

AUGMENTATION DE LA DURÉE DE VIE DES MOTEURS  
A COURANT CONTINU AVEC ROTORS SANS FER

**THÈSE No 304 (1978)**

PRÉSENTÉE AU DÉPARTEMENT D'ÉLECTRICITÉ  
**ÉCOLE POLYTECHNIQUE FÉDÉRALE DE LAUSANNE**  
POUR L'OBTENTION DU GRADE DE DOCTEUR ÈS SCIENCES TECHNIQUES

par

**MARC HEYRAUD**

Physicien diplômé ETZ

originaire de La Chaux-de-Fonds  
(Neuchâtel)

acceptée sur proposition du jury:  
Prof. J. Chatelain, rapporteur  
Prof. H. Weissmantel, corapporteur  
M.R. Castellanos

Lausanne EPFL  
1978



Je tiens à exprimer ma reconnaissance à tous ceux qui ont permis la réalisation de ce travail.

En particulier je remercie M. le prof. J. Châtelein de ses encouragements et de ses conseils, ainsi que M. le prof. H. Weissmentel et M. R. Castellanos, qui ont bien voulu accepter de faire partie du jury et consacrer leur temps à la correction de ce texte.

Je remercie aussi la Direction de Portescap, qui a compris qu'un travail de thèse n'est pas forcément en contradiction avec les objectifs d'une entreprise, et mes collègues qui m'ont apporté un soutien précieux.



RESUME

On trouve actuellement sur le marché des micromoteurs d'asservissement à courant continu ne contenant pas de fer dans le rotor (bobinages "en cloche" et "à circuit imprimé"), qui n'ont pratiquement aucune perte par hystérèse ou courants de Foucault, et dont l'inertie est très basse. Malgré le prix relativement élevé de ces moteurs, le coût global "moteur+asservissement" est compétitif.

Le point faible de ces moteurs (comme de tous les moteurs à commutation mécanique) se trouve dans le couple collecteur-balais, et il paraît difficile de concevoir un système à commutation électronique qui conserverait tous les avantages de ces moteurs. Idéalement les contacts devraient avoir une durée de vie égale à celle des paliers, avec une résistance de contact négligeable par rapport à la résistance du bobinage. Les collecteurs et balais en métaux précieux permettent de limiter les frottements (à cause des faibles dimensions possibles), la résistance de contact, la sensibilité à l'humidité, etc..., par rapport aux balais "charbon", mais ils présentent une relativement médiocre résistance à l'usure.

Le but de ce travail est d'augmenter la durée de vie des contacts en agissant sur les phénomènes de commutation par une modification du circuit électrique représenté par le moteur SANS AJOUTER D'ELEMENTS EXTERIEURS, c'est-à-dire sans augmenter le prix des moteurs.

Le plan suivi peut être divisé en trois parties:

- Recherche des phénomènes déterminants pour la durée de vie,
- Etude détaillée de ces phénomènes
- Etude de mesures correctives et tests de la validité de ces mesures.

Pour définir la phénoménologie de l'usure nous avons fait des tests systématiques de durée de vie et développé une méthode de mesure rapide et simple, bien adaptée à notre problème. Cela nous a permis de mettre en évidence l'importance particulière de l'électroérosion. On pourrait croire que les moteurs à rotor sans fer ont des inductances suffisamment faibles (environ deux ordres de grandeur inférieures à celles des moteurs classiques) pour être à l'abri des "arcs à la commutation". En réalité, on obtient des pointes de tension assez élevées à cause de la durée de commutation très brève, et l'énergie disponible durant le "pont" à l'ouverture des contacts est suffisante pour créer ce qu'on appelle des "arcs courts", caractérisés par un transport de matière dans le sens anode-cathode proportionnel approximativement à  $L \cdot I^2$  ( $L$ =inductance,  $I$ =courant commuté). Les quantités de matière arrachées sont très faibles: de l'ordre de  $10^{-11}$  cm<sup>3</sup> par commutation pour un contact de relais neuf en argent interrompant un courant de un ampère dans un circuit d'inductance égale à 10 µH.

Si l'on considère qu'un balai de moteur Escap<sup>R</sup> 26PL à 3000 tours par minute doit commuter plus de  $16 \cdot 10^9$  fois pour atteindre 10'000 heures de durée de vie, on voit que le volume total de matière arrachée est du même ordre que le volume des contacts. Une série de tests confirme que l'électroérosion est le phénomène dominant dans le cas des moteurs étudiés, et surtout qu'on peut l'influencer par des modifications peu coûteuses de la construction des moteurs.

Le résultat pratique principal de ce travail est une nouvelle disposition relative des sections de bobine, qui diminue l'énergie de commutation disponible sur les contacts. Cette modification permet non seulement de diminuer l'inductance propre de la section qui commute, mais modifie aussi de façon favorable les inductances mutuelles et les capacités. Cela permet une diminution de l'usure par électroérosion sans trop affecter les performances. Comme il s'agit, dans le cas des moteurs étudiés, d'une simple modification des connexions internes existantes, le coût est pratiquement inchangé et peut même, dans certains cas, être réduit par le nouveau système. De nombreux tests ont été faits pour en vérifier l'efficacité.

Nous introduisons aussi une conception originale, adaptée aux moteurs à rotor sans fer, des bobinages en court-circuit connus dans les moteurs classiques, et mettons en évidence les avantages de bobines relativement longues obtenues par une modification simple du procédé de fabrication.

Nous avons en général utilisé les unités SI, sauf dans certains cas où l'usage d'unités dites techniques est encore très répandu: par exemple pour la vitesse de rotation nous avons soit "n" en tours-par-minute(t/m), soit  $\omega$  en radians-par-secondes (rad/s ou s<sup>-1</sup>).

## 1. MOTEURS A COURANT CONTINU A ROTORS SANS FER

### 1.1. Principe de construction

Le sujet de cette étude est le micromoteur à courant continu, dont la commutation est faite à l'aide de balais et d'un collecteur.

Les mesures et les tests seront faits sur des micromoteurs Escap<sup>®</sup>. L'élément caractéristique de ces moteurs est le rotor sans fer en forme de cloche, qui est bobiné obliquement de façon symétrique et continue (figure 1.1). Les balais et les segments du collecteur sont en alliages de métaux précieux.

Le système magnétique est constitué d'un aimant permanent cylindrique, assemblé par une plaque frontale au boîtier tubulaire qui ferme le circuit magnétique.

Quelle est la validité de ce principe de construction ? On peut, par exemple, se demander si le micromoteur à courant continu, à commutation électronique et aimant tournant, n'est pas la seule solution d'avenir ? En fait, les moteurs à rotors sans fer possèdent des caractéristiques originales qui sont particulièrement adaptées aux systèmes d'asservissement (cf. annexe 1).

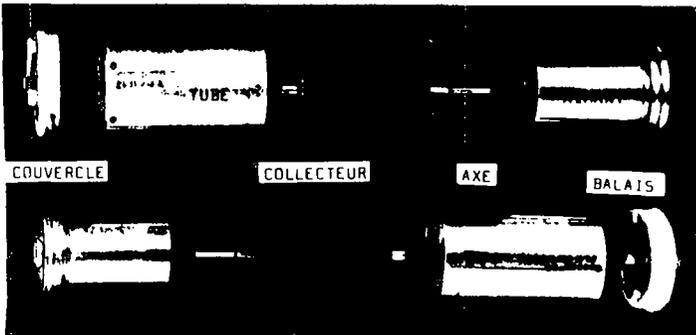


Figure 1.1: Construction des moteurs Escap<sup>®</sup> avec bobine oblique autoportante

### 1.2. Avantages des moteurs à rotors sans fer

- Rotor de faible inertie.
- Inductance faible, donc constante de temps électrique courte ( $\approx 10^{-4}$  s).
- Risques réduits de désaimantation lors d'une pointe de courant.

On obtient donc facilement des accélérations de l'ordre de  $10^5 \text{ rad.s}^{-2}$

- Pas d'effet réductant du rotor, donc pas de positions privilégiées à l'arrêt et marche régulière, même à très basse vitesse.
- Pratiquement pas de courants parasites induits (Foucault) et pas d'effet d'hystérèse, même à très haute vitesse.
- Résistance de contact négligeable et frottements faibles, donc tension de démarrage et courant sans charge faibles (quelques % des conditions courantes d'utilisation).
- Bobinage continu, donc bonne stabilité mécanique.
- Couple et tension induite variant peu en fonction de la position du rotor (quelques %).
- Sens de rotation ne dépendant que de la polarité de la tension appliquée.

Conséquences: Courbes caractéristiques linéaires. Compatibilité avec une électronique de commande bon marché (cf. annexe 2). Haut rendement et rapport puissance/volume élevé, relativement aux autres machines électriques de cette dimension.

### 1.3. Le moteur électrique à courant continu avec commutation électronique.

Les avantages du moteur à commutation électronique sont les suivants:

- Durée de vie ne dépendant pas de contacts frottants, mais seulement de la durée de vie des paliers et des composants électroniques.
- Grande sécurité de démarrage, limitée seulement par la fiabilité de la commande électronique.
- Théoriquement pas de parasites haute fréquence.

Par définition, un moteur à courant continu sans contacts frottants est du type à aimant permanent tournant. Ce dernier a longtemps fixé une limite au rapport couple/inertie maximal de ce type de moteurs, qui en réduisait l'usage dans les asservissements rapides. La commercialisation à des prix raisonnables d'aimants à base de terres rares permet une amélioration notable des performances de ce type de moteur. Les autres parties principales en sont le bobinage du stator, le capteur de position du rotor et l'électronique de commande. Si l'on veut des performances comparables à celles du moteur à rotor sans fer, cette électronique doit être relativement raffinée et donc coûteuse ( le prix de la commande de moteurs sans collecteur aussi rapides et précis que des moteurs Escap<sup>R</sup> 230 par exemple est encore actuellement plusieurs fois supérieur au prix du moteur: cf annexe 1).

#### 1.4. Equation fondamentale du moteur à rotor sans fer

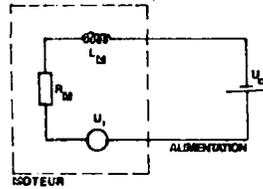
En première approximation, le comportement électrique du moteur peut être décrit à l'aide d'un modèle composé d'une résistance, d'une inductance et d'une source de tension continue en série (cf. fig. 1.2).

Figure 1.2: Circuit de remplacement du moteur, avec:

$R_M$  : Résistance ohmique du moteur ( $\Omega$ )

$L_M$  : Inductance du moteur (H)

$U_i$  : Tension induite (V)



On obtient l'équation :

$$U_0 = L_M \frac{di}{dt} + R_M i + U_i$$

La tension induite  $U_i$  est proportionnelle à la vitesse angulaire  $\omega$  ( $\text{rad s}^{-1}$ ) :

$$U_i = k_E \omega$$

Le couple  $M$  du rotor est proportionnel au courant  $i$

$$M = k_M i$$

Par des considérations énergétiques (réf. 1.1.) ainsi que par le calcul de  $U_i$  et de  $M$  à partir des équations de Maxwell, on peut démontrer que

$$k_M = k_E = k \text{ (Système International d'Unités).}$$

Nous appellerons  $k$  la constante de couple du moteur ( $\text{NmA}^{-1} = \text{Vs}$ ).

On obtient la relation entre le couple et la vitesse angulaire :

$$U_0 = \frac{M}{k} \cdot \frac{dM}{dt} + R_M \frac{M}{k} + k\omega$$

avec  $U_0$  : tension d'alimentation (V)

$M^D$  : couple électromagnétique (N.m)

$R_M$  : résistance du rotor ( $\Omega$ )

$\omega$  : vitesse angulaire ( $\text{rad s}^{-1}$ )

$k$  : constante de couple ( $\text{NmA}^{-1}$ ) = constante de tension induite (Vs).

Le couple électromagnétique  $M$  est le couple total correspondant au courant  $i$ , et peut être divisé en trois termes:

$$M = M_A + M_R + M_f$$

avec:  $M_A$ : couple nécessaire à l'accélération de la charge d'inertie  $\theta_c$ , et du moteur d'inertie  $\theta_M$

$$M_A = (\theta_c + \theta_M) \frac{d\omega}{dt}$$

$M_R$ : couple résistant (friction de la charge)

$M_f$ : couple de frottement interne du moteur

Le couple de frottement n'est pas constant (cf. fig. 1.3), et dépend de la vitesse de rotation. On fait en général l'approximation:

$$M_f = m_f + D\omega$$

avec:  $m_f$ : couple de frottement indépendant de la vitesse angulaire.

$D\omega$ : couple de frottement proportionnel à la vitesse angulaire.

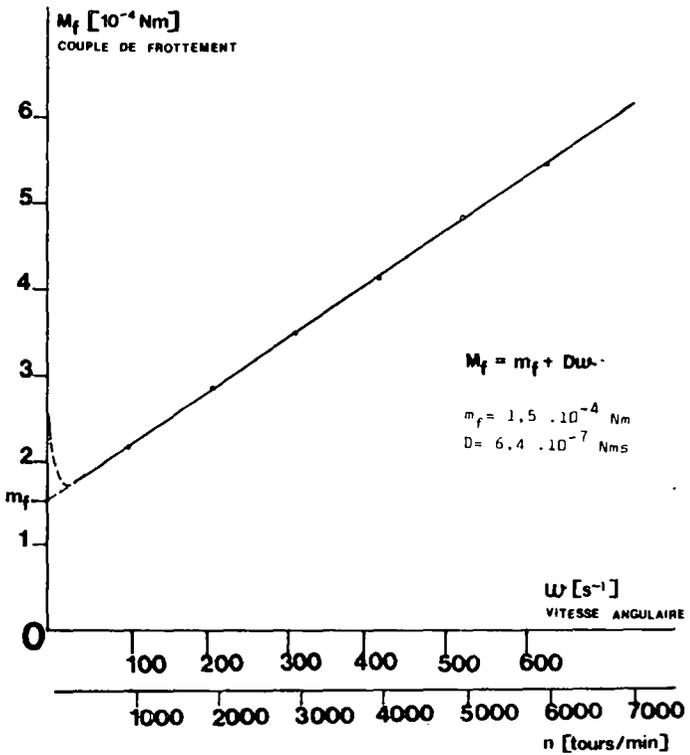
$D$ : coefficient du frottement visqueux.

On obtient donc finalement:

$$U_0 = \frac{L}{k} \frac{dM}{dt} + R_M \frac{M}{k} + k_M \omega$$

$$M = (\theta_M + \theta_c) \frac{d\omega}{dt} + M_R + m_f + D\omega.$$

Figure 1.3: Mesures sur un moteur 26 PL 213 avec axe  $\varnothing 3$  mm et deux paliers en bronze fritté autolubrifiant du couple de frottement sans charge en fonction de la vitesse de rotation.



### 1.5. Puissance dissipée

Dans le cas d'un moteur de conception classique, on peut définir un point de travail optimal dépendant des caractéristiques des moteurs. En effet, on choisira le point d'intersection de la courbe de puissance dissipée sous forme de pertes compatible avec l'échauffement admissible, avec la courbe de puissance fournie constante la plus grande possible (cf. fig. 1.4). Cette valeur est un critère pour la choix d'un moteur classique.

Dans le cas d'un petit moteur courant continu à rotor sans fer, les pertes (Foucault et hystèreses) et les frottements visqueux sont faibles, et la ligne de puissance dissipée maximale correspond dans certaines limites à un couple constant indépendant de la vitesse de rotation. Les mesures de la fig. 1.3 montrent que la puissance dissipée en frottements pour un moteur 26PL213 avec un axe de 3 mm est d'environ 0,2 W à 4500 tours/minute, et la puissance dissipée par effet Joules inférieure à 0,01 W.

On peut donc théoriquement augmenter la puissance fournie en augmentant la vitesse pour ce couple constant, ce qui naturellement diminue la durée de vie (fig. 1.5.b). Comme il s'agit de définir des critères qui caractérisent réellement les performances des moteurs, il faut prendre comme base de calcul la puissance dissipée et la durée de vie, et non la puissance fournie qui dépend d'une tension fixée arbitrairement. Le calcul de la puissance dissipée permet non seulement de vérifier que les limites thermiques du moteur ne sont pas dépassées (ou éventuellement de calculer les radiateurs nécessaires), mais aussi de dimensionner judicieusement le système de commande électronique. De plus, en première approximation, la puissance dissipée est en relation avec la durée de vie de l'ensemble collecteur - balais, qui fixe souvent les limites de la vie du moteur. Naturellement d'autres paramètres sont importants pour la durée de vie : matériaux et conception des contacts, inductance des bobines, vitesse linéaire des balais, qualité d'usinage et de montage, etc...

En régime continu, les critères déterminant la limite thermique sont : la température maximale supportée par le rotor  $T_{max}$ , la température ambiante  $T_0$ , et les résistances thermiques rotor - tube  $R_{th1}$  et tube - air ambiant  $R_{th2}$ . La puissance dissipée maximale est donnée par :

$$P_{diss\ max} = \frac{T_{max} - T_0}{R_{th1} + R_{th2}}$$

On peut facilement diminuer  $R_{th2}$  à l'aide d'un radiateur : par exemple en vissant sur la face du moteur (Scap 23 D) une plaque d'aluminium de 10 cm x 10 cm x 1 mm, on divise par 3 la valeur de  $R_{th2}$ .

Figure 1.4:

Puissance dissipée maximale pour un moteur de conception classique.

P est le point de travail défini par la limite thermique du moteur et la puissance fournie maxi. (réf. 1.2)

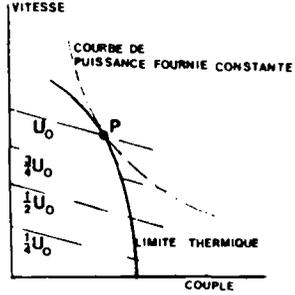


Figure 1.5.a: Puissance dissipée en frottements dans le cas d'un moteur 26 40 210 avec une  $\phi$  3 mm et deux paliers en bronze fritté autolubrifiants, sans charge, en fonction de la vitesse de rotation.

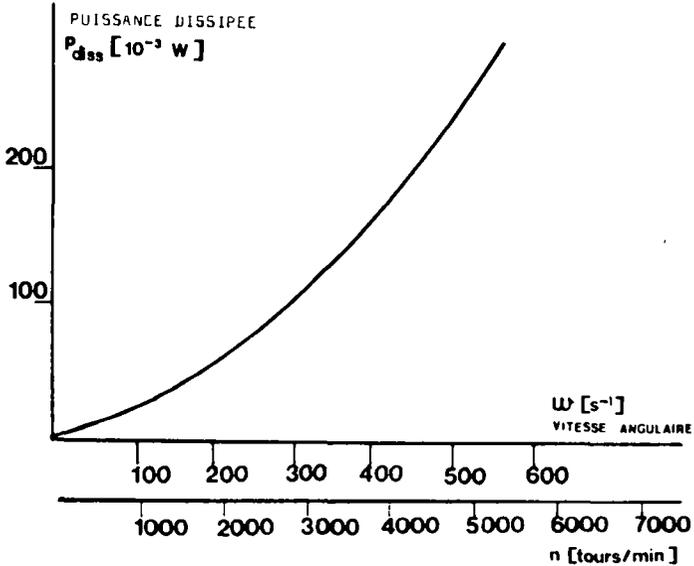
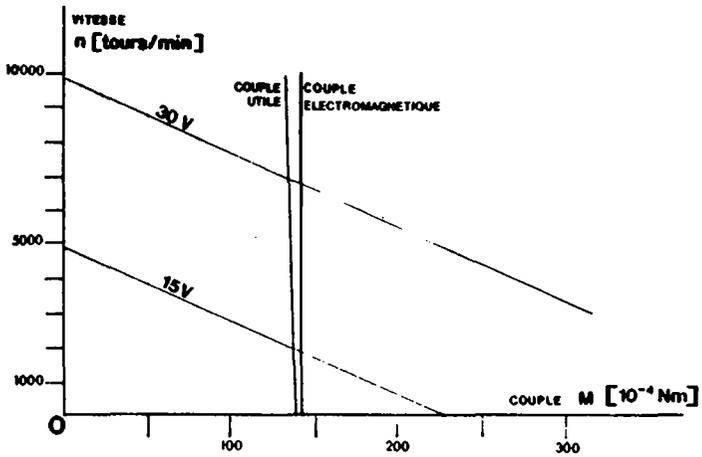


Figure 1.5.b: Couple fourni avec une puissance dissipée constante en fonction de la vitesse de rotation pour le moteur 26 PL 213 des figures 1.3 et 1.5.a.



Puissance dissipée fixée à 4,5 W (avec  $80^{\circ}$  C sur la bobine) :

Sous 30 Volts : Couple  $M = 0,0135$  Nm  
 Vitesse  $n = 6750$  tours/minute  
 Puissance  $P = 9,54$  W.

Sous 15 Volts : Couple  $M = 0,0138$  Nm  
 Vitesse  $n = 1850$  tours/minute  
 Puissance  $P = 2,67$  W.

Ces idéal sans frottements : couple produit  $M = 0,0141$  Nm.

Considérons l'application suivante :

Le moteur doit accélérer une charge d'inertie  $\theta_c$ , lui faire parcourir l'angle  $\alpha_0$  et stopper dans le temps  $t_0$ , avec un couple résistant  $M_R$ .

On peut montrer que le profil optimal de vitesse est une parabole (réf. 1.2).

En pratique, on utilise le profil en trapèze illustré par la figure 1.6, qui est raisonnablement proche de l'optimum et facile à réaliser, l'accélération constante étant obtenue avec un courant constant. Le profil de courant idéalisé équivalent est donné par la figure 1.7.

Figure 1.6:

Profil de vitesse choisi pour le calcul de la puissance dissipée.

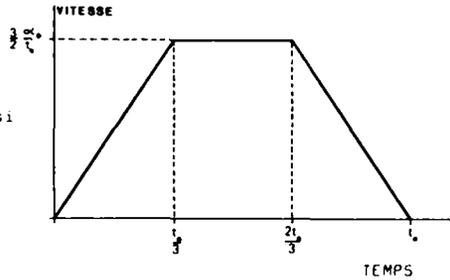
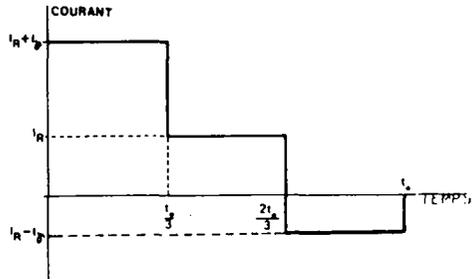


Figure 1.7:

Profil de courant correspondant au cas de la fig.1.6. (avec  $M_f=0$  et  $L=0$ )

$$I_R = \frac{M_R}{k}$$

$$I_Y = \frac{g}{2} \frac{\alpha_0 \theta_{ct}}{k t_0^2}$$



Le profil en trapèze revient à parcourir l'angle  $\frac{\alpha_0}{4}$  pendant la phase d'accélération qui dure  $\frac{1}{3}t_0$ , puis l'angle  $\frac{\alpha_0}{2}$  pendant la phase à vitesse constante ( $\frac{1}{3}t_0$ ), et enfin à nouveau  $\frac{\alpha_0}{4}$  pendant la décélération de durée identique à l'accélération. La vitesse maximale est donnée par :

$$\omega_0 = \frac{\frac{1}{2} \alpha_0}{\frac{1}{3} t_0} = \frac{3}{2} \frac{\alpha_0}{t_0} \text{ (rad s}^{-1}\text{)}$$

L'accélération est :

$$\gamma_0 = \frac{\omega_0}{\frac{1}{3}t_0} = \frac{9}{2} \frac{\alpha_0}{t_0^2} \text{ (rad s}^{-2}\text{)}$$

Le courant nécessaire entre  $t = 0$  et  $t = \frac{1}{3}t_0$  (phase d'accélération) se calcule de la façon suivante :

a) Pour vaincre le couple résistant  $M_R$  un courant  $I_R = \frac{M_R}{k}$  est nécessaire (avec  $k$  constante de couple du moteur)

b) Couple nécessaire pour l'accélération  $\gamma_0$  :

$$M_p = \gamma_0 \cdot \theta_{tot}$$

avec  $\theta_{tot}$  : inertie totale (moteur + charge en  $\text{kgm}^2$ )

$$\text{donc : } M_p = \frac{9}{2} \frac{\alpha_0}{t_0^2} \theta_{tot}$$

Courant nécessaire pour l'accélération :

$$I_p = \frac{M_p}{k} = \frac{9}{2} \frac{\alpha_0 \theta_{tot}}{k t_0^2}$$

c) Pour vaincre le couple de frottement  $M_f$  du moteur, un courant

$$I_f = \frac{M_f}{k} = \frac{m_f + D\omega}{k}$$

est nécessaire.

Dans le cas idéal de la figure 1.7, nous avons négligé le couple de frottement, ce qui est raisonnable dans la circonstance d'un moteur à rotor sans fer. Nous négligeons aussi dans ce calcul la constante de temps électrique du moteur ( constantes de temps du moteur 26PL213 : mécanique 17 ms, électrique 0,03 ms ).

Avec les hypothèses  $M_f = 0$  et  $L = 0$ , la puissance dissipée moyenne durant un pas est :

$$P_{\text{diss}} = \frac{R_M}{k^2} M_R^2 + \frac{\theta_1}{6} \frac{\alpha_0^2 \theta_{\text{tot}}^2 R_M}{t_0^4 k^2}$$

$$P_{\text{diss}} = \frac{R_M}{k^2} \left( M_R^2 + \frac{\theta_1}{6} \frac{\alpha_0^2 \theta_{\text{tot}}^2}{t_0^4} \right)$$

avec :

$R_M$  : résistance ohmique du moteur ( $\Omega$ )

$k$  : constante de couple du moteur ( $\text{NmA}^{-1}$ )

$M_R$  : couple de charge ( $\text{Nm}$ )

$\alpha_0$  : angle à parcourir ( $\text{rad}$ )

$\theta_{\text{tot}}$  : inertie totale du système ( $\text{kg m}^2$ )

$t_0$  : durée du pas (s).

(Unités SI)

On voit que 2 facteurs sont déterminants dans le calcul de la puissance dissipée :

a) Le terme  $R_M/k^2$ , que nous appellerons "régulation" selon l'usage américain (ref.1.2). Ce terme très fondamental ne dépend que du moteur et pas de l'application choisie (certains auteurs appelle "constante du moteur" le terme  $k.R^{-2}$  (ref.1.6).

b) l'inertie totale du système, qui est la somme de l'inertie du moteur et de l'inertie de la charge, et qui intervient au carré dans le calcul de la puissance dissipée lors d'accélération ou de décélération.

Les paramètres  $\alpha_0$  (angle à parcourir) et  $t_0$  (durée du déplacement) ne dépendent pas du moteur. Pour un système d'asservissement le critère de choix est donc le terme :

$$Q = \frac{R_M}{k^2} \theta_{\text{tot}}^2 \text{ (Ws}^4\text{)} \quad \text{avec} \quad \frac{R_M}{k^2} = \text{régulation (w}^{-1} \text{s}^{-2}\text{)}$$

$\theta_{\text{tot}}$  = inertie totale du système ( $\text{kg m}^2$ )

La figure 1.8 représente le paramètre  $Q$  en fonction de l'inertie de la charge  $\theta_c$  pour le moteur Escap 26 PL 11-21b, dont les caractéristiques sont les suivantes :

$$R_M = 9,4 \Omega$$

$$k = 0,0219 \text{ NmA}^{-1}$$

$$\theta_M = 8,5 \cdot 10^{-7} \text{ kg m}^2.$$

A titre de comparaison, nous avons calculé  $\exists$  moteurs de construction classique en négligeant d'une part la résistance de contact (qui n'est pas négligeable cependant pour des balais charbon) et d'autre part les pertes dues au fer du rotor (qui sont cependant importantes, selon la vitesse et le courant, dans les moteurs de conception classique).

La figure 1.9 représente les valeurs du paramètre  $Q$ , relativement au moteur 26 PL 216, pour les moteurs suivants :

$$\text{Moteur A : } R_M = 8,95 \Omega$$

$$k = 0,01956 \text{ NmA}^{-1}$$

$$\theta_M = 12,0 \cdot 10^{-7} \text{ kg m}^2$$

$$\text{Moteur B : } R_M = 12 \Omega$$

$$k = 0,01857 \text{ NmA}^{-1}$$

$$\theta_M = 8,5 \cdot 10^{-7} \text{ kg m}^2$$

$$\text{Moteur C : } R_M = 13,16 \Omega$$

$$k = 0,025 \text{ NmA}^{-1}$$

$$\theta_M = 12 \cdot 10^{-7} \text{ kg m}^2.$$

Dans le 2ème cas, le rapport  $Q$  (moteur B)/ $Q$  (Escap 26 PL 11-216) est constant puisque les inerties sont égales.

On voit sur les graphiques que même pour des charges d'inerties considérablement plus grandes que l'inertie des moteurs, la différence reste importante :

Pour une inertie de la charge  $\theta_c$  six fois plus importante que l'inertie du moteur 26 PL, la valeur  $Q$  ( $\theta_c$ ) de ce dernier reste encore de 30 % inférieure à celle du moteur A idéalisé. Cela signifie une diminution de 30 % de la puissance dissipée moyenne durant un pas, c'est-à-dire :

- une diminution de 30 % de la température de l'induit, ou
- une augmentation de 30 % du cycle de travail admissible, ou
- une augmentation de la durée de vie (comme nous allons le démontrer par la suite).

Pour une inertie de la charge d'environ  $5 \cdot 10^{-7} \text{ kg m}^2$ , la différence n'est plus de 30 %, mais supérieure à 180 %.

On comprend mieux comment un moteur à rotor sans fer de haute qualité peut remplacer avantageusement un moteur classique ayant une puissance nominale bien supérieure.

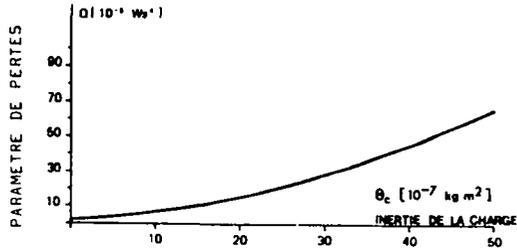


Figure 1.8: Paramètre  $Q$  en fonction de l'inertie de la charge pour le moteur Escap 26 PL 11-216

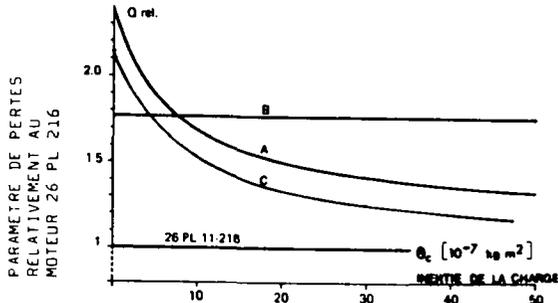


Figure 1.9: Valeurs relatives du paramètre  $Q$  en fonction de l'inertie de la charge (par rapport au moteur Escap 26 PL 11-216), pour des moteurs de construction classique, en négligeant les pertes dues aux balais charbon et au fer du rotor.

L'importance du facteur  $Q$  étant reconnue pour le choix optimum d'un micromoteur d'asservissement, tant du point de vue thermique que du point de vue de la durée de vie, la voie à suivre pour le développement de nouveaux types de moteurs est toute indiquée ; il faut minimiser  $Q$  et maintenir aussi bas que possible les termes que nous avons négligés : le couple de frottement, la résistance de contact, l'inductance.

### 1.7. Défauts des moteurs à rotors sans fer

Nous avons vu les qualités des moteurs à rotors sans fer. Quels en sont les défauts ?

Le point faible de ce type de moteur, comme de tous les moteurs à commutation mécanique, est le système balais-collecteur, qui peut présenter les défauts suivants :

- durée de vie relativement faible ;
- défauts de démarrage ;
- parasites radio-électriques ("bruit électrique") ;
- bruit mécanique.

Les contacts en métaux précieux permettent de limiter la résistance de contact, assurent un bon démarrage et permettent de maintenir les bruits électrique et mécanique dans des limites raisonnables. Malheureusement, les alliages présentant les avantages ci-dessus sont peu favorables du point de vue de la durée de vie. D'autre part, le prix élevé de certains alliages en limite l'utilisation à des applications spéciales.

### 1.8. Objectifs

Les buts à atteindre pour assurer l'avenir de ces moteurs sont les suivants :

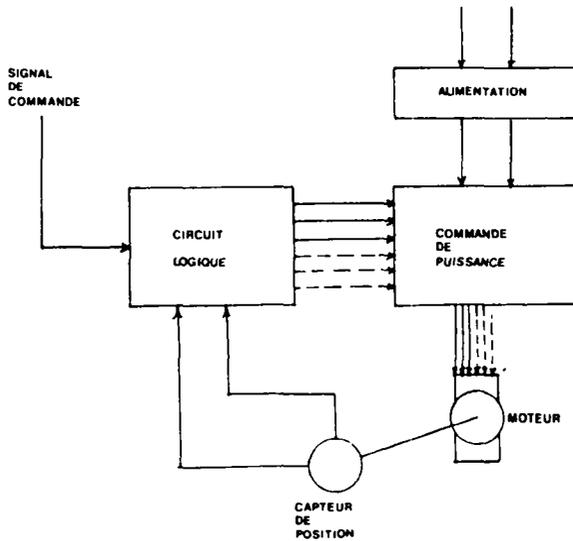
- A - Durée de vie des contacts frottants comparable à la durée de vie des paliers en bronze fritté autolubrifiants (ordre de grandeur  $10^4$  heures sous conditions dites normales). [En fait, la durée de vie à atteindre ne peut pas être définie de façon simple. En effet, contrairement aux moteurs classiques, les moteurs avec rotor sans fer n'ont pas de point de travail défini par des considérations de puissance fournie optimale, et en pratique, ce sont plutôt des considérations de durée de vie qui fixent les conditions d'utilisation. Une augmentation de la résistance à l'usure signifie donc, pour ces moteurs, la possibilité d'augmenter les performances pour une durée de vie donnée. Cela peut conduire, pour une application donnée avec une durée de vie donnée, à l'utilisation d'un moteur dimensionné moins généreusement, c'est-à-dire moins cher.]
- B - Grande sécurité de démarrage : plus de  $10^7$  démarrages garantis à faible tension en atmosphère industrielle.
- C - Bruits électrique et mécanique faibles.

Afin de ne pas détruire les avantages propres au moteur à rotor sans fer, il faut que ces buts soient atteints par des moyens économiques, ne transformant pas les caractéristiques, tout en conservant un bon rendement.

Annexe 1: Éléments du moteur à commutation électronique.

Les éléments d'un moteur à courant continu avec commutation électronique sont le circuit logique, les éléments électroniques de puissance, le moteur proprement dit avec un aimant tournant et un stator bobiné, et enfin le capteur de position.

Figure 1.10: Éléments principaux d'un moteur à courant continu à commutation électronique.



Le bobinage du stator peut, en théorie, n'être composé que de deux bobines décalées de  $90^\circ$ . Pour éviter les variations de couple en fonction de la position de l'axe, les courants doivent être de la forme

$$i_1 = I_0 \cdot \sin \alpha \quad \text{et} \quad i_2 = I_0 \cdot \cos \alpha$$

On choisit d'autre part une construction telle que

$$M_1 = k i_1 \cdot \sin \alpha \quad \text{et} \quad M_2 = k i_2 \cdot \cos \alpha$$

On obtient pour le couple total

$$M = M_1 + M_2 = k I_0 (\sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha) = k I_0 \text{ indépendant de } \alpha$$

avec  $k$  : constante de couple.

Les difficultés de génération de signaux  $\sin - \cos$  ainsi que les compromis nécessaires dans la construction ont conduit les constructeurs à préférer une variation trapézoïdale du couple et des impulsions carrées pour le courant.

Les capteurs de position les plus utilisés actuellement sont :

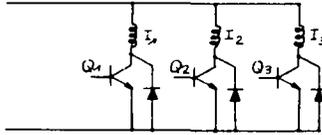
- les sondes de Hall qui mesurent les variations d'induction magnétique dues au rotor. Dans les systèmes très raffinés, on préfère séparer les sondes de Hall du corps principal du stator, à cause de l'échauffement de ce dernier qui modifie le signal des sondes.
- les systèmes optiques.
- les systèmes à haute fréquence, par exemple à capacité variable, qui nécessitent un oscillateur relativement stable.

La commande électronique la plus séduisante, à cause de sa simplicité, est le système triphasé unipolaire (cf. fig. 1.11). On n'utilise cependant qu'un tiers du bobinage, et la tension induite (par la rotation de l'aimant) dans les sections de bobine non actives crée des courants parasites dans les diodes (nécessaires pour absorber la tension induite de commutation).

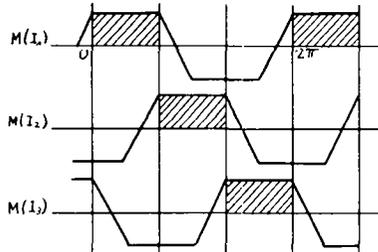
D'autres systèmes ont été utilisés : biphasé bipolaire, quadriphasé unipolaire, etc... D'excellentes performances sont obtenues à l'aide d'une électronique de commande triphasée bipolaire (cf. fig. 1.12). Pour abaisser la constante de temps électrique et obtenir plus facilement une forme trapézoïdale idéale, on peut utiliser une commande bipolaire à six phases.

L'évolution des performances et des prix des composants électroniques permettra un développement intéressant des moteurs à commutation électronique.

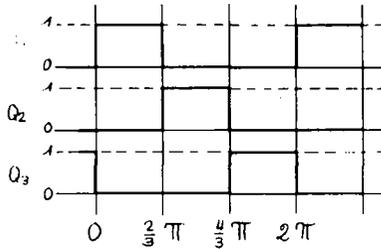
a)  
Schéma



b)  
Couple



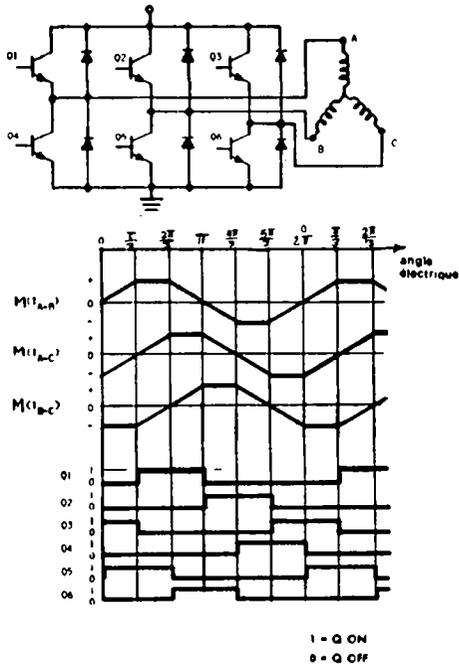
c)  
Courant



**Figure 1.11:** Système de commande triphasé unipolaire pour moteur à courant continu avec commutation électronique (réf. 1-4)

- a) connection en étoile des 3 phases, avec les 3 transistors  $Q_1$ ,  $Q_2$ ,  $Q_3$  et les diodes d'absorption de la tension induite de commutation.
- b) le trait plein donne la relation trapézoïdale du couple  $M$  avec l'angle électrique pour un courant donné  $I$ , les zones hachurées représente le couple électromagnétique du moteur (combinaison de  $M(I)$  avec les impulsions de commande des transistors).
- c) impulsions de commandes carrées.

Figure 1.12: (Selon réf. 1-4) : Circuit de commande triphasé bipolaire.



Annexe 2: Régulation électronique simple

A vitesse constante ( $\frac{d\omega}{dt}=0$ ) et si l'on néglige la constante de temps électrique ( $L_M \approx 0$ ), l'équation du moteur est :

$$U = iR_M + k\omega$$

$$\text{avec } i = \frac{M}{k} = \frac{1}{k} (M_R + m_f + D\omega)$$

Si  $D\omega \ll M_R + m_f$ , la tension  $U$  est la somme d'un terme  $\frac{1}{k} (M_R + m_f)R_M$  indépendant de la vitesse angulaire et d'un terme  $k\omega$  indépendant du couple. Le signal de commande peut donc être la somme d'une tension de référence  $U_{ref}$  correspondant à  $k\omega$  et d'une tension proportionnelle au couple  $M_R + m_f$ , c'est-à-dire proportionnelle au courant  $i$ .

Cette tension proportionnelle à  $i$  est obtenue en ajoutant une résistance en série  $R_0$ . Quel doit être le facteur d'amplification  $A$  de la tension prise aux bornes de  $R_0$  ?

$$U_{ref} + AiR_0 = i(R_M + R_0) + k\omega$$

$$A = \frac{R_M}{R_0} + 1.$$

La figure 1.13 donne la tension d'alimentation du moteur en fonction du couple fourni pour une vitesse constante, et la figure 1.14 un exemple de circuit de commande (réf.1.5).

