
 $U_{RSM}$ : valeur limite de la tension inverse transitoire appliquée à un thyristor.

### C-II : Réglage de tension continue :

Dans les installations de redresseurs à semi-conducteurs le réglage éventuel peut se faire par les trois moyens essentiels suivants:

- par variation de la tension alternative alimentant le bloc.
- par utilisation de thyristors.
- par insertion d'inductances sur le côté alternatif du bloc ou dans les bras de celui-ci.

#### a) Variation de la tension alternative:

Ils'agit d'un réglage de la tension continue lorsque le redresseur est en service; on peut alors utiliser pour faire varier la tension alternative:

- soit un régulateur d'induction qui agit de façon continue.
- soit un commutateur à gradins dit aussi "changeur de prises" qui agit en charge et par échelons et dont l'écart peut être faible. Il est placé généralement au primaire du transformateur.

#### b) Utilisation des thyristors:

Notre montage est dit "homogène" parce que tous les bras du bloc sont identiques c'est à dire comportent tous des thyristors de même modèle et connectés de même façon.

Pour le réglage de tension par thyristors on étudie notre montage homogène à thyristors. Chaque bras comporte des thyristors commandés simultanément.

#### b.I : Tension fictive à vide ( $U_{dio}$ ) en fonction de :

La valeur moyenne, sur une période, d'une fonction sinusoïdale:  $v = V_{pm} \cdot \cos x$ , dans un intervalle compris entre  $x_1$  et  $x_2$  est donnée par :

$$V_{moy} = \frac{V_{pm}}{2\pi} \int_{x_1}^{x_2} \cos x \, dx = \frac{V_{pm}}{2\pi} (\sin x_2 - \sin x_1)$$

$x_1$  est l'angle correspondant à l'amorçage soit  $x_1 = \alpha - \frac{\pi}{p}$ .

$\alpha$  est l'angle de retard (paramètre essentiel dans le réglage de tension par retard d'amorçage).

$\omega$  est la pulsation du réseau et ( $t_r$ ) est le temps de retard.

$x_2$  est l'angle correspondant à l'extinction soit  $x_2 = x_1 + \frac{2\pi}{p} = \alpha + \frac{\pi}{p}$ .

$$V_{moy} = \frac{V_{pm}}{\pi} \sin \frac{\pi}{p} \cos \alpha$$

La tension fictive ( $U_{dio}$ ) fournie par un groupe redresseur d'indice (p) est (p) fois la valeur  $V_{moy}$  :

$$U_{dio} = V_{pm} \frac{p}{\pi} \sin \frac{\pi}{p} \cos \alpha \quad \text{Or: } U_{dio} = V_{pm} \frac{p}{\pi} \sin \frac{p}{\pi}$$

$$\text{Donc } U_{dio} = U_{dio} \cdot \cos \alpha$$

On a un fonctionnement en onduleur si la tension fictive ( $U_{dio\alpha}$ ) est négative. En fait, le fonctionnement en onduleur exige un angle de garde donc, en réalité, le  $\cos\alpha$  est un peu inférieur à 1.

On a un fonctionnement en redresseur si la tension fictive ( $U_{dio\alpha}$ ) est positive.

- Pour  $\frac{\pi}{2} - \frac{\pi}{p} \leq \alpha \leq \frac{\pi}{2} + \frac{\pi}{p}$

Pour ces valeurs de ( $\alpha$ ) on doit considérer la constitution du circuit continu :

- Le circuit continu présente une grande inductance :

$$U_{dio\alpha} = U_{dio} \cdot \cos\alpha$$

- Le circuit continu présente une résistance pure.

$$U_{dio\alpha} = U_{dio} \frac{1 - \sin(\alpha - \frac{\pi}{p})}{2 \sin \frac{\pi}{p}}$$

- Le circuit continu présente une inductance et une résistance.

$$U_{dio\alpha} = U_{dio} \cdot \cos\alpha$$

### b.2 : Influence du réglage de tension par thyristors sur les caractéristiques du redresseur :

En général les caractéristiques nominales sont déterminées sans réglage c'est à dire pour  $\alpha = 0$ .

L'influence, sur ces caractéristiques, d'un réglage obtenu par retard d'amorçage d'angle ( $\alpha$ ) est indiquée pour les grandeurs essentielles :

- La puissance du transformateur est celle déterminée pour  $\alpha = 0$  car le courant continu est au plus égal, quelque soit ( $\alpha$ ), à celui nécessaire pour  $\alpha = 0$ . La puissance d'entrée, au rendement près, égale à la puissance de sortie.

