

Zeitschrift: Bulletin technique de la Suisse romande
Band: 99 (1973)
Heft: 21

Artikel: Moteur linéaire à induction: effets d'extrémités conséquences et améliorations
Autor: Wavre, Nicolas
DOI: <https://doi.org/10.5169/seals-71705>

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist die Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften auf E-Periodica. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Zeitschriften und ist nicht verantwortlich für deren Inhalte. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern beziehungsweise den externen Rechteinhabern. Das Veröffentlichen von Bildern in Print- und Online-Publikationen sowie auf Social Media-Kanälen oder Webseiten ist nur mit vorheriger Genehmigung der Rechteinhaber erlaubt. [Mehr erfahren](#)

Conditions d'utilisation

L'ETH Library est le fournisseur des revues numérisées. Elle ne détient aucun droit d'auteur sur les revues et n'est pas responsable de leur contenu. En règle générale, les droits sont détenus par les éditeurs ou les détenteurs de droits externes. La reproduction d'images dans des publications imprimées ou en ligne ainsi que sur des canaux de médias sociaux ou des sites web n'est autorisée qu'avec l'accord préalable des détenteurs des droits. [En savoir plus](#)

Terms of use

The ETH Library is the provider of the digitised journals. It does not own any copyrights to the journals and is not responsible for their content. The rights usually lie with the publishers or the external rights holders. Publishing images in print and online publications, as well as on social media channels or websites, is only permitted with the prior consent of the rights holders. [Find out more](#)

Download PDF: 26.01.2026

ETH-Bibliothek Zürich, E-Periodica, <https://www.e-periodica.ch>

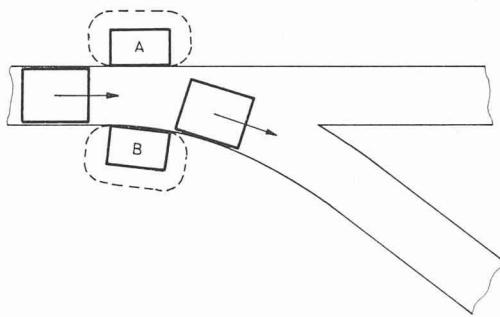


Fig. 14. — Aiguillage d'un moteur double action. A, B électro-aimants de contrôle.

Le virage étant amorcé (ou la ligne droite imposée), le processus se poursuit sous l'effet de la différence des entrefers apparaissant dans la zone centrale de l'aiguillage.

Un tel comportement ne peut se produire que si le moteur travaille dans un domaine de forces d'attraction relativement aux induits. La réalisation d'une structure satisfaisant à ces conditions est indispensable. Pour ce faire, une méthode de calcul précise de ces phénomènes est primordiale.

La construction d'un prototype de ce système d'aiguillage, équipé de moteurs 3 kVA à 2 m/s, a été entreprise dans nos laboratoires. La réalisation, à buts de manutention, donne entière satisfaction.

Adresse de l'auteur :

Marcel Jufer, chaire d'électromécanique de l'EPFL
22, ch. de Bellerive, 1007 Lausanne

BIBLIOGRAPHIE

- [1] M. JUFER, N. WAVRE : *Le moteur linéaire — Développement théorique et applications*. Bull. ASE 63 (1972) 15, p. 844-856.
- [2] H. JORDAN : *Geräuscharme Elektromotoren*. Verlag W. Girardet, Essen.
- [3] J. T. HARDING : *Progress in Magnetic Suspension Applied To High Speed Ground Transportation*. Us DOT, 1971.
- [4] P. J. GEARY : *Magnetic and electric Suspensions*. British Scientific Instrument Research Association, R 314 - 1964.
- [5] P. MARK BUNTING : *Magnetic Suspension for Guided Transport Vehicles*. Transportation Planning and Technology, 1972, 1, p. 49-74.
- [6] M. JUFER : *Détermination des caractéristiques spécifiques du moteur linéaire*. RGE, 80, n° 2, 1971, p. 105-113.

