

CORRIGE DE L'EXAMEN DE COMMANDE DES MACHINES ELECTRIQUES**DUREE 4 HEURES**

*Le sujet comportait **vingt cinq** pages dactylographiées.*

Tous les documents portant la marque ESME Sudria sont autorisés. Néanmoins, toutes les données nécessaires au traitement du cas proposé sont données dans le texte, ce qui en fait la longueur, et ne rend pas nécessaire l'utilisation des photocopiés si la matière est assimilée.

L'utilisation de la calculatrice est autorisée.

Les questions auxquelles il convient de répondre apparaissent en italiques.

AVERTISSEMENT

CETTE ETUDE DE CAS FAIT APPEL A DES CONSIDERATIONS MECANQUES ET THERMIQUES SIMPLES, QUI SONT TOUTES EXPLIQUEES DANS LE TEXTE. IL EST DONC IMPERATIF DE LIRE L'INTEGRALITE DES DIX-SEPT PREMIERES PAGES DU SUJET AVANT DE METTRE EN ŒUVRE TOUTES VOS COMPETENCES AUXQUELLES L'ETUDE FAIT APPEL.

PASSER UNE HEURE A COMPRENDRE LE CONTEXTE AVANT DE DONNER LA SOLUTION TECHNIQUE QU'IL APPELLE NE CONSTITUE EN AUCUN CAS DU TEMPS PERDU, BIEN AU CONTRAIRE.

Une entreprise fait appel à vos compétences, en tant qu'expert en vitesse variable des moteurs électriques, car elle se pose la question de savoir s'il est préférable de remplacer **une partie** d'un système existant par :

- Un dispositif identique à l'original, qui utilise des moteurs à courant continu,
- Un dispositif entièrement nouveau, qui utiliserait une motorisation de type asynchrone dont le type de commande est à déterminer.

L'expert que vous êtes va procéder de la manière suivante :

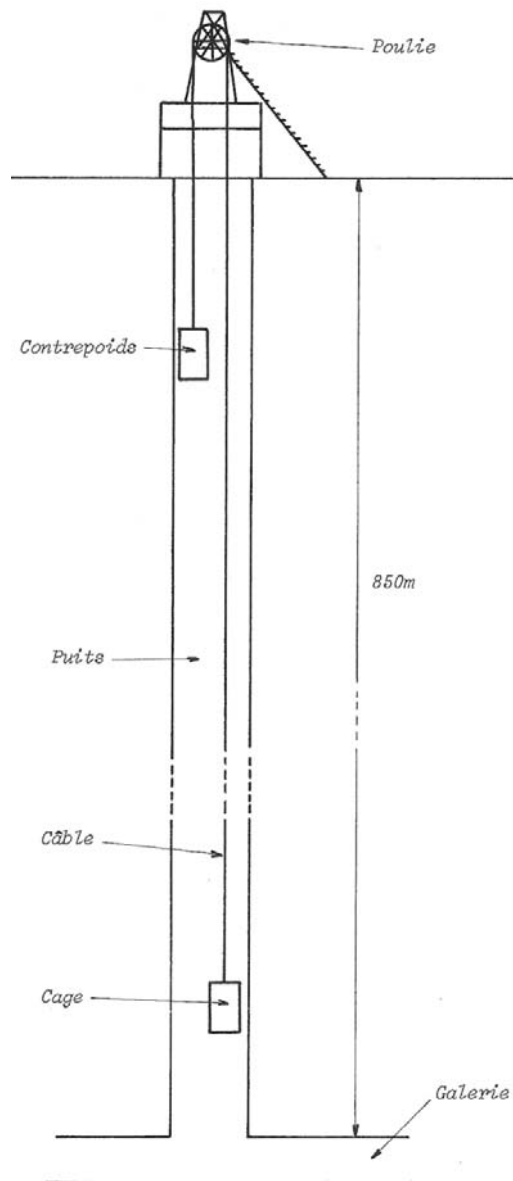
- Examen de l'environnement mécanique du problème,
- Audit de l'existant dans le but de vérifier s'il est réellement nécessaire de changer le système de motorisation à courant continu,
- Proposition éventuelle d'une solution de motorisation plus moderne, après en avoir vérifié la réalisabilité.

PARTIE 1 : DESCRIPTIF DE L'EXISTANT

Il s'agit d'un dispositif d'extraction minière qui assure le transport vers la surface des matières premières extraites à une profondeur de 850 mètres. Le schéma de la figure 1 représente le principe de réalisation de l'ensemble.

Un système de motorisation à courant continu entraîne une poulie « **KOEPE** », qui est une roue de grand diamètre transmettant le couple au câble par simple adhérence, le câble pouvant être amené le cas échéant à faire plusieurs tours sur la poulie. Les frottements du câble sur la gorge de la poulie engendrent un échauffement, qui définit le rendement η de la transmission mécanique. Le « **câble de tête** » est solidaire d'une part d'une cage destinée à transporter les bennes contenant le minerai, et d'autre part d'un contrepoids dont le rôle est de minimiser les efforts d'entraînement et de freinage fournis par le dispositif moteur. Un câble d'équilibrage fait en sorte que la masse de déséquilibre due au câble de tête soit nulle quelle que soit la position de la benne dans le puits.

Figure1 : Schéma de principe du dispositif de remontée.



D.1. Les données mécaniques associées au système à motoriser sont les suivantes :

- Diamètre de la poulie KOEPE:.....	5,5	mètres
- Masse de la benne à vide:.....	27,0	tonnes
- Masse du contrepoids:.....	38,0	tonnes
- Masse du câble porteur:.....	40,5	tonnes
- Masse du câble d'équilibrage:.....	40,5	tonnes
- Masse maximale de minerai par benne:.....	29,5	tonnes
- Vitesse linéaire de la benne en régime permanent:.....	18,0	m/s
- Valeur maximale de l'accélération linéaire:.....	1,125	m/s ²
- Valeur maximale de la décélération linéaire:.....	1,0	m/s ²
- Moment d'inertie des pièces en rotation:.....	380000	kg.m ²
- Rendement de la transmission mécanique:.....	0,83	

Les données précédentes définissent le diagramme vitesse-temps caractéristique d'un cycle de travail de la benne, appelé « *trait* ». Un trait comprend une montée et une descente, et le diagramme correspondant est représenté sur le schéma de la figure 2.

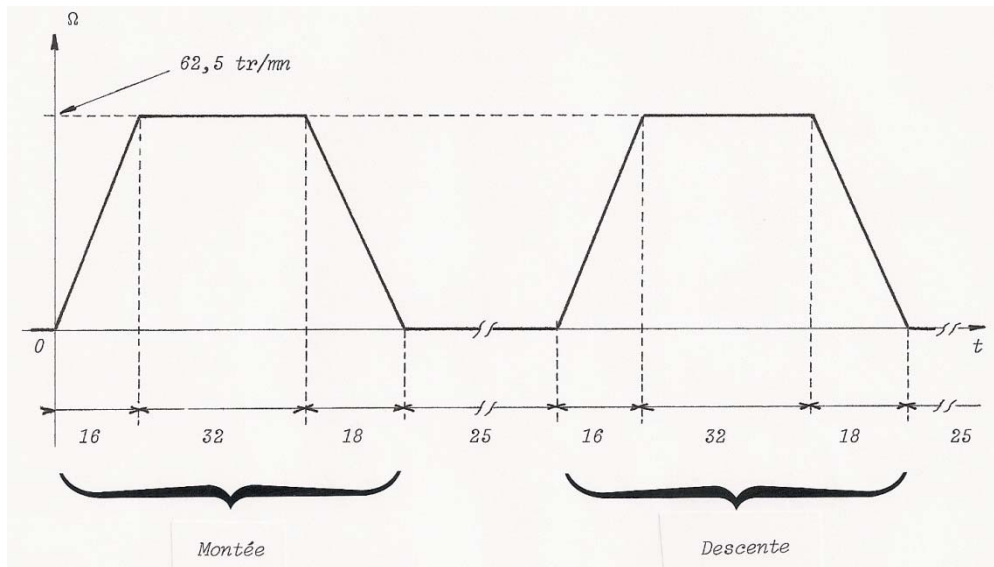


Figure 2 : Gabarit vitesse-temps associé à un trait.

- Une montée complète de la benne comprend trois phases :
 - Une première phase d'accélération, dont la valeur minimale de la durée t_1 est de 16 s , puisque la vitesse de la cage passe quasi-linéairement d'une valeur nulle à une valeur maximale de 18 m/s , avec une accélération constante de $1,125 \text{ m/s}^2$.
 - Une seconde phase à vitesse constante de 18 m/s , dont la durée maximale t_2 est de 32 s ,
 - Une troisième phase de décélération, dont la valeur minimale de la durée t_3 est de 18 s , puisque la vitesse de la cage passe quasi-linéairement d'une valeur maximale de 18 m/s à une valeur nulle, avec une décélération constante de 1 m/s^2 .
- La descente de la benne comporte trois phases identiques aux précédentes.

Une descente est séparée d'une montée d'une durée de 25 s , nécessaire aux opérations de manutention associées au chargement et au déchargement des bennes.

Il convient de remarquer que l'arbre moteur est soumis à des variations instantanées de couple importantes, c'est à dire à des variations instantanées de torsion importantes. Ces variations brutales de torsion correspondent à des percussions dont la répétitivité dégrade la tenue mécanique de l'arbre. La longévité mécanique de l'arbre en rotation est subordonnée à l'existence d'un système de limitation de la vitesse de variation du couple.

- La caractéristique mécanique d'entraînement a été déterminée par un bureau d'études en considérant que, les sens positifs conventionnels de rotation de la roue et de translation de la cage étant évidemment liés, le sens positif de rotation de la roue est associé au mouvement ascendant de la cage.

Le couple résistant opposé à la rotation du moteur est de deux natures :

- Un couple constant, ou statique, égal au moment par rapport à l'axe de rotation du poids associé à la masse mécanique m de déséquilibre global, différence entre la masse ascendante et la masse descendante, affecté par le rendement de la transmission mécanique,
- Un couple d'inertie qui se décompose en deux termes, le premier d'entre eux étant associé à la totalité des masses en rotation et à l'accélération angulaire, et le second à la totalité des masses en translation et à l'accélération linéaire. Il est bien clair que la totalité des masses intervient ici, quel que soit le sens dans lequel elles tournent ou se déplacent.

Le fonctionnement de l'arbre moteur est régi par l'équation fondamentale de la dynamique généralisée :

$$C_{ma} = C_r + M \cdot R \cdot \frac{dv}{dt} + J \cdot \frac{d\Omega_R}{dt}$$

expression dans laquelle C_{ma} désigne le couple que le moteur est amené à fournir à l'arbre en rotation, C_r la somme des couples résistants statiques ramenés sur l'arbre du moteur, M la somme des masses en translation, R le rayon de la poulie, v la vitesse de translation, J le moment d'inertie équivalent à la somme des masses en rotation, et Ω_R la vitesse de rotation. Par ailleurs, la vitesse de rotation et la vitesse de translation sont liées par la relation suivante :

$$v = R \cdot \Omega_R$$

L'équation fondamentale de la dynamique devient, en utilisant l'accélération linéaire Γ :

$$C_{ma} = \frac{m \cdot g \cdot R}{\eta} + \left[M \cdot R + \frac{J}{R} \right] \cdot \Gamma$$

Les valeurs de m et M diffèrent selon les différentes phases de fonctionnement de l'ensemble, et ont donc été déterminées dans chacun des cas des trois phases du mouvement ascendant et des trois phases du mouvement descendant.