- Le rendement avec réglage d'angle ( $\alpha$ ) : On doit tenir compte, dans les pertes, de la puissance des appareils générateurs d'impulsions. Les pertes (faibles) du transformateur se trouvent lors du réglage, majorées de pertes supplémentaires dues à une augmentation du niveau des harmoniques (également faible).

- La puissance de dimensionnement ( $P_{D6}$ ) est :

$$P_{D6} = \frac{33}{\pi} U_{b6} \frac{I_0}{2}$$

La valeur maximale sera pour  $\alpha = 90^\circ$  :

$$U_{b6} = 0,58 U_{dio}$$

Donc :

$$P_{D6} = 0,25 U_{dio} I_0$$

- La chute de tension est :

$$d_r = \frac{\cos\alpha - \cos(\alpha + \mu)}{2}$$

$\mu$  : est l'angle d'empiètement. Si  $\mu$  diminue, on remarque que  $\alpha$  augmente de  $\frac{\mu}{2}$ .

- Le facteur de déphasage est : ( $\cos\phi$ ) dépend du taux de réglage par retard d'amorçage. La valeur de ( $\cos\phi$ ), qui néglige le courant magnétisant du transformateur, est celle qui correspond à ( $\text{tg}\phi$ ) donnée par :

$$\text{tg}\phi = \frac{2\omega + \sin(2\alpha - \omega^2(\alpha + \mu))}{\omega^2\alpha - \omega^2(\alpha + \mu)}$$

- Le facteur de puissance est sensiblement diminué du fait du retard d'amorçage.

- Les harmoniques : de la tension redressée et le courant de ligne ont des valeurs modifiées par le retard d'amorçage.

### b.3 : Insertion d'inductances :

On peut assurer un réglage de tension à l'aide d'inductances "à fer" munis d'un enroulement de commande appelées "réactances saturables" qui peuvent être insérées soit dans les circuits à courant alternatif alimentant le bloc redresseur (côté réseau du transformateur) soit dans les circuits à courants

unidirectionnels pulsés c'est à dire dans les bras du montage .

III - CALCUL DES CARACTERISTIQUES DU GROUPE : "TRANSFORMATEUR-REDRESSEUR"

ALIMENTATION: triphasée 15KV  $\pm$  5%, fréquence 50 Hz.

UTILISATION: Tension 800V, courant permanent: 8.750A.

Un réglage de tension de 800 à 825V peut être effectué quelle que soit la charge et ceci à IV près avec un bon cos  $\phi$  ).

Etant donné la puissance du groupe (7.000KW) on choisira une réaction à 12 phases (p=12) de manière à éliminer les harmoniques de courant de rang 5 et 7 dans le réseau.

On utilisera donc le schéma Double Graetz parallèle avec bobine d'absorption pour lequel: g=2, q=3, p=12.

La condition de marche avec un thyristor claqué conduira à déterminer un fonctionnement ( $n_p - I$ ) thyristors par bras.

Le réglage de tension (IV près avec bon cos  $\phi$ ) sera effectué en utilisant la commande de la gachette des thyristors.

D.1: BLOC REDRESSEUR:

- Tension idéale à vide: (avec bobine d'absorption).  
+x+x+x+x+x+x+x+x+x+x+ donné

On peut admettre, étant le réglage de tension imposé, une chute de tension naturelle de 7%.

$$U_{dio} = U_{do} = \frac{U_d}{1-d} = \frac{800}{1-0,07} = 860V.$$

Cette tension aura une caractéristique dodécaphasée avec un taux d'ondulation de 1.

- Tension d'alimentation du bloc:

$$U_{vo} = 0,74 \cdot U_{dio} = 0,74 \times 860 = 636V.$$

- Tension inverse sur un bras: pour 15KV+5%.

$$U_{iom} = U_{im} = 1,05 \times 1,05 \times U_{dio} = 950V.$$

- Valeur moyenne du courant dans un bras:

$$I_a = \frac{I_d}{gq} = \frac{8.750}{6} = 1458,33A.$$

- Valeur efficace du même courant:

$$I = \frac{I_d}{g \sqrt{q}} = \frac{8.750}{2 \cdot 3} = 2.526A$$

- Courant d'alimentation:

$$I_V = \frac{\sqrt{2} I_d}{g \sqrt{q}} = \frac{2 \times 8750}{2 \cdot 3} = 3.572,3A.$$

D.2: Thyristors et fusibles:

- Courant de service: Si ( $n_p$ ) est le nombre de files de thyristors en parallèle par bras, avec le fonctionnement à ( $n_p - I$ ) et un déséquilibre de 10% dans la répartition du courant, on doit avoir :

$$n_p - I > I, I \frac{I_a}{k I_F} \quad (k) \text{ est un coefficient qui tient compte de la surcharge.}$$

$I_F$  est le courant moyen direct que peut supporter un thyristor.