Moteur linéaire à induction Effets d'extrémités conséquences et améliorations¹

par NICOLAS WAVRE

1. Introduction

Le moteur linéaire à induction est caractérisé par trois effets qui sont liés à sa géométrie :

- l'effet pelliculaire dans un induit massif ;
- l'effet de bord dû à la limitation transversale ;
- l'effet d'extrémités dû à la limitation longitudinale.

Les deux premiers sont déjà connus des moteurs asynchrones à rotor massif. Le troisième, propre au moteur linéaire, est le plus important et le plus délicat à calculer. Des méthodes de « modulation » [1] utilisant des séries de Fourier permettent d'exprimer de façon continue les grandeurs électromagnétiques de l'entrefer et de l'induit et de satisfaire les équations de Maxwell, compte tenu de la géométrie. Le calcul du vecteur de Poynting donnant le flux de puissance traversant l'entrefer et l'induit permet de calculer la poussée et d'établir un schéma équivalent. Il est possible de calculer les caractéristiques d'un moteur linéaire compte tenu simultanément des effets pelliculaires, de bord et d'extrémités (fig. 2) ou séparément ce qui permet une mise en évidence de l'importance de chacun d'eux (fig. 1).

Comparativement, on constate que l'effet d'extrémités provoque de grandes distorsions qui peuvent devenir inadmissibles au niveau du rendement. La figure 2 donne les caractéristiques globales d'un moteur ayant un bobinage

classique à deux encoches par pôle et phase. Le rendement ne dépasse pas 53 % et l'effet d'extrémités est particulièrement important au voisinage du synchronisme ainsi que pendant la marche en générateur. Par rapport au moteur linéaire idéal considéré comme une tranche de moteur infini dans les directions longitudinale et transversale [1], on observe les distorsions suivantes :

- baisse importante du rendement maximum ;
- la poussée s'annule en régime hyposynchrone ;
- le $\cos\varphi$ ne devient négatif qu'en régime hypersynchrone.

Entre la marche en moteur et la marche en générateur, on trouve une zone de fonctionnement où le moteur devient consommateur non seulement d'énergie électrique mais également d'énergie mécanique. Aux pertes près dans les enroulements inducteurs, la totalité de cette énergie est dissipée dans l'induit. Cette zone de fonctionnement pratiquement inévitable doit impérativement être réduite au minimum admissible par des moyens que nous verrons plus loin.

En conséquence, on constate le peu d'importance de l'effet de bord eu égard à l'effet d'extrémités ce qui justifie une étude spécifique de ce dernier en faisant abstraction de l'effet de bord. A titre d'exemple, une récente mesure dans nos laboratoires a donné le résultat de la figure 3.

On constate que l'effet de bord a peu d'influence sur la poussée, seule l'impédance résultante du moteur varie de façon importante. Le maximum de la poussée apparaît pour une hauteur d'induit de 20 % supérieure à la hauteur des inducteurs. Un induit plus grand n'apporte rien de plus.

¹ Texte d'une conférence présentée par la Chaire d'électromécanique de l'EPFL au Symposium sur les moteurs linéaires organisé à Capri du 19-21 juin 1973 par l'Institut d'électrotechnique de l'Université de Naples et l'Institut de Machines électriques de l'UT de Hannovre.

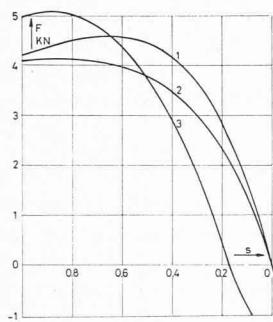


Fig. 1a. — Poussée en fonction du glissement. Moteur 36 kVA, $\tau = 0,12$ m, $f = 50$ Hz, $p = 1$, $U = 380$ V

1 — effet pelliculaire seul,
2 — effet pelliculaire + effet de bord,
3 — effet pelliculaire + effet d'extrémités.

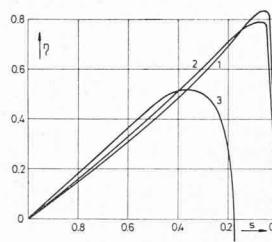


Fig. 1b. — Rendement en fonction du glissement.