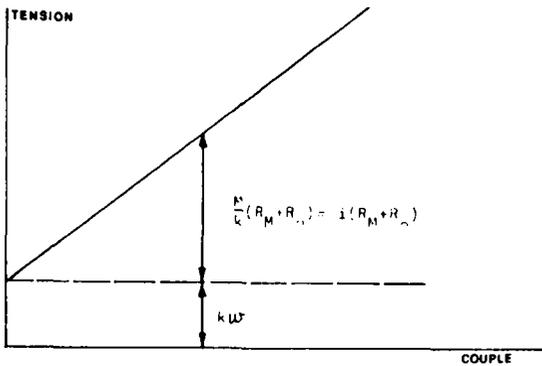


Figure 1.13: Tension d'alimentation en fonction du couple  $M$  pour une vitesse angulaire  $\omega$  constante ( sans tenir compte de l'échauffement du moteur).

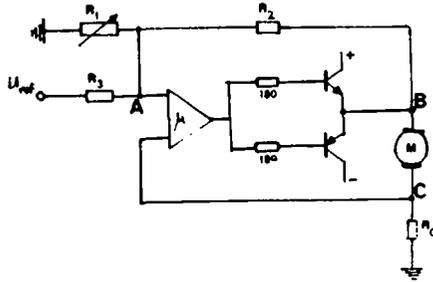


Figure 1.14:

Schéma du système de régulation de vitesse par une résistance en série (réf. 1.5)

La somme des courants au point A est nulle (Kirchhoff).  
En négligeant le courant d'entrée dans l'amplificateur opérationnel on obtient:

$$\frac{U_{ref} - U_A}{R_3} + \frac{U_B - U_A}{R_2} - \frac{U_A}{R_1} \approx 0$$

$$U_A \left( \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} + \frac{1}{R_3} \right) = \frac{U_{ref}}{R_3} + \frac{U_B}{R_2}$$

avec  $U_A$ : Tension au point A

$$U_B: \text{Tension au point B} \quad U_B = i_M (R_M + R_0) + k\omega$$

L'équation de l'amplificateur est:

$$U_B = \mu (U_C - U_A)$$

avec  $U_C$ : Tension au point C  $U_C = i_M R_0$

Comme l'amplification de l'amplificateur opérationnel est très grande ( $\mu > 10000$ ) on peut écrire:

$$U_C - U_A = \frac{U_B}{\mu} \approx 0$$

donc  $U_C \approx U_A$

$$U_C \approx \frac{\frac{U_{ref}}{R_3} + \frac{U_B}{R_2}}{\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} + \frac{1}{R_3}} = U_{ref} \frac{R_t}{R_3} + U_B \frac{R_t}{R_2}$$

$$\text{avec } \frac{1}{R_t} = \frac{1}{R_1 + R_2 + R_3}$$

$$U_C = i_M R_0 = U_{ref} \frac{R_t}{R_3} + U_B \frac{R_t}{R_2} = U_{ref} \frac{R_t}{R_3} + \frac{R_t}{R_2} (i_M (R_M + R_0) + k\omega)$$

$$i_M \left( \frac{R_t}{R_2} R_M + \frac{R_t}{R_2} R_D - R_D \right) + U_{ref} \frac{R_t}{R_3} + \frac{R_t}{R_2} k \omega = 0$$

avec (...) = 0 on obtient pour  $\omega$ :

$$\omega = - \frac{U_{ref}}{k} \frac{R_2}{R_3} \quad \text{c'est-à-dire} \quad \omega \neq f(i_M)$$

$$(\dots) = 0 \text{ signifie } \frac{R_2}{R_t} = \frac{R_M + R_D}{R_D} = \frac{R_M}{R_D} + 1$$

On peut donc théoriquement remplir cette condition en choisissant correctement les résistances  $R_1, R_2, R_3$ .

En pratique cela n'est pas possible à cause des variations thermiques des résistances, et il faut choisir  $R_1$  un peu trop grande, afin d'éviter les oscillations.

Pour que  $\frac{R_M}{R_D}$  reste constant, il faudrait que les 2 résistances aient exactement le même échauffement en fonction du courant. Ceci est relativement facile à obtenir en régime continu, en bobinant  $R_1$  sur le châssis du moteur. Il est plus difficile d'avoir la même constante de temps thermique pour  $R_M$  et  $R_D$ . On peut démontrer que l'excès sur  $R_1$  par rapport à la valeur idéale joue un rôle prépondérant dans la précision (en pratique quelques %), la rapidité et la stabilité de l'asservissement (réf.1.5).

On constate qu'il est facile et économique de faire une régulation de vitesse pour un moteur à courant continu s'il remplit les conditions suivantes :

- caractéristique courant couple linéaire.
- pas de positions privilégiées du rotor (effets réductant ou mécanique).
- couple de frottement négligeable ou indépendant de la vitesse.
- résistance de contact constante dans le temps, indépendante de la vitesse de rotation, et variable comme la résistance du cuivre avec la température du rotor. Cela signifie en pratique que la résistance de contact doit être négligeable par rapport à  $R_M$  et  $R_D$ .

Les éléments les plus coûteux de la régulation de la figure 1.14 sont les 2 transistors, dont le prix augmente fortement avec la puissance maxi; un moteur ayant un facteur Q bas et un rendement élevé permet donc des économies sur l'électronique de commande.

Il existe un grand nombre d'asservissement plus précis et plus raffinés, en vitesse et en position (cf. réf.1.7). Dans tous les cas il est favorable de disposer de moteurs ayant des caractéristiques linéaires, un facteur Q favorable, un rendement élevé, un rapport couple/inertie grand.

Annexe 3: Catalogue des moteurs utilisés

### Définitions des caractéristiques

Les colonnes 3 à 7 donnent des valeurs dépendantes de la tension appliquée; les colonnes 10 à 17 donnent les constantes du moteur.

#### Col. 3

Tension de mesure: tension sous laquelle les caractéristiques des colonnes 4 à 7 ont été relevées (à 22° C). Elle est en même temps la tension maximale recommandée. La durée de vie dépend d'un grand nombre de paramètres et en particulier de la vitesse et du couple; elle est limitée par l'usure mécanique d'une part, et l'électro-érosion de l'ensemble commutateur-balais d'autre part. La durée de vie peut être chiffrée en fonction de l'application par nos services techniques. Le sens de rotation et la position du moteur peuvent être choisis librement.

#### Col. 4

Vitesse à vide: selon le Système international d'unités (S.I.), les déplacements angulaires devraient être exprimés en radians plutôt qu'en nombre de tours ou en degrés. Un tour (360°) = 6,28 radians.  
3000 t/min  $\approx$  300 rad/s.

#### Col. 5

Couple de démarrage: couple développé par le moteur au démarrage, c'est-à-dire à l'instant où est appliquée la tension d'alimentation. Quand la température de l'induit augmente, sa résistance s'accroît au taux de 0,4% par °C et le couple de démarrage décroît en proportion. Le couple est exprimé en Newton-mètres (Nm). 1 gcm = 10<sup>-4</sup> Nm.

#### Col. 6

Puissance mécanique: puissance mécanique maximale fournie sous la tension de mesure. En pratique, la puissance maximale dépend d'une part des conditions thermiques et d'autre part de la durée de vie souhaitée.

#### Col. 7

Courant moyen à vide: mesuré à 22° C. Les tolérances sont relativement élevées (env. -30% +50%) et dépendent beaucoup de la température. A -30° C, le courant à vide peut atteindre un multiple des valeurs indiquées.

#### Col. 11

Moment d'inertie du rotor, selon le S.I., il est exprimé en kgm<sup>2</sup>  
10<sup>-7</sup> kgm<sup>2</sup> = 1 gcm<sup>2</sup>  $\approx$  10<sup>-3</sup> gcm s<sup>2</sup>.

#### Col. 12

Constante de couple ou constante du moteur: indique le couple fourni pour un courant de 1 ampère et également la tension induite pour une vitesse angulaire de 1 radian par seconde (1 rad/s). La constante du moteur décroît d'environ 0,02% pour une élévation de température de 1° C.

#### Col. 13

Constante de temps mécanique: temps nécessaire au rotor pour atteindre 63% de la vitesse à vide ou de la vitesse finale sous le régime considéré, mais pour autant que la charge consiste uniquement en friction (et non en inertie).

#### Col. 14

Constante de temps thermique du rotor: temps nécessaire à l'induit pour atteindre 63% de l'accroissement de la température correspondant à une puissance dissipée constante.

#### Col. 15

Résistance thermique rotor-tube: indique l'augmentation de la température du rotor par rapport au tube par watt dissipé ( $I^2R = 1W$ ). Elle est mesurée avec le rotor bloqué et une différence faible entre les températures du rotor et du stator (cas le moins favorable). La température limite tolérée par le rotor est de 100° C pour les versions standard.

#### Col. 16

Résistance thermique tube-air ambiant: élévation de température du tube par rapport à l'air ambiant en °C par watt dissipé. Il s'agit de valeurs indicatives pour des moteurs sans refroidissement (c'est-à-dire pour le cas le moins favorable), et qui peuvent être notablement abaissés par l'utilisation de radiateurs ou de ventilateurs.

#### Col. 17

Tension de démarrage garantie: la valeur moyenne de la tension à laquelle les moteurs commencent à tourner est généralement inférieure à la moitié de la valeur garantie.

#### Tolérances:

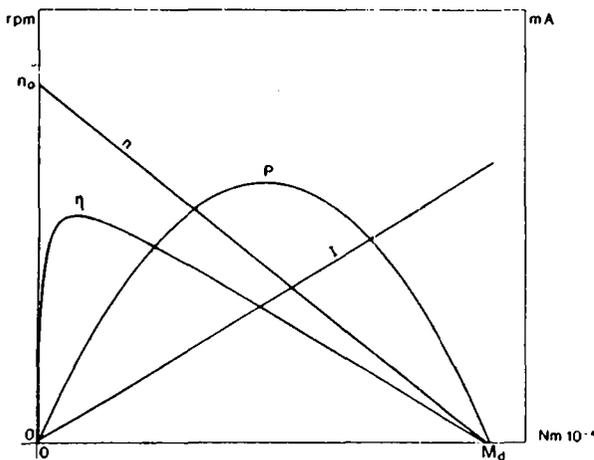
Pour les chiffres des colonnes 4, 8, 10 et 12, les tolérances sont de l'ordre de  $\pm 8\%$ . Dans certaines autres colonnes, cette valeur peut être dépassée par effet cumulatif.

Type	g	L	da	Vitesse	densité	Pluante	Covent	F.E.M.	Ref.	Resistance	Moment	Contra	Capacité	Contra	Resistance	Resistance	Tension
	mm	mm	resom	l/min	(oz./in.)	mm	g/da	V/1000	desin	du rotor	d'interie	de coupe	de temps	de temps	interm	à arbut	de démarrage
						W	%		code	à 22°C	de rotor	Nm 10/4	me	du rotor	°C.W	°C.W	(à 22°C) V
									Pages 2-3	8mm	10 <sup>-3</sup>	(oz./in.)	me				
15C11-115	15	16	1.5	16 000	9.7 (0.13)	0.4	28	0.09		1.37	0.30	8.9 (0.13)	50		17	43	0.05
-113			1.5	14 000	8.3 (0.12)	0.3	16	0.1		1.8	0.27	10 (0.14)	50		17	43	0.05
-110			2	14 000	7.3 (0.1)	0.27	12	0.14		3.71	0.21	13.6 (0.19)	50		17	43	0.1
-105			6	17 000	6.2 (0.09)	0.3	8	0.32		29.4	0.20	32 (0.44)	55		17	43	0.3
-104			12	17 500	7 (0.1)	0.32	4	0.66		107	0.21	63 (0.9)	55		17	43	0.6
16C11-210	16	18	4	15 500	13 (0.18)	0.53	14	0.35		7.4	0.41	31 (0.34)	55		17	43	0.2
-207			6	17 500	9.9 (0.14)	0.46	12	0.32		18.7	0.27	24 (0.26)	55		17	43	0.3
16M11-210			6	8 800	29 (0.41)	0.68	9	0.65		12.9	0.7	62 (0.89)	23		10	38	0.22
-208			7.5	9 000	25 (0.35)	0.6	6	0.8		24.5	0.56	79 (1.1)	22		10	38	0.3
22C11-216P	22	30	3	6 000	101 (1.45)	1.6	15	0.5		41.9	0.5	92 (1.3)	25		10	38	0.4
-216			6	6 000	101 (1.45)	1.6	7	1		5.7	3.46	97 (1.35)	21		9	26	0.1
-213			9	7 750	101 (1.45)	2.0	6	1.2		9.8	2.64	111 (1.6)	21		9	26	0.1
-210			12	7 500	85 (1.19)	1.7	4	1.6		21.3	2.1	152 (2.1)	19		9	26	0.17
-208			15	7 500	70 (1.0)	1.4	3	2		40.4	1.7	188 (2.6)	19		9	26	0.2
-205			36	7 300	91 (1.3)	1.7	1.5	4.8		18.3	2.1	462 (6.6)	18		9	26	0.5
23D21-216P	23	50	6	4 900	295 (4.2)	3.8	20	1.2		2.4	5.9	115 (1.6)	10		13	5	0.15
-216			12	4 900	295 (4.2)	3.8	12	2.4		9.5	5.9	230 (3.3)	10		13	5	0.15
-213			15	5 250	245 (3.5)	3.4	10	2.8		16.5	4.7	265 (3.7)	11		10	5	0.35
26P111-216P1	42	6	6	5 200	280 (4.0)	3.8	15	1.5		2.35	8.5	110 (1.6)	17		13	5	0.1
-216 <sup>1</sup>			12	5 200	280 (4.0)	3.8	8	2.3		9.4	8.5	219 (3.1)	17		13	5	0.2
-213 <sup>1</sup>			15	5 600	231 (3.3)	3.4	7	2.6		16.5	6.7	254 (3.6)	17		10	5	0.25
-210 <sup>1</sup>			24	7 000	216 (3.1)	3.9	6	3.4		36	5.3	325 (4.6)	18		8	5	0.45
28P131-222	28	42	9	4 500	416 (5.9)	4.9	18	1.9		4.15	11.5	189 (2.7)	13		18	5	0.15
-219			12	5 150	445 (6.4)	6	20	2.3		5.8	10.4	220 (3.1)	13		17	5	0.15
-216			24	5 250	555 (7.9)	7.6	9	4.5		18.8	17.5	434 (6.2)	17		27	5	0.3
-213			28	5 250	427 (6.1)	5.9	8	5.3		33	13.5	503 (7.2)	17		20	5	0.4
-210			36	4 900	350 (5)	4.5	6	7.2		71	10	691 (9.9)	15		15	5	0.5
28D11-222P	62	6	6	3 400	735 (10.4)	6.5	45	1.8		1.45	19.8	170 (2.4)	10		20	3.5	0.2
-219P			9	4 300	790 (11.2)	9	40	2.1		2.3	17.6	200 (2.8)	10		18	3.5	0.25
-222			18	5 100	1040 (14.8)	14	23	3.5		5.8	19.8	337 (4.8)	10		20	3.5	0.4
-219			24	5 700	1020 (14.4)	15	20	4.1		12.22	17.6	396 (5.6)	10		18	3.5	0.5
34L11-222P	34	57	6	3 150	720 (10.2)	6	40	1.9		1.48	28.3	180 (2.5)	13		18	3.5	0.2
-219P			9	4 050	787 (11.2)	8.3	35	2.2		2.4	23.4	210 (3.0)	13		18	3.5	0.25
-224			15	4 200	1130 (16)	12.3	32	3.6		4.47	32.2	340 (4.8)	12		22	3.5	0.3
-219			24	5 400	1050 (15.0)	14.8	20	4.4		9.5	23.4	420 (6.0)	13		18	3.5	0.4
-216			30	5 800	927 (13.1)	14.1	21	5.1		15.7	19.8	485 (6.9)	13		15	3.5	0.6

1. Vérifier les dimensions de la table de données pour les types de C. Le C de la table de données. Les caractéristiques sont indiquées en italique.

# Réducteurs

Type du réducteur	G 16	E 16	B 26	K 26	A 42
pour moteur type	escap 15 escap 16	escap 15 escap 16	escap 22, 23 escap 26, 28	escap 22, 23, 26 escap 28	escap 23, 26 escap 28, 34
fixé au moteur par	2 vis M 1.6	2 vis M 1.6	2 vis M 2	2 vis M 2	3 vis M 2
exemple de code pour commande de moteur	15C 11-110-16 16C 11-210-10	15C 11-110-0 16C 11-210-0	22C 11-210-5 26PL 11-213-100	26PL 11-213-4 28PL 21-219-4	
longueur d'axe du moteur	4.35 mm	4.35 mm	7.5 mm	7.5 mm	12.5 mm 3 mm $\varnothing$
pignon du moteur	9 dents m = 0.2	13 dents m = 0.2	14 dents m = 0.3	13 dents m = 0.312	15 dents m = 0.3
couple maximum recommandé à la sortie du réducteur (1 Nm $\approx$ 10 kgcm)	0.015 Nm	0.02 Nm	0.010 Nm	0.15 Nm	0.5 Nm
ébat angulaire moyen sous le couple maximum	4°	4°	3°	3°	2°
vitesse maximale recommandée à l'entrée du réducteur	5000 t/min	5000 t/min	4000 t/min	3000 t/min	3000 t/min
rapports disponibles	14.8 24.6 40.8 84.9 141	8.96 18.6 38.7 64.1 106 221 366 458 760 1261 1579 2090	L = 14.1 2 5 8 20 32 64 128 320 800 2050	5 L = 27.2 20 31 L = 35.1 80 156 L = 41 320 625 L = 47.9 1220	6 L = 31.5 15 30 45 60 135 240 405 720 1215 2160 3840



$M_d$  = couple de démarrage  
 $n_0$  = vitesse à vide

### Principes de fonctionnement

Le diagramme représente les caractéristiques des servomoteurs escap<sup>®</sup>. Il montre le comportement de la vitesse  $n$ , du courant  $I$ , de la puissance  $P$  et du rendement  $\eta$  en fonction du couple et d'une tension d'alimentation donnée. Les chiffres donnés en exemple se rapportent au moteur 26PL 11-213 : sous 12 V et chargé à  $50 \cdot 10^{-4}$  Nm, il tourne à 3300 tours, en fournissant une puissance mécanique de 1,7 W avec un coefficient de rendement de 71% et une consommation de 20 mA.

La vitesse à vide est fonction de la tension d'alimentation  $U$ . Le couple développé est fonction du courant  $I$  et de la constante du moteur (exprimée en Nm/A). Le moteur développe son couple maximal au démarrage ( $n = 0$ ), où le courant est maximum et déterminé uniquement par la tension d'alimentation et la résistance du rotor ( $I = U/R$ ). En prenant de la vitesse, une tension  $E$  croissante, opposée à la tension d'alimentation  $U$ , est induite dans le rotor : le courant baisse [ $I = (U - E)/R$ ]. La valeur de  $E$  est le produit de la vitesse angulaire et de la constante du moteur (exprimée en V par rad/s =  $V_s$ ). La vitesse à vide est atteinte quand  $E$  est pratiquement égal à  $U$  ( $U = E + R \cdot I$ ) ; le courant à vide est alors fonction des pertes dues aux frottements.

En prenant par exemple la moitié de la tension, on obtient :

- 1° la moitié du couple de démarrage, puisque le courant de démarrage est aussi réduit de moitié ( $0,5 U/R = 0,5 I$ )
- 2° la moitié de la vitesse à vide ( $0,5 U = 0,5 E + R \cdot I$ ).

La puissance mécanique est le produit de la vitesse et du couple : elle atteint son maximum à 50% du couple de démarrage. En prenant la vitesse en 100 t/min et le couple en gcm, on obtient la puissance en milliwatt ; par exemple 20 gmc à 3000 t/min donnent  $20 \cdot 30 \approx 600$  mW (approx.).

La puissance mécanique réalisable en permanence dépend de la puissance dissipée ( $I^2 \cdot R$ ), dont la valeur maximale tolérée est donnée par la relation :

$$P_{\max} = \frac{T_{\max} - T_0}{R_{th}}$$

où  $T_{\max}$  est la température maximale autorisée de l'induit,  $T_0$  la température ambiante et  $R_{th}$  la résistance thermique totale (rotor - stator - air ambiant). Le courant maximal admissible en continu est donc :

$$I_{\max} = \sqrt{\frac{P_{\max}}{R_{\max}}}$$

où  $R_{\max}$  est la résistance du rotor à la température  $T_{\max}$ .

Le rendement maximal se situe dans la zone où les couples sont relativement faibles. Il dépend du rapport entre le couple de démarrage et le couple de frottement ; il est donc également fonction de la tension d'alimentation.

### Pour en savoir plus

Une étude succincte, mais fondamentale, est proposée à ceux qui désireraient compléter leur information sur le comportement physique des servomoteurs escap<sup>®</sup> et les relations mathématiques qui le régissent : « Equations fondamentales des micromoteurs à courant continu avec rotor sans fer ». Chaque sujet est illustré par des exemples de calcul pratiques. Des exemplaires en français, allemand et anglais peuvent être obtenus auprès du fabricant et des distributeurs officiels escap<sup>®</sup>.

Prix indicatif : fr. s. 5.-.

### Dimensions en mm

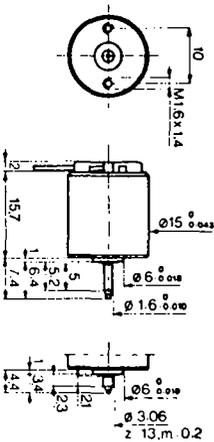
Les tolérances non spécifiées sont de 0,1 mm.

La longueur standard des fils est de 150 mm.

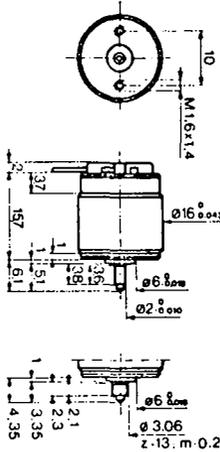
### Attention!

Ne pas exécuter de soudures sur les cosses déjà équipées en fabrique de fils de connexion (risques d'échauffement).

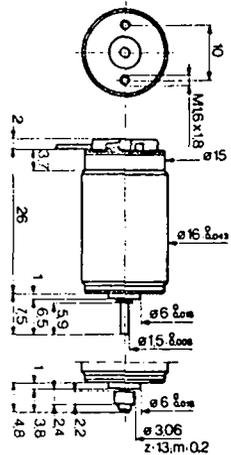
Le moteur tourne dans le sens des aiguilles d'une montre (vu côté axe) si le fil rouge est connecté au (+).



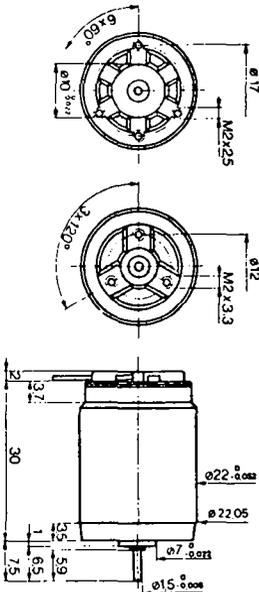
a) Type 15C avec manchon ou pignon, poids 11,5 g



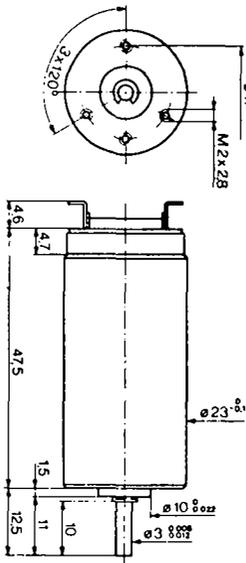
b) Type 16C avec manchon ou pignon, poids 13 g



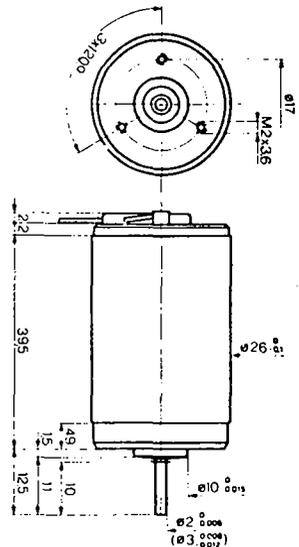
c) Type 16M, poids 24 g



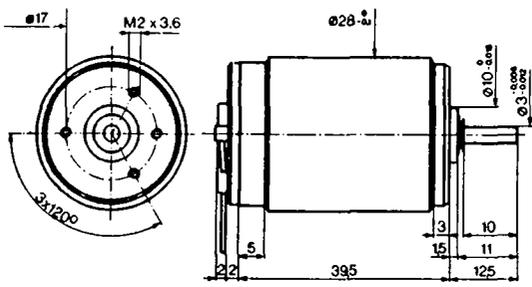
d) Type 22C, poids 54 g  
en haut, face de fixation pour réducteur)



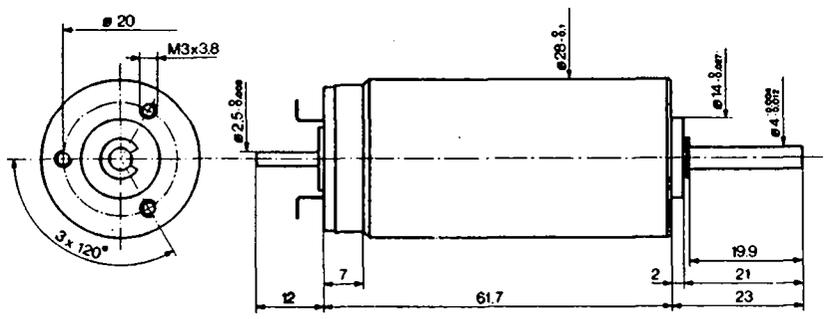
e) Type 23C, poids 100 g



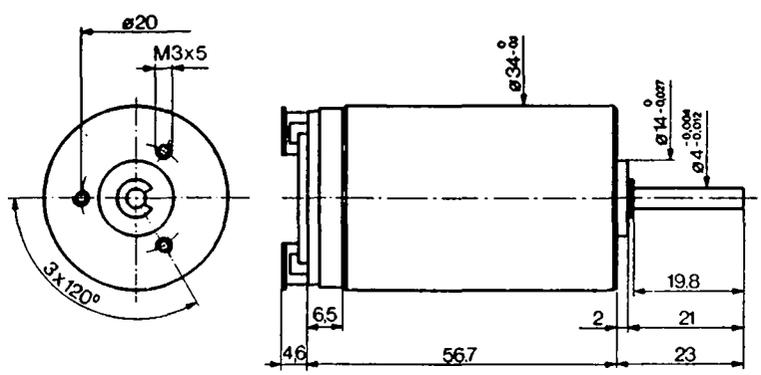
f) Type 26PL, poids 117 g



g) Types 28PL, 28TL, poids 135 g



i) Type 28D, avec 4 double sortie, poids 190 g

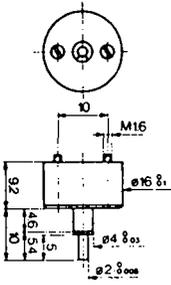


k) Type 71L, poids 230 g

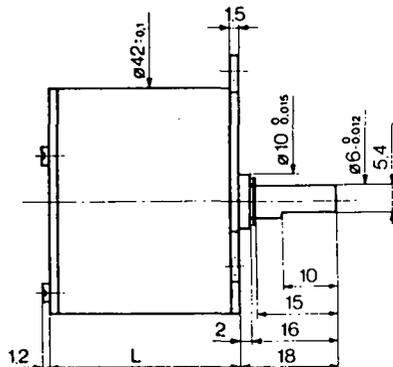
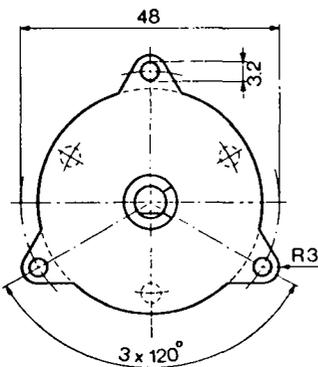
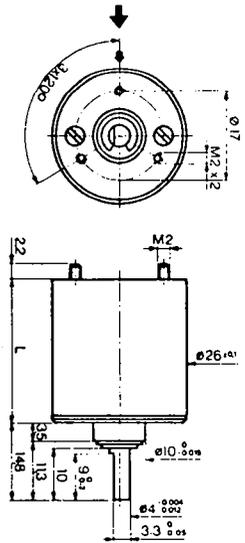
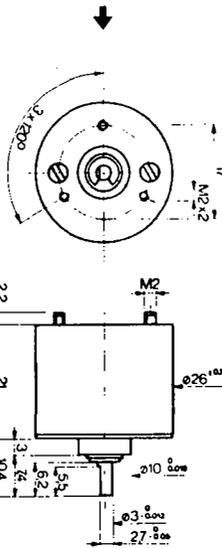
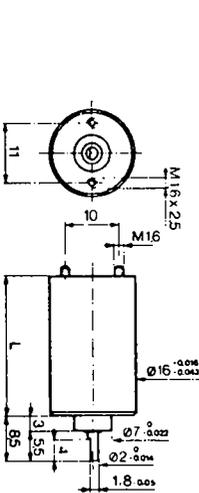
# Réducteurs

## Dimensions en mm

- a type G 16, poids 8 à 19 g
- b type E 16, poids 14 à 19 g
- c type B 26, poids 38 g
- d type K 26, poids 50 à 100 g
- e type A 42, poids 100 à 170 g



Les charges radiales importantes devraient être appliquées de préférence dans la direction indiquée par la flèche.



## Références du chapitre 1

- (1.1) E. Jucker  
 "Equations fondamentales des micromoteurs à courant continu avec rotor sans fer"  
 Bulletin technique Portescap, 1976
- (1.2) Electro-Craft Corp.  
 "DC-Motors Speed Controls Servo Systems"  
 Engineering Handbook, Third Edition, oct. 1975
- (1.3) M. Heyraud  
 "Trägheitserme Gleichstrom-Servomotoren für schnelle Bewegungsabläufe"  
 KEM 10, p. 43, oct. 1975
- (1.4) E. Persson  
 "Brushless DC-Motors in High-Performance Servo-Systems"  
 Fourth Annual Symposium on Incremental Control Systems and Devices, april 1975
- (1.5) E. Jucker  
 "Drehzahlregelung von Gleichstromkleinstmotoren mit eisenlosem Läufer"  
 Elektroniker 1, p. EL 1, 1977
- (1.6) "Permanentmagnetisch erregte Gleichstrom-Kleinstmotoren"  
 Brown-Boveri 1975
- (1.7) E. Jucker  
 "Zur Dämpfung bei Lage-Regelkreisen"  
 Elektroniker 9, p. EL 23, 1978



## 2. USURE DES CONTACTS ELECTRIQUES FROTTANTS

Les modèles expliquant l'usure des contacts électriques frottants sont tous à l'échelle microscopique. En effet, les forces et les températures locales à la surface de ces contacts sont très largement supérieures à ce que l'on peut mesurer macroscopiquement. Cela est dû aux aspérités que présentent, à l'échelle microscopique, les contacts solides les mieux polis ; toutes les charges sont supportées par ces aspérités de surface  $A_r$  qui ne représente qu'une fraction de la surface apparente  $A_a$  (cf fig. 1).

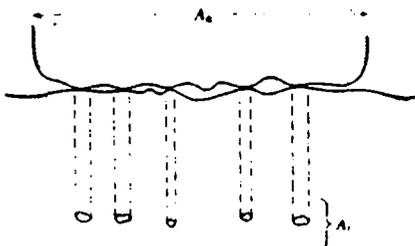


Figure 2.1: Aire apparente ( $A_a$ ) et aire réelle ( $A_r$ ) de contact (réf. 2.1.)

Trois familles de phénomènes interviennent dans l'usure :

a) mécaniques : composition, forme, position, état de surface et force des contacts.

b) chimiques : couches superficielles, oxydation, corrosion, etc... Comme l'usure des contacts électriques frottants est un phénomène de surface, les couches chimiques et leurs rapidités de formation sont très importantes, même lorsque leurs épaisseurs sont extrêmement réduites (quelques couches d'atomes peuvent suffire !!).

c) électriques: l'électro-érosion devient une cause d'usure majeure dès que le courant et l'inductance des moteurs deviennent suffisamment grands. La densité de courant a une forte influence sur les phénomènes mécaniques et chimiques.

### 2.1. Usure mécanique

Les forces élevées, qui se manifestent aux points de contact réels, provoquent des déformations élastiques et permanentes, des ruptures et des fusions locales, facilitent la corrosion et conduisent plus ou moins rapidement à une usure mécanique. Pour diminuer l'érosion mécanique, on essaie de trouver des alliages de métaux précieux durs, de réduire le diamètre des collecteurs afin de diminuer la vitesse linéaire de frottement, et enfin, on utilisera une lubrification.

Remarquons les différences fondamentales entre les systèmes avec balais "charbon" et balais en métaux précieux :

La résistance de contact et la résistivité d'un couple de contacts en métaux précieux sont très faibles. La surface apparente de contact peut donc être bien inférieure à celle d'un couple charbon - cuivre. Cela autorise une réduction du diamètre des collecteurs. Les phénomènes physiques impliqués sont très différents pour les deux types de contact (cf réf. 2.2.).

Pour les contacts électriques glissants, on utilise principalement des métaux ductiles, tels que l'or, l'argent, le cuivre, le platine et le palladium, et leurs alliages. Le frottement de ces métaux se fait principalement par cisaillement des jonctions formées par adhésion aux points de contact.

Lorsqu'un frotteur se déplace sur une piste, il s'érouit plus rapidement que cette dernière, et il y a par conséquent transfert de matière de la piste au frotteur sous la forme d'une grosse particule poussée par ce dernier (usure par "prow formation"). Périodiquement, cette particule se détache et s'incruste dans la piste, la rendant progressivement abrasive. Un second mécanisme d'usure ("rider wear") apparaît aux dépens du frotteur, et un équilibre s'établit entre les deux mécanismes d'usure.

La figure 2 montre schématiquement les étapes successives de l'apparition de ces deux mécanismes d'usure. Ces divers phénomènes ont une grande influence sur le coefficient de frottement et la résistance de contact, donc sur le bruit électrique induit par les contacts glissants. Aux périodes de forte interaction (adhésion, labourage) correspond un coefficient de frottement élevé et une faible résistance, alors qu'aux périodes de faible interaction (cisaillement des jonctions adhésives, perte d'une particule d'usure), le frottement diminue et la résistance de contact augmente.

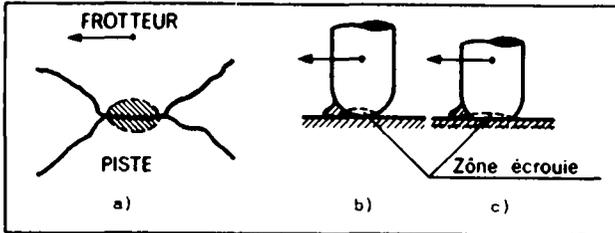


Figure 2.2: Modèle d'usure d'un frotteur sur une piste

- a) cisaillement d'une jonction adhésive
- b) usure de la piste et formation d'une particule en amont du frotteur
- c) usure abrasive du frotteur

Dans de nombreuses applications, on utilise des frotteurs en graphite, particulièrement pour la transmission de grands courants et lorsqu'on admet des résistances de contact relativement élevées. Le graphite a une structure hexagonale caractérisée par une direction privilégiée de cisaillement parallèle aux plans hexagonaux. Ce cisaillement est facilité par la présence de défauts tels que des dislocations ou des atomes étrangers en position intersticielle.

Lorsqu'un frotteur de graphite se déplace sur une piste métallique, il se forme à l'interface un film constitué de particules monocristallines très minces orientées avec leurs plans hexagonaux parallèles aux surfaces, et qui joue le rôle de lubrifiant. Le glissement de ces particules les unes sur les autres est facilité par l'adsorption sur leur surface de monocouches de  $H_2O$ . La présence d'humidité ambiante est donc favorable au fonctionnement des frotteurs en graphite. Le graphite, ainsi que d'autres lubrifiants solides tels que le  $MoS_2$ , sont souvent frittés avec un métal, par exemple l'argent, afin d'améliorer leurs conductivités électrique et thermique et leurs propriétés mécaniques.

## 2.2. Usure due à la corrosion chimique

Il est pratiquement impossible, dans des conditions normales, d'éviter la formation de films à la surface des matériaux de contact. Cette attaque chimique peut provoquer des conditions de frottement ou de contact catastrophiques. Même l'utilisation des métaux les plus nobles ne constitue pas une garantie. Par exemple Ag peut être attaqué par une atmosphère sulfureuse et donner  $Ag_2S$ , dont la résistance assez élevée à température normale peut provoquer des défauts de démarrage à basse tension.

La corrosion chimique peut être, dans une certaine mesure, combattue par l'utilisation d'une lubrification adéquate.

Un autre type de défaut d'origine chimique est la formation de films organiques isolants sur Pd, Pt, Rh, etc... Le mécanisme de formation de ces films n'est pas clairement déterminé, mais on sait que ( ref.2.3):

- cette polymérisation est favorisée par la friction ;
- elle ne nécessite que des traces infimes de vapeurs organiques (1 ppm est déjà "efficace") ;
- elle a un effet favorable sur le frottement, mais provoque des pannes de démarrage à basse tension.

### 2.3. Electroérosion

Le passage d'un courant au travers d'un contact glissant a principalement pour effet d'accroître la température interfaciale, mais de façon moins importante que dans le cas d'un contact statique, une des deux surfaces étant constamment renouvelée, ce qui facilite la dissipation thermique. Cette augmentation de température diminue la résistance au cisaillement des jonctions adhésives, mais par contre augmente l'aire réelle de contact. Ces deux effets sont contradictoires, mais le plus souvent, au passage d'un courant correspond une diminution du coefficient de frottement. L'augmentation de température interfaciale agit également sur la destruction et le renouvellement des couches superficielles de contamination. La faible résistance de contact et les conductivités électrique et thermique élevées des métaux précieux sont des avantages importants.

Lorsqu'il y a séparation partielle ou totale des surfaces en raison de la rugosité, de l'élimination de particules d'usure, ou du phénomène de broutage (stick-slip), le passage d'un courant accélère l'usure par formation de ponts à haute densité de courant et éventuellement amorçage de décharges électriques.

A l'ouverture des contacts (commutation), les dernières aspérités en contact sont traversées par une telle densité de courant qu'elles s'échauffent jusqu'à fusion et formation d'un pont métallique liquide. La température n'est pas distribuée uniformément dans le pont, et à sa rupture correspond un transfert de matière.

Une décharge électrique peut s'amorcer si la tension et le courant sont supérieurs à certaines valeurs caractéristiques des matériaux utilisés. Lorsque le circuit a une inductance non négligeable, ce qui est le cas des bobinages de moteurs, la tension induite à la commutation dépasse souvent la valeur de tension minimale pour un micro-arc. On a alors une électroérosion importante de l'anode.

Cas du graphite :

Le graphite a une conductivité électrique très anisotrope, environ 250 fois plus faible dans la direction perpendiculaire aux plans hexagonaux que dans la direction parallèle. Il s'ensuit que le film interfacial formé entre un frotteur et une piste métallique est hautement isolant et ne peut être traversé par un courant que par effet de mouillage (fritting).

L'usure et la résistance de contact des couples graphite - cuivre dépendent essentiellement de la polarité. C'est également vrai pour les contacts métalliques, mais dans une moins grande mesure.

Un frotteur cathodique (-) en graphite s'use beaucoup plus rapidement qu'un frotteur anodique, et son usure augmente avec le courant. Dans le cas anodique, l'usure se réduit à l'usure mécanique du couple considéré. Cette différence s'explique par le fait que dans le premier cas seulement, le cuivre diffuse dans le film interfacial par effet de mouillage, et s'oxyde violemment. Les grains abrasifs qui en résultent accélèrent l'usure.

Des résistances entre les segments de collecteur permettent de diminuer la tension induite à la commutation et donc, la probabilité d'une décharge à l'ouverture, mais augmentent le courant "inutile". L'utilisation de varistances permet de réduire cet inconvénient. D'autres systèmes ont été développés, utilisant des diodes ou des pôles auxiliaires, etc... Tous ces dispositifs ont pour conséquence une baisse du rendement et une augmentation des coûts de fabrication.

#### 2.4. Interdépendance des causes d'usure

Si l'on peut théoriquement séparer les causes d'usures en trois familles, il ne faut pas oublier qu'en pratique, chaque phénomène d'usure est influencé par des effets mécaniques, chimiques et électriques. Par exemple la dégradation des surfaces due à une attaque chimique pourra conduire à une modification du régime d'arc, qui, en perturbant la rugosité des contacts, augmentera l'usure due au frottement, etc...