- Types de thyristors: Ils sont prévus pour 400A avec radiateur soufflé à 6 m/s par air on obtient: avec  $k=0,55$ .

$$n_p = I_p \cdot I_{Tj} = \frac{I_d \cdot 458,33}{0,55 \times 400} = 7. \text{ Donc } n_p \geq 8.$$

Les thyristors doivent supporter :

en tension,  $U_{RSM} = 2500V$ ; en courant:  $I_{FSM} = 9000A$ .

• Courant de court-circuit externe dans un bras:

Avec une chute de tension de 7%, on peut considérer que la tension de court-circuit totale ( $e_z$ ) est de 14% soit 0,14. On a ainsi

- Valeur efficace en régime symétrique:

$$I_k = 1,035 \times 0,28 \frac{I_d}{e_z} = 18,112,5A.$$

- Valeur maximale en régime symétrique:

$$I_{km} = 1,035 \times 0,56 \frac{I_d}{e_z} = 36,225A.$$

- Valeur maximale en régime asymétrique: (avec  $\psi = 75^\circ$ )

$$I_{km} = 1,4 \times I_{km} = 50,715A.$$

- Valeur efficace en régime asymétrique:

$$\hat{I}_k = 0,83 \times I_{km} = 30,066,75A.$$

- Valeurs efficaces pendant la conduction:

En régime symétrique ( $\frac{1}{2}$ ):

$$I_{k(\frac{1}{2})} = 2 \times I_k = 25,615A.$$

En régime asymétrique ( $\frac{3}{4}$ ):

$$I_{k(\frac{3}{4})} = \frac{2}{\sqrt{3}} \times I_k = 34,718A.$$

- Courant moyen dans le court-circuit externe (symétrique):

$$I_{dk} = 1,035 \times 1,07 \times \frac{I_d}{e_z} = 69,215,62A.$$

- Courant de court-circuit interne dans un bras:

a) Dans le bras en défaut:

Valeur maximale en régime symétrique:

$$\text{Comme le court-circuit externe: } I_{Im} = I_{km} = 36,225A.$$

Valeur efficace pendant 1 période:  $I_1 = 0,58 \times I_{km} = 21,010,5A$

Valeur efficace pendant la conduction:

$$(2/3 \text{ de } \dots) I_{I(2/3)} = \frac{3}{2} \times I_1 = 25,732,5A.$$

Valeur maximale en  $\frac{1}{2}$  période (régime asymétrique)

$$I_{Im} = 1,2 \times I_{km} = 60,858A.$$

Du fait des fusibles cette valeur ne sera pas atteinte. Pour un fusible de 1.200A et avec un courant présumé de 21.010,5A (efficace et symétrique) on n'atteint pas 60.000A.

b) Dans les bras sains:

Valeur maximale en régime symétrique:

$$I_{2m} = I_{3m} = \frac{3}{2} \times I_{km} = 31,371,77A.$$

Valeur efficace sur une période:

$$I_2 = I_3 = 0,38 \times I_{km} = 13,765,5A.$$

Valeur efficace pendant la conduction:

(5/12 de ...).

$$I_{2(5/12)} = I_{3(5/12)} = \frac{12}{5} \times I_2 = 21,325,42A.$$

Ces valeurs sont inférieures à celles relatives au court-circuit externe et aussi à celles calculées en (a) dans le bras en défaut. Il en est de même du régime asymétrique. La protection par fusible du bras en défaut élimine très rapidement le courant dans les bras sains. Les thyristors doivent être déterminés pour supporter la contrainte due au court-circuit externe jusqu'au déclenchement du disjoncteur côté réseau. Celle due au court-circuit interne dans les bras sains jusqu'à la fusion totale du fusible dans le bras en défaut est inférieure à la première.