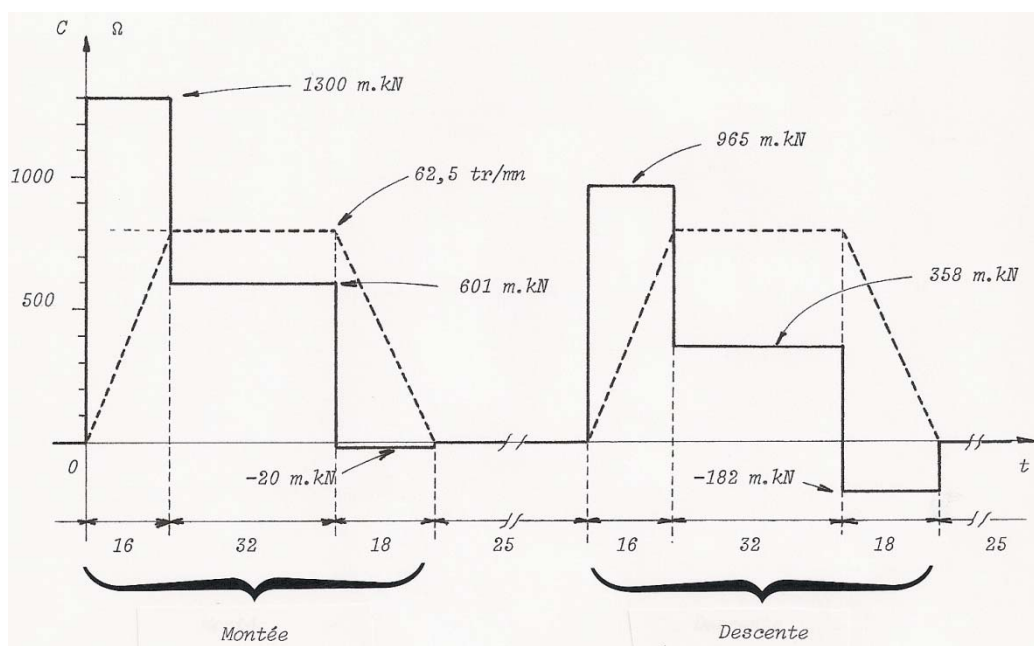


Figure 3 : Diagramme des couples moteur associé à un trait.

Les résultats obtenus par le bureau d'études sont résumés sur le schéma de la figure 3 qui représente les variations en fonction du temps du couple que le moteur d'entraînement est amené à fournir au cours d'un « *trait* ».

Un couple moteur est par convention compté positivement, et le sens de rotation du moteur change bien évidemment selon que la benne monte ou descend.

L'examen du schéma de la figure 3 montre que le moteur est amené à fonctionner en frein au cours de chacune des phases de décélération, ce qui va nécessiter l'utilisation d'un convertisseur entièrement réversible.

D.2. Contraintes équivalentes sur l'arbre du moteur.

- Les contraintes équivalentes sur l'arbre du moteur d'entraînement ont été calculées en considérant la notion de couple thermiquement équivalent. Cette notion n'a de sens que parce que la constante de temps thermique d'une machine de très fortes puissances est de plusieurs dizaines de minutes. Le couple thermiquement équivalent se définit conformément aux considérations suivantes.

L'installation fonctionne en permanence, c'est à dire que les montées et les descentes de la cage se succèdent de manière ininterrompue pendant plusieurs heures consécutives. Néanmoins, il faut prendre en considération le fait que le moteur est sollicité différemment lors de chacune des huit phases de fonctionnement examinées ci-dessus.

- Les phases 1 à 3 associées à la montée et les phases 5 à 7 associées à la descente, sont des phases actives au cours desquelles le moteur fournit un couple moteur ou un couple de freinage, ce qui correspond à une absorption ou à une fourniture de courant et donc à un échauffement par effet JOULE.
- La phase 4, correspondant à la manœuvre de déchargement de la cage, et la phase 8, correspondant au chargement de la cage sont des phases d'inactivité du moteur, au cours desquelles le moteur se refroidit.

L'énergie électrique absorbée par la résistance R_M interne au moteur au cours d'une phase quelconque de durée t_i est convertie en chaleur, et la puissance correspondante dissipée par effet JOULE vaut :

$$W_{Ji} = \int_0^{t_i} R_M \cdot i_{Mi}^2 \cdot dt$$

et, puisque la valeur du courant est constante pendant l'intervalle de temps de durée t_i :

$$W_{Ji} = R_M \cdot I_{Mi}^2 \cdot t_i$$

où I_{Mi} est la valeur efficace du courant, constante pendant l'intervalle de temps considéré.

Au cours d'un cycle complet, qui comprend huit phases distinctes, l'énergie totale qui contribue à l'échauffement du moteur vaut :

$$W_J = \sum_{i=1}^{i=8} R_M \cdot I_{Mi}^2 \cdot t_i$$

L'énergie convertie en chaleur peut encore s'écrire en utilisant l'expression de la valeur efficace du courant sur un cycle, dont la durée T est la somme des durées des différents intervalles de temps de durée unitaire t_i .

$$I_M^2 = \int_0^T i_M^2 \cdot dt$$

soit, dans le cas présent :

$$I_M^2 \cdot T = \sum_{i=1}^{i=8} I_{Mi}^2 \cdot t_i$$

Il faut par ailleurs remarquer que le courant absorbé ou fourni par le moteur dans chacun des intervalles de fonctionnement est sensiblement proportionnel au couple électromagnétique que le moteur fournit, qui n'est lui-même pas très éloigné du couple fourni par le moteur à l'arbre en rotation, si on admet que les pertes mécaniques sont faibles.

On peut donc définir un couple C_T dit « thermiquement équivalent » à l'ensemble des couples constants mais de valeurs différentes dans chacun des intervalles, de la manière suivante :

$$C_T^2 \cdot T = \sum_{i=1}^{i=8} C_{Mai}^2 \cdot t_i$$

L'échauffement moyen du moteur dû à l'effet JOULE est donc le même que si le moteur était soumis en permanence au couple thermiquement équivalent, et les fluctuations de la température autour de sa valeur moyenne sont d'autant plus faibles que la valeur de sa constante de temps thermique est élevée. Il en est ainsi dans le cas présent, où il sera vu que la puissance du moteur, et donc sa masse, sont élevées.

Les contraintes sur l'arbre du moteur peuvent ainsi être caractérisées par la donnée de la vitesse maximale de rotation et du couple thermiquement équivalent. Le bureau d'études avait obtenu un couple thermiquement équivalent suivant :

$$C_T = 566 \text{ kNm}$$

D.3. Puissance du moteur.

- La détermination de la puissance du moteur fait appel aux considérations exposées ci-dessous.

La puissance nominale du moteur ne doit pas être déterminée en considérant le couple thermiquement équivalent et la vitesse de rotation maximale, car s'il en était ainsi, les surcharges auxquelles le moteur serait alors soumis seraient telles que sa longévité serait gravement hypothéquée, ainsi que le montrent les considérations développées au paragraphe qui suit. Cependant le produit de la vitesse de rotation maximale par le couple thermiquement équivalent fournit une première estimation de la puissance mécanique P_e de la machine.

$$P_e = \frac{566 \cdot 18}{2,75} = 3700 \text{ kW}$$

La valeur de la puissance nominale du moteur est évidemment supérieure ou égale à celle de la puissance estimée P_e et dépasse de toute évidence le mégawatt. A ce niveau de puissance, les moteurs à courant continu sont parfaitement compensés, et peuvent de ce fait supporter des pointes de courant pouvant atteindre jusqu'à 2 à 2,5 fois leur courant nominal, pour peu la durée de ces pointes de courant ne soit pas supérieure à une dizaine de secondes, et que celles-ci ne se répètent pas à des intervalles inférieurs à cinq minutes. Toutefois, lorsque le moteur fonctionne en régime variable, il convient de s'assurer que la valeur efficace du courant sur un cycle, qui détermine l'échauffement moyen, ne dépasse pas la valeur nominale du courant de la machine.

Dans le cas présent, où le moteur est sollicité au maximum pendant les 16 secondes que dure la phase d'accélération à la montée cage pleine, et compte tenu de ce que les surcharges se produisent toutes les

90 s, le bureau d'études a choisi pour valeur nominale du couple sur l'arbre la moitié de la valeur maximale de celui-ci. Dans ces conditions, il vient que la valeur du couple nominal de la machine est supérieure à la valeur du couple thermiquement équivalent qui lui est demandé, ce qui est un gage de longévité de celui-ci. Par ailleurs le bureau d'études a choisi pour valeur nominale de la vitesse la valeur de la vitesse de rotation maximale, et le cahier des charges mécanique du moteur est donc le suivant :

$$C_{Mn} = 650 \text{ kNm} \qquad \Omega_{Rn} = 62,5 \text{ tr / mn} \qquad P_{Mn} = 4260 \text{ kW}$$

La valeur élevée du couple nominal de la machine ne peut être atteinte qu'en faisant croître le diamètre de son induit, c'est à dire en augmentant l'encombrement global de la machine. On peut également, et cette solution sera retenue ici, coupler sur le même arbre deux moteurs identiques dimensionnés pour la moitié de la puissance nominale déterminée précédemment. Chacun des moteurs sera commandé par un convertisseur dédié, ce qui présente l'avantage de pouvoir envisager un fonctionnement en régime dégradé en cas d'avarie sur un des moteurs ou sur un des convertisseurs.

Le cahier des charges de chacun des deux moteurs identiques est donc le suivant :

$$C_{Mn} = 325 \text{ kNm} \qquad \Omega_{Rn} = 62,5 \text{ tr / mn} \qquad P_{Mn} = 2130 \text{ kW}$$

P_{Mn} désignant la puissance mécanique nominale de chacun des moteurs.

Les valeurs nominales des différentes pertes dont chaque moteur est le siège sont les suivantes :

- Pertes mécaniques nominales:.....4%.Un.In
- Pertes fer nominales:.....3%.Un.In
- Pertes JOULE nominales:.....3%.Un.In

La valeur du rendement nominal de chacun des moteurs identiques est 90%. Par conséquent la valeur nominale P_{Me} de la puissance électrique de chaque moteur est :

$$P_{Me} = 2370 \text{ kW}$$

La tension nominale du moteur étant égale à 1050V, il vient que la valeur de son courant nominal est 2260 A.

Soit, en résumé :

$$U_n = 1050 \text{ V} \qquad I_n = 2260 \text{ A} \qquad \Omega_{Rn} = 62,5 \text{ tr / mn} \qquad \eta_n = 90\%$$

D.4. La chaîne de conversion de l'énergie.