## Références du chapitre 2

- (2.1.) : F. Aubert  
Contacts électriques statiques et glissants  
La Suisse Horlogère - no 21 - 23 mai 1974.
- (2.2.) : F. Aubert  
Les contacts électriques glissants  
Colloque du CEPIG - avril 1975.
- (2.3.) : H. W. Hermance & T. F. Egan  
The Bell System  
Technical Journal - vol. 37 (1958) - p. 739.
- (2.4.) : R. Holm  
Electric contacts  
Springer - Berlin 1967.

### 3. TESTS PRELIMINAIRES ET METHODES DE MESURE

#### 3.1. Lubrification

Les causes d'usure sont multiples et interdépendantes. En premier lieu, il faut essayer de déterminer si un type d'usure est dominant.

Pour nos essais, nous avons utilisé des moteurs Escap<sup>®</sup> 26 PL, qui ont un collecteur à 9 segments en alliage d'argent, et des balais à 3 brins en alliage d'or. Les raisons de ce choix sont de deux ordres : d'une part ses dimensions le situent au milieu de la gamme des moteurs Escap<sup>®</sup>, et d'autre part, il est utilisé en quantités importantes sur divers marchés dans des applications sophistiquées, où des performances élevées ainsi qu'une longue durée de vie sont nécessaires. Citons par exemple les périphériques d'ordinateur et les enregistreurs sur papier x-y ou x-t.

Un lubrifiant est absolument nécessaire avec de tels contacts, car l'usure mécanique à sec est importante. Malgré le faible diamètre du collecteur ( $\varnothing = 3,5$  mm pour le moteur 26 PL 11...), la distance parcourue par les balais sur le collecteur n'est pas négligeable : un moteur 26 PL 11... tournant par exemple durant 10000 h. à 3000 tours/minute, fera parcourir à ses balais une distance de :

$$D = \pi \cdot 3,5 \cdot 10^{-3} \cdot 3000 \cdot 60 \cdot 10^4 = 20 \cdot 10^6 \text{ m} = 20'000 \text{ km}$$

De plus, une atmosphère industrielle normale contient suffisamment de composés de soufre ( $\text{H}_2\text{S}$ , ...) pour polluer dangereusement les collecteurs en alliage d'argent. Le second rôle du lubrifiant est donc la lutte contre ce type de corrosion.

On peut craindre que l'utilisation d'un lubrifiant augmente de façon considérable la résistance de contact. De nombreuses expériences ont cependant montré que la résistance de contact reste pratiquement inchangée lors de la lubrification de contacts en métaux précieux, si le lubrifiant est raisonnablement fluide (cf. réf. 3.1.). Une explication de ce phénomène est fournie par Greenwood (réf. 3.2.), qui l'attribue à l'importance relative de la résistance de constriction. D'autres auteurs (réf. 3.6) l'expliquent par une conduction à travers la couche très mince de lubrifiant, par effet tunnel.

Du point de vue chimique, la lubrification peut avoir des conséquences positives ou négatives. Positives lorsqu'elle protège les contacts de la corrosion et négatives par les réactions qu'elle peut avoir avec certains métaux (exemple de la polymérisation sur Pd), les résidus isolants qu'elle peut laisser sous certaines conditions (couche  $\text{SiO}_2$  créée à partir de Si par des arcs), ou par les interactions avec les plastiques utilisés dans la construction des moteurs.

En effet, non seulement les matières plastiques du moteur peuvent être affaiblies par l'absorption de lubrifiant, mais les vapeurs dégagées par ces plastiques peuvent influencer le comportement du lubrifiant (réf. 3.3.)

Un des problèmes les plus sérieux posés par la lubrification, est qu'elle change la composition des arcs et peut conduire à une augmentation de leurs effets, en particulier par la formation de particules de carbone sur les contacts ("activation"). Il ne faut pas oublier cependant qu'une très faible concentration de vapeur organique suffit pour contaminer les contacts, et que le phénomène d'activation est pratiquement inévitable en atmosphère industrielle (cf. réf. 3.4.). La première étape de cette contamination consiste en l'adsorption de molécules organiques sur les contacts. Lors de l'ouverture du contact, une partie de ces molécules se décompose en laissant sur les surfaces métalliques un film de carbone. En régime de décharge électrique, ce film abaisse le courant minimum d'arc à la valeur caractéristique du carbone, qui est d'un ordre de grandeur inférieur à celui des métaux. Par conséquent, la durée de l'arc augmente et l'érosion s'accélère. La figure 3.1. montre que le nombre d'atomes de vapeur organique décomposés par chaque arc augmente d'un facteur 3 lorsqu'on passe de contacts propres à des contacts déjà activés (réf. 3.5.). Le nettoyage mécanique dû au frottement peut donc être favorable dans ce cas.

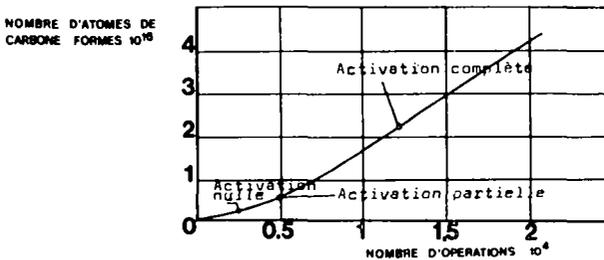


Figure 3.1. : Mesure par Kisliuk (réf. 3.5.) du nombre d'atomes de carbone formés sur des contacts en platine, lors d'arcs ayant une énergie de  $1,25 \cdot 10^{-7}$  Joules, dans une atmosphère de benzène.

Comme le choix et la méthode d'application du lubrifiant jouent un rôle de premier plan dans l'usure des contacts, nous les mentionnerons avec le type du moteur pour chaque test, mais sous la forme d'un code (pour des raisons commerciales évidentes...).

### 3.2. Méthode d'analyse des tests

La durée de vie d'un type donné de moteur est mesurée en fonction des 2 paramètres courant et vitesse angulaire. Chaque groupe de moteurs, en général 10 pièces, correspondant à un courant et une vitesse bien définis, est analysé à l'aide du modèle de Weibull simplifié :

$$F(x) = 1 - \exp \left\{ - \left( \frac{x}{\theta} \right)^b \right\}$$

avec  $F(x)$  : fraction détruite après  $x$  heures.

Ce modèle est plus général que la distribution normale et peut être facilement linéarisé. En effet :

$$F(x) = 1 - \exp \left\{ - \left( \frac{x}{\theta} \right)^b \right\}$$

$$\frac{1}{1-F(x)} = \exp \left( \frac{x}{\theta} \right)^b$$

$$\ln \ln \frac{1}{1-F(x)} = b \ln \frac{x}{\theta}$$

avec  $Y = \ln \ln \frac{1}{1-F(x)}$  et  $X = \ln x$ ,  $K = -b \ln \theta$ , on obtient

la droite  $Y = bX + K$ .

Nous appellerons "durée de vie" le temps probable jusqu'à ce que 50% des moteurs soient détruits ("valeur centrale"), et nous le noterons  $D_1(50\%)$ .

### 3.3. Résultats des tests préliminaires

Nous n'avons pas cherché, lors des tests préliminaires, à analyser les causes exactes et précises de chaque panne, et nous n'avons considérés comme détruits que les moteurs manifestement hors des tolérances initiales (tolérances de courant et de vitesse à vide sous tension donnée, tolérances de la résistance ohmique). Cette façon de faire peut légèrement fausser les résultats des tests, dans la mesure où un court-circuit partiel, par exemple, n'a pas la même importance pour un moteur peu chargé que pour un moteur sous grosse charge. Cette méthode ne permet pas de tirer des conclusions théoriques précises, mais a le mérite de correspondre aux conditions réelles.

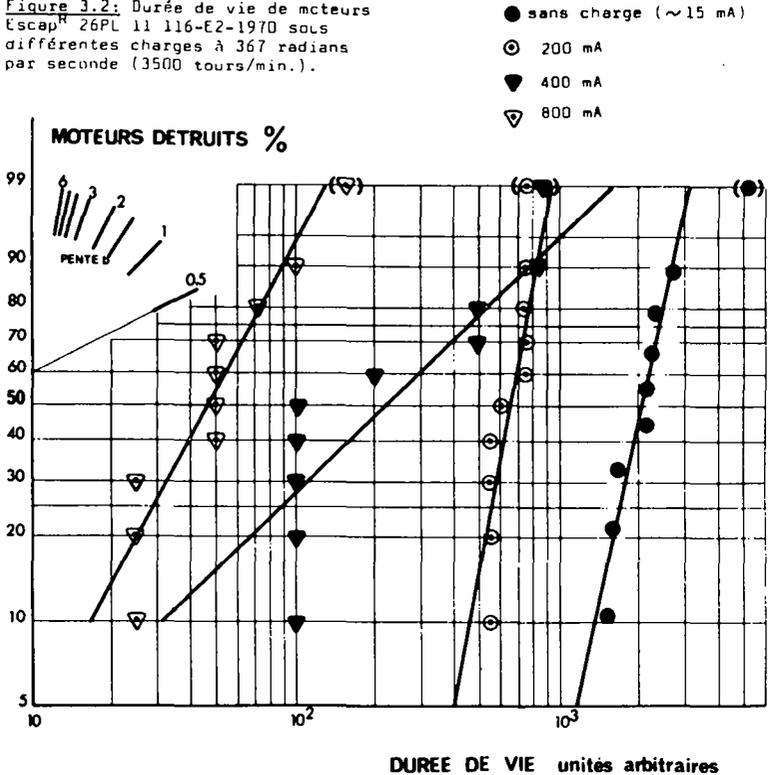
L'analyse statistique est restée élémentaire, selon le modèle ci-dessus. Les moteurs utilisés sont de types Escap<sup>®</sup> 26 PL 11 116 et 26 PL 11 213, anciens modèles. Le lubrifiant utilisé dans ces tests préliminaires, que nous appellerons lubrifiant E2, est très inférieur aux lubrifiants des moteurs normaux actuels. L'intérêt de ces tests ne réside donc que dans l'allure générale des courbes de durée de vie et non dans les valeurs absolues obtenues.

Afin d'éviter une interprétation trop formelle de ces résultats, nous avons remplacé l'échelle des heures par des "unités de temps arbitraires" (UT).

Les moteurs tournaient dans les 2 sens de rotation (5 moteurs dans le sens des aiguilles d'une montre et 5 dans le sens contraire), étaient fixés horizontalement, à environ 20°C de température ambiante dans une atmosphère normale de laboratoire.

La figure 3.2. montre les durées de vie de moteurs 26 PL 11 116 - E2 à 3500 tours par minute sous différentes charges.

Figure 3.2: Durée de vie de moteurs Escap<sup>H</sup> 26PL 11 116-E2-1970 sous différentes charges à 367 radians par seconde (3500 tours/min.).



367 rad s<sup>-1</sup> (3500 tours/min), I = 15 mA, D<sub>t</sub><sup>t</sup> (50 %) = 2056 UT  
 367 rad s<sup>-1</sup> (3500 tours/min), I = 200 mA, D<sub>t</sub><sup>t</sup> (50 %) = 658 UT  
 367 rad s<sup>-1</sup> (3500 tours/min), I = 400 mA, D<sub>t</sub><sup>t</sup> (50 %) = 219 UT  
 367 rad s<sup>-1</sup> (3500 tours/min), I = 800 mA, D<sub>t</sub><sup>t</sup> (50 %) = 47 UT

On notera sur la fig. 3.2. la dispersion des durées de vie des moteurs d'un même test, qui se manifeste par une pente relativement faible de la droite de régression.

Malgré cela, l'influence du courant est nettement visible : la durée de vie est divisée par 3 lorsque l'on passe de 200 mA à 400 mA, et par 14 lorsqu'on passe de 200 mA à 800 mA.

La figure 3.3. indique les durées de vie de moteurs 26 PL 1116 - E2 à 1000 tours/min environ, sous différentes charges :

105 rad s<sup>-1</sup> (1000 tours/min), 200 mA, D<sub>t</sub><sup>t</sup> (50 %) = 18365 UT  
 105 rad s<sup>-1</sup> (1000 tours/min), 400 mA, D<sub>t</sub><sup>t</sup> (50 %) = 6200 UT  
 105 rad s<sup>-1</sup> (1000 tours/min), 800 mA, D<sub>t</sub><sup>t</sup> (50 %) = 3846 UT.

L'influence du courant est à nouveau très visible : la durée de vie est divisée par 3 lorsqu'on augmente le courant de 200 mA à 400 mA. Le phénomène est moins net lorsqu'on passe à 800 mA.

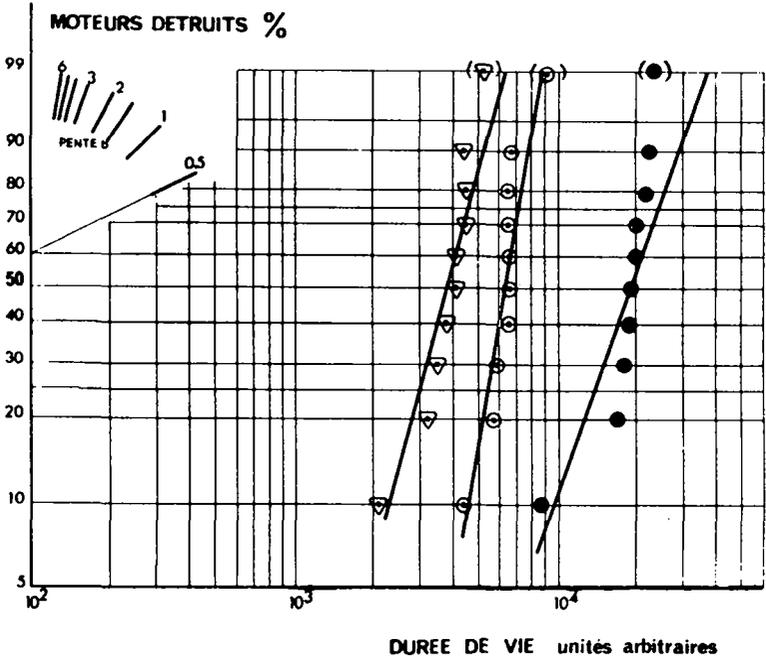
L'influence de la vitesse est mise en évidence par la comparaison des figures 3.3. et 3.2. A courant égal, la durée de vie est divisée par environ 30 lorsqu'on passe de 1000 RPM à 3500 RPM avec 200 mA et 400 mA. La différence est encore plus considérable à 800 mA.

La figure 3.4. permet de comparer les durées de vie à différentes vitesses sans charge. Les courants sont faibles dans ce cas (de l'ordre de 15 mA) et l'on peut estimer qu'en première approximation, leur influence est peu importante :

367 rad s<sup>-1</sup> (3500 tours/min), ~13 mA, D<sub>t</sub><sup>t</sup> (50 %) = 1750 UT,  
     n . D<sub>t</sub><sup>t</sup> = 6,1 . 10<sup>6</sup> UT . tours/min.  
 628 rad s<sup>-1</sup> (6000 tours/min), ~16 mA, D<sub>t</sub><sup>t</sup> (50 %) = 832 UT,  
     n . D<sub>t</sub><sup>t</sup> = 5,0 . 10<sup>6</sup> UT . tours/min.  
 942 rad s<sup>-1</sup> (9000 tours/min), ~20 mA, D<sub>t</sub><sup>t</sup> (50 %) = 223 UT,  
     n . D<sub>t</sub><sup>t</sup> = 2,0 . 10<sup>5</sup> UT . tours/min.

Figure 3.3. : Durée de vie de moteurs Escap 26 PL 11 116 - E2 sous différentes charges à 1000 tours par minute.

- 105 rad s<sup>-1</sup> (1000 tours/min), 200 mA
- 105 rad s<sup>-1</sup> (1000 tours/min), 400 mA
- ▽ 105 rad s<sup>-1</sup> (1000 tours/min), 800 mA



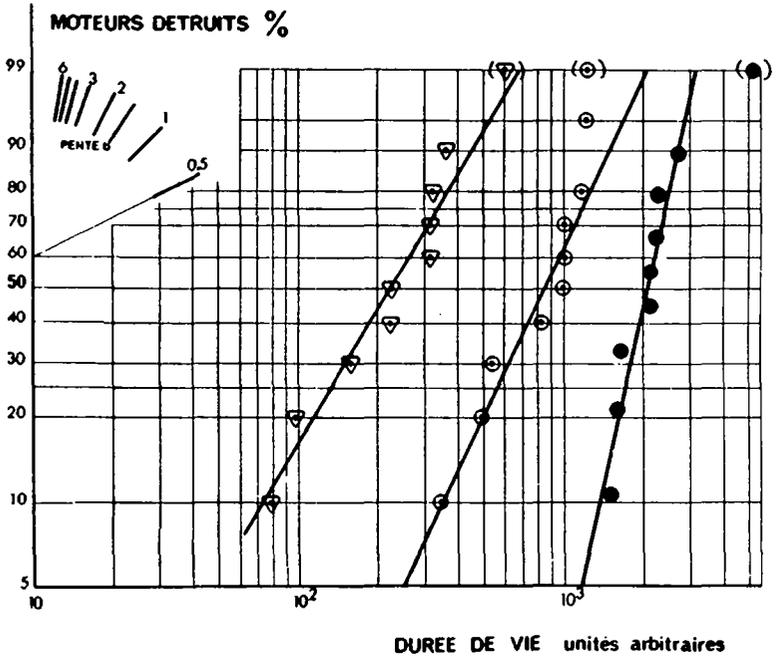


Figure 3.4. : Durée de vie de moteurs Escap® 26 PL 11 116 - E2 - 1970, sans charge à différentes vitesses :

- 367 rad s<sup>-1</sup> (3500 tours/min)
- 628 rad s<sup>-1</sup> (6000 tours/min)
- ▽ 942 rad s<sup>-1</sup> (9000 tours/min)

Lorsque le courant est faible, la diminution de durée de vie avec la vitesse semble moins importante qu'avec un fort courant.

Comparons les résultats à vide et avec 200 mA pour des vitesses de 3500 tours/min et 6000 tours/min :

$$\frac{D_t \text{ (3500 t/m, sans charge)}}{D_t \text{ (6000 t/m, sans charge)}} = 2,1$$

$$\frac{D_t \text{ (3500 t/m, 200 mA)}}{D_t \text{ (6000 t/m, 200 mA)}} = 4,9$$

En augmentant le courant, on augmente l'influence de la vitesse sur l'usure. A vide, le nombre de révolutions est presque constant pour les vitesses inférieures à 6000 tours/min, alors qu'en charge, l'importance de la vitesse est beaucoup plus marquée.

Afin de séparer l'électroérosion due à la tension induite de commutation, de l'usure due à la densité de courant, nous avons comparé les moteurs 26 PL 11 116 - E2 (1970), qui comptent 25 spires par sections, avec des moteurs 26 PL 11 213 - E2 (1970), qui comptent 58 spires par sections ( $N_{sp} = 58$  spires entre les brins de collecteur).

Type de moteur	Vitesse rad/sec	Vitesse tours/min	Courant mA	Durée de vie $D_t$ (50%) UT	$N_{sp}^2 \cdot D_t$
26PL11-...-E2					
116	105	1000	200	18365	$11,5 \cdot 10^6$
213	105	1000	200	3443	$11,6 \cdot 10^6$
116	367	3500	200	658	$4,1 \cdot 10^5$
213	367	3500	200	134	$4,5 \cdot 10^5$
116	105	1000	400	6200	$3,9 \cdot 10^6$
213	105	1000	400	877	$3,0 \cdot 10^6$

On peut donc déjà soupçonner que l'inductance de la bobine, proportionnelle à  $N_{sp}^2$ , joue un rôle important dans l'usure des contacts.

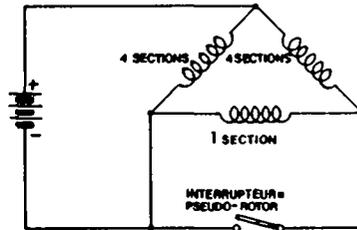
#### 3.4. Méthode de test avec bobines séparées des rotors

Il faut s'assurer que les différences de durées de vie constatées ci-dessus ne sont pas d'origine thermique. En augmentant le courant, on augmente la puissance dissipée dans la bobine, et par conséquent, la température du rotor. De même, comme le moteur 26 PL 11 213 a une résistance ohmique largement supérieure à celle du moteur 116, la puissance dissipée y est supérieure, à courant égal. Une augmentation de la température du collecteur modifie la viscosité du lubrifiant et peut donc avoir une influence non négligeable sur la durée de vie.

Nous avons construit un système qui permet d'avoir des conditions mécaniques et thermiques indépendantes de l'échauffement du rotor sur le collecteur, tout en variant le courant et la résistance des bobines en test.

La bobine n'est pas montée sur le rotor, mais une des sections est branchée en parallèle avec un interrupteur (cf. schéma fig. 3.5.). Afin de rester aussi proche que possible des conditions réelles, l'interrupteur est formé d'un rotor sans bobine de moteur 26 PL, dont nous avons court-circuité 7 des 9 segments du collecteur. Ce rotor est entraîné à une vitesse constante par un moteur auxiliaire. Les balais sont standard (cf. fig. 3.6.).

Figure 3.5. :  
Schéma du système  
de test dans le cas  
d'une bobine de mo-  
teur 26 PL à 9 sections



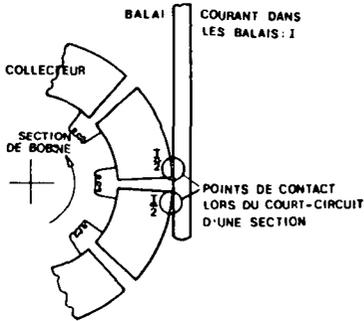
On obtient 2 ouvertures des contacts, donc 2 commutations par tour, qui agissent sur le même brin de collecteur. Une de ces 2 commutations a lieu avec le (ou les) balai(s) relié(s) au pôle positif de l'alimentation, l'autre avec le (ou les) balai(s) négatif(s).

Figure 3.6. : Collecteur modifié pour obtenir 2 commutations de signe opposé par tour, lors de l'utilisation en "interrupteur".

a) photo



b') Moteur



b") "Pseudo-rotor"

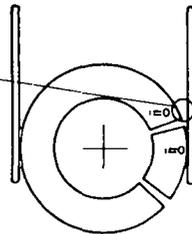
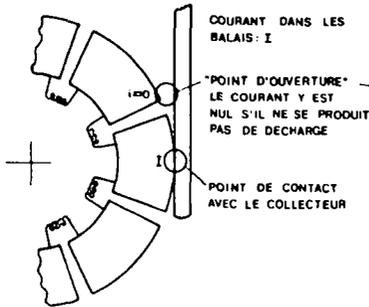
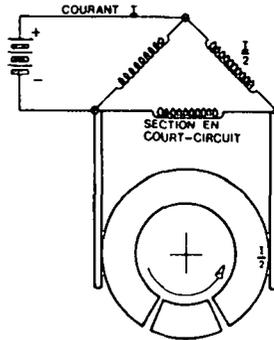


Figure 3.6.3 : Schémas de commutation d'un moteur normal et d'un système avec rotor modifié et bobine séparée.

Cette méthode présente les avantages suivants :

- Un test est moins coûteux en matériel qu'un test avec des moteurs complets.
- Cette méthode permet de changer avec souplesse le type de bobine : dimensions différentes, nombre de sections différent, parties de bobine séparées, fausses bobines, etc...
- Elle permet de changer aussi les stators et même de faire des tests sans stators.
- Elle permet de varier les formes de balais et collecteurs, qui n'ont même pas besoin d'être compatibles avec les stators et les bobines existantes. Elle permet donc de comparer directement des solutions qui ne seraient pas comparables avec des moteurs "normaux".
- Elle permet de séparer certains phénomènes : il y a dans un même test des parties avec et sans électroérosion. L'usure correspond cependant localement à la réalité.
- Elle permet de tester dans un même test collecteur  $\oplus$  et balais  $\ominus$  et l'inverse sur des pistes séparées ou sur des pistes communes.
- Elle permet de contrôler la température du collecteur, qui n'est plus soumis à l'influence de l'échauffement de la bobine.
- Elle permet de mesurer sans montage compliqué certains dispositifs de suppression de la tension induite de commutation (VDR, DTS, etc...).
- Cette méthode permet des mesures faciles de la résistance de contact, puisque la résistance de la bobine n'est plus en série.

### 3.5. Tests préliminaires avec bobines séparées du rotor

La nécessité de lubrifier les contacts est illustrée par le premier test préliminaire, où l'on a comparé deux rotors sans courant.

a)

Rotor à sec (signifie que l'on n'a pas mis de lubrifiant volontairement, mais aussi que l'on n'a pas effectué un nettoyage très poussé ; il peut donc y avoir un dépôt ou une couche de corrosion).  
 Vitesse : 2000 tours par minute  
 Distance parcourue : 160 km environ  
 Constatations : usure visible du collecteur et des balais (cf. fig. 3.7).

b)

Rotor lubrifié avec B4  
 Vitesse : 2000 tours par minute  
 Distance parcourue : 800 km environ  
 Constatations : usure négligeable (cf. fig. 3.7).

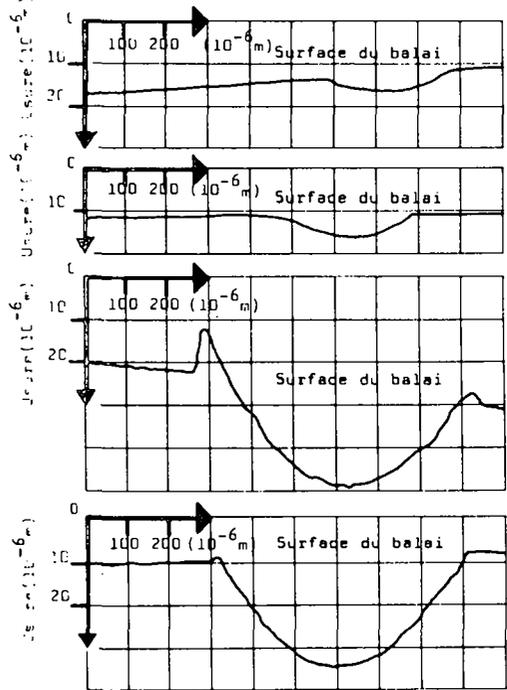
Figure 3.7. : Comparaison de l'usure des balais avec et sans lubrification, sans charge. Echelle 1000 x 100.

Rotor lubrifié : 800 km env. Le volume de matière arrachée au balai est de

$$5 \cdot 10^{-10} \frac{\text{mm}^3}{\text{m}}$$

Rotor non lubrifié : 160 km env.

Le volume de matière arrachée au balai est plus de 50 fois supérieur par km parcouru !



Nous avons choisi pour un deuxième test préliminaire deux bobines ayant une inductance relativement élevée (26Pl210 avec  $L = 230 \mu\text{H}$  environ), deux bobines ayant une inductance relativement faible (26PL310P avec  $L = 55 \mu\text{H}$  environ) et deux systèmes où les balais étaient en court-circuit et qui permettaient d'estimer l'usure purement mécanique.

#### Résultats :

- a)  
 2 bobines 26 Pl 210 dans stators 26 Pl  
 Nb. de spires par section :  $2 \times 37$  spires en série  
 Inductance d'une section :  $230 \mu\text{H}$   
 Vitesse angulaire :  $2000 \text{ tours/min} \approx 210 \text{ rad s}^{-1}$   
 Courant : 300 mA  
 Durée du test : 600 heures  
 Lubrifiant : R4.

## Constatations :

- lubrifiant noirci

- érosion importante du collecteur au point d'ouverture des contacts. La figure 3.8. montre l'allure d'un brin de collecteur au point d'ouverture, et la figure 3.9. est une mesure du profil du collecteur près de ce point d'ouverture, avec un agrandissement de 1000 fois de la profondeur de l'usure (radialement par rapport à l'axe du moteur), et agrandissement de 100 fois de la largeur des pistes des balais (parallèlement à l'axe du moteur).

Figure 3.8. :  
Photographies d'un collecteur type 26 PL modifié, après le test avec une bobine 26 PL 210. On voit les 3 encoches provoquées par l'électroérosion à l'ouverture



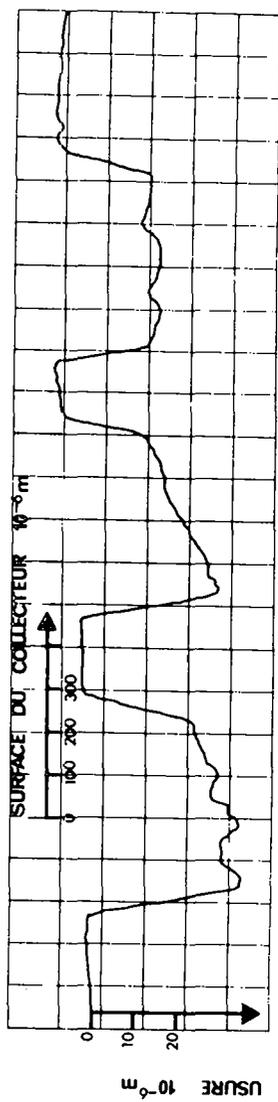
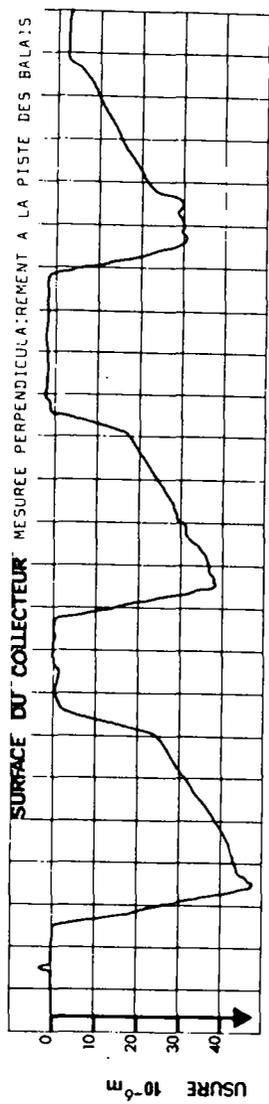
agrandissement env. 10 fois

Le trait blanc indique la ligne suivie pour les mesures de profondeur des encoches (cf. fig. 3.9 & ff).



agrandissement env. 25 fois

Figure 3.9. : Mesure de la profondeur des encoches sur le collecteur, dues à l'électroérosion à l'ouverture. Type de la bobine : 26 PL 210. Deux rotors en test.  
Echelle : 1000  $\times$  10G.



- pistes des balais marquées sur toute la circonférence du collecteur.

- débris entre les lamelles des collecteurs, conduisant à des courts-circuits partiels, et pas seulement entre des lamelles de collecteurs actives à la commutation.

b)

2 bobines 26 PL 310 P dans stator 26 PL  
 Nb. de spires par section : 3 x 37 spires en parallèle  
 Inductance d'une section : 55  $\mu$ H  
 Vitesse angulaire : 2000 tours/min  $\approx$  210 rad s<sup>-1</sup>  
 Courant : 300 mA  
 Durée du test : 600 heures  
 Lubrifiant : B4.

Constatations :

- lubrifiant légèrement noirci
- légère érosion du collecteur au point d'ouverture des contacts (cf. fig. 3.10).
- pistes des balais visibles
- très peu de débris.

c)

2 rotors de référence sans bobine  
 Inductance : nulle  
 Vitesse angulaire : 2000 tours/min  $\approx$  210 rad s<sup>-1</sup>  
 Courant : nul  
 Durée du test : 600 heures  
 Lubrifiant : B4.

Constatations :

- lubrifiant légèrement noirci
- pas d'érosion au point d'ouverture (cf. fig. 3.11).
- pistes des balais visibles
- pas de débris.

Figure 3.10. : Mesure de la profondeur des encoches sur le collecteur, dues à l'électroérosion à l'ouverture. Type de la bobine : 26 P. 310 P.  
 Deux raters en test.  
 Longueur : 100

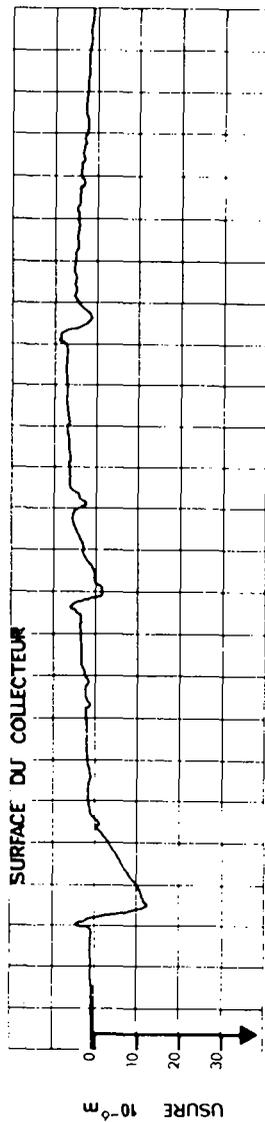
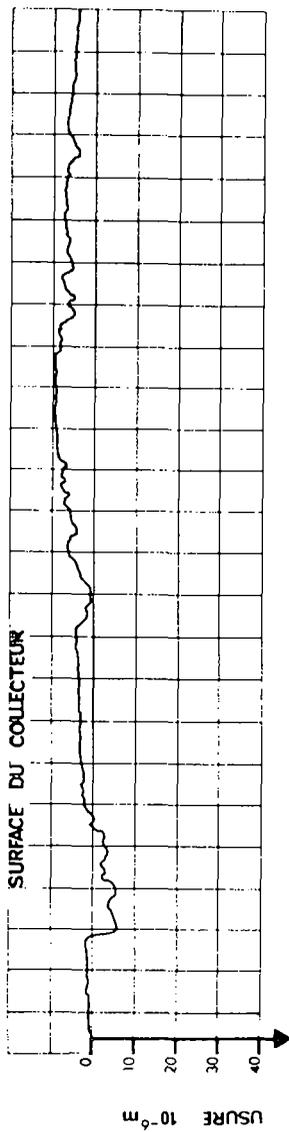
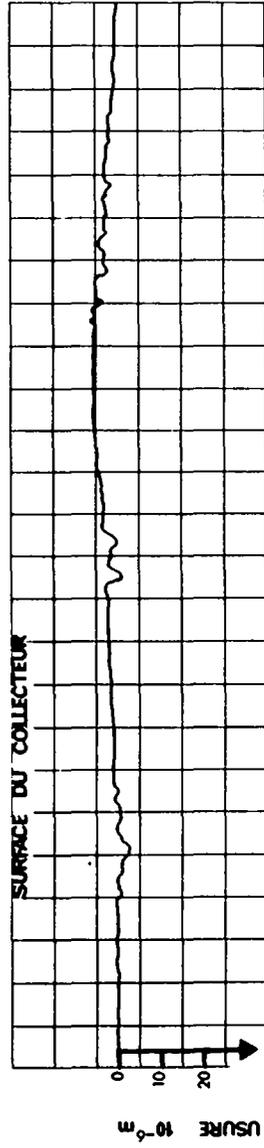
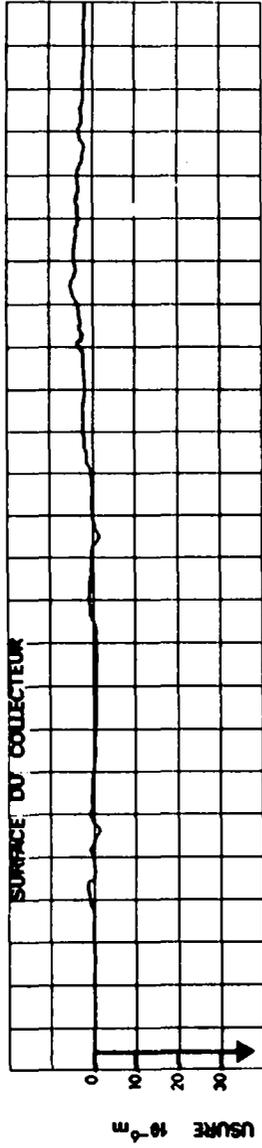


Figure 3.11. : Mesure de la profondeur des sillons creusés par le passage des balais sur le collecteur : usure mécanique seulement.  
Deux rotors en test.  
Echelle 1000 x 100.



Dans un troisième test préliminaire, nous avons soumis des bobines de type 26 PL 210 à trois conditions de charge différentes : 100 mA, 200 mA et 300 mA environ. Les couvercles utilisés ne comprenaient que des balais à deux au lieu des trois brins habituels : un brin du balai relié au pôle positif de l'alimentation  $\oplus$  occupait la piste supérieure du collecteur, un brin  $\oplus$  et un brin  $\ominus$  se partageaient la piste médiane, et un brin  $\ominus$  occupait seul la piste inférieure. Cela permet de constater que le collecteur s'use le plus sous les balais  $\ominus$ , et que les balais  $\oplus$  étaient nettement plus marqués que les négatifs. Le sens dominant du transport de matière dans ces conditions de test est donc de l'anode  $\oplus$  sur la cathode  $\ominus$ .

Les autres conditions de test étaient identiques à celles du deuxième test préliminaire.

La figure 3.12.a est une comparaison des profils des balais positifs au point de contact avec les brins de collecteurs. L'usure des balais négatifs est relativement négligeable.

La figure 3.12.b est une comparaison des profils des collecteurs près du "point d'ouverture" ; seules les deux pistes inférieures ont été reproduites dans la figure 3.12.b, car la piste supérieure (piste d'un balai positif seulement) présente une usure négligeable. Il en est de même dès que l'on s'éloigne du "point d'ouverture" : les pistes des balais sont visibles au microscope, mais l'usure y est nettement plus faible.

On ne peut tirer de ces tests des relations quantitatives entre l'usure d'une part, le courant et l'inductance d'autre part. On voit cependant clairement l'influence de ces paramètres et donc, l'importance de l'électroérosion.

Echelle 1000 x 100

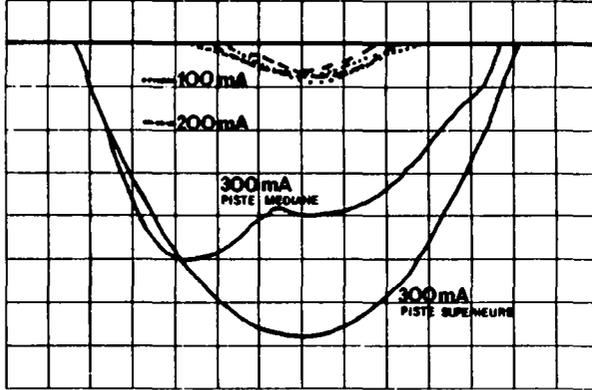


Figure 3.12.a :

Usure des balais positifs sous différents courants.  
26 PL 210 à 2000 RPM après 600 heures.  
Agrandissement 1000 x 100.

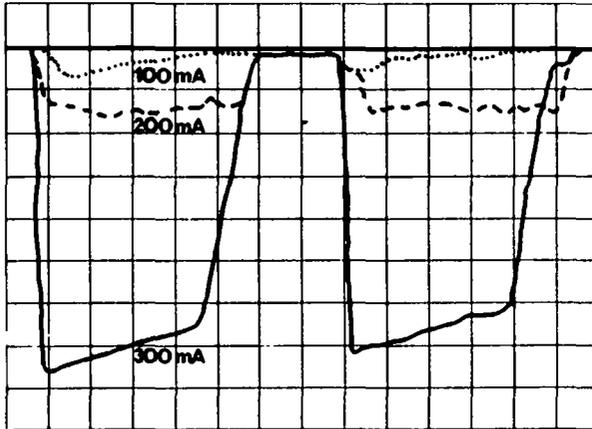


Figure 3.12.b :

Usure des collecteurs sous différents courants.  
Trace des balais négatifs; la troisième piste qui était  
parcourue par un balai positif seulement est moins marquée.  
26 PL 210 à 2000 RPM après 600 heures.  
Agrandissement 1000 x 100.

## Références du chapitre 3

- (3.1.) : J. Aronstein & W. E. Campbell  
 "Contact Resistance & Material Transfer of Soft-metal  
 Microcontacts"  
 Holm Seminar 1969.
- (3.2.) : J. A. Greenwood  
 "Constriction Resistance & the Real Area of Contact"  
 Brit. J. Appl. Phys., Vol. 17 (1966) - p. 1621
- (3.3.) : N. E. Lewis, C. W. Reed, J. D. Decorpo, J. R. Wyatt  
 "A comparative Study of the Performance of Electrical  
 Sliding Contact Lubricants in a Chemically Active At-  
 mosphere"  
 IEEE Trans. on Parts, Hybrids & Pack., Vol. 12 - no 1 -  
 mars 1976.
- (3.4.) : E. W. Gray, L. G. McKnight  
 "A survey of Possible Mechanisms of Activation and Ero-  
 sion of Relay Contacts"  
 IEEE Trans. on Parts, Hybrids & Pack., Vol. 11 - no 2 -  
 juin 1975.
- (3.5.) : P. Kisliuk, cité par L. H. Germer & J. L. Smith  
 "Activation of Electrical Contacts by Organic Vapors"  
 Bell Syst. Techn. J. 36 (1957) - p. 769.
- (3.6.) : W. E. Campbell  
 "The Lubrication of Electrical Contacts"  
 IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufac-  
 turing Technology, Vol 1, No 1, March 1978.