- Courant nominal des fusibles en fonction de  $n_p$ :

$I_n$  est la valeur efficace du courant nominal du fusible et  $n_p$  le nombre de files en parallèle par bras.

- En régime permanent:

$$I_n > \frac{I}{n_p} = \frac{2.526}{8} = 315,75A.$$

↳ En surcharge de 100%, 3mn:

La valeur efficace sur 1 période sera:

$$\frac{I}{n_p} \times 2 = \frac{5.052}{8} = 631,5A.$$

Et pendant la conduction ( $1/3$  de période):

$$\frac{5.052}{n_p} \sqrt{3} = \frac{8.750}{8} = 1.094A.$$

Avec un fusible rapide (R) on lit sur la courbe de fusion pour 3 mn un courant minimal de préarc de  $(1,8I_n)$ . Pour éviter le risque de fusion il faut réduire ce facteur de 1,8 à  $1,8 \times 0,6 = 1,08$ . Ce qui donne, pour une période:

$$I_n > \frac{5.052}{1,08 n_p} = \frac{4.678}{n_p} = \frac{4.678}{8} = 585A.$$

Pour  $1/3$  de période (conduction) soit 7ms environ, la même courbe donne un courant de préarc de  $7,7I_n$ , ce facteur sera réduit à:

$$7,7 \times 0,6 = 4,6.$$

Ce qui donne à l'inéquation:

$$I_n > \frac{8.750}{4,6 n_p} = \frac{1.903}{n_p} = 238A.$$

- En court-circuit externe:

Valeur sur 5 périodes (temps d'ouverture du disjoncteur primaire):

$$\frac{I_{ak} 18113}{n_p} = \frac{18113}{8} = 2.264A.$$

Et pendant la conduction ( $1/2$  période):

$$\frac{18113}{n_p} \sqrt{2} = \frac{25616}{8} = 3.202A.$$

Le courant de préarc pour 5 périodes (100ms) est de  $(5I_n)$  et avec le coefficient de 0,6 on aura:

$$I_n > \frac{18113}{0,6 \times 5 n_p} = \frac{6.038}{n_p} = 755A.$$

Et pendant la conduction :

$$I_n > \frac{25616}{0,6 \times 5 n_p} = \frac{6100}{8} = 763A.$$

(La courbe donne un coefficient de 7 pour 10ms).

- Détermination du nombre ( $n_p$ ) de files en parallèle par bras en fonction des possibilités du thyristors:

On a vu que, du point de vue du courant de service, il fallait avoir:

$$n_p > 8.$$

Pour la tenue au court-circuit externe:

Pendant la  $I_{FSM}$  période (crête maximale) le ( $I^2 t$ ) du thyristor doit être au moins égal à celui donné par le courant de court-circuit lequel, en régime dissymétrique, dure 0,015s.

Le thyristor doit supporter une fois:  $I_{FSM} = 9000A$  en  $\frac{1}{2}$  onde sinusoïdale. Il faudra donc avoir avec  $t = 0,015s$  et  $\hat{I}_{k(3/4)} = 34.718A.$

$$\frac{I_{FSM}^2 \times 0,9}{200} > \left( \frac{34718}{n_p} \right)^2 \times 0,015.$$

$$\frac{(9000)^2 \times 0,9}{200} > \left( \frac{34718}{n_p} \right)^2 \times 0,015. \text{ Ce qui conduit à : } n_p > 7.$$

Il faut d'autre part, que pendant 100ms (durée maximale d'ouverture du disjoncteur) primaire) les thyristors soient capables de supporter le courant de court-circuit externe en régime symétrique.

Le thyristor choisi admet une contrainte de 5 demi-ondes à 50Hz de 6.600A d'amplitude, soit avec ( $n_p$ ) en parallèle et avec un coefficient d'irrégularité de répartition de 10%:

$$\frac{n_p \cdot 6600}{1,1} > I_{km} = 36.225A. \text{ D'où: } n_p > 5.$$

On prendra  $n_p = 8.$

D.3: ~~Caractéristiques des fusibles:~~

$$n_p = 8 \text{ ce qui implique : } I_n > 763A.$$

On aura intérêt pour éviter tout risque de fusion intempestive à prendre:

$$I_n = 1200A:$$

Le courant de court-circuit présumé dans le bras avarié en cas de défaut interne est de 21010A (valeur efficace, régime symétrique).