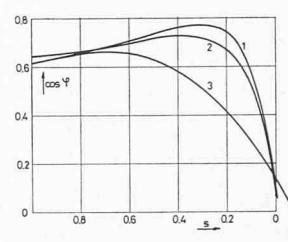


Fig. 1c. — Facteur de puissance en fonction du glissement.

2. Analyse de l'effet d'extrémité

2.1 Répartition de l'induction et des courants induits

Dans l'entrefer, la répartition de l'induction normale n'est conforme à la courbe de perméance relative d'entrefer que lorsque l'induit est enlevé ($\rho_{\text{induit}} = \infty$). En charge, les courants induits aux extrémités sont responsables d'une distorsion de l'induction créant une importante traînée électromagnétique à la sortie des inducteurs.

La flèche indique le sens dans lequel se déplace le moteur. La traînée est due au fait que l'entrefer et l'induit se comportent comme un circuit R et L . A la sortie des inducteurs, les courants induits dans le secondaire s'atténuent de façon exponentielle avec une constante de temps L/R .

Cette allure de la courbe d'induction qui rappelle celle de la machine à courant continu peut provoquer une saturation importante des dents d'extrémités situées à l'arrière du moteur (fig. 4).

La fréquence f_p des courants parasites induits par le déplacement du moteur est liée à sa longueur et à sa vitesse par la relation approximative :

$$f_p = \frac{V}{L} \quad V = \text{vitesse du moteur} \\ L = \text{longueur du moteur}$$

Si f est la fréquence d'alimentation et $s \cdot f$ la fréquence induite dans le secondaire ($s = \text{glissement}$) et sachant que :

$$V = 2\tau f(1-s) \quad \tau = \text{pas polaire} \\ \tau = \frac{L}{2p} \quad p = \text{nombre de paires de pôles}$$

Nous obtenons :

$$f_p = f \frac{(1-s)}{p} \\ \frac{f_p}{sf} = \left(\frac{1-s}{s}\right) \frac{1}{p}$$

On constate qu'il n'est possible d'exploiter l'effet pelliculaire pour l'atténuation des courants parasites dans l'induit que pour de très grandes fréquences d'alimentation et une faible polarité. Pour un moteur à deux pôles et un glissement nominal de $s = 0,1$, le rapport des fréquences induites sera de 9 et celui des profondeurs de pénétration

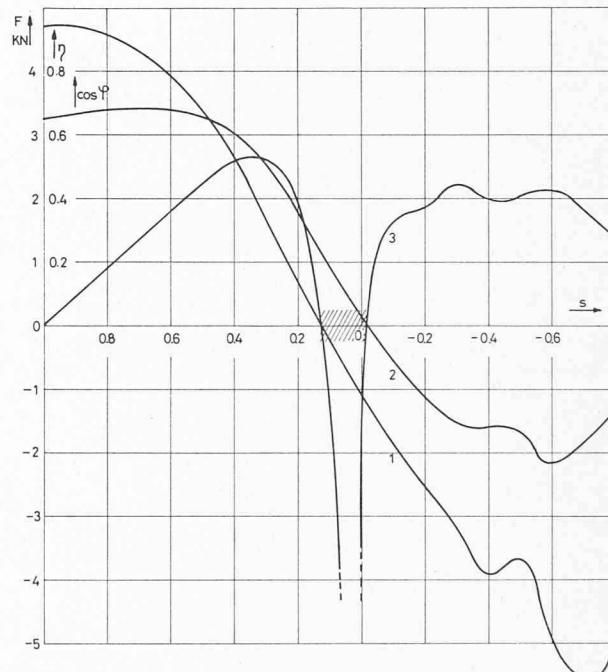


Fig. 2. — Caractéristique d'un moteur 36 kVA, $\tau = 0,12$ m, $f = 50$ Hz, $p = 1$, compte tenu simultanément des trois effets.

1. poussée 2. $\cos \varphi$ 3. rendement.