- La chaîne de conversion de l'énergie est représentée figure 4 et se compose de :
 - Un transformateur à deux secondaires,
 - Deux ponts triphasés entièrement réversibles commandés par une commande « **arc cosinus à coïncidence** » et équipés d'un dispositif à « **commande sélective** » fonctionnant sans circulation de courants alimentant chacun un des deux moteurs,
 - Deux inductances de filtrage,
 - Deux moteurs à courant fonctionnant à flux nominal constant.

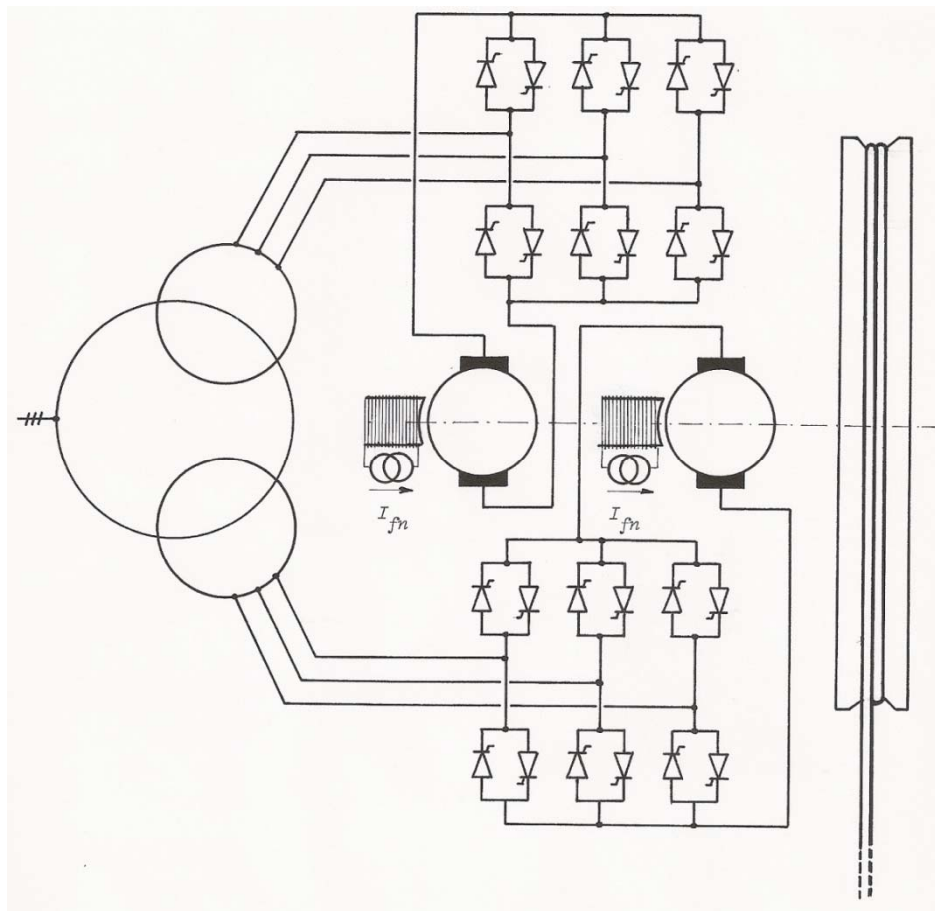


Figure 4 : La chaîne de conversion de l'énergie utilise deux groupes de ponts à six thyristors.

Il convient, de plus, de prévoir un système d'équirépartition des couples que chaque machine fournit à l'arbre, en forçant les courants fournis par chacun des convertisseurs à se répartir en quantité égale dans chaque moteur.

D.5. Cahier des charges du convertisseur.

- Le cahier des charges des deux convertisseurs identiques ne peut être déterminé qu'après avoir calculé les valeurs maximales de sa tension d'alimentation et du courant qu'il est amené à demander compte tenu des différentes phases de fonctionnement de l'ensemble. Il se matérialise par le diagramme $[i^*; u^*]$ représenté figure 5, que l'on obtient à partir des équations réduites de fonctionnement de la machine en moteur et en génératrice, et des lois de variation du couple et de la vitesse correspondant à un « **trait** ».

On connaît bien les équations réduites de fonctionnement d'un moteur et d'une génératrice à courant continu, fonctionnant à flux nominal constant, en fonction des coefficients caractéristiques de leurs pertes :

En ce qui concerne le fonctionnement en moteur :

$$i^* = \frac{\eta_n \cdot c^* + \beta \cdot \Omega_R^* + \alpha}{1 - \gamma}$$

$$u^* = \frac{[1-\gamma]^2 + \beta \cdot \gamma \cdot \Omega_R^* + \gamma \cdot \eta_n \cdot c^* + \alpha \cdot \gamma}{1-\gamma}$$

En ce qui concerne le fonctionnement en génératrice (ou en frein) :

$$i^* = \frac{\eta_n \cdot c^* - \beta \cdot \Omega_R^* - \alpha}{1-\gamma}$$

$$u^* = \frac{[1-\gamma]^2 + \beta \cdot \gamma \cdot \Omega_R^* - \gamma \cdot \eta_n \cdot c^* + \alpha \cdot \gamma}{1-\gamma}$$

Il est ainsi facile de déterminer la caractéristique d'alimentation électrique de chacun des moteurs dès lors que l'on connaît les lois temporelles de variation de la vitesse et du couple, données par le diagramme de la figure 3. Bien entendu les couples apparaissant sur cette figure doivent être divisés par 2 puisque chacun des moteurs fournit la moitié du couple requis par l'arbre.

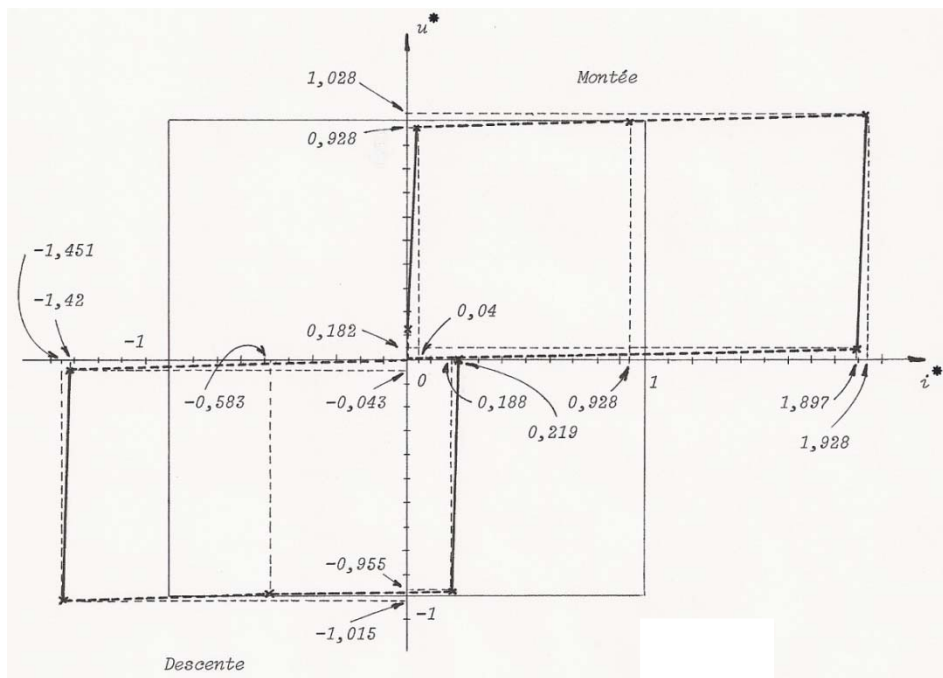


Figure 5 : Evolution du point de fonctionnement du moteur dans le plan $[i^* ; u^*]$ des grandeurs électriques réduites caractéristiques d'un moteur au cours d'un « trait ».

D.6. Cahier des charges des convertisseurs

Le cahier des charges des convertisseurs est déterminé par les valeurs maximales des grandeurs électriques associées au moteur, qui apparaissent figure 5. Ces dernières sont résumées ci-dessous, en grandeurs réelles et en grandeurs réduites:

- Fonctionnement en moteur en phase d'accélération à la montée cage pleine :

$$i_M^* = 1,928 \qquad i_M = 4360 \text{ A}$$

$$u_M^* = 1,028 \qquad u_M = 1080 \text{ V}$$

- Fonctionnement en frein en phase de décélération à la descente cage vide :

$$\begin{aligned} i_M^* &= 0,188 & i_M &= 425 \text{ A} \\ u_M^* &= 0,965 & u_M &= 1015 \text{ V} \end{aligned}$$

D.7. Les composants de la chaîne de conversion.

- Le transformateur d'alimentation de la chaîne comporte deux secondaires, et chacun d'entre eux est associé au cahier des charges suivant:

- Le convertisseur est un pont à six thyristors,
- Les caractéristiques du côté continu sont les suivantes :

Tension nominale.....: 1050 V
 Courant nominal.....: 2260 A
 Courant de surcharge.....: 4360 A sous 1080 V pendant 16 secondes

Un transformateur est conçu de manière fondamentalement différente d'une machine tournante, et les masses de fer et de cuivre sont davantage éloignées les unes des autres. Il est donc clair que la constante de temps thermique d'un transformateur est très inférieure à celle d'une machine, et que les seize secondes que dure la surcharge constituent un intervalle de temps long, de nature à engendrer une surchauffe dangereuse du cuivre. C'est pourquoi il n'est pas concevable de dimensionner le transformateur pour le régime thermiquement équivalent. On peut néanmoins accepter, pendant les seize secondes évoquées plus haut, que le transformateur soit surchargé en courant de 10%, ce qui correspond à une augmentation de 21% de ses pertes JOULE.

Par conséquent, le cahier des charges réel associé au côté continu pour le calcul du transformateur est le suivant, I'_n et P'_n étant en quelque sorte des grandeurs nominales apparentes côté continu :

$$U_n = 1050 \text{ V} \qquad I'_n = 3960 \text{ A} \qquad P'_n = 4,160 \text{ MW}$$

Les éléments de la détermination du cahier des charges d'un transformateur appartenant à une chaîne de conversion de l'énergie utilisant un pont triphasé à six thyristors sont connus. Les données correspondantes s'appliquent ici au dimensionnement de l'un des deux secondaires que comporte le transformateur.