Le rapport au courant nominal du fusible est égal à:

$$\frac{21010}{1200} = 17,5.$$

On voit, sur la courbe de fusion du fusible rapide (R) choisi que, pour ce rapport, on a un temps de fusion totale (virtuel):

$$T_{vt} = 2 \text{ ms.}$$

Pour ce même temps, le courant de préarc est, de ( $11 \times I_n$ ) soit:

$$11 \times 1200 = 13.200A.$$

Alors que la valeur efficace pendant la conduction est, avec 10% de déséquilibre, sur un bras sain:

$$\frac{21.325,42}{8} \times 1,1 = 2.932,24A.$$

On voit que il n'y a aucun risque de fusion de fusibles sur les bras sains.

Le pouvoir de coupure sera tel que  $P_c = 25.732,5A \cdot (I_{I(2/3)})$ .

On prendra :

$$P_c = 50.000A.$$

Les fusibles seront soumis d'un "indicateur de fusion" à contact de signalisation électrique.

La tension nominale doit être telle que l'on ait  $U_n > U_{vo}$ . Soit:

$$U_n > 636V.$$

On prendra:  $U_n = 750V$ .

- Détermination du nombre ( $n_s$ ) de thyristors en série:

Le thyristor choisi présente une tension inverse transitoire maximale ( $U_{RSM}$ ) de 2.500V.

Si on prend:  $n_s = 1$ , soit un seul thyristor par file on aura, avec:

$$U_{RSM} > k U_{iom} \quad 2500 > k \cdot 950 \quad \text{d'où: } k < 2,64.$$

Un coefficient de  $k=2,6$  est acceptable à condition:

- de connecter en parallèle un condensateur de 0,1 F ou de 3 F entre les extrémités de chaque bras).
- de prévoir un système de protection contre les surtensions provoquées par la coupure du courant magnétisant du transformateur (celles dues à l'établissement de ce courant conduisent à  $k=2$  et sont acceptables).

Le nombre total de thyristors ( $n$ ) sera:

$$n_t = 12 \times n_p \times n_s = 96.$$

D.3: Système amortisseur des surtensions dues au courant magnétisant:

Il sera bon de placer 2 dispositifs identiques entre les sorties + et - de chaque pont simple.

On peut admettre que la puissance magnétisante du transformateur ( $\sqrt{3} \cdot U_L \cdot I_{oL}$ ) est égale à 1% de la puissance délivrée côté continu, soit  $0,01 \cdot U_d \cdot I_d$  à répartir par moitié sur chacun des dispositifs dont le condensateur sera déterminé par:

$$C = \frac{0,5 \times I_d \cdot 3 \times 0,01 U_d \cdot I_d}{k^2 \cdot U_{iom}^2 - 2 \cdot U_{vo}^2}$$

; avec, pour C en Farads.

$$U_d \cdot I_d = 800 \times 8750 = 7.000.000.$$

$$k = 314.$$

$$k \cdot U_{iom} = 2,6 \times 950 = 2.470.$$

$$U_{vo} = 636V.$$

Ce qui, en exprimant C en F donne:  $C = 27,3 \mu F$ .

On prendra:

$$C = 30 \mu F.$$

La résistance de décharge ( $R_p$ ) sera choisie telle que:

$$C \cdot R_p = I_s.$$

Soit:

$$R_p = 3,33 \cdot 10^4 \Omega.$$

La résistance ( $R_s$ ) limitera le courant de charge à 100A, d'où:

$$R_s = \frac{\sqrt{2} \cdot U_{vo}}{100} = 9 \Omega.$$

LE fusible (avec indicateur de fusion) devra fondre à 100A, maintenus pendant 1 seconde.

La consommation permanente du système sera:  $P = 2 \cdot \frac{U_{dio}^2}{R_p}$  soit: environ 45W.

D.4: Groupe de transformation:

A) Courant d'alimentation côté réseau.

Il est donné par la relation:

$$I_L = 0,505 \cdot \frac{I_d \cdot U_d}{\cos \phi \cdot U_L}$$

Le  $(\cos \varphi)$  sera calculé sans retard d'amorçage. Dans ce cas, sans courant magnétisant:  $\cos \varphi = 1 - 0,9d_x$ , avec une chute inductive:  $d_x = 6\% = 0,06$ ,  $\cos \varphi = 0,942$ .

Et avec 1% de courant magnétisant:  $\cos \varphi = 0,942$ .