#### 4. TRANSPORT DE MATIERE PAR ELECTROEROSION

##### 4.1. Généralités

Les tests préliminaires montrent l'importance de l'érosion électrique dans l'usure des collecteurs et des balais des moteurs Escap<sup>®</sup> 26 PL. Il est donc nécessaire de consulter avec une attention particulière les travaux publiés dans le domaine des contacts séparables avec charge inductive. Les publications traitant de ce sujet sont très nombreuses. La synthèse bibliographique de A. Guyétand (réf. 4.1.), qui analyse plus de 400 articles, permet une première sélection.

Les résultats publiés par différents auteurs semblent contradictoires et des expériences, apparemment identiques, donnent des valeurs très dispersées. En fait, ces expériences ne sont pas vraiment identiques, et la différence réside, par exemple, dans le nombre de commutations effectuées ou la forme des contacts utilisés. Cette situation n'est pas tragique puisque, ce qui nous intéresse est avant tout l'importance relative des paramètres. Néanmoins, pour donner le maximum de cohérence aux remarques qui vont suivre, nous avons tiré pratiquement toutes les illustrations et les valeurs numériques de "Beiträge zum Problem der Materialwanderung an schwachbelasteten Silberkontakten in induktionsarmen Schaltkreisen", de A. Hentsch (réf. 4.2. et 4.3.). Les valeurs des courants et des inductances y sont raisonnablement proches des valeurs correspondantes des moteurs que nous étudions ici. Les métaux testés par Hentsch sont Ag (surtout), Au, Pd, qui sont couramment utilisés dans les alliages de collecteurs et balais.

On distingue trois phénomènes possibles lors de l'ouverture d'un circuit inductif, qui contribuent, de manières très différenciées, à l'usure des contacts :

- les "hunts" métalliques
- les arcs sans plasma, dits "arcs courts"
- les arcs avec plasma.

##### 4.2. Points métalliques

La surface réelle de contact diminue lorsqu'on s'approche de l'ouverture du contact (dans le cas des moteurs lorsque le balai est sur le point de quitter un brin de collecteur). On peut croire qu'alors le courant diminuera progressivement, près du point d'ouverture, au profit du courant dans la section qui était en court-circuit. L'exigence d'une résistance de contact négligeable par rapport à la résistance du moteur fait que le courant ne diminue pratiquement pas durant cette période ; cela conduit à un très fort échauffement et même à une fusion locale.

Exemple : Résistance du bobinage du moteur 16  $\Omega$   
 Résistance du contact 10 m $\Omega$ .

Si la surface réelle diminue d'un facteur 100, la résistance de contact augmente d'autant, alors que le courant ne baisse que de 10 %.

Il existe une relation entre la tension de contact et la température maximale du contact, basée sur le calcul de la résistance de constriction et la conductivité thermique des contacts. Comme les hypothèses permettant d'établir cette relation (répartition de la température constante, pas d'évacuation de chaleur par rayonnement ou convection, pas de couche de corrosion, etc...) ne sont pratiquement jamais respectées exactement, le résultat obtenu n'est qu'approximatif.

$$\int_{T_0}^{T_{\max}} \lambda \rho dT = \frac{U_c^2}{8}$$

avec  $T_{\max}$  : température maxi en  $^{\circ}\text{K}$

$U_c$  : tension de contact en V

$\lambda$  : conductivité thermique en  $\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$

$\rho$  : résistivité en  $\Omega\text{m}$ .

On sait que le rapport des conductivités électrique et thermique des métaux bons conducteurs ne dépend, en première approximation, que de la température absolue (Wiedemann-Franz-Lorenz) :

$$\rho \lambda \approx LT$$

avec L : constante de Lorenz

$$L = 2,45 \cdot 10^{-8} \text{ V}^2 \text{ } ^{\circ}\text{K}^{-2}$$

Pour l'argent et l'or, on obtient (réf. 4.12.) :

$$T_{\max} \sim 3100 U_c$$

et pour les métaux du groupe du platine :

$$T_{\max} \sim 2800 U_c.$$

La température de fusion de l'argent est de  $1234^{\circ}\text{C}$ , ce qui correspond à environ 0,40 Volt. La température d'évaporation est de  $2485^{\circ}\text{C}$ , donc  $U_c \sim 0,80$  Volt. Pour l'or, on a  $1336^{\circ}\text{C} \sim 0,43$  V, resp.  $3239^{\circ}\text{C} \sim 1,04$  V (réf. 4.13.).

Koren & al. (réf. 4.4.) ont mesuré la tension de contact à l'ouverture pour des courants entre 8 A et 11 kA, différentes vitesses d'ouvertures et différents matériaux. Ils ont mis en évidence, après de nombreux autres auteurs, la présence d'un "pont" de métal en fusion entre les électrodes juste avant l'ouverture. Leur représentation schématique de l'évolution de la tension de contact durant cette période est donnée par la figure 4.1.

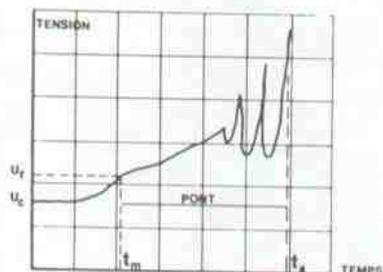
Figure 4.1. :  
Représentation schématique  
de la relation entre  
la tension de contact et  
le temps, lors de  
l'ouverture.

$U_f$  : Tension de fusion

$U_c$  : Tension de contact

$t_m$  : Temps pour atteindre  
la fusion

$t_a$  : Temps de déclenchement  
de l'arc - rupture du  
pont métallique.



Les figures 4.2. à 4.5. illustrent la tension de contact de moteurs Escap 28 PL 21 222 à 1000 tours/min et 1,5 A env. Sur la figure 4.2 la tension monte à environ 0,4 Volt, en approx. 2  $\mu$ s, puis atteint le point de rupture à environ 1 V, en approx. 10  $\mu$ s. Le tension  $U_c(t)$  varie énormément d'une ouverture des contacts à l'autre: on peut observer des cascades de signaux semblables à ceux de la figure 4.1. (cf. fig. 4.3.), ou des ponts où la phase liquide dure très longtemps (plus de 60  $\mu$ s dans le cas illustré par la fig. 4.4.).

Le cas représenté par la figure 4.5. peut être considéré comme un cas moyen: la phase liquide caractérisée par une tension de contact entre 0,4 et 0,45 V dure environ 15  $\mu$ s. Le pont se rompt lorsque  $U_c$  dépasse 1 V après une durée totale de 30  $\mu$ s.

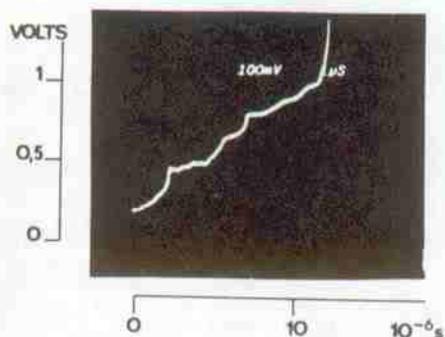


Figure 4.2: Tension de contact à l'ouverture, mesurée en mettant l'oscilloscope en parallèle avec un pseudo-réacteur. (cf. chapitre 3, paragraphe 4).

Figure 4.3. :

Idem

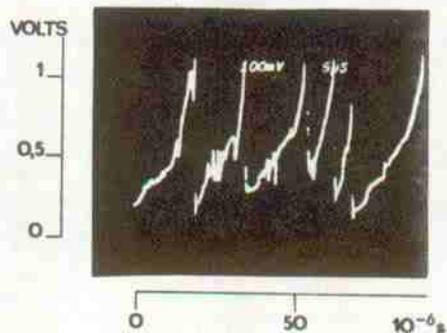


Figure 4.4. :

Idem

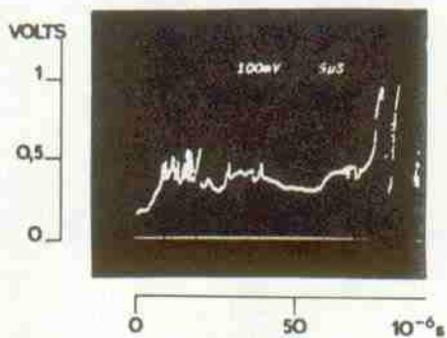
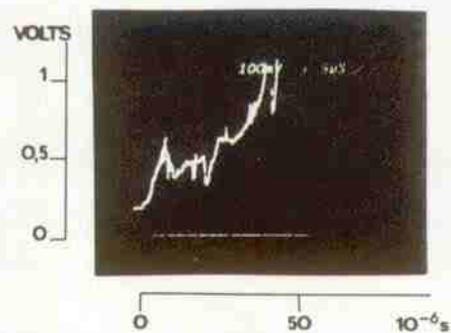


Figure 4.5. :

Idem



La résistance des fils de connexion correspond à env. 25 mV, qui doivent être soustraits des valeurs indiquées sur les figures. La "tension de fusion" mesurée est donc proche des 0,4 Volts théoriques. Ce n'est pas le cas de la tension maximale qui dépasse 1 Volt alors que la tension d'évaporation théorique de Ag est de 0,8 Volt. Ceci est aussi observé par Hentsch et montre les limites de l'équation (4.1.).

Le mécanisme du transport de matière par ponts n'est pas parfaitement connu. On suppose que des effets thermoélectriques provoquent une rupture asymétrique du pont.

En plus du transport de matière directement provoqué par la formation de ponts métalliques, on a une dégradation de l'état de surface des contacts et donc, une aggravation de l'usure mécanique. Il est donc à première vue naturel de rechercher un métal tendre, à point de fusion relativement bas, que l'on utilisera en couche de quelques microns sur le collecteur ou les balais, afin de fournir un matériau pour le pont, sans créer de particules abrasives ou une rugosité trop forte (réf. 4.5.).

En pratique, il ne faut cependant pas négliger les défauts propres à une couche tendre : étalement, usure rapide, corrosion, etc...

#### 4.3. Arcs

Idéalement, aucun courant ne passe entre les électrodes d'un contact ouvert. Si l'énergie disponible est suffisante, des porteurs de charge peuvent cependant être créés à la surface des électrodes ou dans le gaz entre les électrodes.

Dans le cas de l'arc sans plasma, des électrons sont libérés par la cathode. En effet, si un électron a une énergie cinétique supérieure à  $e_0 U_0$  (avec  $e_0$ : charge de l'électron,  $U_0$ : barrière de potentiel à la surface de la cathode) il peut être émis par la cathode. La valeur effective de  $U_0$  dépend de l'état de surface et de la composition du contact, ainsi que de l'influence d'un champ électrique extérieur. Pour Au, Ag, Cu, Pd, l'énergie nécessaire à la libération d'un électron est d'environ 4,5 eV. Comme cette énergie peut être d'origine thermique, on voit que l'existence de ponts en fusion à l'ouverture joue un rôle même après la séparation des contacts.

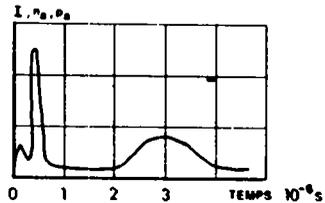
Si la distance entre les électrodes est plus petite que le libre parcours moyen des électrons dans le gaz ambiant, les électrons émis par la cathode vont frapper l'anode et provoquent un transport de matière de l'anode sur la cathode par évaporation. Si la distance entre les électrodes est plus grande que le libre parcours moyen des électrons, ceux-ci ionisent, soit le matériau d'anode vaporisé, soit le gaz ambiant. Les ions positifs ainsi créés frappent alors la cathode et provoquent un transport de matière de la cathode sur l'anode, par évaporation.

Dans le cas de contacts frottants, l'influence négative des arcs ne se limite pas au transfert de matière. La dégradation des surfaces au point d'ouverture (augmentation de rugosité, destruction du film de lubrifiant liquide ou solide, etc...) est aussi une cause importante d'usure, et cette dégradation est importante même lorsque les transferts anode-cathode et cathode-anode tendent à se compenser.

En première approximation, un arc peut donc être divisé en deux périodes distinctes : en premier lieu l'arc court, caractérisé par un transport de matière de l'anode sur la cathode, suivi de l'arc long, qui conduit à un transport de matière en sens inverse. Allen (réf. 4.6.) pense que les conditions physiques d'un arc long sont réalisées au moment immédiat qui suit la rupture du pont, à cause de la haute pression qui y règne, et parle dans ce cas d'un "arc court inverse".

Les mesures de tension ou de courant à l'ouverture ne permettent pas de distinguer quel type d'arc, et donc quel type de transfert, a lieu. Des mesures de l'intensité de lumière émise durant l'arc, de la concentration de porteurs de charges et de la pression de la vapeur métallique dans l'espace entre les électrodes (réf. 4.7., 4.8. et 4.9.) montrent que l'on a en fait une série de phénomènes complexes (fig. 4.6.)

Figure 4.6. :  
Évolution de l'intensité de lumière émise  $I$ , de la densité de porteurs de charge  $n_a$  et de la pression  $p_a$  durant un arc (réf. 4.7.) entre 2 électrodes de platine.

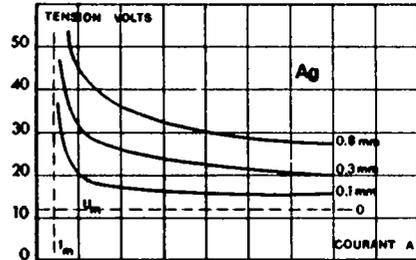


Il n'y a pas de limite franche entre les types d'arcs et on observe une certaine compensation des transports de matière dans les zones de transition. En première approximation, on peut cependant dire que chaque matériau a une distance critique entre électrode en-dessous de laquelle l'arc court est dominant, resp. en-dessus l'arc avec plasma. Cette distance critique est de  $3 \cdot 10^{-6}$  m pour Ag et de  $0,5 \cdot 10^{-6}$  m pour Pd (réf. 4.10.).

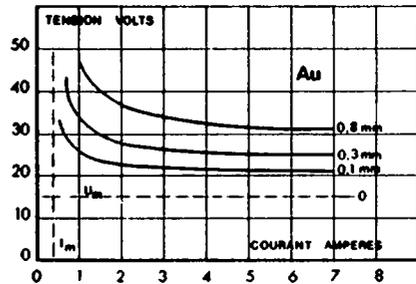
Pour que l'arc se maintienne, il faut une tension et un courant supérieurs à des seuils qui dépendent du matériau, de la distance entre les électrodes, etc... La figure 4.7. montre les valeurs limites de la tension et du courant en fonction de la distance entre deux électrodes d'argent dans l'air.

Figure 4.7. :

a)  
Valeur d'extinction  
de la tension et du  
courant d'un arc  
entre 2 électrodes  
d'argent.  
Paramètre : distance  
entre les électrodes  
(réf. 4.10. & 4.11.)



b)  
Idem :  
électrodes d'or



$U_m$  et  $I_m$  sont les valeurs minimales de la tension et du courant pour un arc. Le tableau 4.1. en donne des valeurs approximatives pour différents matériaux de contact.

Ces valeurs n'ont de sens en pratique que dans le cas d'arcs suffisamment longs. En effet la valeur d'extinction du courant dépend de la durée de l'arc: elle augmente avec la durée de l'arc pour atteindre finalement la valeur de saturation  $I_m$  (réf.4.14). Nous avons mesuré des courants à l'extinction inférieurs à  $I_m$ .

Tableau 4.1. :  
Valeurs de  $U_m$  et  $I_m$   
(réf. 4.12.)

Matériau de contact	$U_m$ (Volts)	$I_m$ (Ampères)
Cuivre	13	0,4
Argent	12	0,4
Or	15	0,35
Palladium	16	0,8
Platine	17	0,9
Tungstène	15	1
Charbon	20	0,02
AgPd 70/30	13	0,4
AuNi 95/5	15	0,35
PdCu 60/40	14	0,7
PtNi 92/8	16	---
PtIr 80/20	19	0,8

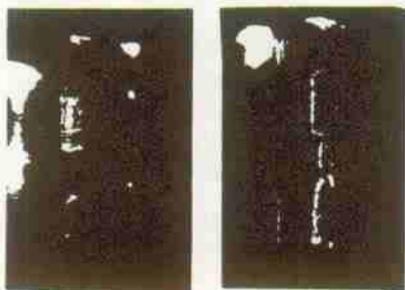
Notre méthode de mesure (cf. § 3.4) ne permet pas de distinguer un arc court d'un arc long. Le moyen le plus simple pour obtenir des arcs courts est de contrôler l'énergie disponible ou les valeurs du courant et de la tension pour couper l'arc avant que la distance entre les électrodes ne dépasse le libre parcours moyen de l'électron. On obtient des pointes de tension rapides à l'ouverture d'un contact en introduisant une inductance dans le circuit. Cette méthode a été suivie par la plupart des expérimentateurs, qui ont publié des mesures de transport de matière, et correspond à la réalité de la commutation sur les moteurs à courant continu.

Comme les phénomènes physiques sont fondamentalement les mêmes pour tous les métaux, on n'a pas encore pu trouver un couple de contacts ayant des transferts de matière de sens opposé pour toute la plage d'utilisation et dont on pourrait espérer qu'ils se compensent dans toutes les conditions.

Le sens du transfert de matière dans les moteurs Escap est relativement difficile à mesurer, à cause de la superposition de plusieurs mécanismes d'usure. Au contraire, ce sens de transfert est facilement mis en évidence avec la méthode du pseudo-interrupteur (§ 3.4.) : il suffit de faire parcourir aux balais des pistes séparées sur un collecteur modifié dont on a enlevé un couple au point de commutation. De cette façon, on sépare les parties des contacts soumises à l'arc des parties frottantes. La figure 4.8. montre que le transfert est dans le sens anode  $\oplus$  - cathode  $\ominus$  pour un moteur à inductance élevée (26 PL 11 210) avec un courant de 1 Amp. Des mesures identiques avec un fort courant de 2,5 A pour un moteur 26 PL 11 221 donnent des résultats semblables (fig. 4.9.).

Notons que de tels courants ne sont pas utilisés souvent avec les types de moteur ci-dessus. Cela signifie que même dans des conditions extrêmes on reste en régime d'arc court.

Figure 4.8.a :  
Brin de collecteur au point de commutation :  
- piste supérieure : le brin était positif à la commutation (anode pour l'arc).  
- piste inférieure : cathode.  
On remarque l'encoche dans l'anode et le dépôt sur la cathode.  
Moteur 26 PL 210,  
4000 tours/min, 1 Amp.



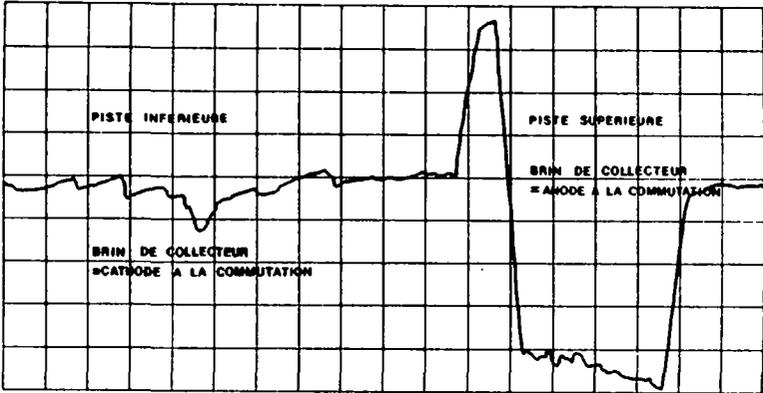


Figure 4.8.b :  
 Profil du brin de collecteur près du point d'ouverture  
 Echelle 1000 x 100

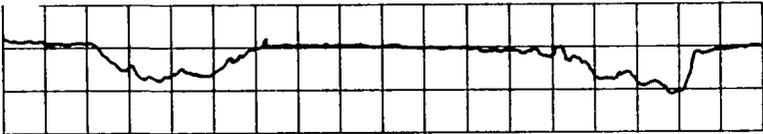


Figure 4.8.c :  
 Profil du collecteur au milieu du brin

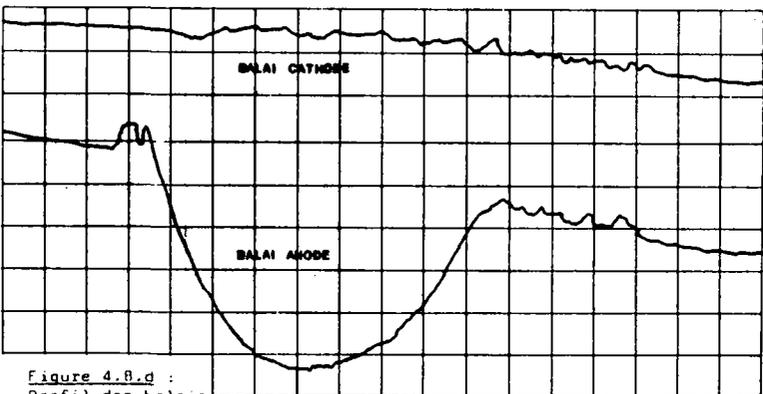


Figure 4.8.d :  
 Profil des balais  
 Echelle 1000 x 100

Echelle 1000 x 100

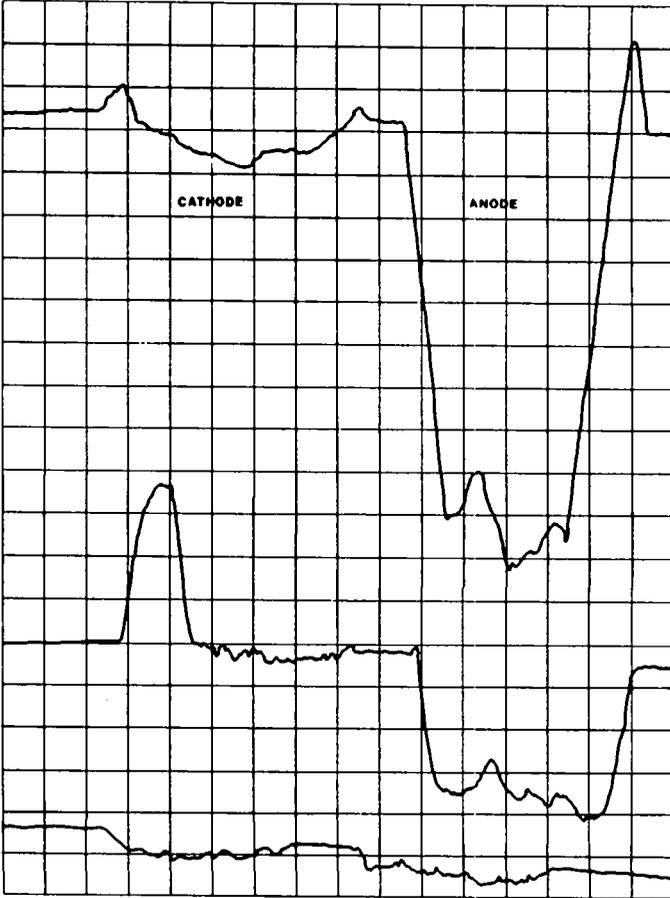


Figure 4.9.a :

Profil du brin de collecteur :

- courbe supérieure : au point de commutation
- courbe inférieure : au milieu du brin
- courbe médiane : position intermédiaire

au milieu du brin de collecteur l'usure est relativement très faible.

Echelle 1000 x 100

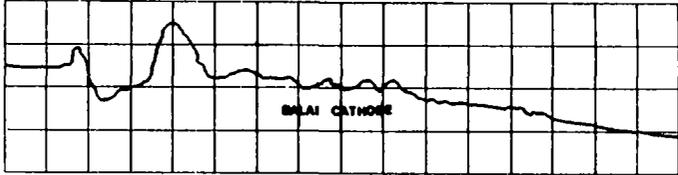


Figure 4.9.b: Profil des balais. Echelle 1000x100.

#### 4.4. Mesures de Hentsch

A. Hentsch (réf. 4.2. et 4.3.) a utilisé le dispositif de la figure 4.8. et des contacts de relais radioactifs, ce qui lui a permis de mesurer des quantités infimes de matière transférée avec une bonne précision. Une certaine divergence de résultat est inévitable entre les auteurs qui cherchent à décrire qualitativement et quantitativement les phénomènes se produisant durant une unique commutation, et ceux qui veulent étudier l'usure d'un contact en

usage normal, ce qui sous-entend un nombre énorme de commutations (chaque balai d'un moteur 26PL commute 9 fois par tour, ce qui représente pour 10.000 heures à 3000 tours/min plus de 16 milliards de commutations). En effet, le transport de matière dépend de l'état de surface, de la corrosion, etc. et donc, du nombre de commutations (fig. 4.9.)

Figure 4.8. :  
Dispositif d'essai  
de Hentsch  
(réf. 4.3.)

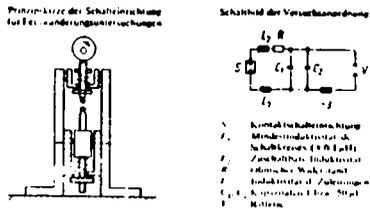
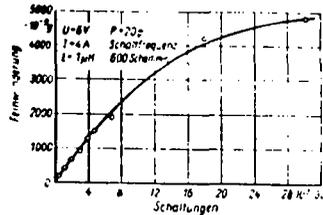


Figure 4.9. :  
Transport de matière  
en fonction du nombre  
d'interruptions  
(réf. 4.3.)



S'il ne faut pas espérer calculer des durées de vie de moteurs directement à partir des mesures de Hentsch, l'allure générale de ses courbes et l'influence relative des paramètres forment certainement une base de réflexion valable, puisqu'il utilise des contacts Ag (et quelques mesures avec Au et Pd) avec des courants inférieurs ou égaux à 8 ampères et des inductances comprises entre 0,1 et 200 µH. Les moteurs Escap 26 PL ont des inductances de l'ordre de 100 µH et sont utilisés avec des courants de l'ordre de 1 A.

La quantité de matière transportée à chaque interruption du circuit augmente avec l'inductance (fig. 4.10.) : Pour  $L \leq 1 \mu\text{H}$ , on a une zone où le transport est peu sensible à l'inductance et peut donc être attribué à la rupture du pont. Pour  $1 \mu\text{H} < L \leq 100 \mu\text{H}$ , on a une zone typique de l'arc court où le transport est pratiquement proportionnel à l'inductance. Ensuite, pour  $L > 100 \mu\text{H}$ , on a une zone intermédiaire arc court / arc long où les transferts anode - cathode - anode ont tendance à se compenser. L'usure reste cependant importante, car des photographies mettent en évidence une forte augmentation de la rugosité.

Figure 4.10. :  
Transport de matière lors de l'interruption d'un circuit inductif, en fonction de l'inductance du circuit (réf. 4.3.).

Paramètre :  
courant avant l'interruption.

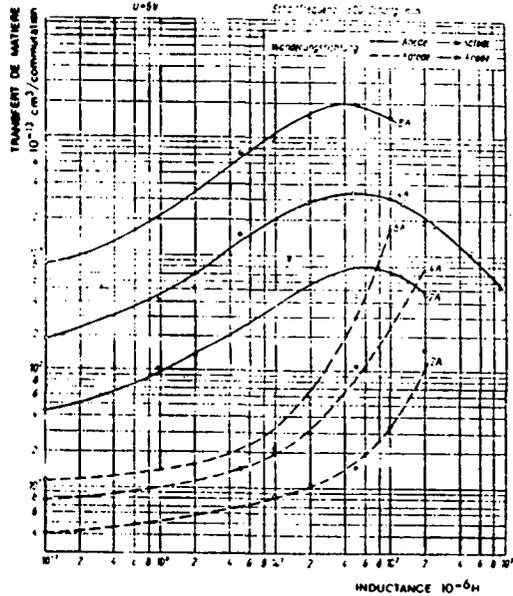
$U = 6 \text{ V}$

$I = 2 ; 4 \text{ et } 8 \text{ A}$

$L = 10^{-1} \text{ à } 10^3 \mu\text{H}$

Force de contact :  
 $p = 0,2 \text{ N}$

Mesuré sur environ  $10^3$  interruptions



L'influence du courant est mise en évidence par les mesures de la figure 4.11. On obtient donc approximativement la relation suivante pour le transport de matière de l'anode sur la cathode pour chaque ouverture des contacts :

$$G \approx (\Gamma_1 + \Gamma_2 L) I^2$$

avec  $I$  : courant avant l'ouverture (Amp)

$L$  : inductance (H)

$\Gamma_1$  et  $\Gamma_2$  dépendent du matériau de contact (tableau 4.2.) :

Tableau 4.2. :

Contact	$\Gamma_1 (10^{-13} \text{ cm}^3 \text{ A}^{-2})$	$\Gamma_2 (10^{-7} \text{ cm}^3 \text{ A}^{-2} \text{ H}^{-1})$	
Valeurs de $\Gamma_1$ et $\Gamma_2$ valables pour l'arc court ( $I \leq 2 \text{ A}$ et $L \leq 10^3 \mu\text{H}$ )	Ag	10	11,4
	Au	10	6,0
	Pd	6	2,2

TRANSFERT DE MATIERE  
 $10^{-13} \text{ cm}^3/\text{commutation}$

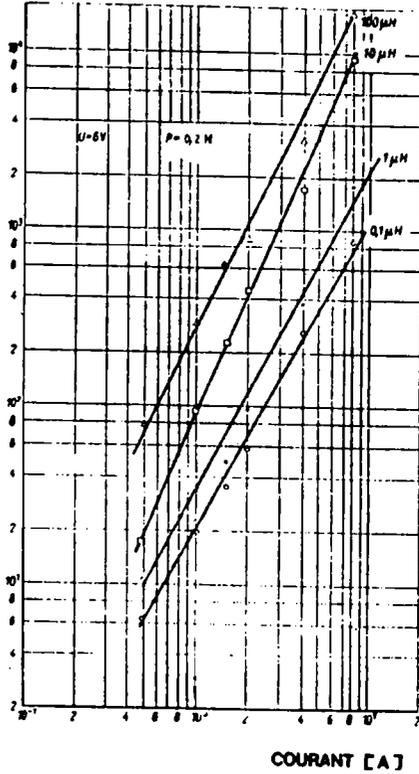


Figure 4.11. :  
 Transport de matière  
 lors de l'interruption  
 d'un circuit inductif,  
 en fonction du  
 courant.

Paramètre : Inductance  
 $U = 6 \text{ V}$

Force de contact  $0,2 \text{ N}$   
 $10^3$  interruptions

Quelle est l'influence de l'atmosphère ambiante ? Pour l'arc court  $N_2$ ,  $H_2$  et argon ne modifient pas la quantité de matière transférée. Pour les inductances élevées ( $L > 10^{-4}$   $\mu H$  et  $I = 4$  A) le transport de l'anode sur la cathode continue d'augmenter avec l'inductance pour  $H_2$ ,  $N_2$  et Ar, alors qu'il diminue pour l'air. Dans  $O_2$  on observe une augmentation du transport de matière relativement plus faible que dans l'air en fonction de l'inductance lorsque celle-ci dépasse une certaine valeur : 5  $\mu H$  environ pour 4 A. En présence d'un lubrifiant, le comportement est très proche du comportement en atmosphère inerte.

Aucune différence significative n'apparaît entre 35 % et 100 % d'humidité relative.

Dans l'air, la pression ne joue aucun rôle pour l'arc court, mais la valeur de l'inductance et le transport de matière pour le point de transition augmentent lorsqu'elle diminue.

Ceci confirme que l'arc court a lieu essentiellement dans une vapeur d'argent. Les mesures en atmosphère d'oxygène pur permettent de supposer que l'oxyde d'argent a un effet favorable.

Dans la région d'arc court, le transport de matière est en première approximation inversement proportionnel à la vitesse d'ouverture des contacts. Le point de transition où le transport par arc long tend à compenser le transport par arc court dépend aussi de la vitesse d'ouverture : pour une vitesse élevée on atteindra ce point déjà avec une inductance relativement faible. Dans le cas des moteurs Escap, les vitesses sont assez importantes, relativement aux mesures de Hentsch : pour le type 26 PL 21, la vitesse de séparation théorique, calculée perpendiculairement aux balais, est de 2  $cm s^{-1}$  par mille tours par minute. La durée moyenne des arcs à la commutation d'un moteur 26 PL 213, à 2000 tours par minute et 600 mA, est de 1  $\mu s$ . La distance  $d_L$  entre balai et collecteur est alors de :

$$d_L = 4 \text{ cm s}^{-1} \cdot 10^{-6} \text{ s} = 0,04 \text{ } \mu\text{m}$$

et donc 2 ordres de grandeur inférieure à la distance critique pour l'argent donnée par Pitney (réf. 4.10.) :  $d = 3 \text{ } \mu\text{m}$ . Il n'y a donc probablement pas d'arcs longs à la commutation. Il ne faut cependant pas oublier que la séparation des contacts se produit par éclatement du pont, c'est-à-dire à une vitesse supérieure à la vitesse avec laquelle le balai s'éloigne du collecteur.

Le résultat

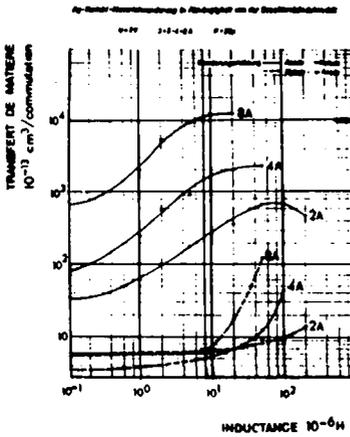
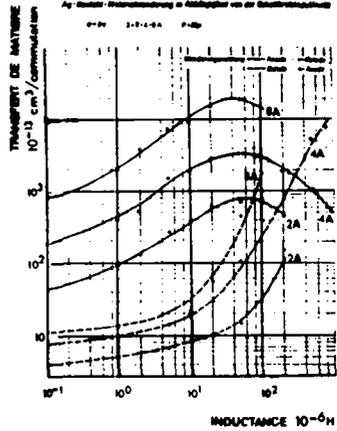
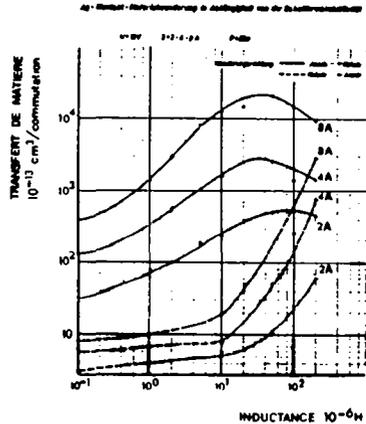
$$G \approx (\Gamma_1 + \Gamma_2 L) I^2$$

obtenu avec des contacts de relais indique que l'usure

$$U \sim L I^2$$

obtenue dans les tests préliminaires est causée surtout par l'électroérosion à l'ouverture et dépend directement de l'énergie disponible sur les contacts à l'ouverture. Nous devons nous efforcer de limiter cette énergie en créant des "pertes" dans les différents éléments du moteur.

## Annexe au chapitre 4 : Graphiques de Hentsch (réf. 4.2.)

Fig. 1 :  $U = 2 \text{ V}$ Fig. 2 :  $U = 6 \text{ V}$ Fig. 3 :  
 $U = 10 \text{ V}$ 

Figures 1 à 3 :  
Transfert de matière  
en fonction de l'inductance  
du circuit.

On voit que le transfert  
est pratiquement indépendant  
de la tension sur le circuit.

Fig. 4 :  
Atmosphères différentes  
Air, Argon, H<sub>2</sub>, N<sub>2</sub>

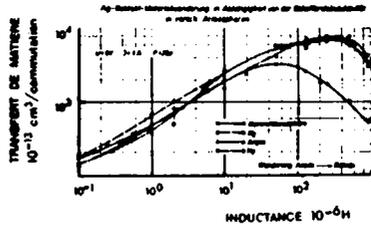


Fig. 5 :  
Air et O<sub>2</sub>

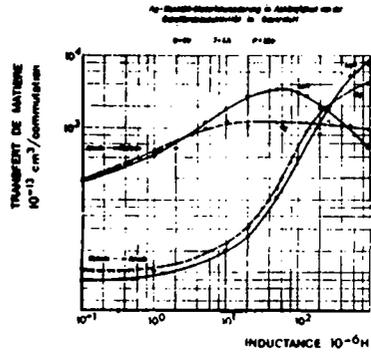


Fig. 6 :  
Contacts lubrifiés

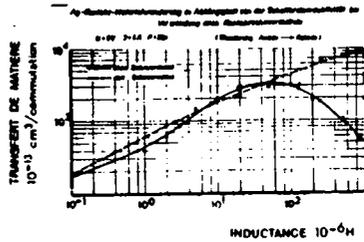


Fig. 7 :  
Humidité relative de l'air  
35 % et 100 %

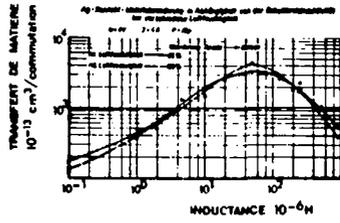


Fig. 8 :  
Pression atmosphérique  
760, 100, 10 et 1 Torr

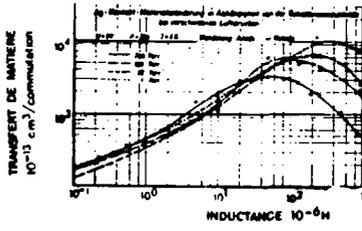


Fig. 9 :  
Vitesse de séparation  
des contacts :  
1 cm/sec  
0,5 cm/sec  
0,05 cm/sec

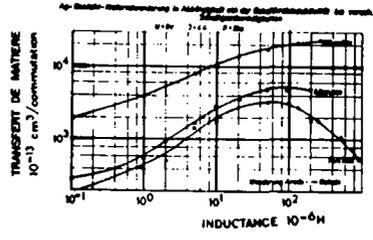
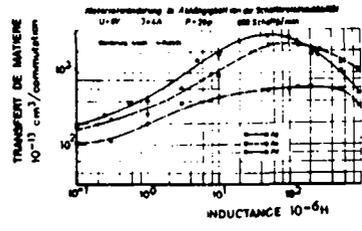


Fig. 10 :  
Matériaux de contact  
Ag, Au, Pd



## Références du chapitre 4

- (4.1.) : A. Guyétand  
 "Contribution à l'étude des contacts électriques séparables : synthèse bibliographique"  
 RGE, tome 83, no 1 - janvier 1974
- (4.2.) : A. Hentsch  
 "Beiträge zum Problem der Materialwanderung an schwach belasteten Silberkontakten in induktionsarmen Schaltkreisen"  
 Habilitationsschrift, Techn. Hochschule Ilmenau - 1969
- (4.3.) : A. Hentsch  
 "Materialwanderung an Ag-Abhebe-Kontakten bei relativ niedrigen Schaltkreisinduktivitäten"  
 WZE, Bd 4.11.3 - 1964
- (4.4.) : P. Koren, M. D. Nahemow, P. G. Slade  
 "The Molten Metal Bridge Stage of Opening Electric Contacts"  
 IEEE Trans. on Parts, Hybrids & Packaging, Vol PHP 11, no 1 - mars 1975
- (4.5.) : B. Fütterer & W. Krebs  
 "Stromübertragungseinrichtung für Kollektormaschinen und Verfahren zum Herstellen derselben"  
 Deutsche Patentschrift P 2064601.9 & P 2124425.7 - 1970 - 71
- (4.6.) : A. L. Allen  
 "Long-Life Contacts for Unidirectional Currents of 1-10 Amperes"  
 Proc. IEE 100, 158, 1953
- (4.7.) : M. R. Hopkins & R. H. Jones  
 "Transients, Bridges, Micro-Arcs and Metal Transfer in low Voltage Electrical Contacts"  
 "Proc. 6th Inter. Conf. on Electrical Contact Phenomena" n.399, 1972
- (4.8.) : F. Llewellyn-Jones & M. C. Cowburn  
 "Fifth Intern. Conf. on Electrical Contact Phenomena"  
 Munich 1970
- (4.9.) : T. M. Thomas  
 Ph. D. Thesis, University of Wales - 1970
- (4.10.) : K. E. Pitney  
 "New Contact Manual : Electrical Contacts for Low Energy Uses"  
 J. M. Ney Company - 1973
- (4.11.) : R. Holm  
 "Electric Contacts"  
 Springer, New York - 1967

## Références du chapitre 4 (suite)

- (4.12.) : W. Merl  
"Der elektrische Kontakt : Wissenschaftliche Grundlagen  
und ihre Anwendungen"  
Dr. E. Dürrwächter - Doduco, Pforzheim - 1959
- (4.13.) : Doduco-Datenbuch  
Pforzheim - 1974
- (4.14.) : Atsuo Takahashi & Masao Kaneko  
"Arc Termination Current for AgPd-Contacts"  
Proc. of the 8<sup>th</sup> Int. Conf. on Elect. Contact Phenomena  
p.107 ff, Tokyo 1976.