Les expressions de la valeur nominale U_{2n} de la tension d'un demi-secondaire du transformateur, de la valeur nominale I'_{2n} de son courant de ligne et de la valeur de sa puissance apparente S_n s'expriment, en fonction des paramètres caractéristiques de la chaîne :

$$\begin{aligned} U_{2n} &= \frac{\pi}{3\sqrt{2}} \cdot \frac{u_M^* + x \cdot i_M^*}{k_{\min} \cdot \cos \alpha_\beta - 1,16 \cdot u_{cc} \cdot i_M^*} \cdot U_n & I'_{2n} &= I'_n \cdot \sqrt{\frac{2}{3}} \\ S_n &= \frac{\pi}{3} \cdot \frac{u_M^* + x \cdot i_M^*}{k_{\min} \cdot \cos \alpha_\beta - 1,16 \cdot u_{cc} \cdot i_M^*} \cdot P'_n \end{aligned}$$

- U_n est la valeur nominale de la tension côté continu,

- u_M^* et i_M^* désignent les valeurs maximales de la tension et du courant côté continu réduites à leurs valeurs nominales respectives, l'exposant « ' » signifiant que la réduction de la valeur moyenne du courant circulant côté continu doit être faite par rapport à la valeur nominale apparente I_n' de celui-ci,
- x est la fraction de la puissance nominale côté continu associées aux pertes JOULE nominales de l'inductance de filtrage du courant côté continu, choisie ici égale à 0,5%
- k_{\min} désigne la valeur minimale du facteur de stabilité du réseau de distribution de l'énergie, égal ici à 0,95
- α_β est l'angle de butée à commande minimale des thyristors du pont, égal à 10 degrés électriques
- u_{cc} est la tension de court-circuit du transformateur,
- P_{ne}' désigne la valeur apparente de la puissance nominale du côté continu.

Un demi-secondaire du transformateur d'alimentation de la chaîne de conversion de l'énergie ainsi dimensionné est le suivant :

$$\begin{aligned} U_{2n} &= 950 \text{ V} & S_{2n} &= 5,32 \text{ MVA} \\ I_{2n} &= 3235 \text{ A} & u_{cc} &= 7\% \end{aligned}$$

Le primaire, qui doit être dimensionné pour le double de la puissance apparente d'un demi-secondaire est le suivant :

$$\begin{aligned} U_{1n} &= 20 \text{ kV} & I_{1n} &= 307 \text{ A} \\ S_{1n} &= 10,64 \text{ MVA} \end{aligned}$$

- La chaîne de conversion de l'énergie comporte deux inductances de filtrage du courant côté continu identiques, puisqu'elle comprend deux convertisseurs et deux moteurs. Le cahier des charges de chacune de ces inductances comprend la valeur de son coefficient d'inductance propre, et la valeur de sa résistance, caractéristique de ses pertes JOULE.

On sait que l'expression mathématique qui lie le coefficient d'inductance propre de l'élément de filtrage aux données du problème est :

$$L_0 \geq \left[\Delta i_c^* \right]_M \cdot \frac{u_M^* + x \cdot i_M^*}{k_{\min} \cdot \cos \alpha_\beta - 1,16 \cdot u_{cc} \cdot i_M^*} \cdot \frac{U_n}{\omega \cdot \lambda \cdot I_n'}$$

La signification de la majeure partie des paramètres qui entrent dans la composition de l'expression ci-dessus a été donnée au paragraphe précédent. Les autres paramètres ont la signification suivante :

- $\left[\Delta i_c^* \right]_M$ est la valeur maximale du coefficient d'ondulation réduite caractéristique du convertisseur utilisé, dont l'expression es donnée par l'abaque figure 6 :

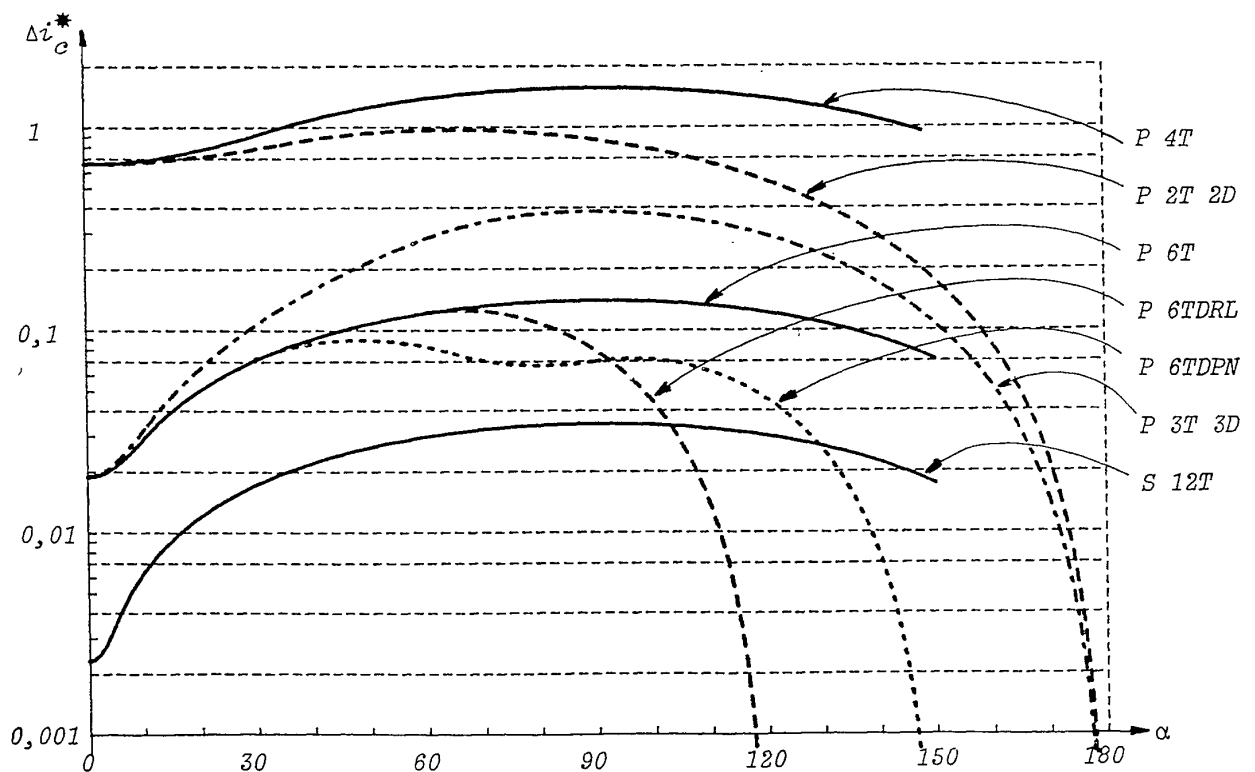


Figure 6 : abaque d'ondulation réduite du courant côté continu pour les convertisseurs usuels.

- $\lambda \cdot I_n$ caractérise la valeur maximale de l'ondulation du courant que la machine tolère sans augmentation notable de ses différentes pertes,
- ω est la pulsation du réseau d'alimentation de la chaîne.

La valeur de l'inductance de filtrage du courant absorbé par chacun des moteurs est :

$$L_0 \geq 1mH$$

L'inductance de filtrage est un élément électrotechnique dont la constante de temps thermique s'apparente à celle du transformateur, et la valeur de son courant nominal est donc égale à la valeur nominale apparente I_n définie plus haut.

- Les thyristors choisis par le bureau d'études sont des C702 du constructeur **POWEREX**, en boîtier dit pressé dont les caractéristiques utiles sont données par les figures 7 à 10. On est amené à en disposer 3 en parallèle par demi-bras de pont.

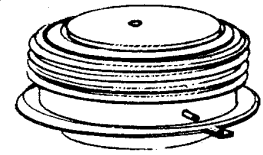
The General Electric C702 Silicon Controlled Rectifier feature the newly developed multi-diffusion technology to combine high blocking voltage capability with low on-state conduction losses.

The C702 is designed specifically for phase control applications like DC motor control and power supplies, cycloconverters and current regulated inverters.

FEATURES:

- High Repetitive DI/DT
- High DV/DT with Higher Selections Available
- Excellent Surge and I^2t Current Ratings for Ease of Fusing
- Rugged Hermetic Ceramic Package with 1" Creep
- Guaranteed Turn-Off Time Selections of 100 μ sec Available
- Complementary Diodes and Mounting Hardware Available

IMPORTANT: Mounting instructions on the last page of this specification must be followed.



MAXIMUM ALLOWABLE RATINGS

TYPE	REPETITIVE PEAK OFF-STATE AND REVERSE VOLTAGE V_{DRM}/V_{RRM}^2 $T_J = -40^\circ\text{C to } +125^\circ\text{C}$	REPETITIVE PEAK OFF-STATE AND REVERSE VOLTAGE V_{DRM}/V_{RRM}^2 $T_J = 0^\circ\text{C to } +125^\circ\text{C}$	TRANSIENT PEAK REVERSE VOLTAGE, V_{RSM}^1 $T_J = -40^\circ\text{C to } +125^\circ\text{C}$
C702LD	2400 Volts	2500 Volts	2500 Volts
C702LC	2300	2400	2400
C702LB	2200	2300	2300
C702LA	2100	2200	2200
C702L	2000	2100	2100

¹ Half Sine Wave Waveform, 10 msec maximum pulse width.

² V_{DRM}/V_{RRM} ratings assume Presspak mounted to a heat dissipator of less than 0.3°C/W .

Average Forward Current, On-State	Depends on Conduction Angle (See Charts 1 and 2)
Peak One-Cycle Surge On-State Current, I_{TSM}	15,000 Amperes
Maximum Repetitive Rate-of-Rise of Anode Current Turn-On Interval (Switching Rates ≤ 60 Hz)	Switch From $<1000\text{V } 125\text{A}/\mu\text{sec}$
I^2t (for fusing) (at 8.3 milliseconds)	.933,000 Ampere ² Seconds
Peak Gate Power Dissipation, P_{GM}	200 Watts @ 40 μ sec Pulse
Average Gate Power Dissipation, $P_{G(AV)}$	5 Watts
Peak Reverse Gate Voltage, V_{GRM}	5 Volts
Storage Temperature, T_{STG}	$-40^\circ\text{C to } +125^\circ\text{C}$
Operating Temperature, T_J	$-40^\circ\text{C to } +125^\circ\text{C}$
Mounting Force Required	5000 Lb. + 1000 - 0 Lb. 22.2 KN + 4.4 - 0 KN

NOTES:

Surge current rating is established in accordance with EIA-NEMA Standard RS-397, Paragraph 5.2.2.1.

Required trigger source - 20 volts, 10 ohms; maximum switching voltage - 1000 volts; short-circuit gate supply current risetime - $0.5\mu\text{sec}$.
(This short-circuit current may be measured with a TEKTRONICS current probe): RC Snubber circuit used across SCR: 22 ohms, $0.5\mu\text{f}$.

Repetitive di/dt rating is established in accordance with EIA-NEMA Standard RS-397, Section 5.2.2.6.