Comme:  $I_d = 8750A$ ,  $U_d = 800V$ ,  $U_L = 15.000V$ .

On obtient:

$$I_L = \frac{8,75 \times 800}{0,942 \times 15} \times 0,505 = 290A.$$

### B) Transformateur de redresseur:

Alimentation sous 15kV  $\pm 5\%$ , 50 Hz ( $U_L = 15kV$ ). Deux  $\frac{1}{2}$  primaires découplés connectés en étoile et en triangle.

Courant d'alimentation maximal:  $I_m = I_L = 290A$ .

Courant dans chaque  $\frac{1}{2}$  primaire:

$$- I_{py} \text{ (enroulement étoile)} = 0,302 I'_d \frac{U_d}{U_L} \text{ avec } I'_d = \frac{I_d}{\cos \varphi}$$

$$I_{py} = 0,302 \frac{8,75 \times 800}{0,942 \times 15} = 150A.$$

$$- I_{pD} \text{ (enroulement triangle)} = \frac{I_L}{\sqrt{3}} = \frac{290}{\sqrt{3}} = 167,43A.$$

Tension de sortie entre phases:  $U_{vo} = 636V$ .

Courant de sortie SUR chaque pont, on a  $I_v = 3572,30A$ .

Les deux secondaires sont en étoile.

$$I_{sy} = I_v = 3572,30A.$$

### D.5: Bobine d'absorption:

La fréquence est de  $6f = 300Hz$ . Avec  $d_x = 6\%$  on a:

Entre bornes extrêmes: - Tension efficace:  $U_b = 0,136 U_{dio} = 117V$ .

- Tension fluxmétrique:

$$U_{bE} = 0,149 U_{dio} = 128V.$$

Puissance apparente:  $P_b = U_b \cdot \frac{I_d}{2} = 512kVA$ .

Puissance de dimensionnement:  $P_D = \frac{3,3}{12} U_{bE} \cdot \frac{I_d}{2} = 154kVA$ .

Le flux maximal ( $\Phi_m$ ) dans le circuit magnétique peut être tiré de la relation:

$$\Phi_m = \frac{\sqrt{2}}{6\omega} U_{bE} = \frac{\sqrt{2}}{6 \times 314} \times 128 = 9,6 \times 10^{-2} \text{ Wb};$$

On pourra déterminer le circuit magnétique en tenant compte d'un courant magnétisant de l'ordre de 300A, et d'une induction inférieure à 0,5 Tesla (courant critique d'env. 850A).

### D.6: Vérification de la chute de tension:

#### CHUTE INDUCTIVE:

- Due au groupe de transformation:

La réactance totale mesurée avec les 2 secondaires en court-circuit provoque une tension de court-circuit de 12% dans laquelle le transformateur entre pour 2%. Avec  $e_{xt} = e_{zt}$ , ceci conduit à une chute inductive;

$$d_{xt} = 0,26 \times 2\% + 0,52 \times 10\% = 5,72\% = 0,057.$$

- Due à l'impédance du réseau:

$$\frac{7.000kW}{2.500.000kVA} \frac{I}{100} \rightarrow \text{donc } d_{xL} = 0.$$