## 5. MESURES DE LA TENSION INDUITE DE COMMUTATION

### 5.1. Énergie disponible pour l'arc

On a vu que la quantité de matière transportée lors des arcs courts dépend en première approximation de l'énergie disponible à l'ouverture des contacts. Dans la conception des relais de téléphone on utilise une relation empirique qui définit le "facteur d'énergie de charge"  $E_C$ . On admet que l'usure est proportionnelle à  $E_C$

$$E_C = E_m + 0.1 I_0 \quad \text{avec } E_m : \text{énergie magnétique dans le circuit}$$

$$I_0 : \text{courant avant l'ouverture.}$$

Considérons le circuit de la figure 5.1., qui représente le circuit le plus simple, duquel on peut tirer quelques conclusions utiles pour la commutation des moteurs ! Dans notre cas  $L$ ,  $C$  et  $R$  se rapportent à la section de bobine qui était en court-circuit lors de la commutation, et l'on admet que l'inductance des sections en série est très importante : on enclenche donc "brutalement" sur le circuit 5.1. une source de courant constant.

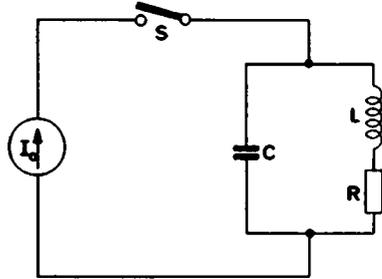


Figure 5.1. :  
Circuit parallèle simple  
soumis à un échelon de  
courant

La solution générale pour le courant  $i$  à travers l'inductance  $L$  est :

$$i = [A \cos \omega t + B \sin \omega t] e^{-\alpha t} + I_0$$

$$u = L \frac{di}{dt} + Ri \quad \text{avec } u : \text{tension sur la capacité } C.$$

$$\text{avec } A = -I_0 \text{ et } B = -\frac{\alpha}{\omega} I_0$$

$$\alpha = \frac{R}{2L} \quad \omega_0^2 = \frac{1}{LC} \quad \omega^2 = \omega_0^2 - \alpha^2$$

Dans le cas du régime oscillatoire pur ( $R \approx 0$ ) l'énergie totale est constante

$$\begin{aligned} E &= \frac{1}{2} C u^2(t) + \frac{1}{2} L i^2(t) \\ &= \frac{1}{2} C u_{\max}^2 = \frac{1}{2} L i_{\max}^2 = \text{constante.} \end{aligned}$$

Dans le régime oscillatoire amorti ( $R$  petit) l'énergie est dissipée dans la résistance :

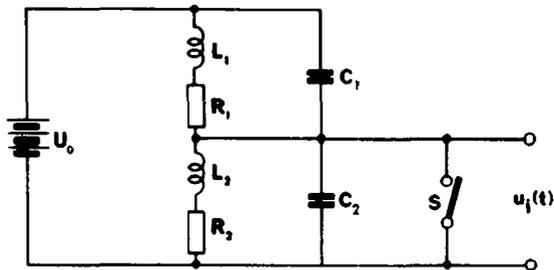
$$\frac{dE}{dt} = - R i^2(t).$$

Dans le cas réel des micromoteurs à rotors sans fer, on dissipe en outre passablement d'énergie en courants de Foucault (cf. § 5.5.).

### 5.2. Circuit simplifié de remplacement du moteur

Figure 5.2. :

Circuit simplifié de remplacement : on néglige les inductances mutuelles, les courants de foucault dans le stator, etc...



$L_2, R_2, C_2$  se rapportent à la section qui commute.

$L_1, R_1, C_1$  aux sections qui seront en série avec la section ( $R_2, L_2$ ) après la commutation.

Le circuit de la figure 5.2. est encore très simplifié par rapport à une bobine Escap<sup>®</sup>, et des mesures de  $U_1$  à la commutation en montrent nettement les limites : l'allure générale de la tension est à peu près correcte, mais on ne peut en pratique négliger l'amortissement dans le tube (foucault) et les influences mutuelles des sections de bobine.

On obtient pour le circuit de la figure 5.2. une solution de la forme ( avec  $i_1$ : courant dans l'inductance  $L_1$  )

$$i_1(t) = K_1 e^{-T_1 t} + (K_2 \sin \omega t + K_3 \cos \omega t) e^{-T_2 t} + K_4$$

$$u_1(t) = U_0 - L_1 \frac{di_1}{dt} - R_1 i_1$$

où l'influence sur  $u_1$  max des éléments du circuit est déjà relativement difficile à déterminer analytiquement. Une représentation plus réelle de la bobine conduirait donc à des équations très complexes. Il nous a donc semblé plus rationnel de mettre en évidence l'importance relative de certains paramètres soit par des mesures de  $u_1$ , soit par des calculs numériques sur ordinateur.

### 5.3. Méthode de mesure

Nous admettons en première approximation que la relation établie pour le circuit parallèle simple

$$E \approx \frac{1}{2} C u_{\max}^2$$

garde un sens même pour un circuit plus complexe, avec la réserve suivante : cette relation n'est valable que si  $u_{\max}$  n'est pas modifiée par une décharge entre les contacts. Dans ce dernier cas en effet  $u_1(t)$  présentera un plateau à la valeur minimale d'arc tant que le courant sera supérieur au seuil nécessaire pour maintenir l'arc (cf. tableau 4.1.).

Nous disposerons donc d'une mesure simple, qui permet d'estimer l'usure d'un nouveau modèle relativement à un moteur connu.

Nous utilisons 2 méthodes pour mesurer la tension induite à la commutation :

- un 3ème balai est monté sur le moteur de telle sorte qu'il soit en contact avec le brin de collecteur que le balai quitte à la commutation (cf. fig. 5.3.). On mesure la tension induite  $u_i$  sur un oscilloscope.
- on utilise le dispositif des "tests avec bobines séparées des rotors" décrit au § 3.4. L'oscilloscope est branché aux bornes du commutateur (cf. fig. 5.4.).

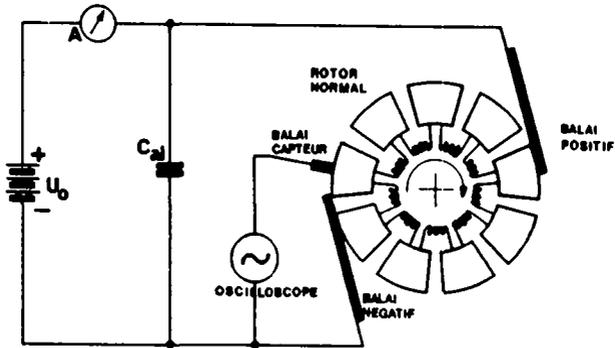


Figure 5.3. : Mesure de la tension induite par balai-captteur

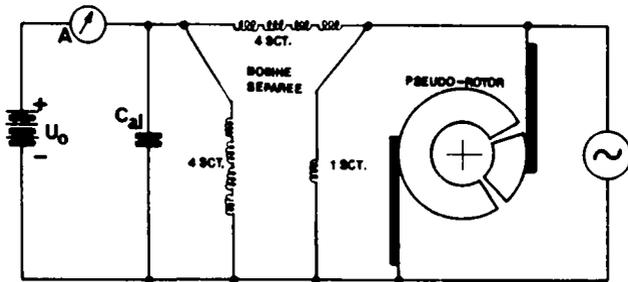


Figure 5.4. : Mesure de la tension induite avec pseudo-rotor

#### 5.4. : Influence des instruments de mesure

Notre but n'est pas de mesurer avec précision la tension induite à la commutation, mais de comparer différentes conceptions de rotor et d'estimer l'influence de certains paramètres. La nature aléatoire des phénomènes physiques à l'ouverture de contacts limite de toute façon la précision des mesures. Nous devons donc attacher plus d'importance à la répétitivité et à la cohérence des mesures qu'à leurs valeurs absolues.

Afin d'avoir sur les bornes du moteur une tension aussi constante que possible (c'est-à-dire une alimentation idéale), nous y avons connecté pour les mesures une capacité très importante  $C_{al}$  ( $\approx 1000 \mu F$ ). En pratique, on a souvent des éléments en série avec le moteur, qui peuvent influencer la valeur de la tension induite : par exemple la résistance  $R_o$  du circuit de contrôle de la fig. 1.14.

L'oscilloscope et sa sonde n'ont pas une capacité nulle et influencent donc les mesures.

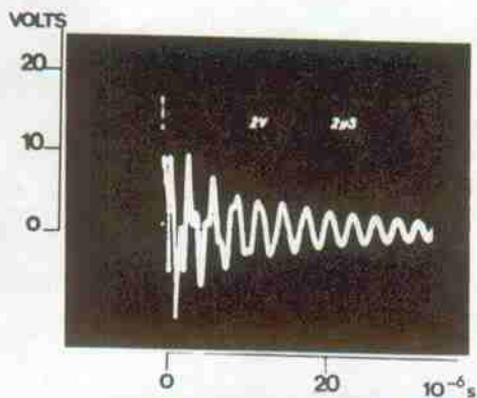
Oscilloscope : Tektronix 7633 avec tiroirs amplificateurs 7A18 ou 7A26 : 1 M $\Omega$  et 20 pF.

Sonde : P 6065A : 10 M $\Omega$  et 12,5 pF.

L'influence de ces instruments n'est probablement sensible que sur les temps de montée des signaux, mais peu importante pour l'allure générale. Ceci est mis en évidence par la mise en parallèle avec la sonde d'une capacité supplémentaire, de plus d'un ordre de grandeur supérieure à la capacité "parasite" des instruments (cf. fig. 5.5. et 5.6.) et peut être expliqué à l'aide du modèle simplifié de la bobine : c'est la somme des capacités  $C_1 + C_2$  (§ 5.2.) qui apparaît dans les équations, et les instruments<sup>2</sup> ont des capacités d'un ordre de grandeur inférieures à cette somme.

Figure 5.5. :  
 Modification de la  
 tension induite par  
 une capacité de 470 pF  
 en parallèle avec la  
 sonde

- a) 26 PL 216  
 2000 tours/min  
 200 mA  
 Sonde Tektronix  
 12,5 pF 10 M $\Omega$   
 (1 événement  
 caractéristique)



- b) comme fig. 5.5.a)  
 + 470 pF en parallèle  
 avec la sonde  
 (1 événement type)

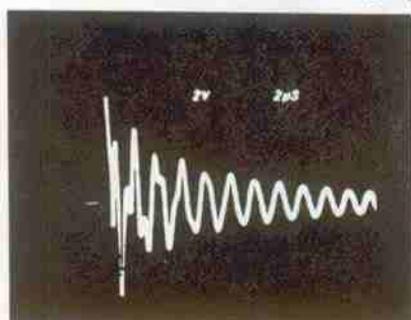


Figure 5.6.a :  
 Comme fig.5.5 avec  
 100 ns/petite div.  
 (accumulation d'un  
 grand nombre d'évè-  
 nements).

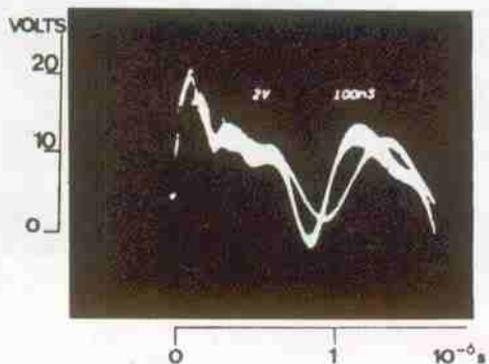
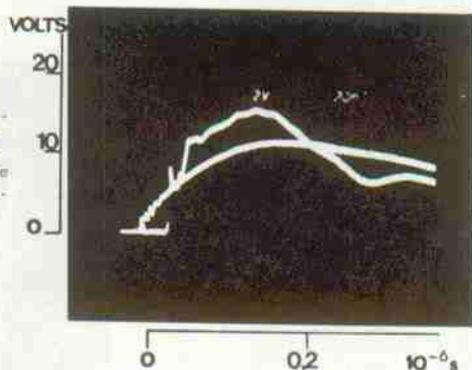


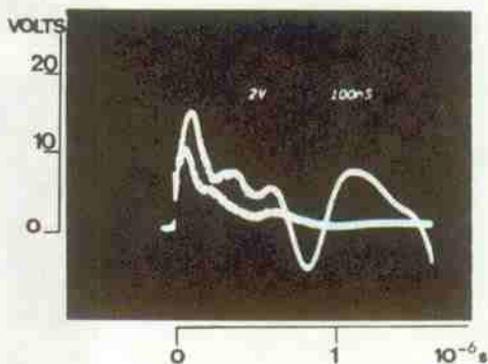
Figure 5.6.b) :  
Comme a), sauf  
20 ns/petite division.  
L'influence de la ca-  
pacité supplémentaire  
sur le temps de montée  
est nettement visible.  
(2 événements types)



#### 5.5. influences du stator

Les mesures de la fig. 5.6. ont été faites à l'aide d'un pseudo-rotor (illustré par la fig. 5.4.), avec des bobines en l'air. Si l'on introduit ces bobines dans leurs stators, ou si l'on fait les mesures sur un moteur réel (fig. 5.3.), l'influence des courants de Foucault dans l'aimant et le tube ne peut plus être négligée. Un amortissement supplémentaire très important apparaît donc sur  $u_2$  (fig. 5.7.).

Figure 5.7. :  
26 PL 216  
2000 RPM/200 mA  
monté dans le stator  
et en l'air  
(2 événements types)



L'énergie ainsi dissipée par les courants de Foucault n'est plus susceptible de participer à l'usure des collecteurs. En parallèle avec le second test préliminaire (cf. fig. 3.10.), nous avons mesuré l'usure provoquée par la tension induite de bobines sans stators, sous les mêmes conditions que les bobines avec stators : 26 PL 210, 2000 tours/min, 100 mA, 200 mA et 300 mA. Avec le courant relativement faible de 100 mA, la différence d'usure n'est pas significative après 600 heures (durée du test). Avec le courant de 200 mA, on constate une nette différence, tant dans l'usure des collecteurs que dans l'usure des balais positifs (cf. fig. 5.8.). Avec le courant de 300 mA, la différence d'usure des balais positifs est aussi très importante : un des balais du test "sans stator" était même coupé par l'usure.

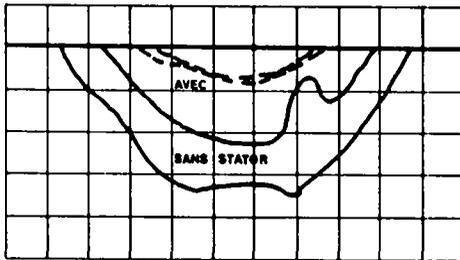


Figure 5.8.a :  
Usure des balais positifs 26 PL 210 à  $209 \text{ rad s}^{-1}$  & 200 mA  
Durée du test : 600 heures  
Agrandissement 1000 x 100  
Traits pleins : sans stator ; pointillés : avec stator

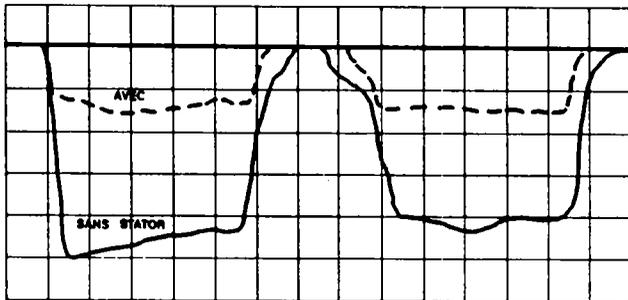


Figure 5.8.b :  
Usure des collecteurs 26 PL 210 à  $209 \text{ rad s}^{-1}$  & 200 mA  
Durée du test : 600 heures  
Agrandissement 1000 x 100  
Traits pleins : sans stator ; pointillés : avec stator

### 5.6. Influence des matériaux de contact et de la vitesse d'ouverture

La tension induite à la commutation dépend non seulement des éléments électriques du circuit, mais aussi du processus d'ouverture des contacts. Les caractéristiques du "pont métallique à l'ouverture", et donc la vitesse relative de séparation des électrodes, les matériaux, l'état d'usure, la largeur et la position des fentes, la présence de couches de corrosion et de résidus d'activation ou de polymérisation, modifient la tension induite. Il faut donc faire preuve de la plus grande prudence et dans la mesure du possible ne faire que des mesures relatives, en ne modifiant qu'un seul paramètre. Si la résistance du pont à l'ouverture augmente, la tension induite diminue. Comme on dissipe dans ce cas plus d'énergie dans le pont, l'énergie totale dissipée dans les contacts n'est pas proportionnelle à  $u_{max}^2$ . Il faut donc interpréter ces mesures avec circonspection.

Nous avons comparé la tension induite par une bobine 26 PL 210 avec un courant de 135 mA (c'est-à-dire un courant durant le court-circuit de commutation de 150 mA) en variant les matières des balais et du pseudo-collecteur qui tournait à 2000 tours/min environ (cf. tableau 5.1.).

	Composition approx.		Diamètre du collect.	Lubrification	Tension induite	Etat d'usure	fig.	Remarque
	balais	collecteur						
1	AuAg 70/20	AgCu 97/3	2,6 mm	huile	13 V	usagé	5.9.	disper
2	"	CuAg 95/5	3,5 mm	sec	10,5 V	neuf	5.10	
3	"	PdCu 60/40	3,5 mm	sec	12,0 V	neuf		
4	"	AgCu 97/3	3,5 mm	sec	13,5 V	neuf	5.11	disper
5	"	AuCu 70/20	2,6 mm	sec	13 V	neuf		
6	"	"	2,6 mm	sec	13 V	usagé	5.12	
7	PdAg 35/30	"	2,6 mm	sec	13 V	usagé		
8	"	"	2,6 mm	graisse	13 V	usagé	5.11	disper
9	"	CuAg 95/5	3,5 mm	graisse	10,2 V	usagé		
10	"	AgCu 97/3	3,5 mm	graisse	13 V	usagé		

Tableau 5.1. : Influence des matériaux de contact sur  $u_{max}$

Remarques:

Sec ne veut pas dire chimiquement propre.

"disper" signifie que les résultats des mesures sont particulièrement dispersés.

Figure 5.9. :  
Tension induite  
à la commutation.  
26 PL 210.  
2000 tours/min  
135 mA  
balais Au/Ag 70/20  
collecteur AgCu 97/3  
usagé

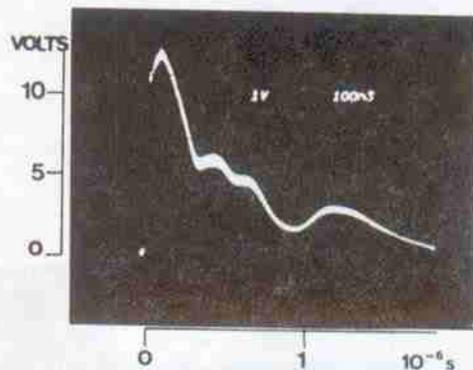


Figure 5.10. :  
Comme 5.9., sauf :  
collecteur PdCu 60/40 sec  
neuf

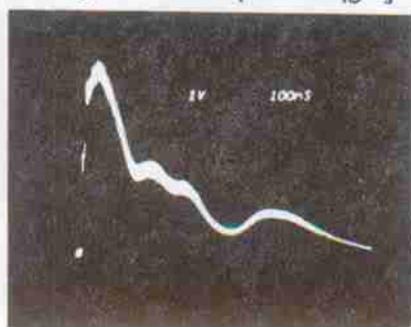
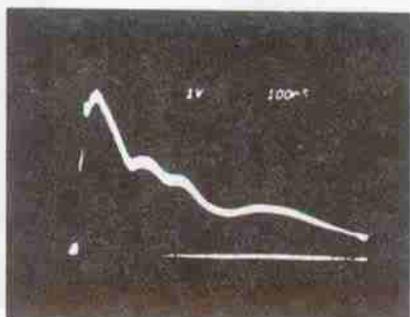


Figure 5.11. :  
Comme 5.9., sauf :  
balais PdAg 35/30  
collecteur CuAg 95/5  
graissé



On voit que le choix des matériaux de contact influence la mesure de la tension induite ; la tension de contact durant le pont métallique sera plus élevée pour les métaux à point de fusion et d'ébullition élevés (PdCu 50/40), et la présence d'impuretés ou d'oxydes (CuAg 95/5) augmentera la résistance de contact. Dans les 2 cas, on aura avant l'ouverture du contact un certain courant dans la section de bobinage "en court-circuit". Les figures 5.12. et 5.13. permettent de comparer les tensions juste avant l'ouverture pour les matériaux 9 et 10.

La présence et le choix du lubrifiant ont aussi une influence sur les phénomènes de contact.

Figure 5.12. :

Tension de contact  
à l'ouverture  
26 PL 210  
2000 tours/min, 135 mA  
Balais PdAg 35/30  
Collecteur AgCu 97/3  
Un évènement typique

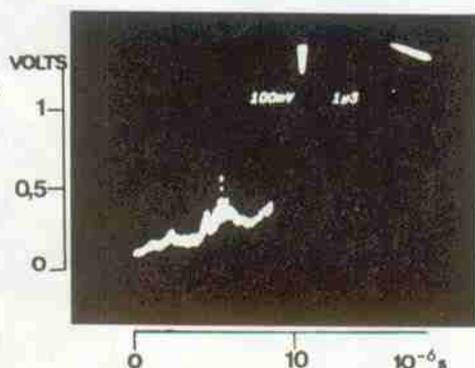
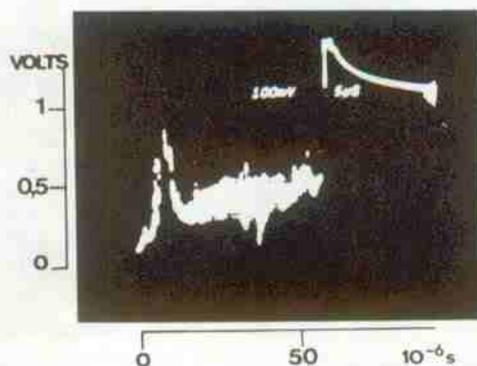


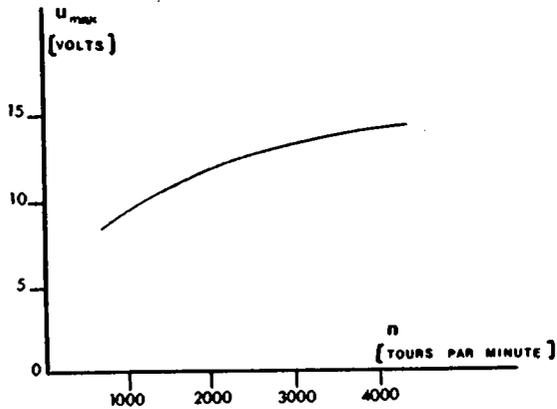
Figure 5.13. :

Tension de contact  
à l'ouverture.  
Comme 5.12, sauf :  
Collecteur CuAg 95/5



Lors de mesures de  $u_i$  pour comparer (par exemple) deux conceptions de rotor ou l'influence de la matière du tube, il faut éviter les changements de matériaux de contact. La méthode de mesure avec bobines séparées du rotor présente l'avantage de permettre la comparaison de différents stators et différentes bobines avec le même brin de collecteur et le même balai, dans les mêmes conditions d'environnement et sans risquer la création d'une tension induite parasite due à un moment de commutation mal choisi.

L'influence de la vitesse est relativement faible aux vitesses supérieures à 1000 tours/min, et plus importante aux très basses vitesses. La figure 5.14 montre l'allure de  $u_{\max}$  à courant constant en fonction de la vitesse de rotation. On voit qu'il est relativement facile de maintenir faible l'erreur due à ce paramètre, car une variation de 500 tours/min entre 2000 et 2500 tours/min ne représente que quelques % de variation sur  $u_{\max}$ .



**Figure 5.14** : Variation de la tension induite à la commutation en fonction de la vitesse angulaire  
Type 26 PL 216, courant 220 mA environ.

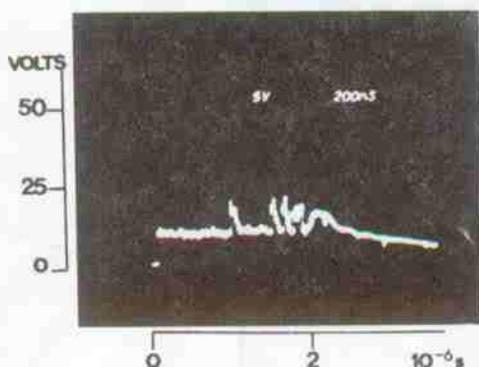
L'évolution de la tension induite avec le temps dépend des conditions de test, du lubrifiant, des matériaux. Nous avons procédé à des mesures régulières de  $u_1$  pour une bobine 26 PL 210 sous les conditions suivantes :

- Pseudo-rotor AgCu 97/3 et balais AuAg 70/20 neufs
- 2000 tours/min et 150 mA.

Au début du test, la tension induite maximale  $u_{max}$  est de 13 V  $\pm$  0,5 V. Après environ 30 minutes, on observe l'apparition de pointes de tension moins élevées, correspondant à une seule des 2 commutations par tour. Un léger choc sur l'axe du pseudo-rotor suffit à faire disparaître cette perturbation ; il s'agit donc probablement d'un grain de poussière ou d'un amas de lubrifiant. Par la suite, le signal à l'oscilloscope reste pratiquement inchangé durant 4 jours. Même après 6 heures sous un régime d'arc sévère (cf. fig. 5.15), la tension induite reste semblable à celle des contacts neufs.

Figure 5.15 :  
Mesure de la tension induite à la commutation.,  
26 PL 210  
2000 tours/min  
500 mA

1 événement typique :  
arc de durée 2  $\mu$ s  
environ où  $u_1$  présente  
un plateau à 12 Volts  
environ

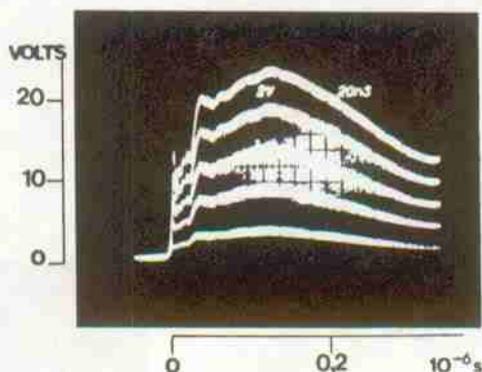


Il est donc possible, en prenant certaines précautions, de limiter l'influence des matériaux, du lubrifiant, etc..., et donc, d'estimer par une mesure simple de  $u_1$  l'intérêt que représentent certaines modifications de la construction des moteurs.

#### 5.7. Relation avec le nombre de spires par section et avec le courant

Le tableau 5.2. donne quelques mesures de la tension de commutation maximale  $u_{max}$  pour différents moteurs 26 PL. On constate que  $u_{max}$  est proportionnelle au courant durant le court-circuit  $I_{CC}^{max}$  (cf. fig. 5.16.) et au nombre de spires (c'est-à-dire à la racine carrée de l'inductance)

Figure 5.16. :  
Tension induite  
à la commutation  
Bobine 26 PL 210  
2000 tours/min  
50, 100, 150, 200  
et 250 mA



Type moteur	Courant $I_{cc}$ (mA)	$u_{max}$ (V)	Nombre de spires par section $N_{sp}$	$\frac{u_{max}}{N_{sp} I_{cc}}$ (V)
26 PL 216	347	20	$2 \times 25$	1,15
	219	12	$2 \times 25$	1,10
26 PL 210	139	12	$2 \times 37$	1,17
	219	19	$2 \times 37$	1,17
26 PL 221	262	12	$2 \times 20$	1,15
	425	20	$2 \times 20$	1,18
26 PL 216	342	20	$2 \times 25$	1,17
	207	12	$2 \times 25$	1,16

Tableau 5.2. : Mesures de  $u_{max}$  en fonction du courant et du nombre de spires (type 26 PL).

#### 5.8. Relation avec le coefficient d'inductance mutuelle

Si l'on considère le schéma de la figure 5.2. du point de vue statique (c'est-à-dire après des temps suffisamment longs pour que les courants soient stabilisés), on constate que le courant dans la section qui commute ( $R_1$ ) augmente, alors que le courant dans les sections en série ( $R_2$ ) diminue :

$$I(R_2) = 0 \text{ avant la commutation ( = durant court-circuit)}$$

$$I(R_1) = \frac{2I_0}{N_{sct} + 1} \text{ après la commutation}$$

$$I(R_2) = \frac{2I_0}{N_{sct} - 1} \text{ avant}$$

$$I(R_1) = \frac{2I_0}{N_{sct} + 1} \text{ après}$$

avec  $N_{sct}$  : Nombre de sections par bobine (impair).

$\rightarrow \frac{1}{2} (N_{act} - 1)$  : Nombre de sections "en série" ( $L_1, R_4$ ).

L'inductance mutuelle entre  $L_1$  et  $L_2$  peut donc être utilisée pour diminuer  $u_{max}$ . Cela est facilement vérifié en utilisant la méthode de mesure avec bobine séparée du rotor : on construit des parties de bobine 26 PL à 4 sections, respectivement 1 section, mobiles l'une par rapport à l'autre. En superposant plus ou moins les 2 parties, on peut varier l'inductance mutuelle (cf. fig. 5.17. à 5.20.).

Figure 5.17:  
Tension induite à la commutation. Parties de bobines 26PL213 complètement séparées. Inductances mutuelles nulles. Conditions comparables à un courant de court-circuit du moteur de 50 mA, sans stator.

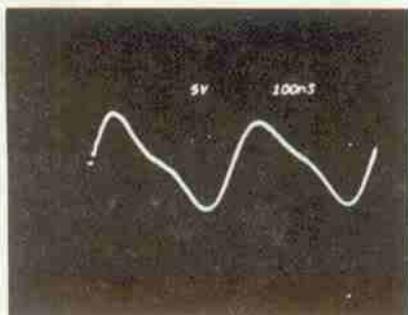
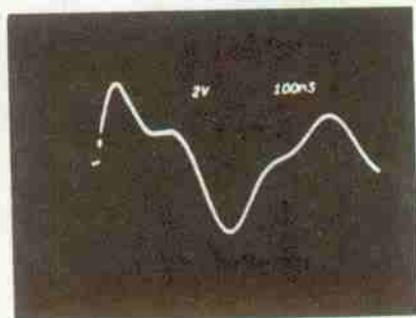


Figure 5.18:  
Comme 5.17., sauf que les parties de bobines sont côte-à-côte (connexions normales).

Schéma:  
( $L_1$  et  $L_2$  selon figure 5.2.)



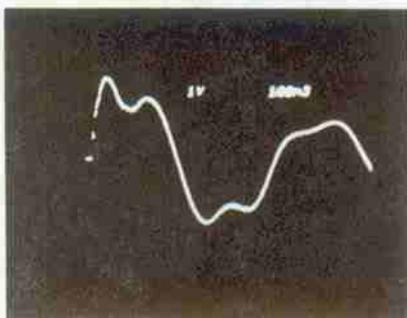


Schéma :



Figure 5.19: Comme 5.17., sauf que les deux parties de bobines sont partiellement superposées (environ 50%).

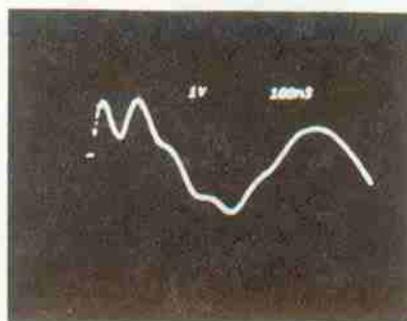


Schéma :

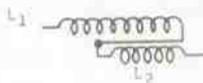


Figure 5.20: Comme 5.17., sauf que les deux parties de bobines sont superposées.

### 5.9. Utilité de la mesure de la tension induite

Les § 5.1 à 5.6. montrent qu'il est relativement facile de faire des mesures cohérentes de la tension induite à la commutation avec un oscilloscope rapide. Les § 5.5. et 5.7., ainsi que les tests préliminaires, montrent qu'il existe une relation entre la durée de vie et la valeur de  $u_{max}$ . Les § 5.5., 5.7. et 5.8. indiquent des lignes de recherches pouvant conduire à des solutions, et montrent la grande souplesse de la méthode "avec bobines séparées du rotor".

Nous obtenons donc un outil de recherche et de contrôle pratique, rapide et flexible, si l'on est conscient de ses limites.



## 6. DIMINUTION DE L'USURE

Les mesures du chapitre 5 indiquent certaines "directions-à-suivre", qui pourraient conduire à une amélioration de la durée de vie :

- diminution de l'inductance de la section qui commute,
- augmentation du coefficient d'induction mutuelle entre la section qui commute et les sections qui seront en série avec celle-ci après la commutation,
- augmentation du rendement pour diminuer le courant nécessaire à une fonction donnée,
- augmentation de l'efficacité de l'amortissement dans le stator.
- modification des capacités du circuit.

### 6.1. Types de bobines pour rotors sans fer

On connaît de nombreux types de bobines pour rotors sans fer. Il faut distinguer deux grandes catégories : d'une part les rotors en forme de disques (type "circuit imprimé"), d'autre part les rotors cylindriques ("en forme de cloches"). Ces derniers ont une inertie plus faible, mais un encombrement axial plus important.

Il existe plusieurs méthodes de construction des bobines "en forme de cloches" :

- Dans le cas le plus classique, les différentes sections sont bobinées séparément, puis formées et assemblées. Ensuite, le rotor est enduit d'une résine époxy, ou surmoulé. Les défauts principaux de cette construction sont, soit la présence de têtes de bobines assez importantes ou de parties non actives dans l'entrefer et d'espaces vides entre les sections, comme on le voit sur les exemples de la figure 6.1., soit de difficultés de montage importantes si l'on veut réaliser une bobine "continue"
- Un système de bobinage plus raffiné consiste à bobiner en continu sur un support mobile hexagonal (ou en forme de losange) des fils revêtus de deux couches de matières synthétiques, la couche extérieure servant à coller les fils entre eux. On déforme ensuite le support afin d'obtenir une bobine continue plate que l'on fixera ensuite en forme de cylindre (cf. fig. 6.2 et réf. 6.1). On n'a plus de têtes de bobines gênantes, mais il est difficile d'obtenir un cylindre homogène, qui serait nécessaire pour minimiser l'ondulation de la constante de couple et optimiser l'équilibrage du rotor.

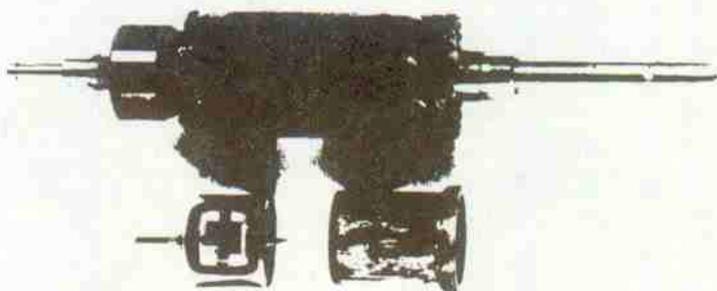


Figure 6.1 : Rotors sans fer en "forme de cloche" bobinés selon la méthode classique : les sections de bobine sont fabriquées séparément, puis formées et assemblées à l'aide de résine, ou surmoulées.

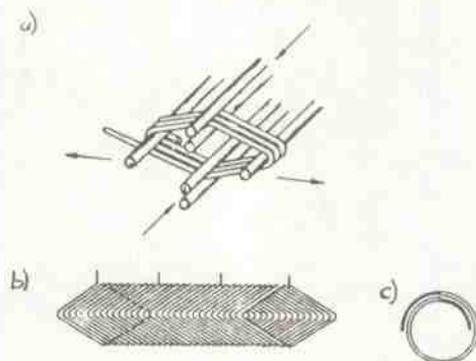


Figure 6.2 : Bobinage en continu sur un support mobile selon réf. 6.1.

- a) Fonctionnement du support mobile
- b) Bobine aplatie
- c) Montage et fixation de la bobine en forme de cylindre.

- Un système de bobinage intermédiaire consiste à bobiner directement en continu sur un support cylindrique en matière synthétique, qui fera lui-même partie du rotor. Une partie non négligeable de l'entrefer est utilisée par le support (cf. fig. 6.3), mais les têtes de bobines sont réduites au minimum.

- Le bobinage en continu, breveté par le Dr. J. Faulhaber, assure une bonne stabilité mécanique et une grande homogénéité. Selon ce procédé, le fil de cuivre recouvert d'une couche d'isolation de base et d'une couche thermoplastique destinées au collage est bobiné obliquement sur un tresseau cylindrique (cf. fig. 6.4). On peut construire des rotors ayant un nombre de couches quelconque en reliant correctement les sections de bobine équivalentes des différentes couches (cf. figures 6.5 et 6.6).

La zone active des bobines Faulhaber a une forme de losange (cf. fig. 6.7). La figure 6.8 est un exemple d'une telle bobine.

Remarquons que Fritsche (ref.5.11) avait déjà compris en 1887 l'intérêt de ce type de bobines, et que c'est finalement l'état de la technique (aimants, isolations, plastiques) qui l'a empêché de progresser de manière décisive.

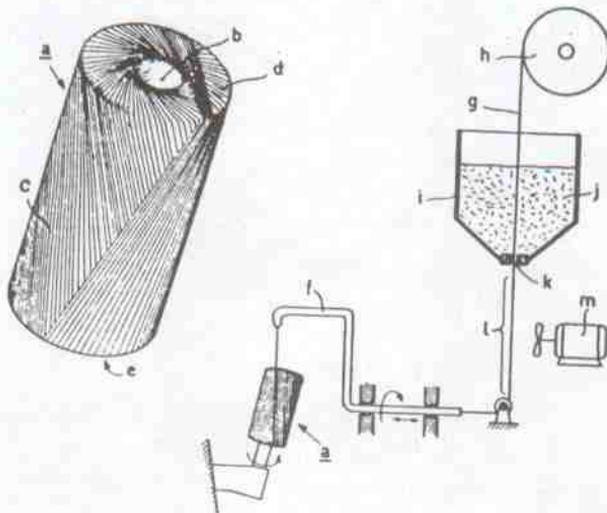
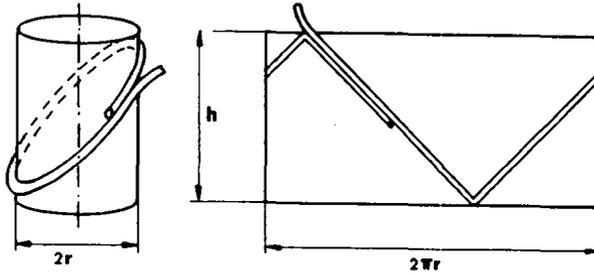
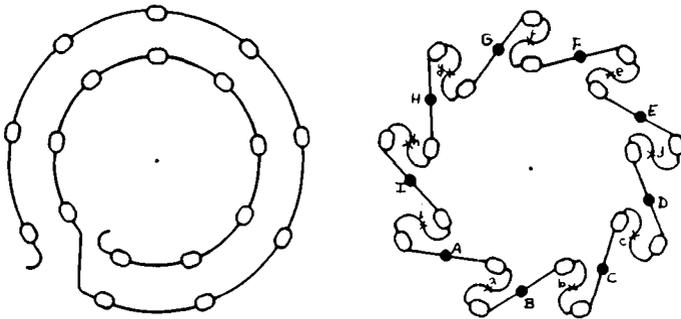


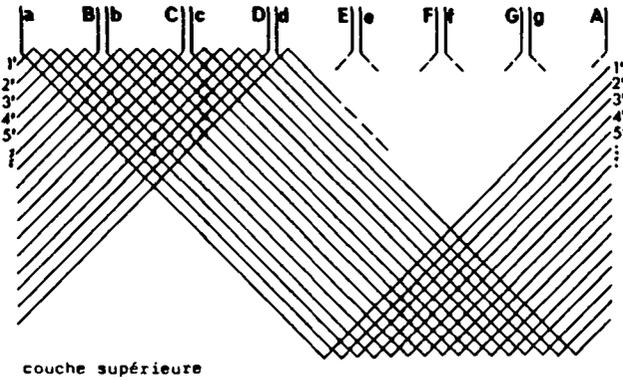
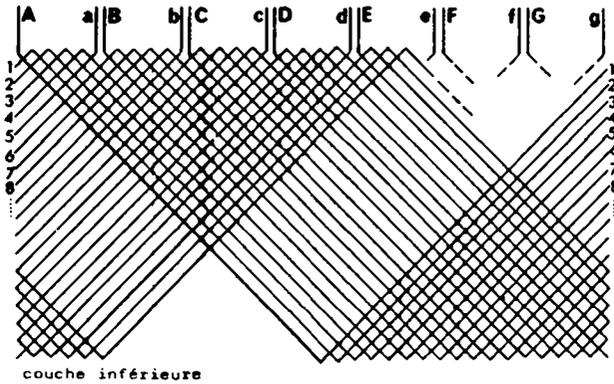
Figure 6.3 : Bobinage en continu sur un support de forme cylindrique en matière plastique, qui reste partie intégrante du moteur terminé (réf. 6.2).