Figure 7 : Les contraintes maximales que le thyristor C 702 peut supporter. (Document Powerex)

C702

CHARACTERISTICS

TEST	SYMBOL	MIN.	TYP.	MAX.	UNITS	TEST CONDITIONS
Peak Reverse and Off-State Blocking Current	I_{DRM} and I_{RRM}	—	10	15	mA	$T_J = +25^\circ\text{C}$, $V = V_{DRM} = V_{RRM}$
Peak Reverse and Off-State Blocking Current	I_{DRM} and I_{RRM}	—	45	65	mA	$T_J = +125^\circ\text{C}$, $V = V_{DRM} = V_{RRM}$
Effective Thermal Resistance, Junction-to-Case	$R_{\theta JC}$	—	—	.023	$^\circ\text{C/Watt}$	Junction-to-Case — Double Side Cooled (DC) (Add .006 $^\circ\text{C/W}$ for $R_{\theta CS}$)
Critical Exponential Rate-of-Rise of Forward Blocking Voltage (Higher values may cause device switching)	dv/dt	200	500	—	$\text{V}/\mu\text{sec}$	$T_J = +125^\circ\text{C}$, $V_{DRM} = .80$ Rated, Gate Open.
Delay Time See Figure 9	t_d	—	1.8	—	μsec	Switching from 300 volts, 20 volt, 10 ohm Gate. 0.5 μsec Rise Time, $T_J = 25^\circ\text{C}$
Gate Pulse Width Necessary to Trigger		—	—	10	μsec	See Figure 9
Gate Trigger Current See Figure 9	I_{GT}	—	70	200	mA _{dc}	$T_C = +25^\circ\text{C}$, $V_D = 10$ Vdc, $R_L = 3$ ohms
		5.0	20	35		$T_C = +125^\circ\text{C}$, $V_D = .5 \times \text{Rated}$, $R_L = 1000$ ohms
Gate Trigger Voltage See Figure 9	V_{GT}	—	2.5	4.5	Vdc	$T_C = 0^\circ\text{C}$ to $+125^\circ\text{C}$, $V_D = 10$ Vdc, $R_L = 3$ ohms
		.3	—	—		$T_C = +125^\circ\text{C}$, $V_D = .5 \times \text{Rated}$, V_{DRM} , $R_L = 1000$ ohms
Peak On-State Voltage	V_{TM}	—	—	2.26	Volts	$T_C = 125^\circ\text{C}$, $I_T = 3000$ Amps. Peak. Duty Cycle $\leq 0.01\%$
Circuit Commutated Turn-Off Time	t_q	—	125	250	μsec	(1) $T_C = +125^\circ\text{C}$ (2) $I_T = 100$ Amps. (3) $V_R = 75$ Volts min, (4) V_D Reapplied = $0.5 V_{DRM}$ (5) Rate-of-rise of reapplied forward blocking voltage = $50\text{V}/\mu\text{sec}$ (linear) (6) Gate bias during turn-off interval, Duty Cycle $\leq 0.01\%$
Suppressible Surge Current	$I_{TM(SUP)}$	—	13,500	—	Amps	(1) $T_C = 115^\circ\text{C}$ (2) $V_R = .67 V_{RRM}$ (3) $.67 V_{DRM}$ Applied, 8.3 msec. after completion of surge. (4) Figure 14.

Figure 8 : Caractéristiques typiques du thyristor C 702. (Document Powerex)

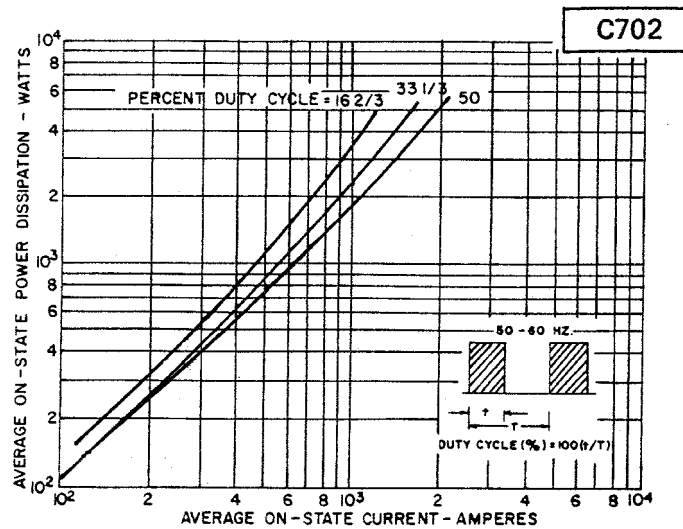
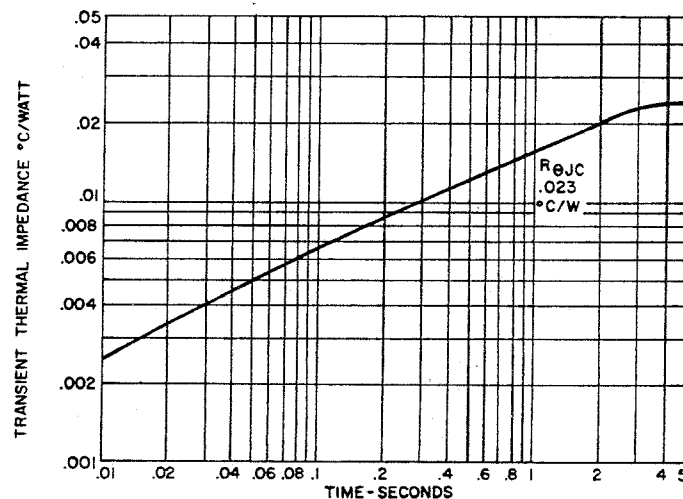


Figure 9 : Variations de valeur moyenne de la puissance émise au niveau de la jonction du thyristor C 702 en fonction de la valeur moyenne du courant rectangulaire qui le traverse.
(Document Powerex)



NOTES:

1. Add $.006^{\circ}\text{C/W}$ to account for both case to dissipator interfaces when properly mounted; e.g., $R_{\theta JS} = .029^{\circ}\text{C/W}$. See Mounting Instructions.
2. DC Thermal Impedance is based on average full cycle junction temperature. Instantaneous junction temperature may be calculated using the following modifications:
 - end of conducting portion of cycle
 - 120° sq. wave add $.0025^{\circ}\text{C/W}$ along entire curve
 - 180° sq. wave add $.0018^{\circ}\text{C/W}$ along entire curve
 - 180° sine wave add $.0010^{\circ}\text{C/W}$ along entire curve
 - end of full cycle
 - any wave, subtract $.001^{\circ}\text{C/W}$ along entire curve

Figure 10 : Caractéristique d'impédance thermique transitoire du thyristor C 702.
(Document Powerex)

- Le refroidissement des composants est assuré par 20 cm de convecteur profilé WS du constructeur SEEM-LESSEL, dont la section droite est représentée figure 11, ventilés par un débit d'air de 5 m/s.

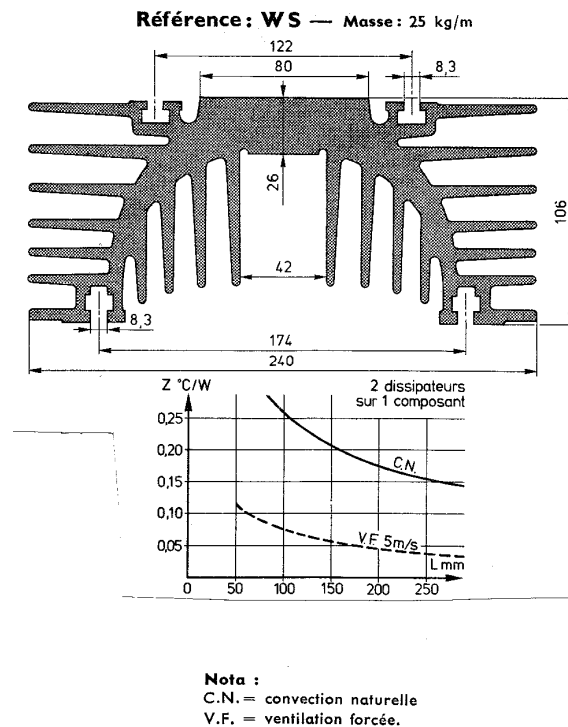


Figure 11 : Profil et caractéristique du convecteur WS. (Document SEEM-LESSEL)

Le schéma de la figure 12 montre la manière selon laquelle est effectué le montage mécanique des deux convecteurs autour du composant.

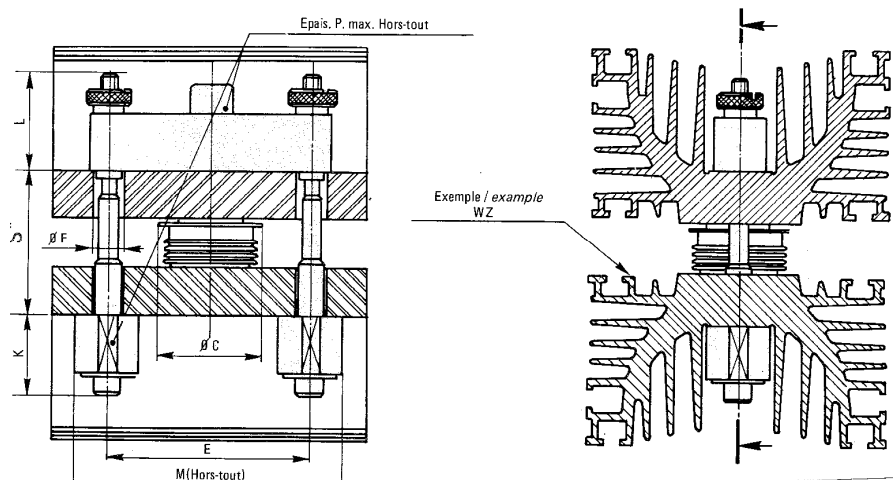


Figure 12 : L'ensemble composant-convecteurs-limiteur de serrage. (Document SEEM-LESSEL)

D.8. EQUIREPARTITION DES COURANTS ENTRE LES DEUX MACHINES.

Le dispositif de motorisation comprend deux moteurs sur la même ligne d'arbre. Il a été dit qu'une telle manière de procéder offre l'opportunité de fonctionner en régime dégradé en cas d'avarie sur un convertisseur ou sur un moteur. Il faut cependant s'assurer de ce que chacun des moteurs identiques contribue de la même manière à la totalité du couple à l'arbre. Pour cela, les courants absorbés par chacun des moteurs identiques sont équilibrés en procédant conformément au schéma de la figure 13.