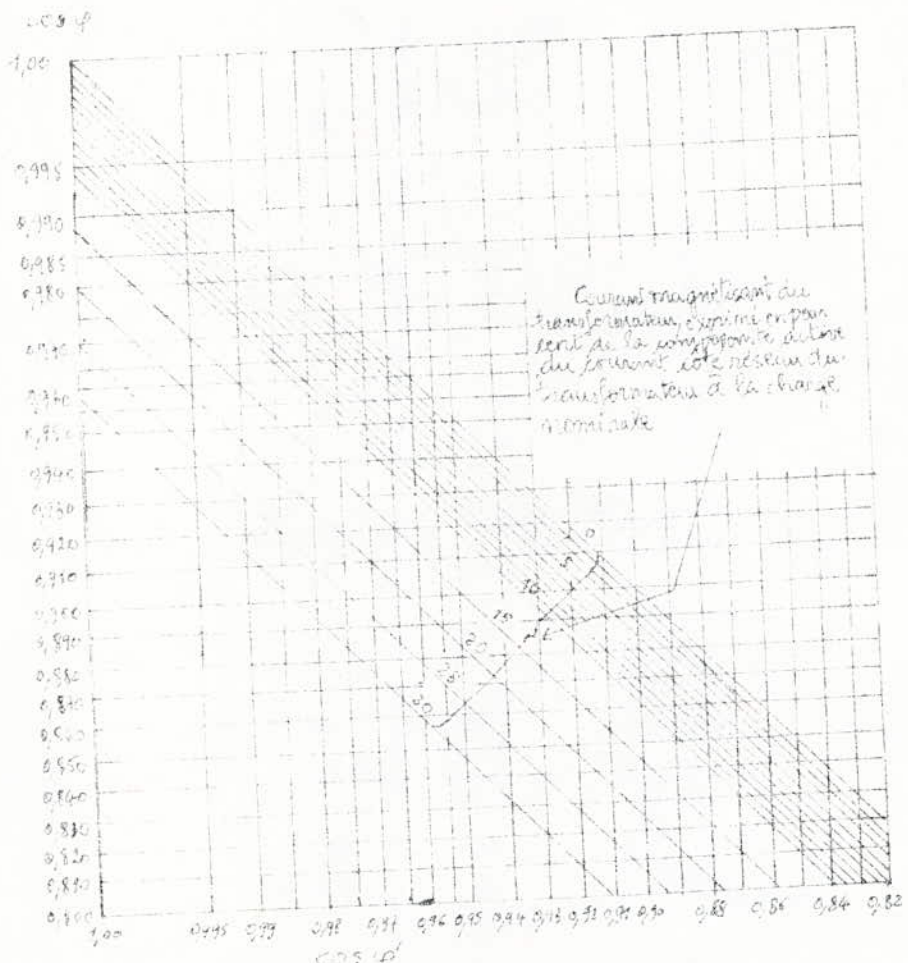
- Dans les liaisons: environ 0,3% = 0,3, comprenant les réactances à l'état saturé.

Chute inductive totale:  $d_x = 1,023 + 0,057 = 1,08$ .

Chute résistive: Avec  $P_r = 240kW$  (voir Pertes et Rendement) on a

$$d_r = \frac{P_r}{I_d \cdot U_{dio}} = \frac{239,75}{8,75 \times 860} = 0,0319 = 0,32.$$





valeurs du cos φ' (avec courant magnétisant) en fonction du cos φ

Chute relative totale:

$$d=0,06+0,032=0,092.$$

Chute de seuil des thyristors:

$$U=2 \times 0,8=1,6 \text{ V.}$$

Vraie valeur de  $U_{dio}$ :

$$U_{dio} = \frac{U_d + U}{1 - d} = \frac{800 + 1,6}{1 - 0,092} = 883 \text{ V.}$$

Chute totale:

Cette chute est de  $883 - 800 = 83 \text{ V}$  entre la tension à vide (bobine magnétisée) et celle à la charge permanente nominale.

On remarque que il y'aurait pu avoir un très bon accord entre la chute évaluée au début et celle résultant du calcul complet si on a sous la main les données techniques ainsi que les caractéristiques des thyristors de puissance.

#### D.7: Pertes et rendement:

- Pertes à vide transformateur:  $P_{ot} = 100 \text{ kW.}$

- Pertes à vide bobine:  $P_{ob} = 3 \text{ kW.}$

- Pertes protections et relais: (  $150 \text{ W} + \text{relais}$  ).

$$\text{Total } P_o = 100 + 3 + 0,5 = 103,5 \text{ kW.}$$

- Pertes de seuil des thyristors:

$$P_{Tc} = \frac{I_a}{n_p} \times n \cdot U_{To} = \frac{1458,33}{8} \times 96 \cdot 0,8 \text{ W} = 14.000 \text{ W} = 14 \text{ kW.}$$

$$\text{Total } P_T = 14 \text{ kW.}$$

- Pertes cuivre transformateur:  $P_{rt} = 180 \text{ kW.}$

- Pertes cuivre bobine:  $P_{rb} = 10 \text{ kW.}$

- Pertes dynamiques thyristors:

$$P_{rc} = n r_f \times \frac{I_a^2}{n_p} = 96 \times \frac{0,5}{10^3} \times \frac{0,750^2}{8^2} = 34,45 \text{ kW.}$$

- Pertes Cu réactances auto-saturables:  $P_{rR} = 12 \times 0,8 = 9,6 \text{ kW.}$

- pertes fusibles: pour  $I_{fn} = 1200 \text{ A.}$   $P_{fn} = 150 \text{ W.}$   $I_f = 334 \text{ A.}$

$$n P_{fn} \frac{I_f}{I_{fn}} = 96 \times 150 \times \frac{334}{1200} \text{ W} = 3,7 \text{ kW.}$$

- Pertes liaisons: =  $2 \text{ kW}$  à pleine charge.

$$\text{Total } P_r = 180 + 10 + 34,45 + 9,6 + 3,7 + 2 = 239,75 \text{ kW.}$$

- Ventilation (transformateur et thyristors):  $P'_d = 3 \text{ kW.}$

$$\text{Total } P' = 3 \text{ kW.}$$

Somme des pertes ( $\sum p$ ) en kW.....360,25 kW.