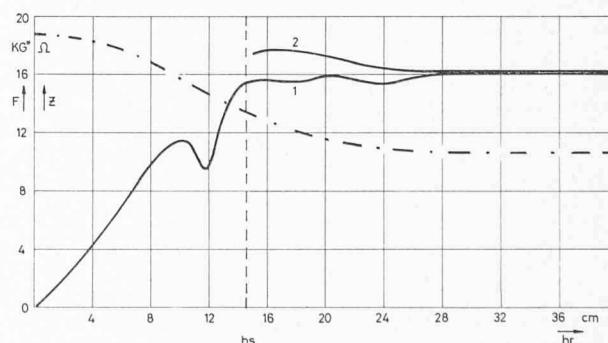


Fig. 3. — Variation de la poussée au démarrage et de l'impédance du moteur en fonction de la hauteur de l'induit (h_r) par rapport à la hauteur des inducteurs (h_s). Moteur 15 kVA, $\tau = 0,12$ m, $f = 50$ Hz, $p = 1$, $\epsilon = 2$ mm, $I = 16$ A.

— poussée : 1 mesure, 2 calcul,
- - - impédance.

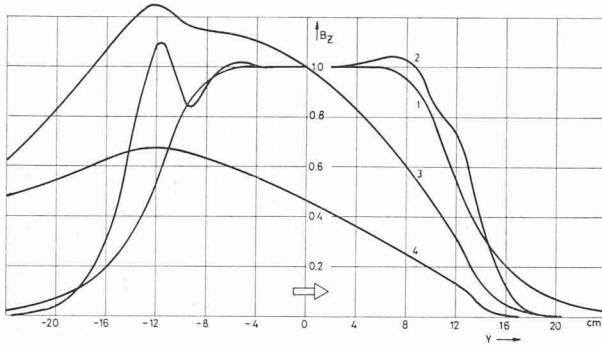


Fig. 4. — Répartition longitudinale de la composante normale de l'induction dans l'entrefer (référée au moteur infini).

1 sans induit	$\tau = 0,12 \text{ m}$
2 $s = 1$	$p = 1$
3 $s = 0,3$	$f = 50 \text{ Hz}$
4 $s = 0,1$	$\varepsilon = 8 \text{ mm}$ $\rho = 42 \text{ n}\Omega\text{m}$

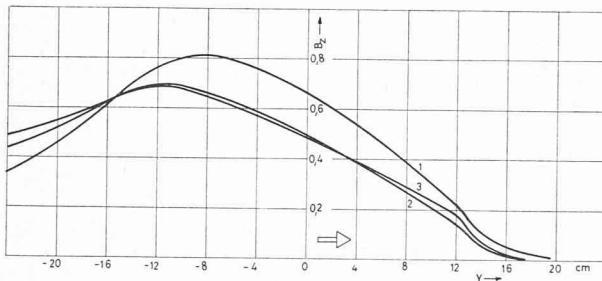


Fig. 5. — Répartition de l'induction dans l'entrefer (référée au moteur infini)

1 $\varepsilon = 1 \text{ mm}$	$\tau = 0,12 \text{ m}$
2 $\varepsilon = 4 \text{ mm}$	$I = 20 \text{ A}$ $f = 50 \text{ Hz}$
3 $\varepsilon = 20 \text{ mm}$	$s = 0,1$ $p = 1$ $\rho = 42 \text{ n}\Omega\text{m}$

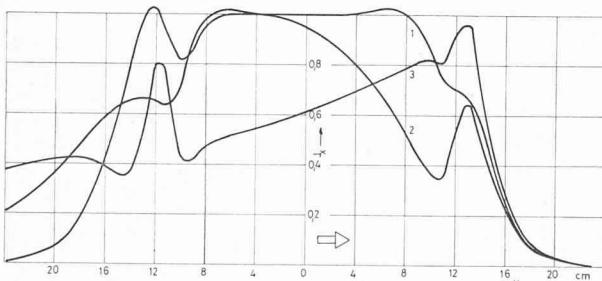


Fig. 6. — Répartition de la densité de courant dans l'induit (référée au cas infini à $s = 1$)

1 $s = 1$	$\tau = 0,12 \text{ m}$
2 $s = 0,5$	$f = 50 \text{ Hz}$ $I = 20 \text{ A}$
3 $s = 0$	$\rho = 42 \text{ n}\Omega\text{m}$ $p = 1$

de 3 avec un induit en « anticorrodal » (aluminium). Toujours pour le même induit, si on désire que la profondeur de pénétration de l'onde fondamentale n'excède pas l'épaisseur de l'induit, par exemple 10 mm, il faut une fréquence d'alimentation de 325 Hz.