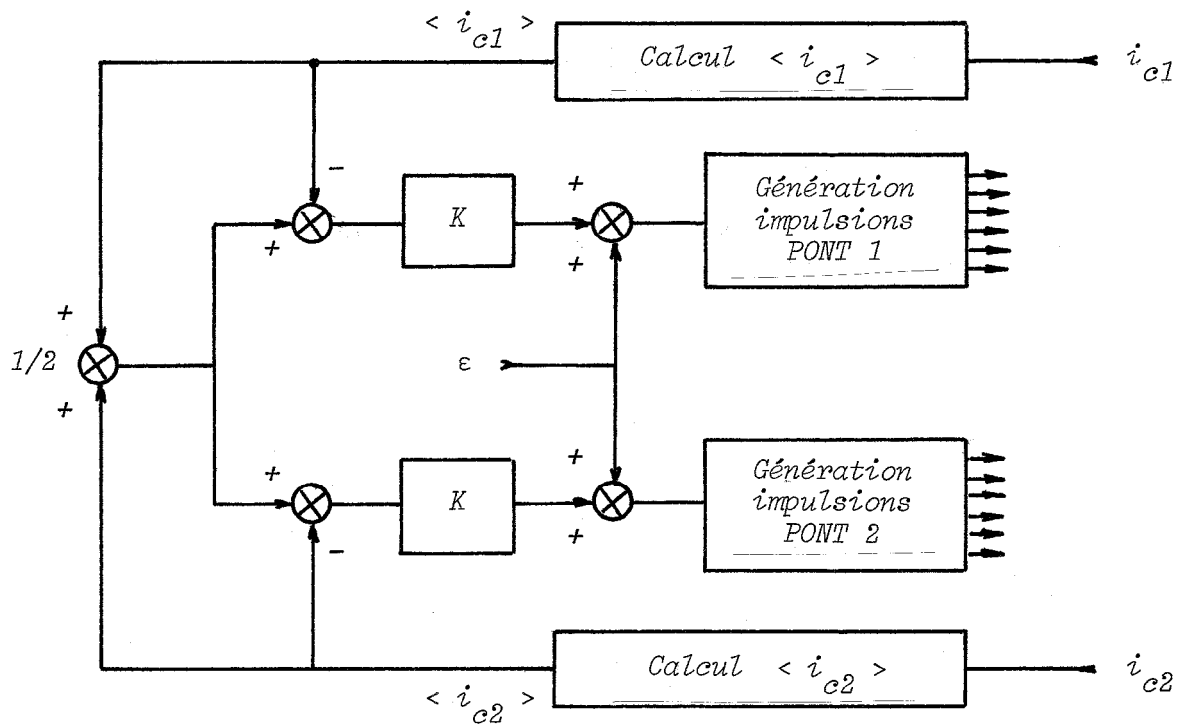


Figure 13 : Principe d'équirépartition des courants entre les deux machines.

PARTIE 2 : AUDIT DE L'EXISTANT

Vous êtes appelé en tant qu'expert car il s'avère que l'un des moteurs ne fonctionne plus après 10 ans de fonctionnement, et l'exploitant du dispositif craint que le second moteur ne subisse le même sort.

Vous allez donc procéder dans un premier temps à un examen minutieux et approfondi de l'existant, en vérifiant le dimensionnement fait par le bureau d'études ayant fourni primitivement la solution.

2.1. Audit de la partie mécanique.

- Justifiez la valeur nominale (62,5 tr / mn) de la vitesse de rotation de la poulie.

$$\Omega_{R1} = \frac{18}{2,75} \cdot \frac{60}{2\pi} = 62,5 \text{ tr / mn}$$

- Recalculer les durées des différentes phases de la montée. Les données sont-elles exactes ?

$$t_1 = \frac{18}{1,125} = 16 \text{ s}$$

distance parcourue :

$$x_1 = \frac{1}{2} \cdot 1,125 \cdot t_1^2 = 144 \text{ m}$$

$$t_3 = \frac{18}{1} = 18 \text{ s}$$

distance parcourue :

$$x_3 = \frac{1}{2} \cdot 1 \cdot t_3^2 = 162 \text{ m}$$

$$x_2 = 850 - 144 - 162 = 544 \text{ m}$$

$$t_2 = \frac{544}{18} = 30 \text{ s}$$

La durée de la montée à vitesse constant est de 2s inférieure aux données.

Mêmes calculs pour la descente.

- Recalculer les valeurs du couple sur l'arbre dans les phases d'accélération en montée et de décélération en descente. Les données sont-elles exactes ?

- ✓ Au cours de la phase d'accélération en montée, les bennes sont pleines de matières premières et le contrepoids descend. La masse du câble porteur est équilibrée par la masse du câble d'équilibrage, mais ces deux masses doivent être accélérées ou décélérées.

La masse m de déséquilibre global, exprimée en tonnes, est la différence entre la masse de la cage chargée et la masse du contrepoids :

$$m = 27 + 29,5 - 38 = 18,5 \text{ t}$$

La masse M totale à accélérer linéairement, exprimée en tonnes, est égale à la somme de la masse de la cage chargée, du contrepoids, et de la totalité des câbles, que ceux-ci soient porteurs ou servent de câbles d'équilibre :

$$M = 40,5 + 40,5 + 27 + 38 + 29,5 = 175,5 \text{ t}$$

$$C_{ma} = \frac{18,5 \cdot 2,75 \cdot 9,81}{0,83} + \left[175,5 \cdot 2,75 + \frac{380}{2,75} \right] \cdot 1,125 = 1300 \text{ kNm}$$

- ✓ Au cours de la phase de décélération en descente, les bennes sont vides de matières premières et le contrepoids monte. La masse du câble porteur est équilibrée par la masse du câble d'équilibrage, mais ces deux masses doivent être accélérées ou décélérées.

La masse m de déséquilibre global, exprimée en tonnes, est la différence entre la masse du contrepoids et la masse de la cage vide :

$$m = 38 - 27 = 11 \text{ t}$$

et agit bien dans le même sens qu'un couple résistant.

La masse M totale à accélérer linéairement, exprimée en tonnes, est égale à la somme de la

masse de la cage chargée, du contrepoids, et de la totalité des câbles, que ceux-ci soient porteurs ou servent de câbles d'équilibre:

$$M = 40,5 + 40,5 + 27 + 38 = 146 \text{ t}$$

Au cours de la phase de décélération, la valeur de la décélération linéaire est 1 m/s^2 , et le couple résistant, exprimé en kNm , ramené à l'arbre moteur vaut, compte tenu du rendement de la transmission:

$$C_{ma} = \frac{11 \cdot 2,75 \cdot 9,81}{0,83} - \left[146 \cdot 2,75 + \frac{380}{2,75} \right] \cdot 1 = -182 \text{ kNm}$$

- La valeur du couple thermiquement équivalent est-elle exacte ?
Le calcul donne le même résultat.

2.2. Audit de la partie transformateur.

- Déterminer les lois $i^* = f(u^*)$ de la figure 5 dans les phases d'accélération en montée et de décélération en descente? Les données sont-elles exactes ?

Il suffit de remplacer α , β et γ par leurs valeurs dans les équations de fonctionnement en moteur (ou en génératrice) qui lient les grandeurs électriques aux grandeurs mécaniques.

Ensuite, il suffit de remplacer les grandeurs mécaniques par leurs expressions réduites en fonction du temps. Il vient :

Fonctionnement en moteur :

$$\begin{aligned} i^* &= \frac{\eta_n \cdot c^* + \beta \cdot \Omega_R^* + \alpha}{1 - \gamma} & i^* &= 0,928 \cdot c^* + 0,031 \cdot \Omega_R^* + 0,041 \\ u^* &= \frac{[1 - \gamma]^2 + \beta \cdot \gamma \cdot \Omega_R^* + \gamma \cdot \eta_n \cdot c^* + \alpha \cdot \gamma}{1 - \gamma} & u^* &= 0,971 \cdot \Omega_R^* + 0,028 \cdot c^* + 0,001 \end{aligned}$$

Fonctionnement en génératrice :

$$\begin{aligned} i^* &= \frac{\eta_n \cdot c^* - \beta \cdot \Omega_R^* - \alpha}{1 - \gamma} & i^* &= 0,928 \cdot c^* - 0,031 \cdot \Omega_R^* - 0,041 \\ u^* &= \frac{[1 - \gamma]^2 + \beta \cdot \gamma \cdot \Omega_R^* - \gamma \cdot \eta_n \cdot c^* + \alpha \cdot \gamma}{1 - \gamma} & u^* &= 0,971 \cdot \Omega_R^* - 0,028 \cdot c^* + 0,001 \end{aligned}$$

- ✓ Au cours de la phase d'accélération en montée, il vient :

$$\begin{aligned} \frac{d\Omega_R}{dt} &= 0,409 \text{ rd/s}^2 \\ \Omega_R &= 0,409 \cdot t & \Omega_R^* &= 0,625 \cdot t \\ C_n &= 650 \text{ kNm} & c_a^* &= 2 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} i^* &= 1,897 + 0,00194 \cdot t \\ u^* &= 0,057 + 0,06069 \cdot t \end{aligned}$$

- ✓ Au cours de la phase de décélération en descente, il vient :

$$\frac{d\Omega_R}{dt} = -0,364 \text{ rd/s}^2$$

$$\Omega_R = 0,364 \cdot [18 - t] \quad \Omega_R^* = 0,0556 \cdot [18 - t]$$

$$C_a = -91 \text{ kNm} \quad c_a^* = -0,280$$

$$i^* = 0,188 + 0,00172 \cdot t$$

$$u^* = -0,965 + 0,05399 \cdot t$$

On vérifie que les données de la figure 5 sont exactes.

Il est normal de dimensionner le transformateur pour le courant de surcharge du moteur car cette surcharge dure 18s. On peut cependant admettre une surcharge du transformateur de 10% pendant la phase de montée ce qui revient à le dimensionner pour le courant moteur $I_M / 1,1$.

- Vérifier le dimensionnement du secondaire et du primaire du transformateur. Que penser de la tension de court-circuit de celui-ci ?

Le fonctionnement le plus contraignant est obtenu en fin de la phase d'accélération à la montée cage pleine :

$$i_M^* = 1,928 \quad i_M = 4360 \text{ A} \quad \frac{i_M}{1,1} = 3960 \text{ A}$$

$$u_M^* = 1,028 \quad u_M = 1080 \text{ V}$$

$$U_{2n} = \frac{\pi}{3\sqrt{2}} \cdot \frac{u_M^* + x \cdot i_M^*}{k_{\min} \cdot \cos \alpha_\beta - 1,16 \cdot u_{cc} \cdot i_M^*} \cdot U_n \quad I'_{2n} = I'_n \cdot \sqrt{\frac{2}{3}}$$

$$S_n = \frac{\pi}{3} \cdot \frac{u_M^* + x \cdot i_M^*}{k_{\min} \cdot \cos \alpha_\beta - 1,16 \cdot u_{cc} \cdot i_M^*} \cdot P'_n$$

Avec :

$$\begin{aligned} u_M^* &= 1,028 & i_M^* &= 1,1 & x &= 0,5\% & k_{\min} &= 0,95 \\ \alpha_\beta &= 10^\circ & u_{cc} &= 7\% & P'_n &= 1050 \cdot 3960 & &= 4198 \text{ W} \end{aligned}$$

Le transformateur est correctement dimensionné.

Sa tension de court-circuit est normale à ce niveau de puissance.

- Comparer la puissance de dimensionnement du primaire du transformateur à la puissance de l'ensemble des moteurs. A quoi peut-on attribuer l'énorme différence que l'on obtient ?

La différence tient au fait que les constantes thermiques du transformateur et du moteur sont très différentes.

2.3. Audit de la partie filtrage.

- Déterminer la valeur de l'ondulation du courant dans chacun des moteurs. Quelle fraction du courant nominal de ceux-ci cette ondulation représente-t-elle est ce résultats est-il acceptable ?

$$[\Delta i_c]_M \geq [\Delta i_c^*]_M \cdot \frac{\frac{3}{L_0} \cdot U_{2n} \sqrt{2}}{\omega}$$

$$[\Delta i_c^*]_M = 0,14 \quad U_{2n} = 950 \text{ V} \quad L_0 = 1 \text{ mH} \quad \omega = 100\pi$$

$$[\Delta i_c]_M = 571 \text{ A} \quad \lambda = \frac{571}{2260} = 25\%$$

L'inductance est donc bien dimensionnée.