Tension continue ( $U'_d$ ) en V.....800 V.

Puissance délivrée ( $U'_d \times I_d$ ) en kW.....7000 kW.

Rendement en % ( $\eta = \frac{U'_d \times I_d}{U_d \cdot I_d + \sum p}$ ).....95,10.

On remarque que:

Le rendement s'entend sans réglage de la tension, les pertes fer des réactances sont à peu près nulles dans notre cas.

Plus la charge ( $I_d$ ) diminue, plus les pertes ( $\sum p$ ) diminuent, plus le rendement augmente.

D.8: Coordination des protections contre les surintensités:

- Le disjoncteur côté alternatif sera muni de relais à caractéristique "inverse" en fonction de l'intensité pour les surcharges d'exploitation puis à temps constant pour le court-circuit.
- Chacun des disjoncteurs d'utilisation côté continu sera capable de couper le courant de court-circuit qui en valeur moyenne peut atteindre, en régime établi  $69.215,62 A(I_{dk})$ , et ceci en un temps de l'ordre de 10 ms. Ce courant est deux fois moindre pour les disjoncteurs placés à la sortie de chaque pont simple.  
Ils seront réglés de manière à laisser passer pendant 3 mn 17.500 A. et 8.750A. en permanence en intensité totalisée.  
Il arrive souvent, en régime de surcharge, que l'on atteigne des caractéristiques telles que l'on ne prévoit pas de tels disjoncteurs côté continu laissant agir le disjoncteur côté réseau en cas de court-circuit sur la sortie côté continu.  
C'est ainsi qu'ont été déterminés les éléments du présent projet.  
De toute façon, même avec disjoncteurs du côté continu, il est prudent de procéder ainsi (court-circuit avant le disjoncteur).
- En cas de court-circuit interne, seul le fusible de la file avariée fondra avec certitude (signalisation), le service peut continuer sans intervention immédiate grâce à la caractéristique (n-I).
- Il sera bon, en vue des surcharges de longue durée, de prévoir un relais thermique connecté: soit sur shunt continu soit sur transformateur de courant côté réseau (les thyristors sont capables d'une surcharge permanente de 80% mais pas le transformateur).

V. CONCLUSION .

Les entraînements électroniques de moteurs à courant continu sont arrivés aujourd'hui à maturité, leur fiabilité est telle que ils peuvent être utilisés avec confiance. Leur évolution se poursuivra avec celle des composants de base qui les constituent.

Il semble que d'autres semi-conducteurs à plusieurs couches P et N alternées, de structures plus complexes que le thyristor classique, le remplacent avantageusement dans certains rôles ou étendent son domaine d'application.

Les dernières possibilités de développement concernent les triacs de puissance, les triacs rapides, les triacs de grande diffusion.

J'espère que les élèves Ingénieurs de l'E.N.P.A ainsi que les générations futures se pencheront et exploiteront à fond l'étude de ce projet mais cette fois avec l'utilisation des TRIACS.

CE SUJET A ETE PROPOSE PAR MONSIEUR VALERY STIRBU, MAITRE-ASSISTANT A L'E.N.P.A, ET REALISE PAR ABDELLAOUI BOUBEKEUR.

B.I.B.L.I.O.G.R.A.P.H.I.E.

Les principales sources d'informations utilisées pour la réalisation de mon projet sont:

- Commande électronique des moteurs à courant continu.  
Auteur: Robert Chaupadre.
- Electronique-Redressement, Première Partie et Seconde Partie.  
Auteur: M. MOUNIC.
- Redresseurs Industriels à semi-conducteurs.  
Auteur: Raoul Mascarin.
- Machines électriques. M. KOSTENKO et L. PIOTROVSKI.  
Tome I.
- Projet de fin d'études réalisé par l'ancien Elève de l'ENPA.  
A; MAAZI.