**Figure 6.4** : Représentation schématique du bobinage oblique continu selon référence 6.3 :  
 a) autour du tasseur cylindrique.  
 b) bobine "ouverte".



**Figure 6.5** : Schéma de la connexion normale des sections de bobine pour un rotor de type Faulhaber avec 9 lamelles de collecteur et 2 couches.  
 a) bobine telle qu'elle sort de la bobineuse.  
 b) connexions normales.  
 ● point de contact avec une lamelle de collecteur désignée par une lettre majuscule: A, B, etc...  
 x connexion intermédiaire : a, b, etc....



**Figure 6.6** : Connexions normales des sections de bobine pour un rotor de type faulhaber avec 2 couches et 7 lames de collecteur.  
 A, B, C..... indiquent les fils reliés aux brins de collecteur successifs.  
 a, b, c..... indiquent les connexions des couches.  
 1, 2, 3,..n: indiquent la continuation du bobinage.

Figure 6.7 : Surface active d'une bobine de type Faulhaber  
(Les chiffres indiquent le nombre de fils superposés actifs, par couche).

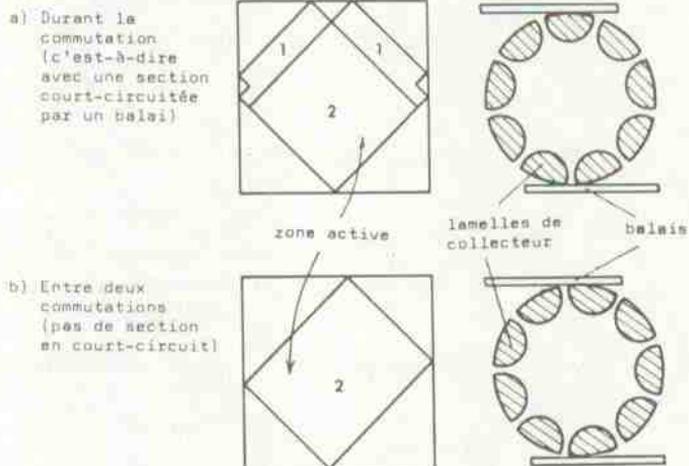


Figure 6.8 :

Bobine de  $R$  23 II  
à 9 lamelles de collecteur et  
2 couches.  
Dimensions :  
 $r = 9,1$  mm  
 $l = 34$  mm



### 6.2. Calcul de la constante de couple

Selon Lorentz, la force sur une charge électrique  $q$  se déplaçant à la vitesse  $v$  dans un champ électrique  $E$  et une induction magnétique  $B$  est:

$$\vec{F} = q (\vec{E} + [\vec{v} \times \vec{B}])$$

Si  $\vec{E} = 0$  alors

$$d\vec{F} = [d\vec{I} \times \vec{B}] dx$$

avec  $\vec{I}$  : courant

$$\vec{I} = \vec{j} S$$

$\vec{j} = Nq\vec{v}$  : densité de courant

$S$  : section perpendiculaire à  $\vec{v}$

$N$  : nombre de charges de valeur  $q$  par unité de volume

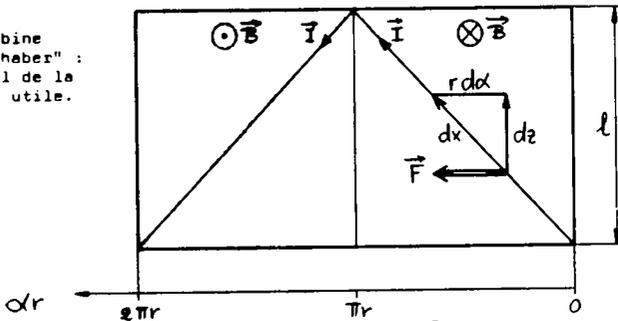
On cherche la force perpendiculaire à l'axe exercée par une spire d'une bobine Faulhaber parcourue par un courant  $I$  (cf. fig. 6.9).

$$dF = I B dz = I B \frac{l}{\pi} d\alpha$$

$$F = 2 \int_0^{\pi} I B(\alpha) \frac{l}{\pi} d\alpha$$

Figure 6.9 :

Spire de bobine "Faulhaber" : calcul de la force utile.



Pour déterminer la distribution de  $B(\alpha)$ , considérons le circuit magnétique de la figure 6.10, composé d'un aimant cylindrique central, d'un entrefer constant et d'un tube concentrique en fer.

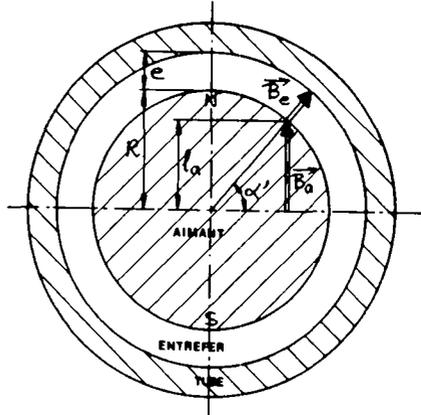
Figure 6.10 :

Circuit magnétique pour le calcul de l'induction magnétique en fonction de l'angle

$e$  : entrefer

$R$  : Rayon de l'aimant

$l_a = R \sin \alpha'$



$$\int \vec{H} \cdot d\vec{l} = 0$$

On découpe le contour d'intégration en segments le long desquels le champ magnétique  $H$  peut être considéré constant.

$$H_a l_a + H_e e + H_f l_f = 0$$

(les indices  $a$ ,  $e$ ,  $f$  se rapportent à l'aimant "a", à l'entrefer "e" et au tube en fer "f" du circuit magnétique).

$$\phi = \iint_S \vec{B} \cdot d\vec{S} = \text{const.} \Rightarrow B_e S_e = B_a S_a$$

Nous admettons que la circulation du champ dans le fer est négligeable ( $\mu \rightarrow \infty, H_f \rightarrow 0$ ), que l'entrefer est très petit par rapport au rayon de l'aimant ( $e \ll R \Rightarrow S_a \approx S_e$ ), que l'induction est radiale dans l'entrefer mais transversale dans l'aimant, et que la hauteur finie de l'aimant et la présence d'un trou pour l'axe n'ont pas d'influence sur la forme de l'induction  $B$ . Ces hypothèses sont justifiées dans le cas d'un moteur Escap 26 PL, par exemple.

On obtient :

$$H_a R \sin \alpha' + H_e e = 0$$

$$H_e = -\frac{R}{e} H_a \sin \alpha'$$

$$S_a \approx S_e \Rightarrow B_a \approx B_e$$

Le point de fonctionnement de l'aimant est :

$$\frac{B_a}{H_a} = -\mu_0 \frac{l_a}{e} \quad \text{et pour } \alpha' = \frac{\pi}{2} : \frac{B_{a0}}{H_a} = -\mu_0 \frac{R}{e}$$

$$\Rightarrow H_a = -\frac{B_{a0}}{\mu_0} \cdot \frac{e}{R} \quad (\text{puisque } H_a = H_{a0} \text{ constant dans l'aimant})$$

$$\Rightarrow H_e = \frac{R}{e} \left( \frac{B_{a0}}{\mu_0} \cdot \frac{e}{R} \right) \sin \alpha' = \frac{B_{a0}}{\mu_0} \sin \alpha'$$

$$\Rightarrow B_e = B_0 \sin \alpha'$$

$B_0$  est la valeur de l'induction dans l'entrefer pour  $\alpha' = \frac{\pi}{2}$

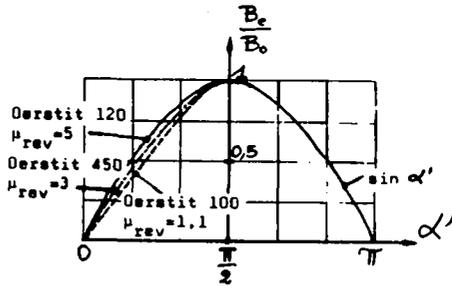
Des mesures de Joksch (réf. 6.4) montrent que la variation de  $B_e$  en fonction de  $\alpha'$  est raisonnablement représentée par un sinus (cf. fig. 6.11).

Figure 6.11 :

Induction magnétique dans l'entrefer en fonction de l'angle

Partie gauche du graphique: distributions réelles mesurées par Joksch (réf. 6.4).

Partie droite: fonction géométrique  $\sin \alpha'$ .



Il y a un décalage  $\vartheta$  entre  $\alpha$  et  $\alpha'$  puisque le point de rebroussement de la spire (c'est-à-dire  $\alpha = 0$ ) ne correspond pas forcément à la ligne neutre du champ magnétique (c'est-à-dire  $\alpha' = 0$ ).

$$F = 2 \int_0^{\pi} I B(\alpha') \frac{l}{\pi} d\alpha$$

$$F = 2 \int_0^{\pi} I B_0 \sin(\alpha + \vartheta) \frac{l}{\pi} d\alpha$$

$$F = \frac{4}{\pi} l I B_0 \cos \vartheta$$

$$\text{Couple } \vec{M} = [\vec{F} \times \vec{r}]$$

$$M = \frac{4}{\pi} l r B_0 I \cos \vartheta = K_0 I \cos \vartheta \quad \text{avec } K_0 = \frac{4}{\pi} l r B_0$$

$M$  est le couple d'une spire de bobine Faulhaber parcourue par le courant  $I$ .

$M$  est maximum lorsque  $\cos \delta = 1$ , c'est-à-dire lorsque le point de rebroussement de la spire correspond à une induction nulle.

Calculons le couple d'une bobine complète, ayant un nombre impair  $N_{\text{sect}}$  de sections de bobines correspondant à  $N_{\text{sect}}$  lamelles de collecteur. Comme les bobines Faulhaber sont continues, avec les fils côte-à-côte, chaque section couvre l'angle  $\frac{2\pi}{N_{\text{sect}}}$ . Si  $N_{\text{sp}}$  est le nombre de spires par section, alors chaque spire couvre

l'angle  $\frac{2\pi}{N_{\text{sect}} N_{\text{sp}}}$ . A l'exception du temps relativement court de la commutation, le rotor est composé de deux parties de bobine en parallèle, une partie comportant  $\frac{1}{2}(N_{\text{sect}} - 1)$  sections et l'autre  $\frac{1}{2}(N_{\text{sect}} + 1)$  sections (cf. fig. 6.12). Dans le cas le plus favorable (couple maximum) les deux parties de bobine seront disposées symétriquement par rapport à l'axe neutre de l'induction magnétique.

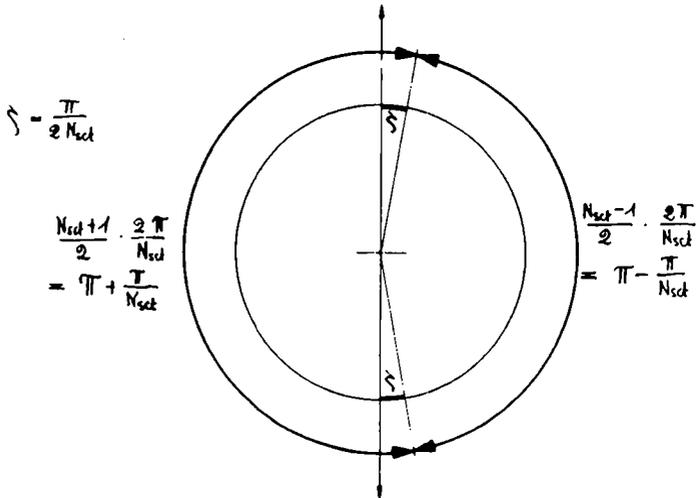


Figure 6.12 : Position angulaire des 2 parties de bobine en parallèle.

Le couple de  $\frac{1}{2} (N_{\text{sct}} - 1)$  sections est

$$M = K_0 I \sum_{i=1}^S \cos(\xi + i \Delta \xi)$$

avec  $S = \frac{1}{2} (N_{\text{sct}} - 1) \cdot N_{\text{sp}}$  : Nombre total de spires actives dans  $\frac{1}{2} (N_{\text{sct}} - 1)$  sections

$$\Delta \xi = \frac{2\pi}{N_{\text{sct}} N_{\text{sp}}} : \text{Angle couvert par une spire}$$

$$M = \frac{K_0 I}{\Delta \xi} \sum_{i=1}^S \cos(\xi + i \Delta \xi) \cdot \Delta \xi$$

Si le nombre de spires est suffisamment grand, et donc si  $\Delta \xi$  est suffisamment petit, on peut faire l'approximation

$$M \approx \frac{K_0 I}{\Delta \xi} \int_a^b \cos \xi \, d\xi = \frac{K_0 I}{\Delta \xi} \sin \xi \Big|_a^b$$

$$\text{avec } a = \xi + \frac{2\pi}{N_{\text{sct}} N_{\text{sp}}}$$

$$b = \xi + S \Delta \xi = \xi + \frac{N_{\text{sct}} - 1}{N_{\text{sct}}} \pi = \xi + \pi - \frac{\pi}{N_{\text{sct}}}$$

$$\text{car } \lim_{\Delta x_i \rightarrow 0} \sum_{i=1}^n f(\xi_i) \cdot \Delta x_i = \int_a^b f(x) dx \quad \text{avec } \Delta x_i = x_i - x_{i-1}$$

$\xi_i$  : point arbitraire  $\in [x_{i-1}, x_i]$   
 $a = x_0 < x_1 < x_2 < \dots < x_n = b$

On cherche le maximum de  $M$ :

$$\frac{dM}{d\xi} = 0 \Rightarrow \cos a = \cos b$$

avec  $b = 2n\pi - a$  ( $n$ : nombre entier) on obtient :

$$\xi + \pi - \frac{\pi}{N_{\text{sct}}} = 2n\pi - \xi - \frac{2\pi}{N_{\text{sct}} N_{\text{sp}}} \Rightarrow \xi = n\pi - \frac{\pi}{2} + \frac{\pi}{2N_{\text{sct}}} - \frac{\pi}{N_{\text{sct}} N_{\text{sp}}}$$

Cas concret :  $n = 0$

$$\xi = \frac{\pi}{2N_{\text{sct}}} - \frac{\pi}{2} - \frac{\pi}{N_{\text{sct}} N_{\text{sp}}}$$

$$b = \xi + \pi - \frac{\pi}{N_{\text{sct}}} = \frac{\pi}{2} - \frac{\pi}{2N_{\text{sct}}} - \frac{\pi}{N_{\text{sct}} N_{\text{sp}}}$$

$$a = \xi + \frac{2\pi}{N_{\text{sct}} N_{\text{sp}}} = -\frac{\pi}{2} + \frac{\pi}{2N_{\text{sct}}} + \frac{\pi}{N_{\text{sct}} N_{\text{sp}}} = -b$$

$$M = \frac{K_0 I}{\Delta \xi} (\sin b - \sin a) = 2 \frac{K_0 I}{\Delta \xi} \sin b$$

$$M = \frac{4}{\pi^2} I (r B_0 N_{\text{sct}} N_{\text{sp}} \cdot \sin \left( \frac{\pi}{2} - \frac{\pi}{2N_{\text{sct}}} - \frac{\pi}{N_{\text{sct}} N_{\text{sp}}} \right))$$

Comme  $N_{sp}$  est grand, et que  $\sin\left(\frac{\pi}{2} - \alpha\right) = \cos\alpha$

$$M \approx \frac{4}{\pi^2} I \ell r B_0 N_{sct} N_{sp} \cdot \cos \frac{\pi}{2 N_{sct}}$$

Le couple de  $\frac{1}{2} (N_{sct} + 1)$  sections parcourues par le courant  $I'$  est :

$$M' = \frac{4}{\pi^2} I' \ell r B_0 N_{sct} N_{sp} \cdot \cos\left(\frac{\pi}{2 N_{sct}} + \frac{\pi}{N_{sct} N_{sp}}\right)$$

Si  $I_M$  est le courant total à travers le moteur, on a un courant

$I_M \cdot \frac{N_{sct} + 1}{2 N_{sct}}$  à travers la branche ayant  $\frac{1}{2} (N_{sct} + 1)$  sections, respectivement  $I_M \cdot \frac{N_{sct} - 1}{2 N_{sct}}$  dans l'autre branche.

Le couple du moteur est la somme des couples de chaque branche:

$$M \approx \frac{4}{\pi^2} I_M \ell r B_0 N_{sct} N_{sp} \cdot \cos \frac{\pi}{2 N_{sct}}$$

La constante de couple du moteur est

$$K_T \approx \frac{4}{\pi^2} \ell r B_0 N_{sct} N_{sp} \cdot \cos \frac{\pi}{2 N_{sct}}$$

On démontre que la "constante de tension induite"  $K_E$  est égale à la constante de couple en introduisant la puissance électrique  $P_e$  :

$$P_e = U_0 I = P_m + P_{diss}$$

avec  $P_m = M\omega$  : puissance mécanique fournie  
 $P_{diss} = I^2 R$  : puissance dissipée (Joules)

$$U_0 I = M\omega + I^2 R$$

On sait que  $U_0 = RI + U_i$

avec  $U_i = K_E \omega$  : tension induite.

On multiplie  $U_0$  par  $I$  :

$$U_0 I = RI^2 + I K_E \omega = M\omega + RI^2$$

$$\Rightarrow K_E = \frac{M}{I} = K_T$$

q.e.d.

On peut calculer la tension induite par la rotation à la vitesse angulaire  $\omega$  dans une induction  $B_0 \sin \omega t$  à partir de l'équation de Maxwell :

$$\text{rot } \vec{E} = - \frac{\partial \vec{B}}{\partial t}$$

On intègre sur la surface fermée  $S$ , limitée par la courbe  $C$

$$\int_C \text{rot } \vec{E} \cdot d\vec{l} = - \int_S \frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \cdot d\vec{S}$$

Stokes :

$$\int_C \text{rot } \vec{E} \cdot d\vec{l} = \oint_C \vec{E} \cdot d\vec{s}$$

Tension induite sur une spire définissant la courbe  $C$  :

$$U_i = \oint_C \vec{E} \cdot d\vec{s} = - \int_S \frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \cdot d\vec{S}$$

Dans le cas de la bobine Faulhaber, on obtient pour chacune des branches :

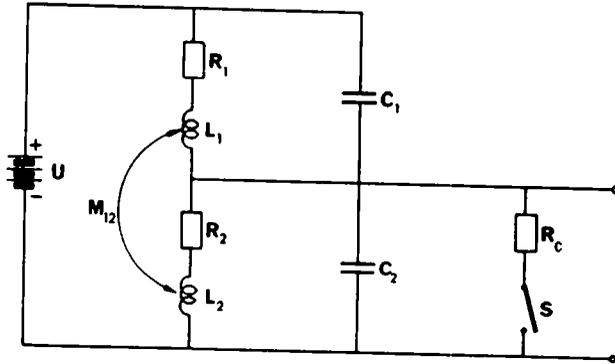
$$U_i \approx \frac{4}{\pi^2} l r \omega B_0 N_{sd} N_{sp} \cdot \cos \frac{\pi}{2 N_{sd}}$$

Comme les branches sont en parallèle, on a la même tension induite pour le moteur.

### 6.3. Calcul de la tension induite par la commutation

Il ne s'agit pas de calculer avec précision la tension induite, mais d'en estimer l'allure et de s'assurer que la variation de certains paramètres conduit bien aux résultats espérés.

Nous utilisons le modèle de la figure 6.13 et voulons calculer la tension aux bornes de l'interrupteur 5 après l'ouverture. On admet que l'interrupteur était fermé depuis un temps suffisamment long pour que le circuit soit stabilisé juste avant l'ouverture. Dans un moteur Escap 26 PL, la durée du court-circuit dans les conditions normales est de l'ordre de 100  $\mu$ s et les oscillations de commutation sont déjà fortement amorties après 1  $\mu$ s.



**Figure 6.13** : Schéma de remplacement du moteur pour le calcul de la tension induite par la commutation.

$R_1 L_1 C_1$  :  $\frac{1}{2} (N_{\text{sect}} - 1)$  sections, qui seront en série avec la section qui commute, après la commutation.

$R_2 L_2 C_2$  : Section qui commute.

Pour un moteur Escap<sup>R</sup> 26 PL 213 ayant une résistance  $R_M = 16,5 \Omega$  et 9 sections :

$$R_A = 4R_2 \quad \text{et} \quad \frac{1}{R_M} = \frac{1}{R_A} + \frac{1}{R_A + R_2}$$

$$R_A = 29,6 \Omega$$

$$R_2 = 7,4 \Omega$$

L'inductance d'une section en l'air (1/9 de bobine) est d'environ  $140 \mu\text{H}$ , et les coefficients d'induction mutuelle sont approximativement :

$$k_1 = 0,48$$

$$k_2 = 0,18$$

$$k_3 = 0,06$$

$$k_4 = 0,01$$

avec  $k_1$  : coefficient d'induction mutuelle entre deux sections voisines.

$k_2$  : coefficient d'induction mutuelle entre deux sections séparées par une section intermédiaire.

$k_i$  : coefficient d'induction mutuelle entre deux sections séparées par  $i-1$  sections intermédiaires.  $k_i \approx 0$  pour  $i > 4$

Pour une partie de bobine comportant 4 sections, on obtient donc :

$$L_1 = 4L_2 + 6k_1L_2 + 4k_2L_2 + 2k_3L_2 = 1080 \mu\text{H}$$

L'inductance mutuelle entre la section qui commute et les 4 sections en série sera :

$$M_{12} = L_2 \cdot \sum_i k_i = 102 \mu\text{H}$$

En posant  $M_{12} = k_{12} \sqrt{L_1 L_2}$  on obtient  $k_{12} = 0,26$

Les capacités sont mesurées à partir des oscillations provoquées par un échelon de courant :

Capacité d'une section :  $C_2 = 70 \text{ pF}$

Capacité de deux sections en série = 50 pF

Capacité de trois sections en série = 55 pF

Capacité de quatre sections en série :  $C_1 = 105 \text{ pF}$ .

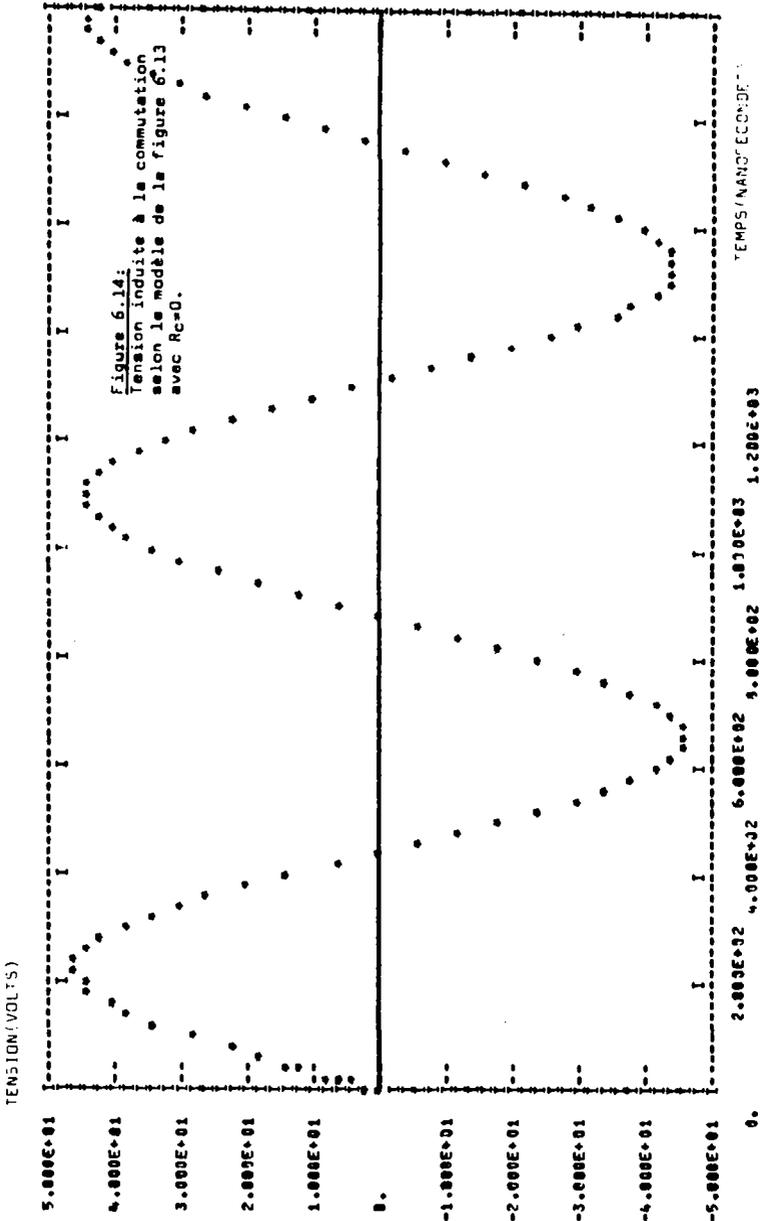
La capacité de plusieurs sections est formée des capacités des sections en série, et des capacités entre section. En considérant l'évolution de ces deux termes en fonction du nombre de sections, à l'aide des rapports de surfaces (cf. fig. 6.6), on explique la présence d'un minimum de C avec 2 ou 3 sections.

Comme on l'a vu aux chapitres 4 et 5, l'interrupteur n'est pas idéal. En effet, les phénomènes de création de ponts à l'ouverture font que la résistance de contact n'est pas négligeable immédiatement avant la commutation. Dans le calcul du schéma de remplacement, nous n'avons pas pu simuler les phénomènes précédant la rupture de façon précise, et nous nous sommes bornés à rajouter une résistance de quelques ohms en série avec un interrupteur idéal.

La figure 6.14 représente la tension induite à la commutation selon le schéma 6.13, avec  $R = 0$ . On constate que ce schéma est encore trop rustique pour représenter une bobine, et que l'on doit introduire dans notre modèle les circuits oscillants de chaque section, séparément.

A l'aide du modèle plus élaboré des figures 6.15.a et 6.15.b, on obtient des courbes de la tension induite comparables aux résultats des mesures à l'oscilloscope (cf. fig. 6.15.c et 6.15.d).

La conformité entre calcul et mesure n'est pas encore parfaite, et pourrait être améliorée en affinant le modèle jusqu'au niveau des demi-sections. Toutefois, le calcul des éléments du circuit est délicat : par exemple, les capacités sont faibles, distribuées de façon complexe, sujettes à de grosses dispersions dues aux procédés de fabrication et ont une forte influence sur l'allure des courbes. Il n'y aurait pas de commune mesure entre l'effort à accomplir et la contribution de ce nouveau modèle à la mise au point des solutions que nous envisageons. Nous nous contenterons donc des schémas des fig. 6.15.a et 6.15.b, qui suffisent pour déterminer les paramètres à modifier.



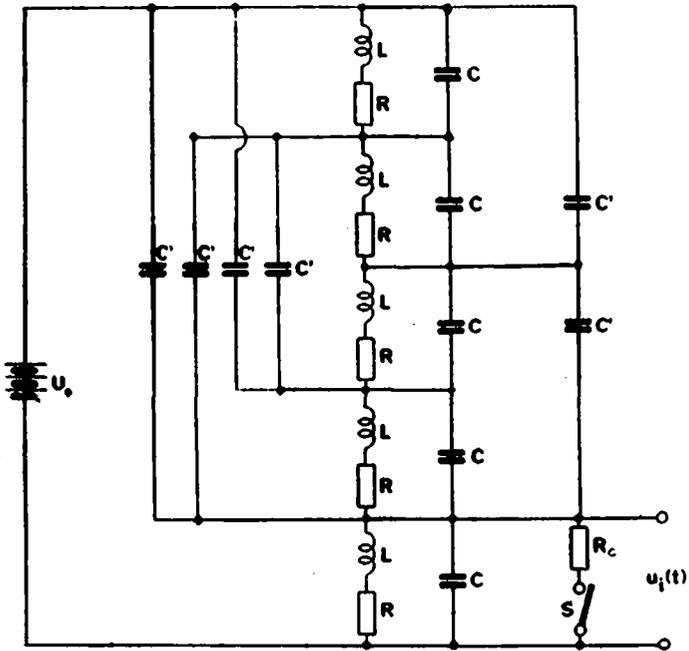


Figure 6.15.e:

Circuit représentant deux parties de bobine séparées d'un moteur 26 PL 213 (cf.fig.5.17).

$U_0$  et  $R_c$  correspondent aux conditions des figures 5.17 et suivantes.

$R = 7,4 \Omega$        $L = 140 \mu\text{H}$        $C = 77 \text{ pF}$        $C' = 26 \text{ pF}$

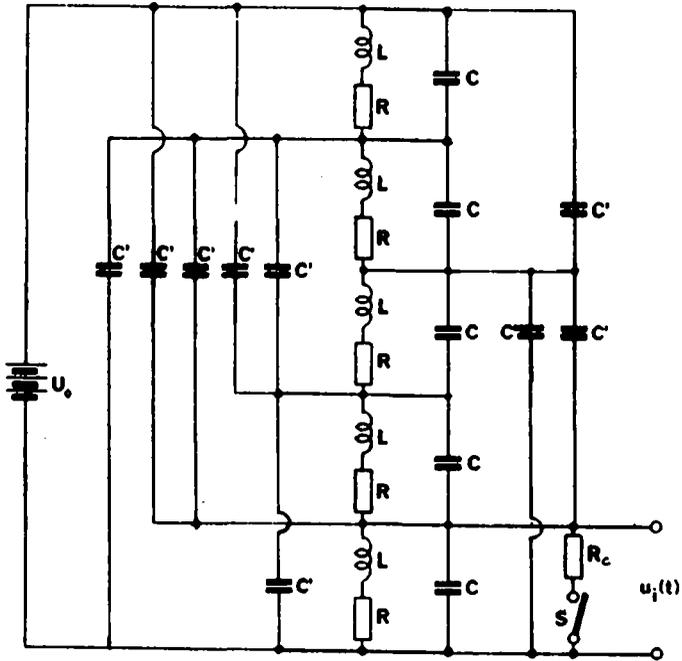


Figure 6.15.b:

Circuit de remplacement du moteur 26PL11-213 avec connexions normales.

$U_0$  et  $R_c$  correspondent aux conditions des figures 5.17 et suivantes.

$R=7,4$  Ohms

$L=140$   $\mu$ H

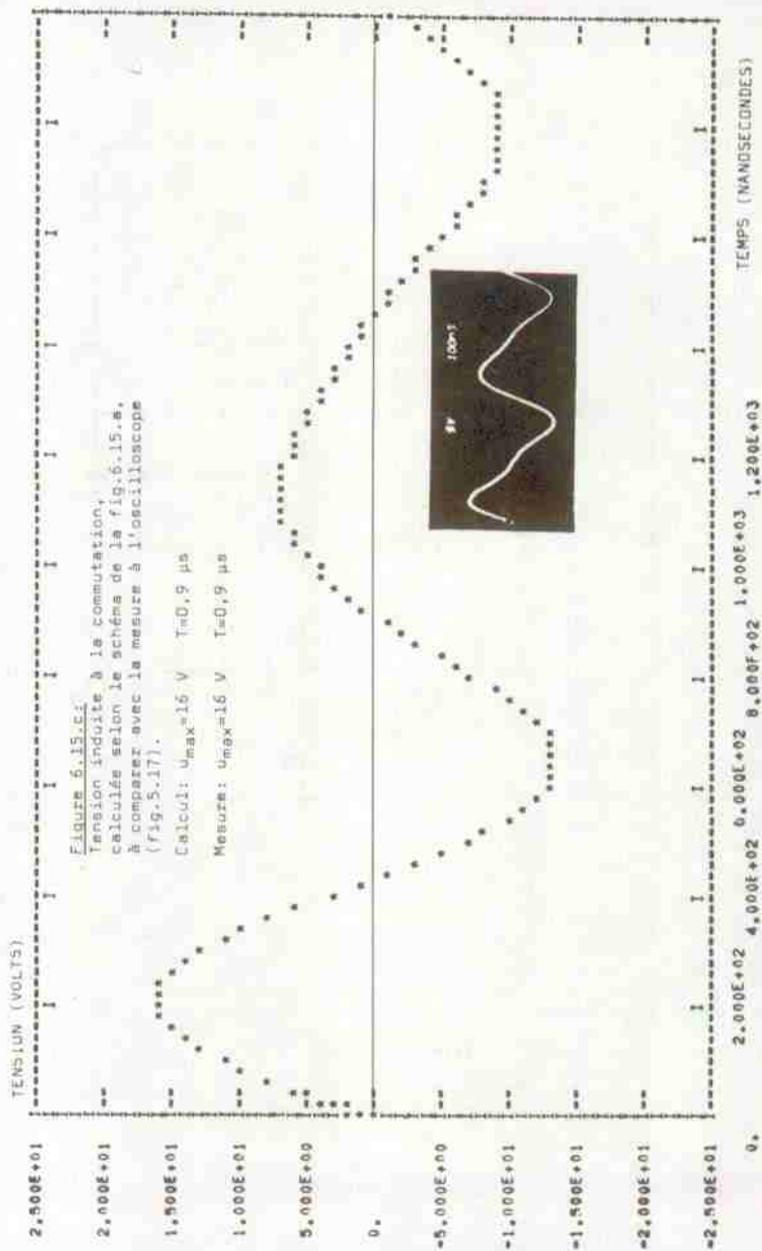
$C=77$  pF       $C'=26$  pF

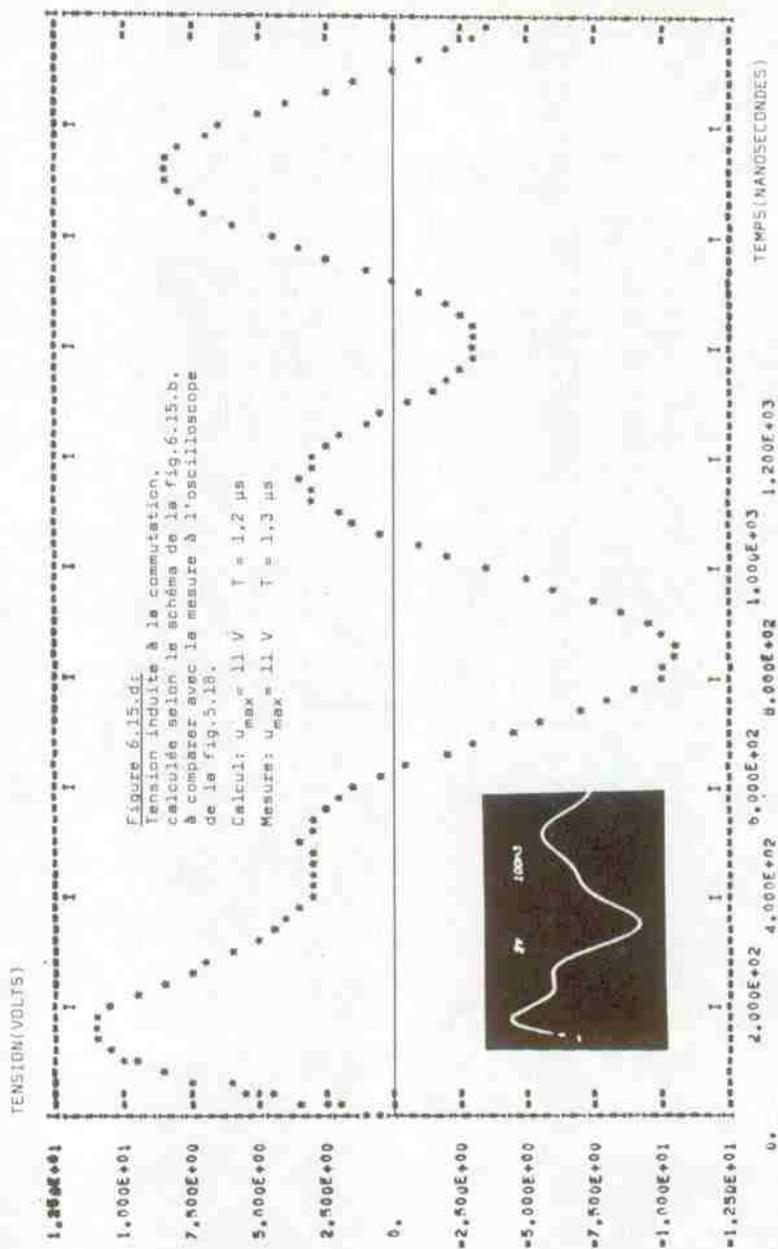
Inductances mutuelles:

2 sections voisines  $k=0,48$

2 sections séparées par la distance d'une section  $k=0,18$

2 sections séparées par la distance de 2 sections  $k=0,06$





6.4. Modification des connexions des sections :  
variantes avec étalement de la section qui commute

Pour diminuer l'usure par électro-érosion, nous devons diminuer l'inductance propre de la section de bobine qui commute et/ou augmenter l'inductance mutuelle entre cette section et les sections qui seront en série avec elle après la commutation. En effet, ces sections "en série" subissent une diminution de courant au moment où le courant augmente dans la section qui commute, et les flux résultants sont de sens opposés. Si on ne veut pas diminuer le nombre de spires par sections (ce qui abaisserait la constante de couple), ni augmenter le nombre de lamelles de collecteur (ce qui élèverait le coût), on ne peut diminuer l'inductance d'une section qu'en la disposant de manière à diminuer les inductances mutuelles de ses spires, en tenant compte des pertes que cela peut provoquer et du coût du bobinage. Cette dernière condition nous empêche de jouer sur la forme des bobines : demi-sections de pas différents (bobines Latour par exemple), etc...

Par une modification simple des connexions, nous avons obtenu un compromis intéressant, puisque :

- l'énergie disponible à la commutation est diminuée.
- la constante de couple est peu diminuée.
- le coût est pratiquement inchangé (en fait très légèrement inférieur).

Comme seules les connexions sont modifiées, le système est applicable à tous les types de bobines, en particulier à ceux décrits au §6.1. Nous ne considérons cependant que son application au bobinage type Faulhaber.

Au lieu de former une section avec deux demi-sections superposées, ayant un coefficient d'inductance mutuelle  $k_1$  de 0,92, on la forme avec deux demi-sections côte-à-côte,  $k_1 \approx 0,48$ . On obtient donc pour l'inductance d'une section de type 26 PL 213 :

$$\text{connexion normale : } L_2 = 2 L_1 + 2 k_0 L_1 = 140 \mu\text{H}$$

$$\text{connexion proposée : } L_2 = 2 L_1 + 2 k_1 L_1 = 108 \mu\text{H.}$$

De plus, une des demi-sections de la section qui commute se trouve superposée avec une demi-section "en série". On augmente donc l'inductance mutuelle :

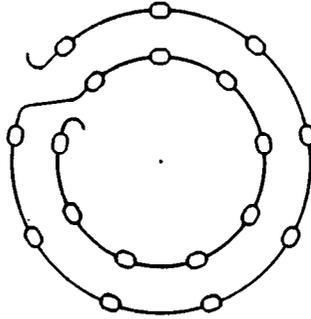
$$\text{connexion normale : } M_{12} = 102 \mu\text{H}$$

$$\text{connexion proposée : } M_{12} = 118 \mu\text{H.}$$

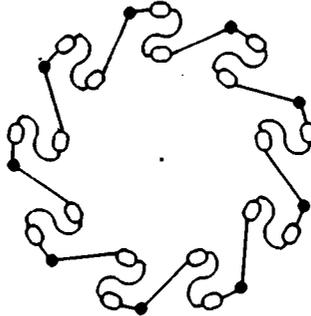
La figure 6.16 est un schéma d'une bobine à 2 couches et 9 sections, et permet de comparer les connexions normales et proposées. La figure 6.17 représente la bobine ouverte et montre deux versions possibles des connexions spéciales (à comparer avec fig.6.6).

Le coût des connexions selon la figure 6.16.c est inférieur au coût des connexions normales (fig. 6.16.b). En effet, on peut voir que pour ces dernières, chaque demi-section est reliée à une demi-section de l'autre couche, ce qui nécessite une connexion intermédiaire, alors que dans le premier cas, le contact entre sections côte-à-côte est assuré par le bobinage (fig. 6.16.a).