- Quelle est la valeur de la résistance de chacune des inductances de filtrage et la valeur de la puissance dissipée par effet JOULE correspondante. Ce résultat est-il acceptable ?
Le courant nominal de l'inductance est celui du moteur en régime de surcharge soit 4360A. Le coefficient caractéristique de ses pertes JOULE est 0,5% (sous entendu de la puissance P'n), d'où les pertes JOULE de $0,5\% \cdot 4198 \text{ kW}$ soit 20 kW , ce qui est beaucoup. On pourrait réduire à la moitié.

2.4. Audit de la partie convertisseurs.

- Déterminer les contraintes en tension et en courant sur les thyristors Ceux-ci sont-ils convenablement choisis.
La valeur maximale de la tension que le composant doit supporter est $950\sqrt{2} \text{ V}$ soit 1350 V et la valeur maximale du courant moyen qu'il doit supporter est de $4360/3 \text{ A}$ soit 1450 A . La figure 9 montre qu'un composant peut supporter au maximum 1500 A . Puisque l'on en place 3 en parallèle, chacun d'entre eux est soumis à un courant moyen de 500 A . Le composant est donc bien choisi.
- Calculer la valeur de la température virtuelle de la jonction de chaque thyristor. Cette valeur est-elle acceptable ?
La puissance moyenne émise au niveau de la jonction est lue sur la figure 9 : 850 W . La somme des résistances thermiques jonction-boîtier, boîtier-radiateur et radiateur-ambiant lues respectivement sur les figures 8, 7, et 10 donne : $0,025 + 0,01 + 0,05 = 0,085^\circ/\text{W}$ et l'élévation de température par rapport à l'ambiant est donc de $0,085 \cdot 850 = 72,5^\circ$, portant la température de la jonction à $112,5^\circ$ pour une température ambiante de 40° . Les thyristors sont convenablement refroidis.

2.4. Audit de la partie équilibrage des courants.

- Expliquer le fonctionnement du dispositif d'équilibrage des courants absorbés par chacun des moteurs. La mise en équations du dispositif montre qu'il obéit aux équations suivantes :

$$\begin{aligned}\varepsilon_1 &= \varepsilon + k \cdot [\langle i_{c2} \rangle - \langle i_{c1} \rangle] \\ \varepsilon_2 &= \varepsilon + k \cdot [\langle i_{c1} \rangle - \langle i_{c2} \rangle]\end{aligned}$$

Ainsi, si un courant devient plus grand que la moitié du courant de consigne, la correction croisée agit immédiatement dans le sens du rétablissement du déséquilibre.

2.5. Conclusions de l'Audit.

- A l'issue de cet audit, que proposez-vous à votre client ? **Le dimensionnement est en général très bien fait. Il est vraisemblable que le moteur à courant continu est en fin de vie, car surchargé en courant, probablement de manière trop importante pendant les phases d'accélération en montée.**
- Changer le moteur et éventuellement quelques éléments de la chaîne de conversion ? Si oui lesquels et pourquoi ? **Ceci est une possibilité, mais manque de modernisme. Rien n'est à changer par rapport au dimensionnement précédent.**
- Envisager de remplacer le moteur existant par un moteur d'un autre type et une chaîne de conversion adaptée ? Dans ce cas une étude s'impose. **Pourquoi ne pas passer à une solution asynchrone**
- Envisager de remplacer l'ensemble du dispositif de motorisation au prétexte que l'on fait mieux actuellement ? Dans ce cas une étude s'impose. **Peut-être également que la maintenance, usinage du**

collecteur et nettoyage des espaces entre les lames du collecteur, a laissé à désirer. Dans ce cas, il faut prévoir la fin imminente du 2^e moteur, et le remplacement de l'ensemble de la chaîne de conversion de l'énergie par une solution plus moderne.

PARTIE 3 : REMPLACEMENT DE TOUT OU PARTIE DU DISPOSITIF EXISTANT PAR UNE MACHINE OU PLUSIEURS MACHINES ASYNCHRONES ET UNE COMMANDE APPROPRIÉE.

Vous envisagez de remplacer le dispositif existant par un système de motorisation utilisant un ou plusieurs moteurs asynchrones à cage. Dans une première approche, on néglige les pertes mécaniques de ces moteurs afin de pouvoir confondre le couple sur l'arbre et le couple électromagnétique. L'erreur ainsi commise, qui est très faible compte tenu de la qualité des roulements disponibles, sera quantifiée ultérieurement.

La puissance mécanique nominale du moteur à courant continu défectueux est de 2130 kW et il est clair que le fait de changer de type de moteur ne change pas le cahier des charges côté arbre mécanique, ni la notion de couple thermiquement équivalent. De même le fait d'accepter que le moteur ait surchargé pendant 16s n'est pas non plus à remettre en cause, surtout si on choisit un moteur à cage. Il vient donc que la nouvelle motorisation doit être capable d'assurer les données suivantes au niveau de la poulie.

$$C_{Mn} = 325 \text{ kNm} \quad \Omega_{Rn} = 62,5 \text{ tr / mn} \quad P_{Mn} = 2130 \text{ kW}$$

On donne figure 14 les caractéristiques essentielles des machines asynchrones du constructeur français LEROY-SOMMER. Il s'agit des machines les plus puissantes dans les gammes à 2, 3 ou 4 paires de pôles destinées à être alimentées par un réseau à 50 Hz protégées IP23, isolées classe F et capable de supporter un échauffement de 80°C.

Vitesse à vide	Pôles	Puissance mécanique <i>kW</i>	Couple <i>mN</i>	Vitesse nominale <i>tr / mn</i>	Caractéristiques Nominales		Couple maximal sur couple nominal $\frac{C_{emM}}{C_{em_n}}$	Démarrage direct		Moment d'inertie <i>kg · m²</i>
					η_n %	$\cos \varphi_n$		$\frac{C_{em_d}}{C_{em_n}}$	$\frac{I_d}{I_n}$	
1500 tr/mn	4	900	5764	1491	96,5	0,85	2,2	1,7	7	27
1000 tr/mn	6	600	5788	990	96,0	0,82	2,2	1,4	7,8	35
750 tr/mn	8	450	5807	740	95,5	0,82	2,0	1,25	7,1	47

Figure 14 : Caractéristiques des machines asynchrones triphasées LEROY-SOMMER les plus puissantes 400V/230V 50 Hz à cage et à 2, 3 ou 4 paires de pôles, protégés IP23, isolation classe F (échauffement 80 °C).

3.1. Choix d'un moteur asynchrone.

Sur le marché, on ne trouve pas de moteurs asynchrones standards à plus de quatre paires de pôles. Il va donc être nécessaire d'utiliser un réducteur de vitesse. De plus selon le moteur choisi, il va être nécessaire d'en accoupler plusieurs sur le même arbre pour respecter le cahier des charges proposé.

Remplir le premier tableau figurant en dernière page de ce texte (et joindre cette page à la copie) répondant, selon le moteur choisi, aux questions suivantes :

	4 pôles	6 pôles	8 pôles
Nombre de moteurs en parallèle	3	4	6
Rapport du réducteur mécanique	24	16	12
Couple global nominal disponible sur l'arbre	415 kNm	370 kNm	418 kNm
Sur couple à fournir par rapport aux données du cahier des charges	1,56	1,75	1,55

- Ce facteur de surcharge est-il acceptable ? **Oui, sauf peut-être pour le moteur à 6 pôles.**
- Pourquoi choisir une machine à cage plutôt qu'une machine à rotor bobiné et à bagues ? **l'absence de contacts glissants et la robustesse de construction du rotor autorisent des surcharges en couple.**

3.2. Caractéristiques électriques des moteurs envisagés.

Remplir le second tableau figurant en dernière page de ce texte (et joindre cette page à la copie) répondant, selon le moteur choisi, aux questions suivantes :

Remplir le second tableau figurant en dernière page de ce texte (et joindre cette page à la copie) répondant, selon le moteur choisi, aux questions suivantes :

	4 pôles	6 pôles	8 pôles
Puissance électrique nominale par moteur	932 kW	625 kW	471 kW
Puissance apparente nominale par moteur	1,1 MW	762 kW	574 kW
Courant nominal par moteur	1584 A	1100 A	829 A
Courant crête nominal qu'un interrupteur doit couper	2239 A	1556 A	1173 A

- Que signifie [400 V / 231 V] ? **La tension nominale par enroulement est 231V.**

3.3. Caractéristiques des convertisseurs envisageables.

On envisage d'utiliser, pour alimenter chacun des moteurs (que l'on n'a pas encore choisis), l'une ou l'autre des solutions représentées sur le schéma de la figure 15, qui se passent de commentaire. Dans les deux cas, l'onduleur situé en val du condensateur est piloté par un modulateur de largeur d'impulsions Régulier Symétrique Centré Echantillonné Optimisé par Vecteurs d'Espace. Les données de la figure 16 en rappellent le fonctionnement.

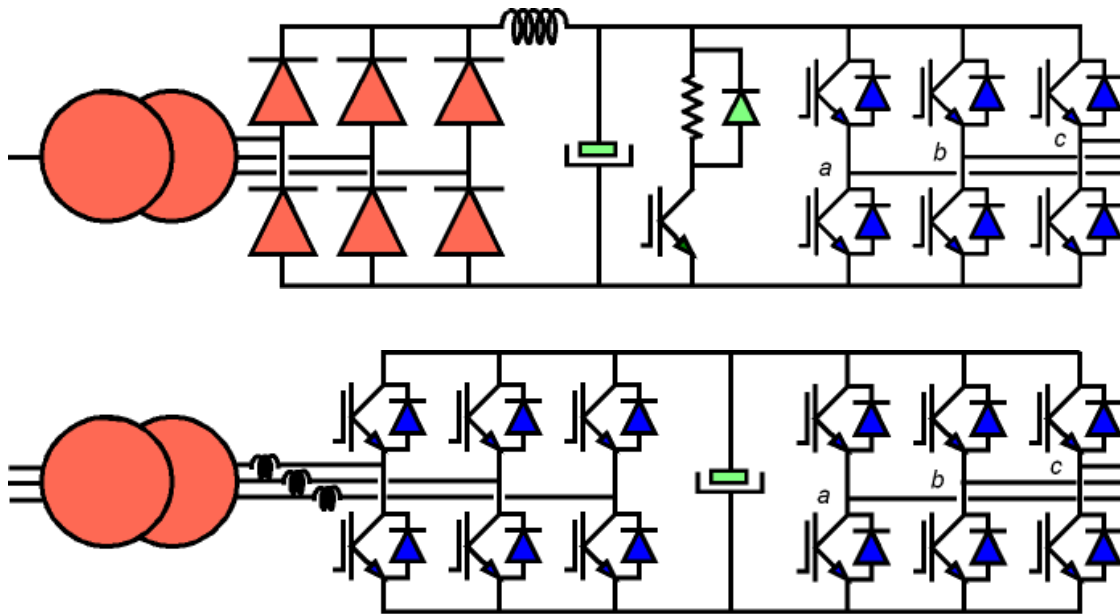


Figure 15 : Les solutions que vous envisagez pour commander les moteurs.