La figure 5 donne la répartition de l'induction pour différentes épaisseurs ε de l'induit. On constate qu'il n'y a

pratiquement plus de changement pour une épaisseur supérieure à 4 mm. Pour une épaisseur d'induit de 8 mm, la figure 6 donne la répartition de la densité de courant résultante en surface de l'induit pour différents glissements.

2.2 Répartition de la puissance et de la poussée

La puissance totale dissipée dans l'induit est obtenue par l'intégration du vecteur de Poynting sur toute la longueur théorique de la machine définie par la période de la fonction de modulation [1]. Cette période est choisie grande par rapport à la longueur réelle du moteur ce qui permet de tenir compte de tous les courants induits en dehors de la partie active du moteur. Le vecteur de Poynting s'exprime par l'expression suivante :

$$\vec{P}' = \vec{E} \wedge \vec{H} = \frac{1}{2} \hat{E} \cdot \hat{H}^* \cdot \vec{k} (\text{W/m}^2) |\vec{K}| = 1$$

Cette puissance spécifique peut s'exprimer en chaque point de la machine et calculée en surface des inducteurs, elle donne la puissance spécifique totale P_s dissipée dans l'entrefer et dans le secondaire. Calculée en surface de l'induit, on obtient la puissance spécifique totale P_r dissipée dans le secondaire. L'expression $R_e (P_s) - R_e (P_r)$ donne la puissance mécanique spécifique et finalement la poussée locale.

La figure 7 donne la répartition de la puissance active dissipée dans l'induit. Cette puissance est rapportée à la valeur calculée pour un moteur dépourvu d'effets d'extrémités (moteur infini) ce qui permet d'apprecier localement les pertes supplémentaires que l'effet d'extrémités entraîne.

Au voisinage du glissement nominal ($s = 0,1$) le maximum de pertes se trouve à l'entrée du moteur vu que la superposition des courants induits principaux et parasites crée un volume de pertes qui n'est pas le même aux deux extrémités du moteur. On envisage alors de profiler les tôles d'empilage de façon différente à l'entrée et à la sortie des inducteurs conduisant à l'élaboration d'un moteur linéaire à un seul sens de marche.

La figure 8 donne la répartition de la puissance réactive totale absorbée dans l'induit qui représente en fait la somme de la puissance réactive liée aux flux de fuite du secondaire et de la puissance magnétisante nécessaire à la circulation du flux principal dans le milieu amagnétique que constitue un rail d'aluminium.

Pour de faibles glissements, cette puissance réactive devient négative en moyenne fournissant ainsi de l'énergie réactive. Cette puissance reste néanmoins très inférieure à la puissance réactive nécessaire pour la circulation du flux principal dans l'entrefer mais elle permet de relever le $\cos\phi$ pour la marche en générateur.

La répartition longitudinale de la poussée est représentée à la figure 9. Cette courbe d'intérêt essentiellement théorique permet toutefois de constater que le gros des efforts de freinage se situe à l'arrière du moteur. Ici aussi, des considérations sur une géométrie différenciée des tôles d'empilage permettraient des améliorations.

Un moteur linéaire est d'autant moins sensible à l'effet d'extrémité que sa fréquence d'alimentation et sa polarité sont élevées. Ce fait est illustré à la figure 10 qui donne les courbes de répartition de la poussée pour trois moteurs ayant la même vitesse synchrone, la même longueur totale et le même glissement nominal. Pour une fréquence de 200 Hz, la distorsion sur la poussée devient négligeable alors qu'elle est inadmissible pour une fréquence d'alimentation de 50 Hz.