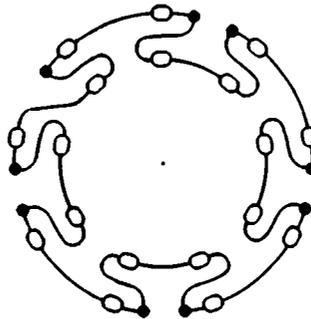
La modification des connexions correspond à une modification de la géométrie de la bobine (fig. 6.18) et conduit donc à une modification de la constante de couple. Il faut changer les limites d'intégration illustrées par la figure 6.12. A partir de 6.16.c, on voit que les deux couches de bobinage ne sont plus équivalentes, et qu'on doit donc séparer les intégrales correspondant à chaque couche (cf. fig. 6.19).



a) Bobine non coupée



b) Connexions normales



c) connexions proposées, variante 1

Figure 6.16: Schéma de connexion des sections de bobine

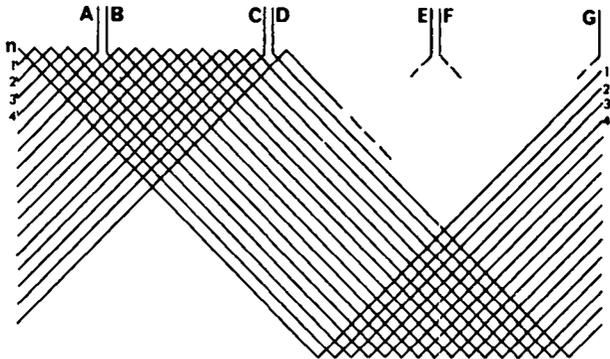
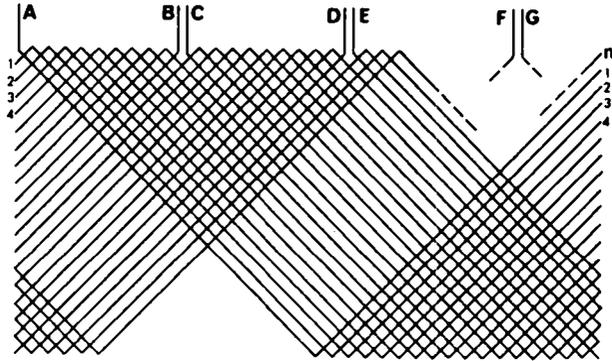
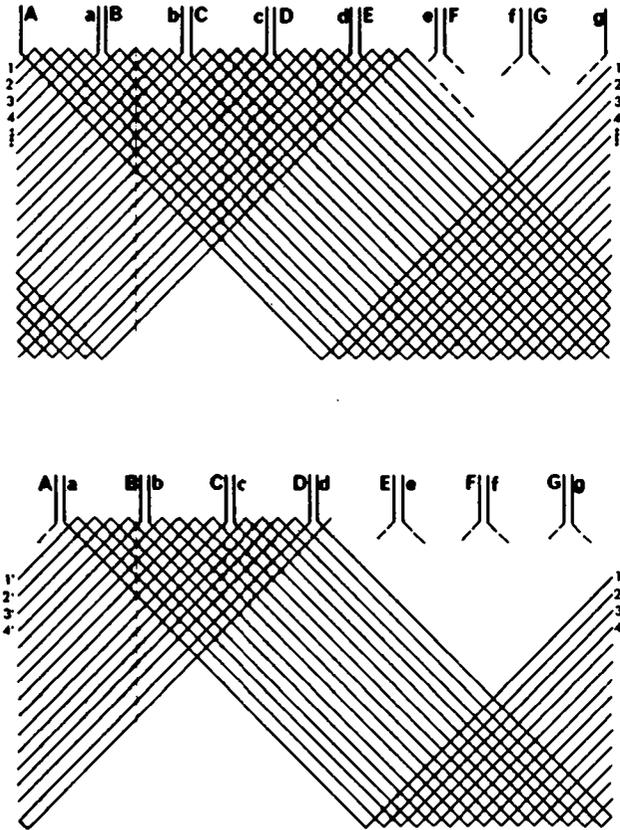
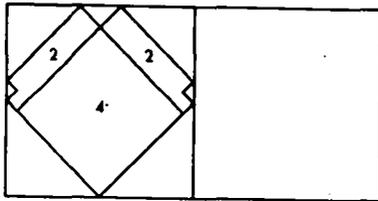


Figure 6.17.a: Connexions soéciales variante 1  
 2 couches et 7 sections  
 en haut: première couche  
 en bas: seconde couche  
 ( à comparer avec fig.6.6)

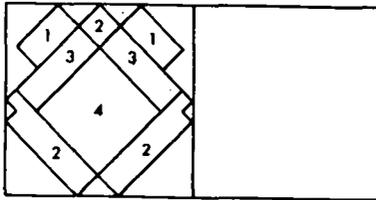


**figure 6.17.b:** Connexions spéciales variante 2  
 2 couches et 7 sections  
 en haut: première couche  
 en bas: seconde couche  
 (à comparer avec fig.6.6 et 6.17.a)  
 La seconde couche est décalée de  $\pi/\kappa_{ext}$

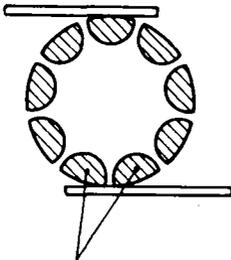
Figure 6.18: Parties actives des bobines (avec deux brins de collecteur court-circuités par un balai).



connexions normales

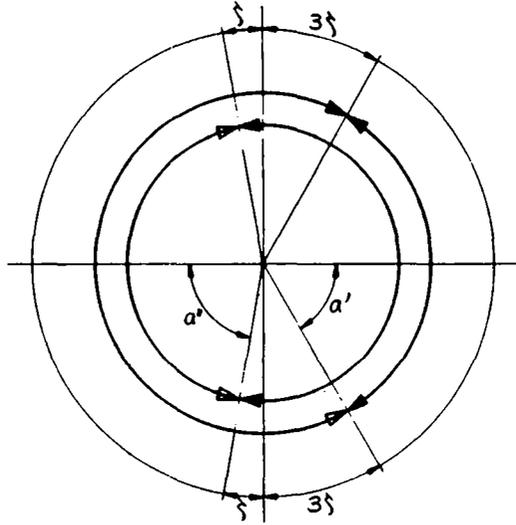


connexions spéciales  
1ère version



position des brosses

Collecteurs en court-circuit



**Figure 6.19** : Position angulaire des parties de bobine avec connexions selon la variante de la fig. 6.17.a

$$\xi = \frac{\pi}{2 N_{\text{cvt}}}$$

On doit intégrer d'une part de  $a'$  à  $b'$  :

$$a' = -\frac{\pi}{2} + \frac{3\xi}{2 N_{\text{cvt}}} + \frac{\pi}{N_{\text{cvt}} N_{\text{sp}}}$$

$$b' = \frac{\pi}{2} - \frac{3\xi}{2 N_{\text{cvt}}} - \frac{\pi}{N_{\text{cvt}} N_{\text{sp}}} = -a'$$

et d'autre part de  $a''$  à  $b''$  :

$$a'' = -b'' = -\frac{\pi}{2} + \frac{\pi}{2 N_{\text{cvt}}} + \frac{\pi}{N_{\text{cvt}} N_{\text{sp}}}$$

Avec les mêmes hypothèses qu'au paragraphe 6.2., on obtient pour la constante de couple :

$$K_T = \frac{2}{\pi^2} l r B_0 N_{sct} N_{sp} \left[ \sin \left( \frac{\pi}{2} - \frac{3\pi}{2N_{sct}} - \frac{\pi}{N_{sct} N_{sp}} + \sin \left( \frac{\pi}{2} - \frac{\pi}{2N_{sct}} - \frac{\pi}{N_{sct} N_{sp}} \right) \right] \right]$$

Comme  $N_{sp}$  est grand, on a approximativement :

$$K_T = \frac{4}{\pi^2} l r B_0 N_{sct} N_{sp} \cos \frac{\pi}{2N_{sct}} \cdot \cos \frac{\pi}{N_{sct}}$$

$$K_T (\text{connexions spéciales } 1^{re} \text{ variante}) = \cos \frac{\pi}{N_{sct}} \cdot K_T (\text{conn. normales})$$

Par rapport à la bobine normale, la première version des connexions spéciales a une constante de couple diminuée du facteur  $\cos(\pi/N_{sct})$  (cf. tableau 6.1)

$N_{sct}$	5	7	9	11	13	15	17	19	21	23	25	27
$\frac{K_{spec}}{K_{norm}}$	0,809	0,901	0,940	0,959	0,971	0,978	0,983	0,986	0,989	0,991	0,992	0,993

Tableau 6.1 : Diminution de la constante de couple de la variante 1 par rapport à la bobine normale, en fonction du nombre de sections (= nombre de lamelles de collecteur).

La variante 2, illustrée par la figure 6.17.b, est moins efficace et moins économique que la variante 1 de la figure 6.17.a. En effet, on a un chevauchement partiel des demi-sections et donc, une inductance mutuelle intermédiaire entre la connexion normale et la variante 1. Elle a cependant l'avantage de conduire à une diminution moins forte de la constante de couple. On intègre (cf. figure 6.20) d'une part de  $a'$  à  $b'$  avec :

$$a' = b' = -\frac{\pi}{2} + \frac{\pi}{N_{sct}} + \frac{\pi}{N_{sct} N_{sp}}$$

et d'autre part de  $a''$  à  $b''$  avec :

$$a'' = -b'' = -\frac{\pi}{2} + \frac{\pi}{N_{sct} N_{sp}}$$

$$\Rightarrow K = \frac{4}{\pi^2} l r B_0 N_{sct} N_{sp} \cos^2 \frac{\pi}{2N_{sct}} \quad (\text{avec } N_{sp} \text{ grand})$$

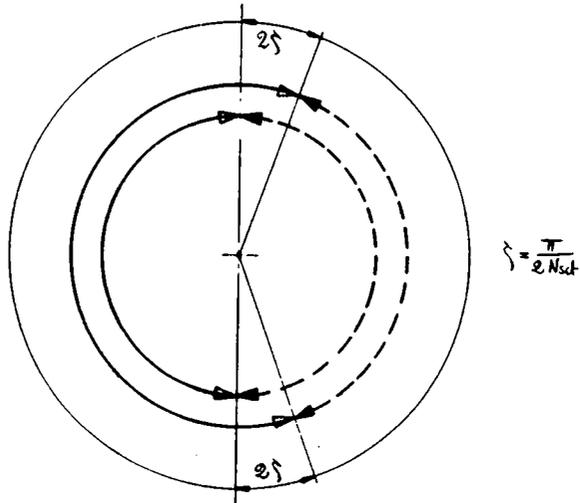


Figure 6.20 : Position angulaire des parties de bobine avec connexions spéciales selon la variante de la figure 6.17.b

Par rapport à la bobine normale, la version 2 des connexions spéciales à une constante de couple diminuée du facteur  $\cos(\frac{\pi}{2 N_{sct}})$  (cf. tableau 6.2)

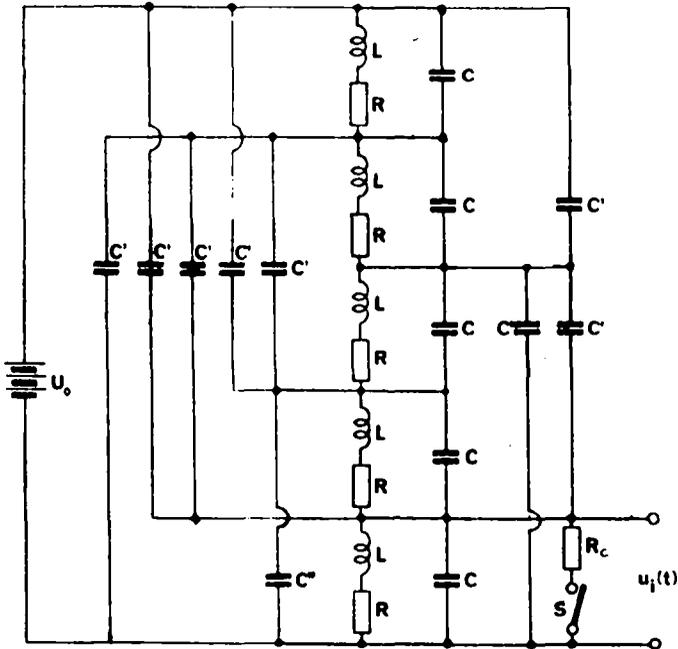
$N_{sct}$	5	7	9	11	13	15	17
$\frac{K_{spec}}{K_{norm}}$	0,951	0,975	0,985	0,990	0,993	0,995	0,996

Tableau 6.2 : Diminution de la constante de couple de la variante 2 par rapport à la bobine normale, en fonction du nombre de sections (= nombre de lamelles de collecteur).

Cette variante 2 est donc surtout intéressante pour les moteurs ayant un nombre limité de lamelles de collecteur : 5, 7 et éventuellement 9. En pratique, ce sont les plus petits moteurs qui ont un nombre limité de lamelles (par exemple Escap 16 C avec 5 sections), et ce sont aussi les plus petits moteurs qui ont les inductances les plus faibles et l'électroérosion la plus réduite. On appliquera donc la variante 2 aux petits moteurs et la variante 1 aux grands.

La figure 6.21.a représente le circuit de remplacement de deux parties de bobine, respectivement formées de quatre sections et une section de moteur 26PL213, partiellement superposées selon le schéma de la figure 5.19. La section qui est commutée est construite comme une section de la variante 1 des connexions spéciales, c'est-à-dire que les demi-sections sont côte-à-côte.

La figure 6.21.b montre la tension de commutation calculée selon ce modèle, ainsi qu'une mesure à l'oscilloscope dans ces conditions. La conformité entre mesure et calcul appelle les mêmes remarques qu'au paragraphe 6.3.



**Figure 6.21.a:**

Circuit de remplacement pour une bobine 26PL213 avec deux parties partiellement superposées selon le schéma de la figure 5.19.

$U_0$  et  $R_c$  correspondent aux conditions des figures 5.17 et suivantes.

$R = 7,4 \text{ Ohms}$

$L = 108 \text{ } \mu\text{H}$

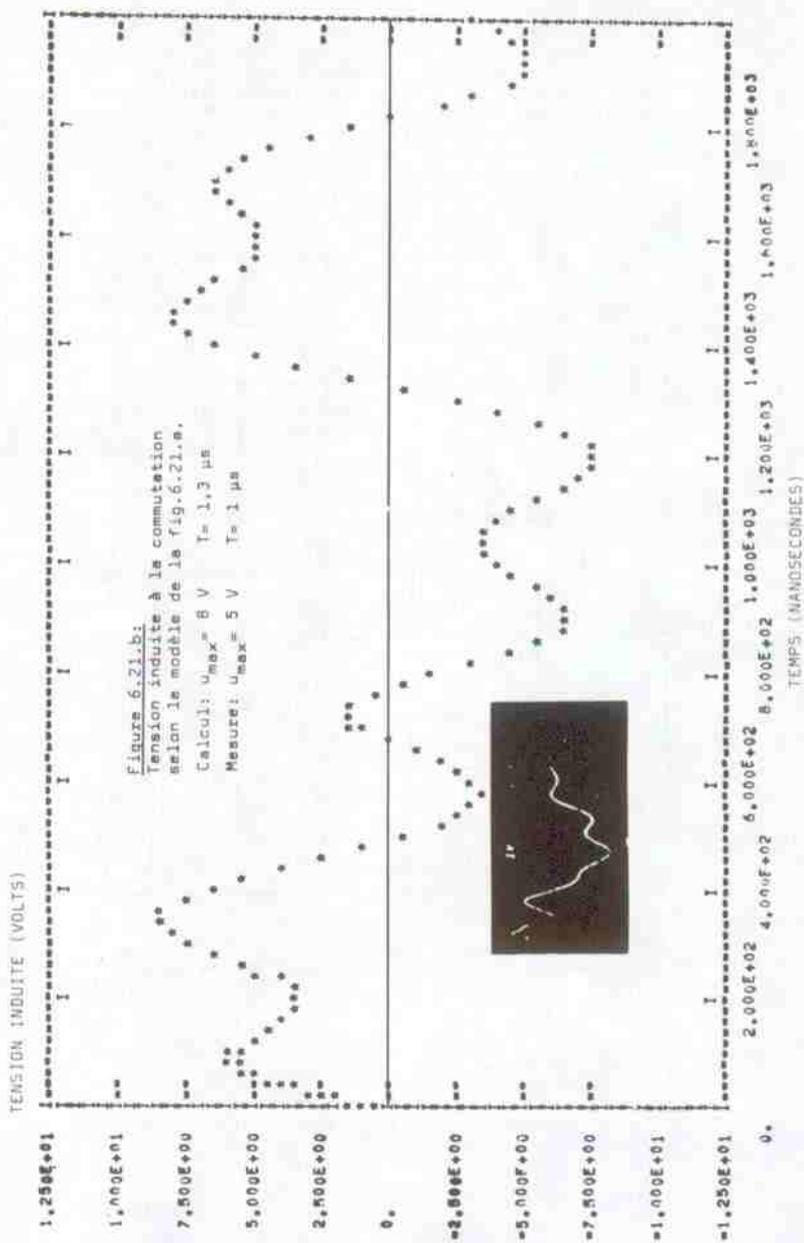
$C = 77 \text{ pF}$        $C' = 26 \text{ pF}$        $C'' = 70 \text{ pF}$

Inductances mutuelles:

2 sections voisines  $k = 0,67$

2 sections séparées par la distance d'une section  $k = 0,30$

2 sections séparées par la distance de 2 sections  $k = 0,09$



6.5. Modification des connexions des sections :  
Variante avec report à 180° d'une demi-section.

Dans cette 3ème variante, les deux demi-sections ne sont plus, ni superposées comme dans le cas normal, ni côte-à-côte comme dans la variante 1, mais décalées de 180°, ce qui permet d'obtenir un coefficient d'inductance mutuelle pratiquement nul entre ces deux sections, et un coefficient d'inductance mutuelle élevé entre ces demi-sections et le reste de la bobine.

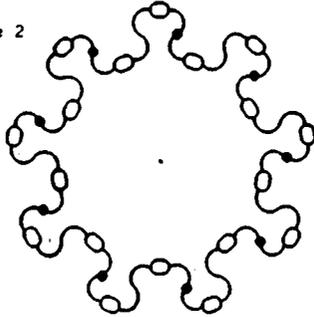
Puisque les demi-sections complémentaires se trouvent de part et d'autre de la ligne neutre de l'induction magnétique, elles doivent être parcourues par des courants de sens opposés, ce qui implique des connexions moins simples que pour les variantes 1 et 2. La figure 6.22b est le schéma d'une bobine à 9 sections, avec demi-sections décalées de 180°.

Comme la distribution de l'induction magnétique dans l'entrefer est symétrique, la répartition des sections est équivalente à celle de la bobine normale. Il n'y a donc pas de diminution de la constante de couple.

La figure 6.23 permet de comparer des mesures de la tension induite à la commutation d'un moteur Escap<sup>®</sup> 22C213, à 2000 tours/min. et  $I_{MCC} = 430$  mA pour les différentes variantes.

Notre discussion est basée sur le calcul des inductances qui conditionnent l'énergie magnétique dans le circuit avant la commutation. L'allure de la tension induite à la commutation est cependant aussi influencée de manière décisive par les capacités du circuit.

a) variante 2



b) variante 3

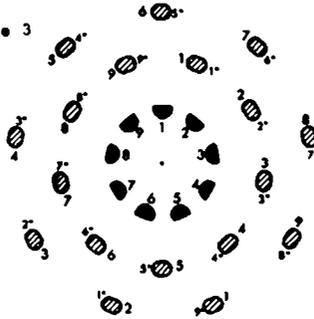


Figure 6.22 : Schéma de connexion des demi-sections des variantes avec décalages des couches de

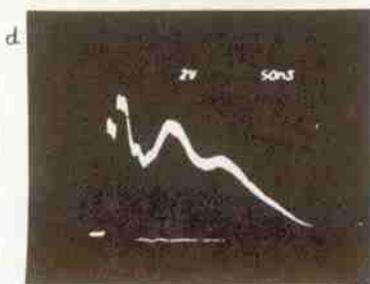
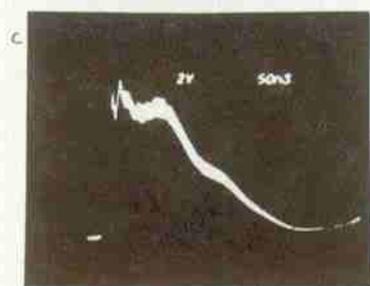
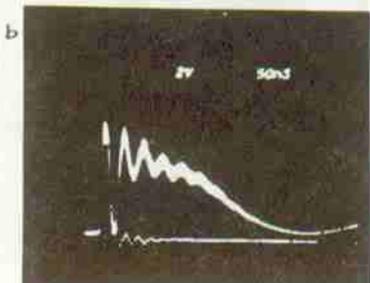
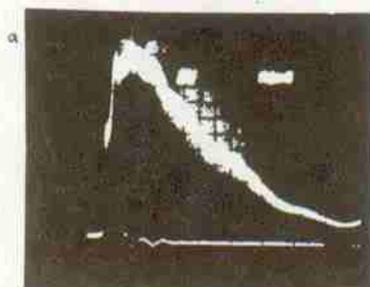
- a) variante 2 avec "demi-étalement" des sections.
- b) variante 3 avec demi-sections à  $180^\circ$ .

Figure 6.23 :

Tensions induite  
à la commutation.

Moteur 22 C 216  
2000 tours/min.  
 $I_{MCC} = 430 \text{ mA}$

- a) connexions classiques  
24 Volts
- b) connexions variante 1  
- 45 %
- c) connexions variante 2  
- 20 %
- d) connexions variante 3  
- 30 %



### 6.6. Mesures comparatives

La variante 1 est la plus économique, en général d'une efficacité suffisante, et elle s'applique sans grande perte de constante de couple aux moteurs Escap 26 PL, 34 L, 23 D, 28 D, etc... Nous l'avons donc particulièrement comparée à la version normale de connexion des bobines.

#### Test no 1

Méthode : bobines séparées des rotors, et bœais à un seul brin ; le brin positif et le brin négatif sont sur des pistes séparées.

Type de bobine: 26PL210, trois échantillons à connexions normales trois en variante 1.

Stator : 26 PL standard.

Vitesse : 2000 t/m (les pseudo-rotors tournent dans le sens des aiguilles d'une montre, vus depuis la face avant).

Le courant est mesuré en plaçant l'ampèremètre en parallèle avec le pseudo-rotor "ouvert". La valeur  $I_{mes}$  obtenue est la moitié du courant total dans le moteur avant la commutation  $I_{MCC}$ , et correspond au courant initial dans le calcul de la tension induite selon le schéma de la figure 6.13 (cf. fig. 6.24). On a augmenté de 6 % le courant des moteurs avec connexions spéciales : le test a donc lieu à couple et vitesse constants. Les figures 6.25 a) à f) permettent de comparer les tensions induites à la commutation des 6 moteurs en test.

Connexions normales :  $2 I_{mes} = I_{MCC} = 300 \text{ mA}$

Connexions spéciales (variante 1) :  $I_{MCC} = 318 \text{ mA}$ .

Figure 6.24 : Mesure du courant.

L'influence de l'ampèremètre est négligeable :  $\frac{\Delta I}{I} \approx 0,3\%$

Dans le test, l'ampèremètre est retiré du circuit. Pour la mesure du courant, l'interrupteur est ouvert.

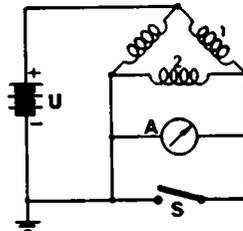
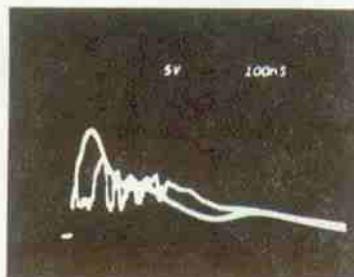


Figure 6.25 : Tensions induites de commutation mesurées après une heure de test environ.

a) moteur no 1  
Connexions  
normales

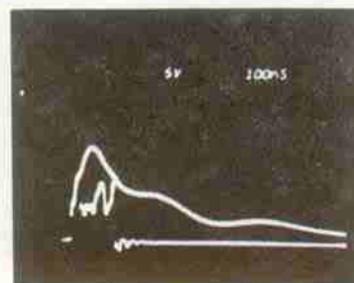
(1 événement  
sans arc et  
1 événement  
avec arc)

5 V/petite division



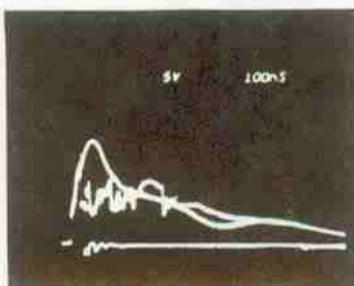
b) moteur no 2  
Connexions  
normales

(1 événement  
sans arc et  
1 événement  
avec arc)



c) moteur no 3  
Connexions  
normales

(1 événement  
sans arc et  
1 événement  
avec arc)

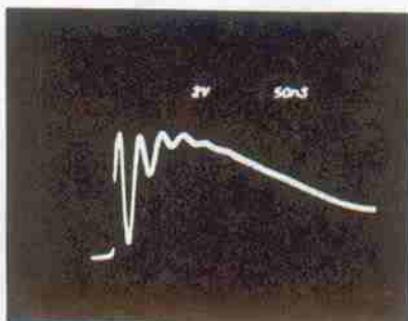


d) moteur no 4

Connexions  
spéciales

(1 évènement)

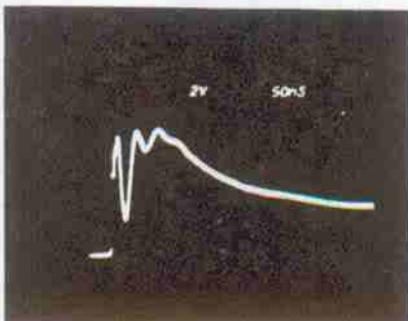
Z V/petite division



e) moteur no 5

Connexions  
spéciales

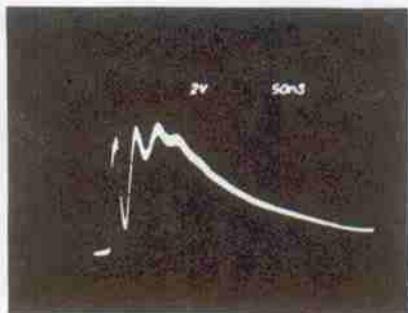
(1 évènement)



f) moteur no 6

Connexions  
spéciales

(1 évènement)



Arrêt après 308 heures.

On constate que le lubrifiant est noirci sur les rotors normaux nettement plus que sur les rotors spéciaux.

On observe au point de commutation où le brin de collecteur est positif et le balai négatif une usure nette du collecteur (cf. fig. 6.26).

Surface apparente de l'encoche :

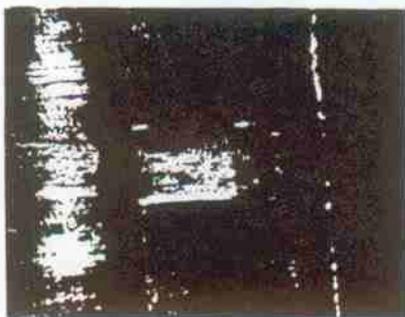
moteur no 1 :	Connex. norm.	hauteur 0,50 mm	Largeur 0,48 mm
" no 2 :	" norm.	" 0,51 mm	" 0,46 mm
" no 3 :	" norm.	" 0,51 mm	" 0,63 mm
" no 4 :	" spéciales	" 0,50 mm	" 0,24 mm
" no 5 :	" spéciales	" 0,50 mm	" 0,18 mm
" no 6 :	" spéciales	" 0,50 mm	" 0,15 mm.

On constate que la hauteur coïncide avec la largeur du balai, ce qui devait naturellement être le cas ! Seules la largeur et la profondeur de l'encoche sont significatives pour l'usure.

Figure 6.26 : Point de commutation avec collecteur positif et balai négatif.

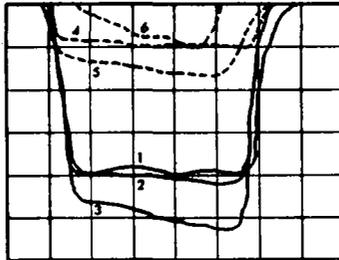
On voit l'encoche nette creusée dans le brin de collecteur par l'électro-érosion

(Echelle  $\times 35$ )



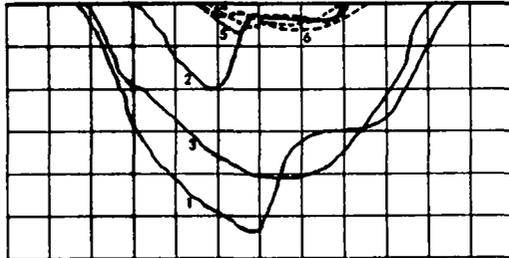
Les figures 6.27 a et b montrent des mesures de la profondeur de l'encoche.

Echelle 1000 x 100



a) Usure des collecteurs, trace sous le balai négatif

Echelle 1000 x 100



b) Usure du balai positif

**Figure 6.27** : Comparaison de l'usure des contacts, test no 1.

Rotors 1 à 3 : connexions normales

Rotors 4 à 6 : connexions spéciales, variante 1

A l'aide des mesures de largeur et de profondeur de l'encoche, on peut estimer le volume de matière arrachée du collecteur, à la commutation, sous le balai négatif :

$$V_{\text{tot}}(\text{connexions normales}) \approx \frac{1}{2} \cdot 0,5 \cdot 0,43 \cdot 0,52 \approx 0,056 \text{ mm}^3$$

$$V_{\text{tot}}(\text{connexions spéciales variante 1}) \approx 0,009 \text{ mm}^3$$

$$\text{Par commutation: } V(\text{norm.}) \approx 1,5 \cdot 10^{-9} \text{ mm}^3$$

$$V(\text{var.1}) \approx 0,25 \cdot 10^{-9} \text{ mm}^3$$

Pour l'usure des balais, nous utilisons la formule pour le volume d'une partie de cylindre :

$$V = \frac{h}{6s} (3h^2 + 4s^2) \cdot d$$

avec h : flèche

s : corde

d : largeur du balai

avec h = 40  $\mu\text{m}$  et s = 860  $\mu\text{m}$ , on obtient:

$$V_{\text{Au tot}}(\text{connexions normales}) = 0,012 \text{ mm}^3$$

Pour chaque commutation :

$$V_{\text{Au}}(\text{norm.}) \approx 0,32 \cdot 10^{-9} \text{ mm}^3$$

avec h = 3  $\mu\text{m}$  et s = 350  $\mu\text{m}$ , on obtient:

$$V_{\text{Au tot}}(\text{connexions spéciales}) = 0,00035 \text{ mm}^3$$

pour chaque commutation:

$$V_{\text{Au}}(\text{var.1}) \approx 0,0092 \cdot 10^{-9} \text{ mm}^3$$

L'énergie disponible sur les contacts est d'environ (cf. fig. 6.15.b et 6.25):

$$E \approx C \cdot u_{\text{max}}^2 \approx 0,07 \cdot 10^{-6} \text{ Joules}$$

En se reportant à la figure 4.11 on voit que pour  $L = 0,1 \mu\text{H}$  la condition  $L i^2 = 0,07 \text{ J}$  conduit à  $i \approx 0,8 \text{ A}$ , et à un transport de matière d'environ  $15 \cdot 10^{-13} \text{ cm}^3$  par commutation, c'est-à-dire  $1,5 \cdot 10^{-9} \text{ mm}^3$  par commutation. Selon la figure 10 de l'annexe au chapitre 4 le transport de matière pour un contact en or devrait être environ deux fois plus faible.

En calculant de la même façon on peut montrer que les moteurs Escap<sup>R</sup> 26PL sont pratiquement toujours utilisés dans la zone d'arc court ou en-deça: dans les conditions extrêmes illustrées par les figures 4.8 et 4.9  $C \cdot u_{\text{max}}^2$  est de l'ordre de  $10^{-6}$  Joules, ce qui correspond à 1  $\mu\text{H}$  et 1 A sur la figure 4.11.

Test no 2

Méthode : Bobines séparées des rotors.

Balais modifiés à un seul brin : le brin du balai positif et le brin du balai négatif sont sur des pistes séparées.

Types de bobines : 3 bobines 26 PL 210 normales

3 bobines 26 PL 210 variante 1

Stators : 26 PL normaux

Vitesse : 2000 t/m, sens des aiguilles d'une montre

Courant : Connexions normales :  $I_{MCC} = 157 \text{ mA}$

Connexions spéciales :  $I_{MCC} = 167 \text{ mA (+ 7 \% env.)}$ .

La figure 6.28 permet de comparer les tensions induites par la commutation aux bornes des pseudo-rotors.

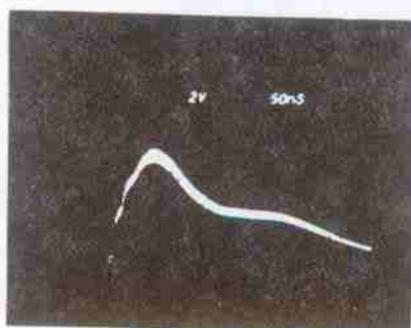
Lorsque la tension induite est faible, on s'attend à ce que l'usure soit de nature différente de celle du test no 1 : on admet qu'alors, la formation de ponts métalliques et l'usure mécanique ont une influence accrue sur la durée de vie, et que celle-ci sera proportionnelle à la densité de courant plus qu'au facteur  $Ll^2$ .

Arrêt du test après 1095 heures.

On constate :

- les moteurs no 3 (connexions normales), 4 et 5 (connexions variante 1) présentent des courts-circuits partiels entre certaines lamelles de collecteur.
- les mêmes moteurs ont des balais positifs et négatifs nettement plus usés que les moteurs 1, 2 et 6. On ne remarque pas de différence significative entre les polarités, au contraire du test précédent.
- une faible différence d'usure est visible sur le collecteur, au point d'ouverture, entre moteurs à connexions normales et spéciales (cf. fig. 6.29), mais cette différence n'est pas significative.

a) moteur avec  
connexion standard  
2 V/petite division  
accumulation d'un  
grand nombre  
d'évènements ( $\approx 10^3$ )



b) comme a sauf :  
connexions variante 1  
1 V/petite division

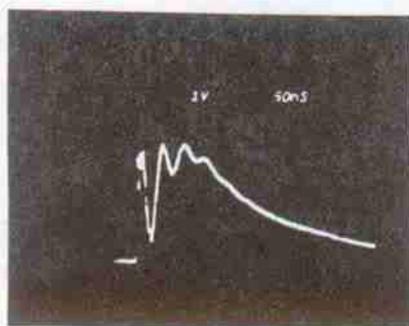
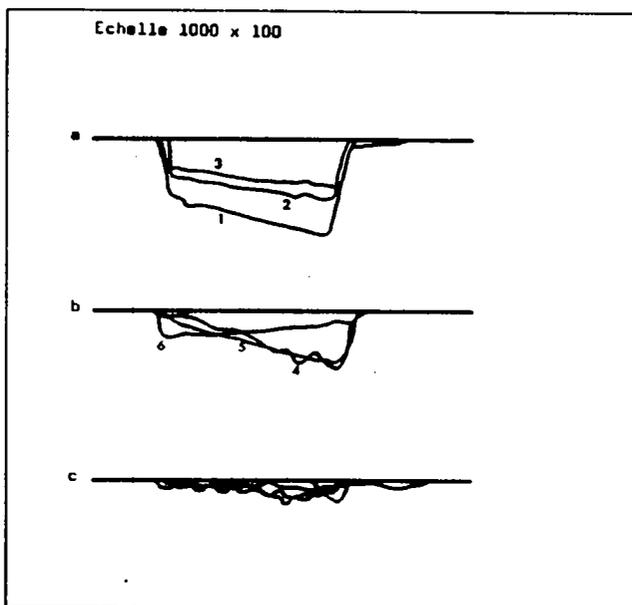


Figure 6.28 : Tensions induites par la commutation aux bornes des interrupteurs du test no 2.



**Figure 6.29** : Comparaison de l'usure des collecteurs durant le test no 2 sous le balai négatif.

- a) rotors 1 à 3 : connexions normales
- b) rotors 4 à 6 : connexions selon variante 1
- c) usure des différents rotors sous le balai négatif, hors du point d'ouverture (référence pour a et b).

Pour les courants faibles, l'influence de l'électroérosion est donc plus difficile à mettre en évidence. Il faudrait dans ce cas faire des tests comportant un plus grand nombre de moteurs, et de plus longues durées, dans des conditions normales d'utilisation (moteurs "complets").

Test no 3

Méthode : Bobines séparées des rotors.

Balais modifiés à un seul brin : le brin du balai positif et le brin du balai négatif sont sur des pistes séparées.

Types de bobines : 3 bobines 26 PL 210 normales

2 bobines 26 PL 210 variante 1

Stators : 26 PL normaux

Vitesse : 2000 t/m, sens des aiguilles d'une montre

Courant : bobines standard :  $I_{MCC} = 550 \text{ mA}$

bobines variante 1 :  $I_{MCC} = 585 \text{ mA} (+ 6,4 \%)$ .

Avec un radiateur de dimensions raisonnables, le moteur 26 PL peut dissiper jusqu'à 7 W. Comme la résistance ohmique du moteur 26 PL 210 à  $100^{\circ} \text{C}$  est de  $47,3 \Omega$ , le courant théorique maxi est donc de 380 mA ( $\cong 125 \cdot 10^{-3} \text{ Nm}$ ).

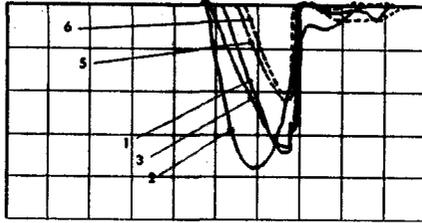
Dans la pratique, les moteurs à rotors sans fer sont surtout utilisés dans des applications où les changements de vitesses, les arrêts et les démarrages sont fréquents. Pendant des temps très courts, c'est-à-dire très inférieurs à la constante de temps thermique du rotor, on peut dépasser très largement la "limite thermique". Pour un enregistreur digital, la bande magnétique défile par exemple à  $30,5 \text{ cm s}^{-1}$  (12 ips) pour l'enregistrement ou la lecture de "blocs de données" de longueur minimale équivalente à 1 cm de bande. La vitesse est de  $305 \text{ cm s}^{-1}$  (120 ips) pour la recherche de blocs ou le rebobinage, et l'on admet au maximum 5 mm entre 2 enregistrements (réf. 6.5).

Pour atteindre ces objectifs, le courant dans un 26 PL 210 durant l'accélération doit être d'environ 500 mA et durant l'enregistrement ou la lecture de 120 mA environ. L'accélération dure environ 15 ms et correspond à moins de 0,25 cm de bande, ou un angle moyen d'environ  $0,17 \text{ rad} (\approx 10^{\circ})$ . On obtient donc théoriquement 4 démarrages par commutation pour chaque balai (!).

Arrêt du test après environ 360.000 commutations.

On constate une usure relativement faible de tous les contacts, due à la faible durée du test (cf. fig. 6.30).

Echelle 2000 x 100



**Figure 6.30** : Comparaison de l'usure des brins de balais positifs, test no 3.

nos 1 à 3 : connexions normales  
nos 5 et 6 : variante 1.

Le volume arraché par commutation est approximativement de  $5 \cdot 10^{-9} \text{ mm}^3$  pour les connexions normales et de  $2 \cdot 10^{-9} \text{ mm}^3$  pour la variante 1. On remarque que ceci est considérablement plus que dans le test no 1, et peut être expliqué d'une part à l'aide de l'expérience de Hentsch (fig. 4.9), qui montre que l'usure par commutation diminue avec le nombre de commutations, et d'autre part par la différence de tension et de courant d'arc entre les matériaux des balais et des collecteurs.

Tests nos 4 à 7

Méthode : Bobines séparées des rotors.

Balais modifiés à un seul brin : le brin du balai positif et le brin du balai négatif sont sur des pistes séparées.

Types de bobines : 3 bobines 26 PL 210 normales  
3 bobines 26 PL 210 variante 1 } pour chaque test

Stators : 26 PL normaux

Vitesse : 2000 tours/min, sens des aiguilles d'une montre pour les tests 4, 5 et 6, et 500 tours/min pour le test no 7.

Test no 4 :

Courant : bobines normales :  $I_{MCC} = 550$  mA environ

bobines variante 1 :  $I_{MCC} = 585$  mA environ (+6,4%)

Particularité : On a utilisé des rotors sans lubrification mais très fortement oxydés.

Durée du test : 30 heures environ.

Résultats : On constate que les différences d'usure des balais ne sont pas significatives, alors que le volume arraché des collecteurs au point de commutation est plus important avec les bobines normales qu'avec les bobines variante 1. On remarque donc que les connexions spéciales ont un effet bénéfique, même lorsque les conditions de surface des contacts sont très particulières (cf. fig. 6.31).

Test no 5 :

Courant : bobines normales :  $I_{MCC} = 450$  mA environ

bobines variante 1 :  $I_{MCC} = 488$  mA environ (8,4%)

Durée du test : 137 heures environ.

Résultats : Avec l'hypothèse que le temps nécessaire pour enlever un certain volume est inversement proportionnel à  $I^2$ , ce test devrait donner les mêmes résultats que le test no 1. On voit sur la figure 6.32 que cela n'est pas le cas : l'usure est beaucoup plus importante avec le grand courant. On remarque aussi que c'est l'usure des balais qui est significative dans ce test.