La commande de l'onduleur à deux niveaux de tensions est entièrement caractérisée par la donnée des bits b_0 , b_1 et b_2 de commande adressés aux interrupteurs 1, 3 et 5 des demi-bras de pont supérieurs. Deux interrupteurs situés dans des demi-bras de pont superposés du convertisseur sont commandés de manière complémentaire par un bit de commande égal à 1 quand l'interrupteur caractérisé par un chiffre impair est conducteur, et égal à 0 quand l'interrupteur caractérisé par un chiffre pair est conducteur.

Les bits b_0 , b_1 et b_2 de commandes adressés aux interrupteurs 1, 3 et 5 sont produits au moyen d'un modulateur échantillonné régulier symétrique centré, conformément au schéma de la figure 4.

Trois tensions de référence $v_{a\text{ref}(t)}$, $v_{b\text{ref}(t)}$, et $v_{c\text{ref}(t)}$ sont échantillonnées avec une période T et sont comparées à une porteuse en V. Le schéma de la figure 4 représente la production des bits de commande entre les instants d'échantillonnage $[k \cdot T]$ et $[(k+1) \cdot T]$, lorsque les tensions de références échantillonnées observent la relation d'ordre suivante :

$$v_{c\text{ref}(kT)} \leq v_{b\text{ref}(kT)} \leq v_{a\text{ref}(kT)}$$

Les trois tensions de référence sont associées à un vecteur de commande $\underline{V}_{C\text{ref}(kT)}$

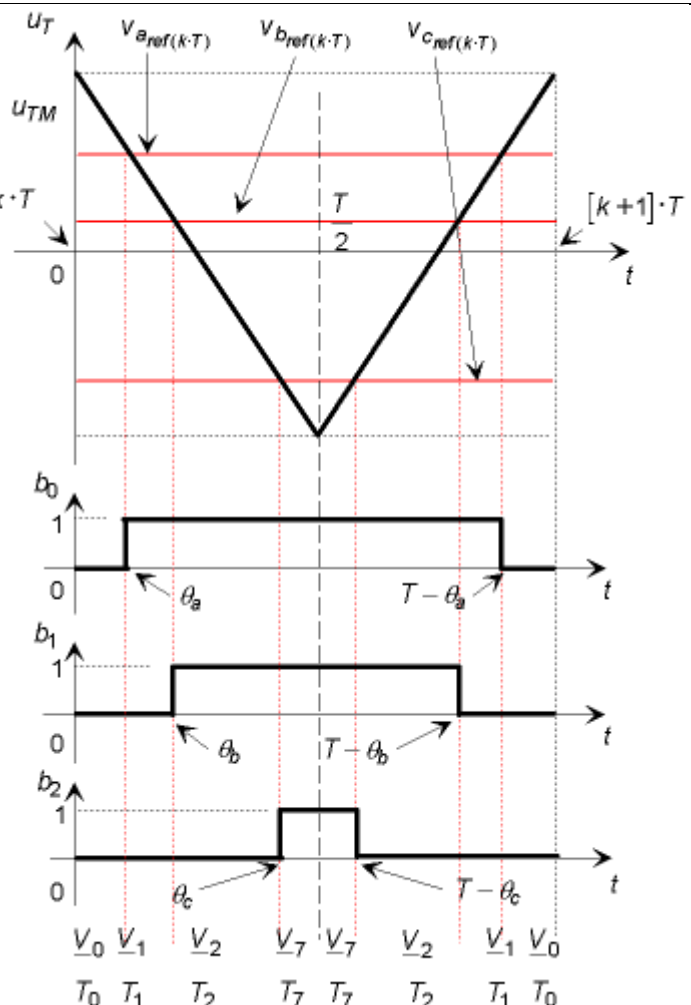


Figure 16 : Production des bits de commande au

dont les coordonnées $v_{\alpha_{ref}(kT)}$ et $v_{\beta_{ref}(kT)}$ sont les transformées de CONCORDIA des tensions de références $v_{a_{ref}(kT)}$, $v_{b_{ref}(kT)}$, et $v_{c_{ref}(kT)}$.

moyen d'un modulateur régulier symétrique centré échantillonné.

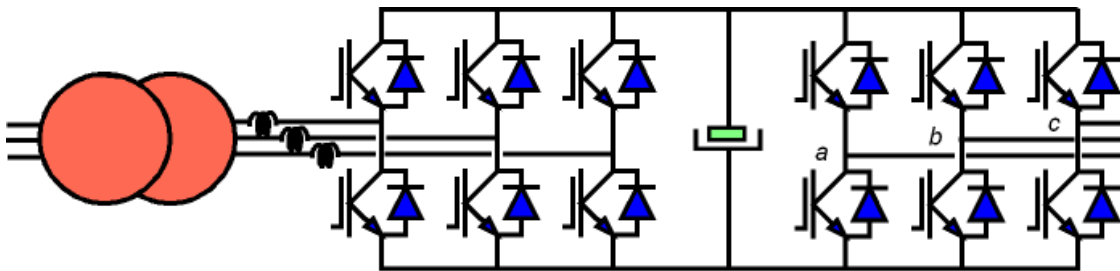
On a établi par ailleurs les résultats suivants, η étant le rapport cyclique associé à une tension de référence (η est sa valeur maximale égale à 0,9), v_{iN} étant la tension entre une phase et le point milieu du bus continu dont la valeur moyenne est U :

$$\eta = \frac{T - 2 \cdot \theta_a}{T} = 1 - \frac{2 \cdot \theta_a}{T} \qquad \langle v_{iO} \rangle = \langle v_{iN} \rangle = \frac{U}{2} \cdot [2\eta - 1]$$

résultats qui permettent de déterminer l'amplitude du bus continu nécessaire à obtenir une tension simple dont l'amplitude est $\langle v_{iN} \rangle_M$.

$$\langle v_{iN} \rangle_M = \frac{U}{2} \cdot [2\eta_M - 1] \qquad U = 2 \cdot \frac{\langle v_{iN} \rangle_M}{2\eta_M - 1}$$

- Choisir, entre les deux solutions proposées figure 15, celle qui vous semble la plus réaliste compte tenu du contexte. Bien entendu le choix doit être justifié.



La chaîne doit être entièrement réversible, compte tenu des phases de fonctionnement en frein dans les phases de décélération.

On cherche à créer, au moyen de l'onduleur aval, un réseau de tensions quasi sinusoïdales dont la valeur nominale de la tension composée est 400 V, ce qui correspond à une tension simple $\sqrt{3}$ fois plus faible.

- Quelle doit être la valeur numérique de l'amplitude du bus continu pour que la valeur efficace du fondamental de la tension simple soit nominale si les enroulements du moteur sont couplés en étoile ?

$$\langle v_{iN} \rangle_M = 231 \cdot \sqrt{2} = 326 \text{ V} \qquad U = 817 \text{ V}$$

- Quelle doit être la valeur numérique de l'amplitude de la tension que doit être capable de supporter l'interrupteur à l'état ouvert si les enroulements du moteur sont couplés en étoile ?

$$U = 817 \text{ V}$$

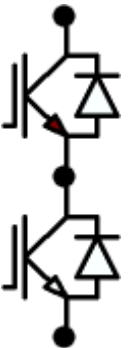
- Donner un ordre de grandeur de la valeur numérique de l'amplitude du courant nominal (en supposant que celui-ci soit sinusoïdal) que doit être capable de supporter l'interrupteur à l'état passant si les enroulements du moteur sont couplés en étoile ? **1173 A**

- Donner les contraintes maximales que les composants de l'onduleur sont amenés à supporter. (Il faut bien entendu tenir compte du fait que le moteur est amené, au cours de la phase d'accélération en montée, à fournir un couple supérieur à 50% de son couple nominal).

$$U = 817 \text{ V}$$

$$I = 1173 \times 2 \text{ A} = 2300 \text{ A}$$

On donne ci-dessous un extrait du guide de choix des IGBT de 5^e génération (dits CSTBT) du constructeur MITSUBISHI ELECTRIC.

Connection	V_{CES}	I_c			
		400 A	600 A	900 A/1000A	1400A
	600V	CM400DY-12NF	CM600DY-12NF		
	1200V	CM400DY-24NF	CM600DU-24NF	CM900DU-24NF	CM1400DU-24NF
	1700V			CM1000DU-34NF	

La lecture de ce tableau montre à l'évidence qu'il va falloir mettre en parallèle au moins deux IGBT par demi-bras de pont.

3.4 Choix d'une solution.

Compte tenu des l'ensemble des considérations précédentes, et notamment compte tenu des possibilités offertes par les IGBT actuellement disponibles sur le marché, il est possible de choisir une solution au problème posé.

- Choisir parmi l'ensemble des trois moteurs pressentis, celui d'entre eux qui semble être le mieux adapté au problème posé. **Le moteur à 8 pôles**
- Combien de moteurs doit-on disposer le parallèle sur l'arbre mécanique. **6**
- Quel est l'IGBT choisi, et combien d'IGBT par demi-bras doit-on mettre en parallèle. (cette méthode est classique) **CM1400DU-24NF, et deux en parallèle par demi-bras.**
- Compte tenu de ce qu'il est nécessaire d'équ répartir les couples fournis à l'arbre par les moteurs asynchrones, quelle mode de pilotage des moteurs choisissez-vous, entre commande vectorielle et commande directe de couple, et pour quelles raisons ? **Commande vectorielle à flux rotorique orienté, parce que le couple est proportionnel au courant d'axe en quadrature.**
- La méthode d'équilibrage des couples par les courants utilisée pour mettre en parallèle mécanique les deux moteurs à courant continu initiaux est-elle reproductible dans le cas présent ? Si oui, donner le schéma synoptique du dispositif que vous préconisez. **Oui, mais cela ne sert à rien puisque le couple est directement piloté par le courant d'axe en quadrature. Il suffit donc que les consignes soient identiques, e t les couples le seront également.**
- A quelle fréquence pensez-vous que les IGBT puissent fonctionner compte tenu de leur puissance ? **2 kHz**

PARTIE 4 : REMPLACEMENT DE LA TOTALITE DU DISPOSITIF EXISTANT PAR UNE MACHINE OU PLUSIEURS MACHINES ASYNCHRONES ET UNE COMMANDE APPROPRIEE.

- *Dans le cas ou vous seriez amené à remplacer l'ensemble du dispositif (les deux moteurs à courant continu), quel dispositif global préconiserez-vous ? (on rappelle qu'il existe des interrupteurs de puissance plus puissants que des IGBT, que l'on appelle GTO pour Gate Turn Off Thyristors)*

Il faut prendre 6 moteurs asynchrones de 900 kW pilotés par un onduleur à GTO ou GCU à une fréquence voisine de 1000 Hz, les moteurs asynchrones étant à commande vectorielle comme précédemment.