Tests nos 6 et 7 :

On a comparé deux tests ayant le même courant, mais avec des vitesses différentes et des durées telles que le nombre total des commutations soit le même pour les deux tests.

Courant : bobines normales :  $I_{MCC} = 400$  mA environ

bobines variante 1 :  $I_{MCC} = 424$  mA environ

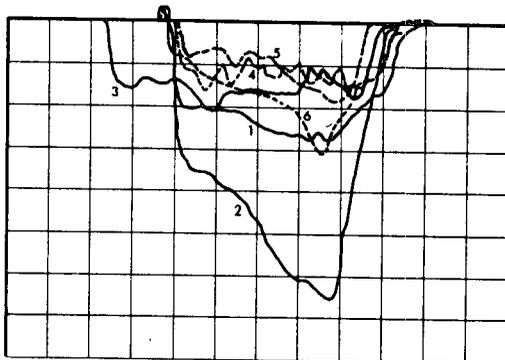
Durée des tests : 72 heures, respectivement 288 heures.

Résultats : Les différences d'usure des collecteurs ne sont pas significatives. Les différences d'usure des balais sont significatives et indiquent que l'usure n'est pas une simple fonction linéaire du nombre de commutations ; la vitesse de rotation aggrave l'usure. D'autre part, l'effet bénéfique des connexions selon la variante 1 est à nouveau nettement visible (figures 6.33 et 6.34).

A cause du petit nombre de moteurs dans chaque test, il faut interpréter avec prudence les résultats ci-dessus. Néanmoins, la diminution de l'usure par "électroérosion à l'ouverture" grâce aux connexions spéciales des bobines est significative dans la presque totalité des tests ci-dessus.

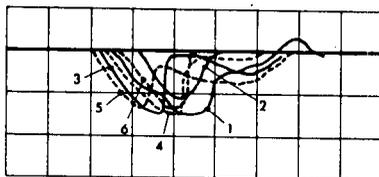
On observe les tendances suivantes: la vitesse tend à aggraver surtout l'usure des collecteurs, alors que le courant tend à aggraver surtout l'usure des balais, à partir d'un certain seuil. En simplifiant on peut l'expliquer par le fait que les collecteurs sont plus tendres et ont un point de fusion et une tension d'arc plus bas que les balais, mais que ceux-ci subissent plus souvent la commutation.

Echelle 1000 x 100



a) Usure des collecteurs, trace sous le balai négatif

Echelle 1000 x 100



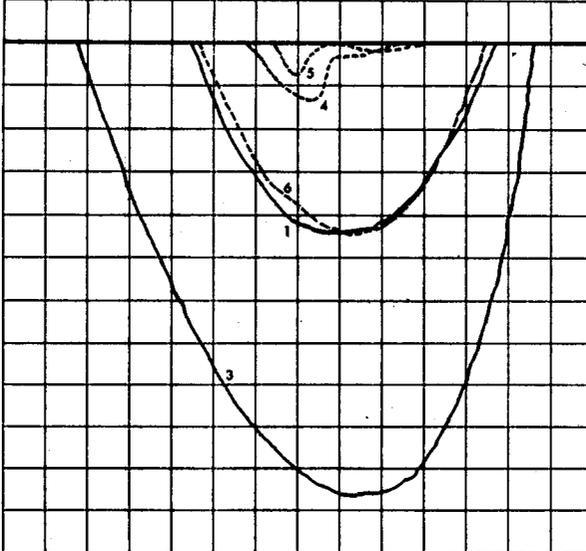
b) Usure du brin de balai positif

**Figure 6.31** : Comparaison de l'usure des contacts, test no 4

nos 1 à 3 : connexions normales

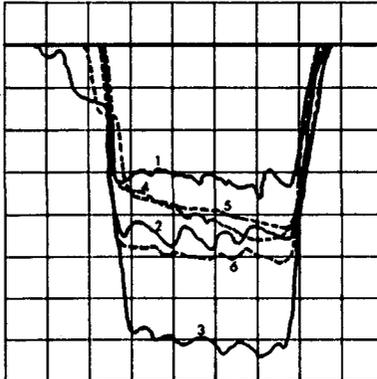
nos 4 à 6 : connexions spéciales, variante 1.

Echelle 1000 x 100



balai 2 usé jusqu'à la rupture !

Echelle 1000 x 100

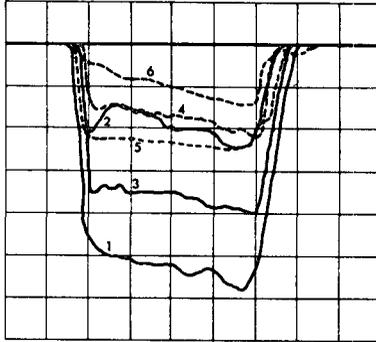


**Figure 6.32 :** Comparaison de l'usure des contacts, test no 5

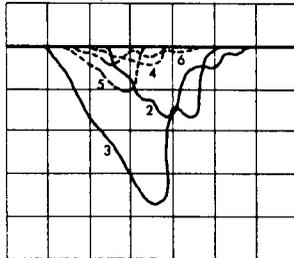
nos 1 à 3 : connexions normales

nos 4 à 6 : connexions spéciales, variante 1.

Echelle 1000 x 100



Echelle 1000 x 100

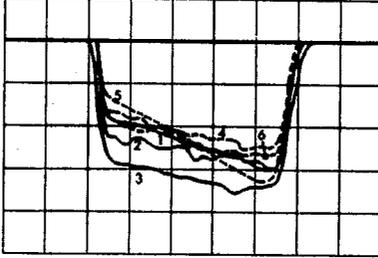


**Figure 6.33** : Comparaison de l'usure des contacts, test no 6

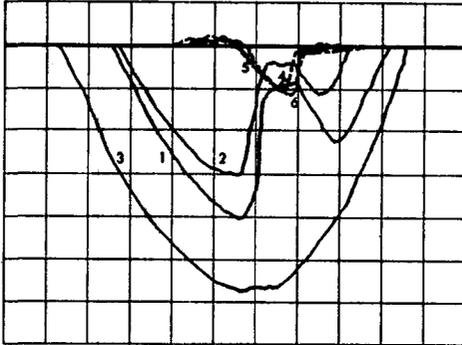
nos 1 à 3 : connexions normales:

nos 4 à 6 : connexions spéciales, variante 1.

Echelle 1000 x 100



Echelle 1000 x 100



**Figure 6.34** : Comparaison de l'usure des contacts, test no 7  
 nos 1 à 3 : connexions normales  
 nos 4 à 6 : connexions spéciales, variante 1.

Les tests suivants sont effectués dans des conditions proches des conditions réelles d'utilisation des moteurs.

Test no 8

Méthode : Moteurs "complets"

Type de moteur : 10 moteurs 26 PL 213 variante 1

Vitesse : 1500 t/m, 5 moteurs dans chaque sens de rotation.

Courant : 400 mA ( $\cong 10^{-2}$  Nm)

Lubrification : "GBS".

Nous avons considéré 2 étapes dans la durée de vie des moteurs en test. Tout d'abord nous avons noté le moment où il était possible de distinguer quelques signes de dégradation des contacts par l'analyse du signal du courant à l'oscilloscope (courts-circuits partiels, etc...). Ce degré d'usure est indiqué par un ▼ dans la figure 6.35. Le signe ● est utilisé lorsque les moteurs sont inutilisables (contacts complètement usés, etc...). La zone hachurée représente la durée de vie atteinte par 50 % des moteurs de différents tests, avec différents lubrifiants, alors que les droites en pointillés ont été obtenues avec des moteurs ayant des connexions normales et la lubrification "GBS".

Pour les mêmes raisons qu'au chapitre 3, les durées de vie ont été indiquées en "unités arbitraires" et non en heures. Rappelons qu'il s'agit d'éviter des abus commerciaux, sur la base de tests faits dans des conditions bien précises avec des matériaux et des lubrifiants qui ne sont pas forcément ceux des moteurs de série.

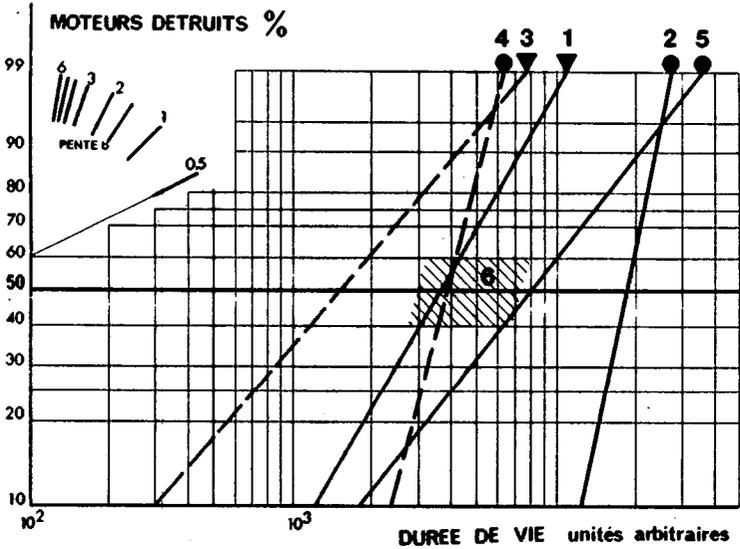


Figure 6.35 : Durée de vie de moteurs 26<sub>2</sub>PL 11 213 / GBS à 1500 t/m et 400 mA ( $\approx 10^{-2}$  Nm).

- moteurs avec variante 1 : droites en traits pleins
  - 1 ▼ : Signes de dégradation des contacts
  - 2 ● : Contacts usés
- moteurs standard de comparaison : traits pointillés
  - 3 ▼ : Signes de dégradation
  - 4 ● : Contacts usés
- moteurs standard équipés de résistances variables en parallèle des sections de bobine qui absorbent une partie de l'énergie de commutation :
  - 5 ● : Contacts usés
- moteurs standard avec différents lubrifiants : zone hachurée
  - 6 ■ : Contacts usés

N. B. : C'est la durée de vie probable moyenne (50 %) qui est la donnée la plus communément utilisée.

## Test no 9

Méthode : Moteurs "complets"  
 Type de moteur : 10 moteurs 26 PL 213 variante 1  
 Vitesse : 3500 t/m, 5 moteurs dans chaque sens de rotation.  
 Courant : 200 mA ( $\cong 50 \cdot 10^{-4}$  Nm)  
 Lubrification : "GBS"  
 Analyse : comme test no 4, cf. fig. 6.36.

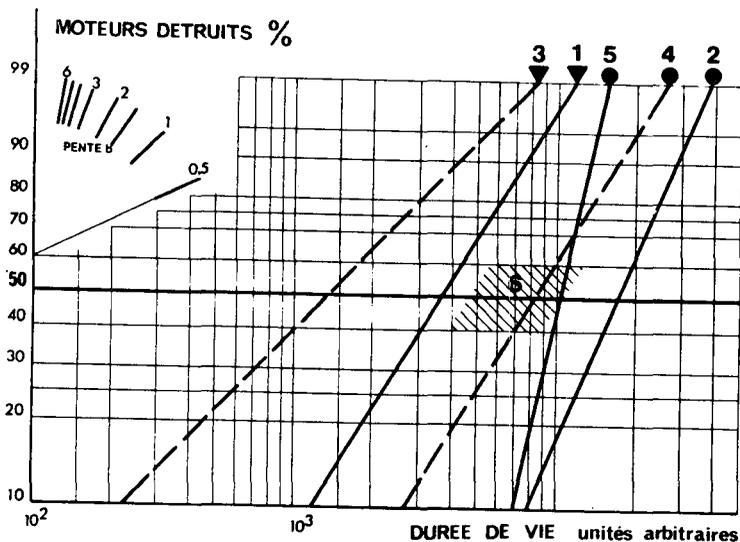


Figure 6.36 : Durée de vie de moteurs 26 PL 213 / GBS à 3500 t/m et 200 mA ( $\cong 5 \cdot 10^{-3}$  Nm).

Mêmes remarques que figure 6.35 :

- 1 et 2 : moteurs avec connexions selon variante 1
- 3 et 4 : moteurs avec connexions normales
- 5 : moteurs avec résistances variables en parallèle des sections
- 6 : différents moteurs standard.

Test no 10

Méthode : Moteurs "complets" sauf balais spéciaux minces.  
 Type de moteur : 10 moteurs 34 L 11 219 connexions classiques  
                   5 moteurs 34 L 11 219 connexions variante 1.  
 Vitesse : 3500 t/m  
 Courant : 400 mA ( $\pm 1,7 \cdot 10^{-2}$  Nm)  
 Lubrification : GBS  
 Résultats : cf. fig. 6.37

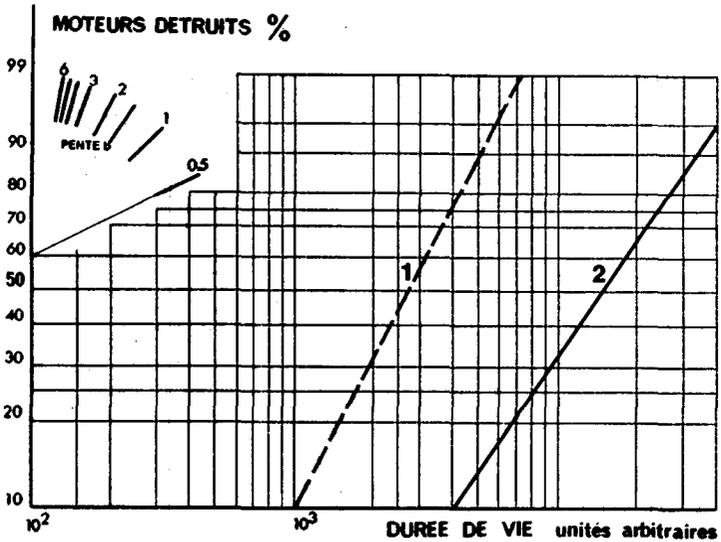


Figure 6.37 : Durée de vie de moteurs 34 L 11 219 / GBS à 3500 t/m et 400 mA.

- 1 : moteurs avec connexions normales
- 2 : moteurs avec connexions spéciales.

Test no 11

Méthode : Moteurs "complets" sauf balais spéciaux minces.  
 Type de moteur : 2 moteurs 34 L 11 219 connexions classiques  
                   2 moteurs 34 L 11 219 connexions variante 1.

Vitesse : 2500 t/m

Courant : 600 mA (  $\approx 2,5 \cdot 10^{-2}$  Nm)

Lubrification : GBS

Résultats : Usure des contacts après :

230 "unités arbitraires" : connexions normales	) moyenne 410 UT
592 " " " : connexions normales	
3920 " " " : connexions variante 1)	
5800 " " " : connexions variante 1)	" 4860 UT

Test complémentaire : 2 moteurs 34 L 11 219 connexions classiques  
 comme ci-dessus sauf : vitesse 1500 tours/min.

Usure des contacts après 776 et 1000 "unités arbitraires".

La moyenne est de 888 "unités" et le nombre de commutations correspond à 532 "unités" à 2500 tours/min.

Test no 12

Méthode : Moteurs "complets"

Type de moteur : 5 moteurs 28 PL 11 219 49 connexions normales  
                   5 moteurs 28 PL 11 219 49 connexions variante 1.

Vitesse et courant : il s'agit d'un test avec inversion du sens  
 de rotation, avec une charge d'inertie égale à  $34 \cdot 10^{-7}$  kgm<sup>2</sup>.

Vitesse maximale : 1500 tours/min., avec régulation selon schéma  
 semblable à la figure 1.14.

Courant maximal : approximativement 2 A au moment de l'inversion  
 (cf. figures 6.38 et 6.39).

Durée de l'inversion : environ 50 ms.

Temps entre 2 inversions : environ 250 ms (2 Hz).

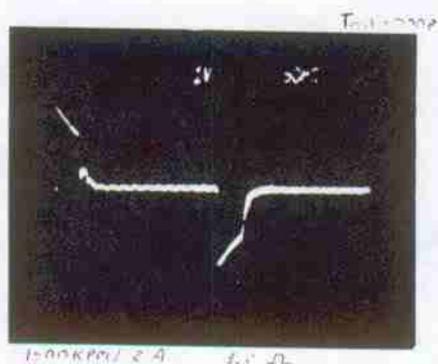


Figure 6.38 : Image du courant durant le test no 12  
 $I_{\max} \approx 2 \text{ A}$ .

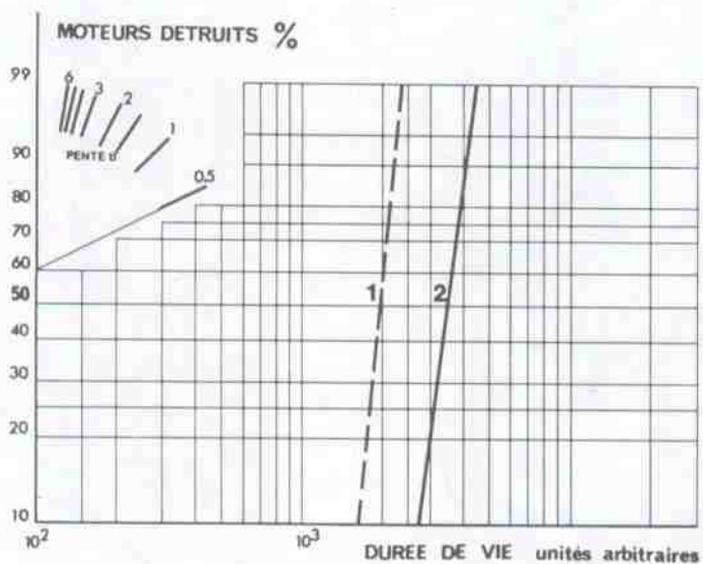


Figure 6.39 : Durée de vie de moteurs 28 PL 11 219 avec inversion de sens (test no 12).

- 1 : connexions normales
- 2 : connexions variante 1.

Test no 13

Méthode : Moteurs "complets"

Types de moteurs : Moteurs à rotors classiques en fer "Transicoil" K-215540-1-1-6-3.

1 échantillon normal

1 échantillon modifié, avec des connexions selon la variante no 1.

Vitesse : 2000 tours/min.

Courant : connexions normales : 1,5 A environ ( $\hat{=} 1,30 \cdot 10^{-2}$  Nm)

connexions variante 1 : 1,6 A " ( $\hat{=} 1,25 \cdot 10^{-2}$  Nm).

Résultat : Le résultat d'un tel test ne permet pas de tirer des conclusions précises. Il n'est qu'un signe d'encouragement à continuer (ou à remettre) les essais ! Dans ce cas, le résultat est positif : A la fin du test, on observait une différence dans l'usure des balais des 2 échantillons.

Longueur des balais au départ du test :  $\approx 7,75$  mm

Longueur des balais à la fin du test :

moteur normal : positif  $\approx 6,65$  mm, négatif  $\approx 7,00$  mm

moteur variante 1: "  $\approx 7,15$  mm. "  $\approx 7,15$  mm.

De nombreux systèmes de bobinage tendant à réduire l'inductance effective à la commutation existent pour les moteurs à rotors en fer. Ces systèmes sont caractérisés par des bobines relativement compliquées ou par des connexions supplémentaires, c'est-à-dire qu'ils sont plus chers que les bobinages classiques. C'est aussi le cas du bobinage inspiré de la variante 1 que nous avons utilisé pour le test ci-dessus. Il reste donc encore à découvrir une variante du bobinage spécial destinée aux rotors en fer, et qui soit plus économique (ou de même prix) que le bobinage classique !

Test no 14

Méthode : Moteurs "complets"

Type de moteur : 1 moteur 26 PL 213 avec connexions classiques

1 moteur 26 PL 213 avec connexions variante 1.

Conditions de test : Le moteur doit accélérer à 4000 tours/miq. en moins de 0,1 sec une charge d'inertie égale à  $0,87 \cdot 10^{-4}$  kgm<sup>2</sup> et de friction égale à  $15 \cdot 10^{-4}$  Nm, puis stopper, avec une fréquence de répétition de 2 Hz.

Courant de démarrage : 0,6 Amp.

Moteur normal : contacts usés après 33 millions de cycles environ.

Moteur variante 1: contacts usés après 206 millions de cycles env.

### 6.7. Résultats annexes

La méthode utilisée et les résultats des tests ont conduit à d'autres solutions pour augmenter la durée de vie.

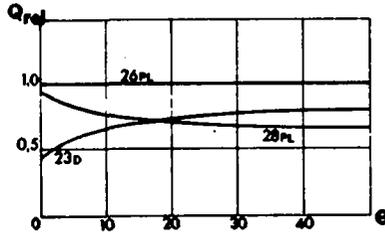
a) au paragraphe 1.5, on a vu que, pour faire un "pas", on devait fournir au moteur un courant proportionnel à l'inertie totale du système. En admettant en première approximation que l'usure par électro-érosion est proportionnelle à  $I^2$ , on voit que la durée de vie est inversement proportionnelle au facteur Q défini au paragraphe 1.5. Le moteur Escap<sup>R</sup> 23 D, dont la bobine relativement plus longue et plus étroite permet d'atteindre des performances comparables au moteur Escap<sup>R</sup> 26 PL avec une inertie plus faible, aura donc une durée de vie proportionnellement meilleure (cf. fig. 6.40).

Figure 6.40 :

Valeurs relatives des facteurs Q (cf. paragraphe 1.5) pour les moteurs Escap<sup>R</sup> 26 PL et Escap<sup>R</sup> 23 D.

Pour une inertie de la charge de  $3,5 \cdot 10^{-7} \text{ kgm}^2$ , on obtient :

$$\frac{\text{Usure } 23 \text{ D}}{\text{Usure } 26 \text{ PL}} \sim \frac{Q_{23D}}{Q_{26PL}} = 0,6$$



L'aimant du moteur 23 D est environ 20 % plus léger que celui du moteur 26 PL et coûte entre 10 et 20 % de moins selon les fournisseurs. Cela permet donc de compenser le coût de fabrication légèrement plus élevé de la bobine longue.

### Test no 15

Méthode: Moteurs "complets"

Types de moteurs: 5 moteurs 26PL avec connexions classiques

5 moteurs 23D avec connexions variante 1.

Il s'agit d'un test avec inversion du sens de rotation, avec une charge d'inertie égale à  $16,8 \cdot 10^{-7} \text{ kg m}^2$ .

Vitesses extrêmes: 3000 tours/min et -3000 tours/min.

Courant maximal: 1,4 A environ.

Durée de l'inversion: 60 ms environ.

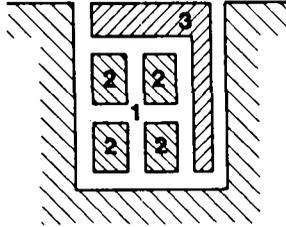
Temps entre deux inversions: 250 ms environ (2 Hz).

Résultat: La durée de vie du moteur 23D-variante 1 est d'un ordre de grandeur supérieure à celle du moteur 26PL-classique.

b) On connaît depuis longtemps le rôle favorable que peut jouer une spire en court-circuit dans les encoches du rotor classique (réf. 6.6 et fig. 6.41) : les courants induits dans de telles spires absorbent une partie de l'énergie disponible.

Figure 6.41 : Spire en court-circuit servant d'"amortisseur" par la création de courants de Foucault (selon réf. 6.6)

- 1: encoche
- 2: conducteurs
- 3: spire en court-circuit



D'autres solutions ont été proposées, qui utilisent des barres ou des feuilles de cuivre à l'intérieur ou sur les bords des dents du rotor, au milieu des encoches, ou sur le stator (par exemple réf. 6.7 et réf. 6.8).

Il n'existe pas de système équivalent pour les moteurs à rotor sans fer, puisque l'un des avantages que l'on veut conserver est le très bon rendement, qui serait affecté par la présence de spires en court-circuit au rotor. On a vu cependant que le stator joue un rôle amortisseur lors de la commutation. Or, comme il s'agit de phénomènes à haute fréquence ( $\approx 10^5$  Hz) la résistance ohmique du stator est affectée par l'effet pelliculaire. Pour déterminer l'ordre de grandeur de la profondeur de pénétration  $e$  du courant dans le tube, on part du calcul de  $e$  pour un conducteur plat d'épaisseur  $h$  selon référence 6.9 :

$$e = \frac{1}{\sqrt{2}} \beta h \quad \text{avec} \quad \beta = \left( \frac{\mu_0 \mu_r \omega}{2g} \right)^{1/2}$$

(par unité de longueur et de largeur).

Dans le cas d'un tube de moteur 26 PL :

$$h_e = 1,7 \cdot 10^{-3} \text{ m}$$

$\mu_r > 1$  puisque le tube est imparfaitement saturé

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

$$g \approx 0,3 \cdot 10^{-6} \Omega \text{ m}$$

$$\omega \approx 2\pi \cdot 10^6 \text{ Hz}$$

$$\beta \geq \beta (\mu_r = 1) \approx 3,6 \cdot 10^3 \quad e = \frac{1}{\beta} \leq 0,28 \text{ mm}$$

$$\frac{R_c}{R_0} \approx \frac{1}{2} \beta h_k \geq 3,1$$

On voit qu'on a un effet pelliculaire important, même avec  $\mu_r$  choisi égal à 1.

Si on voulait diminuer R en mettant une couche de cuivre, l'épaisseur maximale utile serait de l'ordre de :

$$\mu_r = 1$$

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

$$g = 1,72 \cdot 10^{-8} \text{ } \Omega\text{m}$$

$$\beta \approx 1,52 \cdot 10^4$$

$$e = \frac{1}{\beta} \approx 0,07 \text{ mm}$$

Ce qui donnerait pour la résistance de la "spire en court-circuit" :

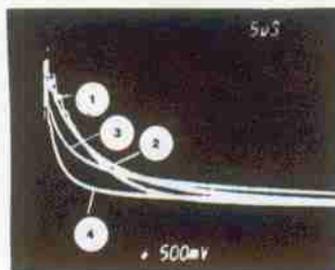
$$\frac{R_{cu}}{R_{fe}} = \frac{g_{cu}}{g_{fe}} \frac{e_{fe}}{e_{cu}} = \frac{g_{cu} \beta_{cu}}{g_{fe} \beta_{fe}} = \frac{\sqrt{g_{cu}}}{\sqrt{g_{fe} \mu_{fe}}} \leq 0,24$$

On constate qu'il est donc possible d'améliorer sensiblement l'amortissement dans le stator en déposant une couche de cuivre suffisamment mince pour ne pas devoir augmenter trop l'entrefer (cf. réf. 6.10).

La figure 6.42 montre l'influence du stator sur la montée du courant dans la bobine, en réponse à un échelon de tension ( $\sim$  constante de temps électrique). On voit que le cuivrage des stators permet aussi une montée initiale du courant plus rapide, ce qui peut être un avantage dans certaines applications.

Figure 6.42 : Courant dans une bobine 26 PL 213 en réponse à un échelon de tension.

- 1) Bobine sans stator
- 2) Bobine avec tube mais sans aimant
- 3) Moteur normal
- 4) Moteur avec aimant cuivré.



Les mesures de la tension induite à la commutation révèlent jusqu'à 30 % de diminution grâce au cuivrage. On peut donc espérer un doublement de la durée de vie.

### 6.8. Conclusions

Les micromoteurs d'asservissement à courant continu à rotor sans fer ont relativement peu de pertes, pas d'effet reluctant et une inertie faible, ce qui implique des caractéristiques très intéressantes.

Le point faible de ce type de moteur se trouve dans le couple collecteur - balais, qui devrait avoir une durée de vie égale à celle des paliers, tout en conservant une résistance de contact négligeable par rapport à la résistance de bobinage. Les contacts en métaux précieux permettent d'utiliser des collecteurs de faible diamètre, ce qui limite la vitesse linéaire, le couple de frottement et l'usure mécanique.

On pourrait croire que les moteurs à rotor sans fer ont des inductances suffisamment faibles (environ 2 ordres de grandeurs plus faibles que les moteurs classiques) pour être à l'abri des "arcs" à la commutation. En réalité, on obtient des pointes de tension assez élevées à cause de la durée de commutation très brève, et l'énergie disponible durant le "pont" à l'ouverture et à la commutation est suffisante pour créer ce qu'on appelle des "arcs courts", caractérisés par un transport de matière<sub>2</sub> dans le sens anode-cathode proportionnel approximativement à  $L^2$  (L = inductance, I = courant commuté). Les quantités de matière arrachée à l'anode sont excessivement faibles : de l'ordre de  $10^{-11}$  cm<sup>3</sup>/commutation pour un contact de relais neuf en argent interrompant un courant de 1 A dans un circuit d'inductance 10 µH.

Cependant, si l'on considère qu'un balai de moteur Escap<sup>R</sup> 26 PL à 3000 tours par minute doit commuter plus de  $16 \cdot 10^5$  fois pour atteindre 10.000 heures de durée de vie, on constate que l'arc court est la cause d'usure principale des contacts, surtout avec un courant élevé.

Le résultat principal de ce travail est une nouvelle disposition relative des sections de bobine, qui diminue l'énergie de commutation disponible sur les contacts. Cette modification permet non seulement de diminuer l'inductance propre de la section qui commute, mais modifie aussi de façon favorable les inductances mutuelles et les capacités. Cela permet une diminution de l'usure par électro-érosion sans trop affecter les performances. Comme il s'agit, dans le cas des moteurs étudiés, d'une simple modification des connexions internes existantes, le coût est pratiquement inchangé et peut même, dans certains cas, être réduit par le nouveau système. De nombreux tests ont été faits pour en vérifier l'efficacité.

Nous introduisons aussi une conception originale, adaptée aux moteurs à rotors sans fer, des bobinages en court-circuit connus dans les moteurs classiques, et mettons en évidence les avantages de bobines relativement longues obtenues par une modification simple du procédé de fabrication.

## Références du chapitre 6

- 6.1) B.Fütterer  
Brevet suisse 486150  
"Verfahren zur Herstellung von Zylinderspulen für elektrische Maschinen und Vorrichtung zur Durchführung des Verfahren".
- 6.2) Brevet japonais 48-40377
- 6.3) F.Faulhaber  
"Einige Berechnungsgrundlagen für rasch anlaufende Gleichstrom-Motoren".  
VDI-Z, Bd 107 Nr 4, p.149, 1965
- 6.4) Ch. Joksch  
"Magnete und Magnetsysteme für Kernmagnet-Messwerke"  
Feintechnik 71, Heft 11, p.507-517, 1967
- 6.5) F. Prautzsch  
"Motor Drives for Digital Cassette Recorders"  
Portescap Application Report
- 6.6) C.Trettin  
"Wirbelstromdämpfung des Nutenfeldes in Dynamoankern"  
Wiss. Veröff. Siemens-Konz. XII, 2(1933), p.34 ff
- 6.7) K.Woda  
"Gleichrichtergespeister Reihenschlussmotor, insbesondere für elektrische Traktion"  
Brevet suisse 249788
- 6.8) C.Trettin  
"Einrichtung zur Verbesserung der Stromwendung von Kommutatormaschinen"  
Brevet allemand 670818, 1933
- 6.9) R.Goldschmidt  
"Courants Faibles" Vol.4 p.765 ff  
Cours de l'EPFL
- 6.10) F.Aubert, M.Heyraud  
Brevets demandés
- 6.11) W.Fritsche  
"Ankerbewicklung für Dynamomaschinen"  
Brevet allemand 45808, 1887

Liste des symboles

a, a', a''	: Angles, limites d'intégration
A <sub>a</sub>	: Aire apparente
A <sub>r</sub>	: Aire réelle
A	: Facteur d'amplification d'un circuit électronique
b	: Paramètre de la distribution de Weibull
b, b', b''	: Angles, limites d'intégration
B, B <sub>0</sub> , B <sub>e</sub>	: Induction magnétique
d <sub>g</sub>	: Distance entre balai et collecteur
D	: Distance parcourue
D	: Coefficient de frottement visqueux
D <sub>t</sub> (50%)	: Durée de vie
e <sub>0</sub>	: Charge de l'électron
e	: Entrefer
e	: Profondeur de pénétration (effet pelliculaire)
E	: Energie
E <sub>c</sub>	: Facteur d'énergie de charge
E <sub>m</sub>	: Energie magnétique
E	: Champ électrique
F(x)	: Paramètre de la distribution de Weibull
F	: Force
G	: Quantité de matière transportée
h	: Largeur des balais
h <sub>t</sub>	: Epaisseur du tube
H, H <sub>a</sub> , H <sub>B</sub> , H <sub>f</sub>	: Champ magnétique
i, i <sub>1</sub> , i <sub>2</sub>	: Courant électrique variable
i <sub>M</sub>	: Courant du moteur
I, I <sub>0</sub> , I <sub>1</sub> , I <sub>2</sub> , I <sub>3</sub>	: Courant constant
I <sub>R</sub>	: Courant nécessaire pour vaincre le couple résistant
I <sub>↑</sub>	: Courant nécessaire pour obtenir l'accélération $\lambda$
I <sub>A-B</sub>	: Courant entre les noeuds A et B
I <sub>cc</sub>	: Courant de court-circuit
I <sub>Mcc</sub>	: Courant du moteur avec une section en court-circuit
I	: Intensité de lumière durant un arc (fig.4.6)
I <sub>m</sub>	: Courant minimum d'arc
j	: Densité de courant électrique
k <sub>1</sub> , k <sub>2</sub> , k <sub>3</sub>	: Coefficient d'induction mutuelle entre sections de bobine
k, k	: Constante de couple ou de tension induite
K <sub>s</sub>	: Constante de tension induite
K <sub>T</sub>	: Constante de couple
K	: Paramètre de la distribution de Weibull

$l$	: Longueur de la bobine
$l_a, l_e, l_f$	: Longueur de l'aimant, resp. l'entrefer, resp. le fer d'un circuit magnétique
$L$	: Constante de Lorentz
$L, L_1, L_2$	: Inductance
$L_M$	: Inductance du moteur
$m_f$	: Couple de frottement interne du moteur, extrapolé à vitesse nulle
$M, M_1, M_2$	: Couple
$M_f$	: Couple nécessaire à l'accélération $\gamma$
$M_f$	: Couple de frottement interne du moteur
$M_R$	: Couple résistant
$M_{12}$	: Inductance mutuelle entre $L_1$ et $L_2$
$n$	: Vitesse de rotation en tours par minute (t/m)
$n_a$	: Densité des porteurs de charge durant un arc
$N$	: Nombre de charges par unité de volume
$N_{sct}$	: Nombre de sections par moteur
$N_{sp}$	: Nombre de spires par section
$p$	: Force de contact
$p_a$	: Pression dans un arc
$P$	: Puissance
$P$	: Puissance dissipée par effet Joules
$P_{diss}$	: Puissance dissipée maximale supportée par le rotor
$P_{diss\ max}$	: Puissance électrique
$P_e$	: Puissance électrique
$P_m$	: Puissance mécanique
$q$	: Charge électrique
$Q$	: Facteur de perte d'un moteur asservi
$Q_1, Q_2, Q_3$	: Transistor dans schéma
$r$	: Rayon de la bobine
$R$	: Rayon de l'aimant
$R_0, R_1, R_2, R_t$	: Résistance ohmique
$R_M$	: Résistance ohmique du moteur
$R_{th1}, R_{th2}$	: Résistance thermique
$s$	: Chemin parcouru
$S, S_e, S_a$	: Section, surface
$S$	: Interrupteur dans schéma
$t$	: Temps
$t_D$	: Intervalle de temps
$t_m$	: Intervalle de temps pour atteindre la fusion des contacts
$t_a$	: Intervalle de temps pour déclencher un arc
$T_a$	: Température
$T_D$	: Température ambiante
$T_{max}$	: Température maximale

$u$	: Tension variable
$u_i$	: Tension induite par la commutation, entre un balai et un brin de collecteur
$u_{max}$	: Valeur maximale de la tension induite par la commutation
$U_C$	: Tension de contact
$U_f$	: Tension de fusion des contacts
$U_i$	: Tension induite aux bornes du moteur par la rotation de la bobine
$U_m$	: Tension minimale d'arc
$U_D$	: Tension de seuil, barrière de potentiel
$U_{ref}$	: Tension de référence
$U_A, U_B, U_C$	: Tension au point A (resp. au point B, C )
$U_0$	: Tension appliquée aux bornes du moteur
$U_T$	: Unité de temps arbitraire
$v$	: Vitesse
$V$	: Volume
$V_{Au}$	: Volume d'or
$V_{Ag}$	: Volume d'argent
$X$	: Paramètre de la droite de Weibull
$Y$	: Paramètre de la droite de Weibull

$\alpha$ (alpha)	: Angle variable
$\alpha$	: Paramètre d'un circuit oscillant $\alpha = R/2L$
$\alpha_0$	: Angle constant
$\beta$ (bêta)	: Paramètre du calcul de l'effet pelliculaire, inverse de la profondeur de pénétration
$\gamma$ (gamma)	: Accélération variable
$\gamma_0$	: Accélération constante
$\Gamma, \Gamma_1, \Gamma_2$	: Coefficient de transport de matière
$\Delta\kappa$ (delta ksi)	: Angle variable
$\zeta$ (zhêta)	: Angle variable
$\eta$ (êta)	: Rendement
$\theta$ (thêta)	: Angle variable
$\theta$	: Inertie
$\theta$	: Paramètre de la distribution de Weibull
$\theta_c$	: Inertie de la charge
$\theta_{tot}$	: Inertie totale
$\theta_M$	: Inertie du moteur
$\lambda$ (lambda)	: Conductivité thermique
$\mu$ (mu)	: Perméabilité magnétique relative
$\mu$	: Amplification d'un opérateur opératiqnnel
$\mu_0$	: Perméabilité magnétique du vide
$\kappa$ (ksi)	: Angle variable
$\rho$ (rho)	: Résistivité électrique
$\sigma$ (sigma)	: Surface
$\Sigma$	: Surface fermée
$\phi$ (phi)	: Diamètre
$\omega$ (oméga)	: Vitesse angulaire
$\omega_0$	: Paramètre d'un circuit oscillant $\omega_0 = (L.C)^{-1/2}$

Table des matières

Résumé	page 1
Chapitre 1: Moteurs à courant continu à rotors sans fer	
1.1.Principe de construction	page 3
1.2.Avantages des moteurs à rotors sans fer	page 4
1.3.Le moteur à courant continu avec commutation électronique	page 4
1.4.Équation fondamentale du moteur à rotor sans fer	page 5
1.5.Puissance dissipée	page 8
1.6.Défauts des moteurs à rotors sans fer	page 16
1.7.Objectifs	page 16
Annexe 1.Éléments du moteur à commutation électronique	page 17
Annexe 2.Régulation électronique simple	page 21
Annexe 3.Catalogue des moteurs utilisés	page 24
Chapitre 2: Usure des contacts électriques frottants	page 27
2.1.Usure mécanique	page 28
2.2.Usure due à la corrosion chimique	page 29
2.3.Electroérosion	page 30
2.4.Interdépendance des causes d'usure	page 31
Chapitre 3: Tests préliminaires et méthodes de mesure	
3.1.Lubrification	page 33
3.2.Méthode d'analyse des tests	page 35
3.3.Résultats des tests préliminaires	page 35
3.4.Méthode de test avec bobines séparées des rotors	page 40
3.5.Tests préliminaires avec bobines séparées des rotors	page 43
Chapitre 4: Transport de matière par électroérosion	
4.1.Généralités	page 53
4.2.Ponts métalliques	page 53
4.3.Arcs	page 57
4.4.Mesures de Hentsch	page 63
Annexe:Graphiques de Hentsch	page 68
Chapitre 5: Mesures de la tension induite de commutation	
5.1.Energie disponible pour l'arc	page 73
5.2.Circuit simplifié de remplacement du moteur	page 74
5.3.Méthode de mesure	page 75
5.4.Influence des instruments de mesure	page 77
5.5.Influence du stator	page 79
5.6.Influence des matériaux de contact et de la vitesse d'ouverture	page 81
5.7.Relation avec le nombre de spires et le courant	page 85
5.8.Relation avec le coefficient d'inductance mutuelle	page 86
5.9.Utilité de la mesure de la tension induite	page 89

Chapitre 6:Diminution de l'usure	
6.1.Types de bobines pour rotors sans fer	page 91
6.2.Calcul de la constante de couple	page 97
6.3.Calcul de la tension induite par la commutation	page 103
6.4.Modification des connexions des sections: variantes avec étalement de la section qui commute	page 111
6.5.Modification des connexions des sections: variante avec report à $180^{\circ}$ o'une demi- section	page 122
6.6.Mesures comparatives	page 125
6.7.Résultats annexes	page 149
6.8.Conclusions	page 152
Liste des symboles	page 155

Curriculum Vitae

Né à La Chaux-de-Fonds le 15 avril 1946.  
Écoles primaire et secondaire dans cette ville.

Études et diplôme de physique à l'École Polytechnique Fédérale de Zurich. Travail de diplôme en Physique des Particules Élémentaires (CERN, 1969).

Collaborateur scientifique à l'Institut Suisse de Recherches Nucléaires (SIN, 1969-1970). Depuis 1970, département "Recherches et Développements Micromoteurs" à Portecap.