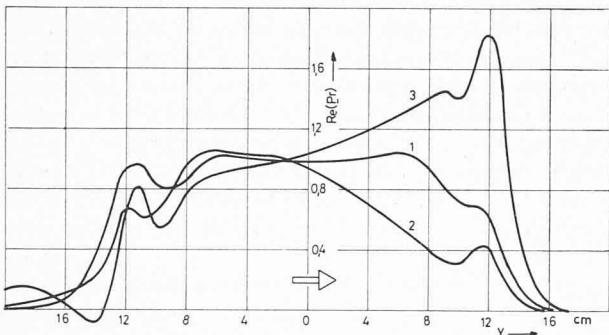


Fig. 7. — Répartition des pertes actives dans l'induit (rappor tée au cas infini).

$1 s = 1$	$\tau = 0,12 \text{ m}$
$2 s = 0,5$	$f = 50 \text{ Hz}$
$3 s = 0,1$	$p = 1$
	$\varepsilon = 8 \text{ mm}$

3. Etude du rendement et du facteur de puissance global d'un moteur linéaire compte tenu de l'effet d'extrémités et des pertes des enroulements inducteurs

A proximité du synchronisme, la poussée du moteur linéaire s'annule et devient négative. La machine marche alors en frein mais la récupération d'énergie électrique n'apparaît que lorsque le $\cos\varphi$ devient négatif à son tour. Cette plage de vitesse où le moteur linéaire n'est ni moteur ni générateur doit être réduite au maximum. Il est alors intéressant de représenter en fonction du pas polaire, le glissement pour lequel le $\cos\varphi$ et le rendement passent par zéro (fig. 11). Ceci n'a de sens que si l'on tient compte des pertes des enroulements inducteurs, à savoir, pertes cuivres, fer et réactives. Pour y parvenir, nous avons fixé les grandeurs suivantes relatives à la construction des inducteurs :

- l'induction nominale de crête est la même pour tous les moteurs et fixée à 0,65 T sans effets d'extrémités.
- L'induction de crête dans la dent et la culasse est fixée à 1,3 T.
- Le nombre d'encoches par pôle et phase est choisi aussi grand que possible.
- L'encoche vaut la moitié du pas d'encoche, lequel oscille entre 4 et 6 cm.
- Les développantes sont du type « Gramme ».
- L'encoche est occupée à 60 % par le cuivre.
- La densité de courant nominal est de 4 A/mm².
- Le facteur de foisonnement vaut 0,93.

Le rendement et le $\cos\varphi$ sont calculés comme suit :

$$n = \frac{P_{\text{mec}}}{R_e (P_s) + P_{\text{Cu}} + P_{\text{Fe}}}$$

$$\cos\varphi = \frac{R_e (P_s) + P_{\text{Cu}} + P_{\text{Fe}}}{P_s + P_{\text{Cu}} + P_{\text{Fe}} + jP_{\sigma 1}}$$

avec P_{mec} = puissance mécanique

P_s = puissance complexe d'entrefer

P_{Cu} = pertes cuivre du primaire

P_{Fe} = pertes fer des inducteurs

$P_{\sigma 1}$ = pertes réactives du primaire

La figure 11 permet de constater que pour des pas polaires inférieurs à 6 cm, le moteur linéaire peut devenir hypersynchrone. Parallèlement, il peut devenir générateur hyposynchrone pour des pas polaires supérieurs à 13 cm.

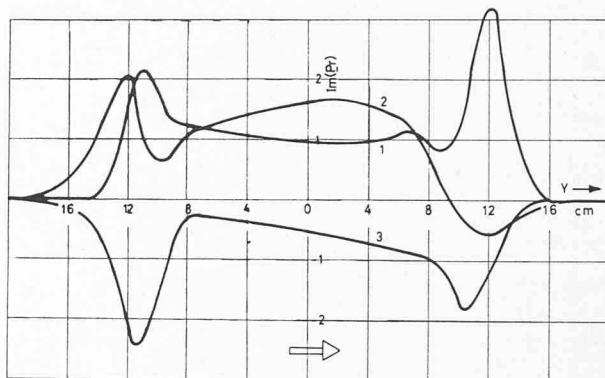


Fig. 8. — Répartition de la puissance réactive totale de l'induit (référée au cas infini).

$1 s = 1$	$\tau = 0,12 \text{ m}$
$2 s = 0,5$	$f = 50 \text{ Hz}$
$3 s = 0,03$	$p = 1$
	$\varepsilon = 8 \text{ mm}$

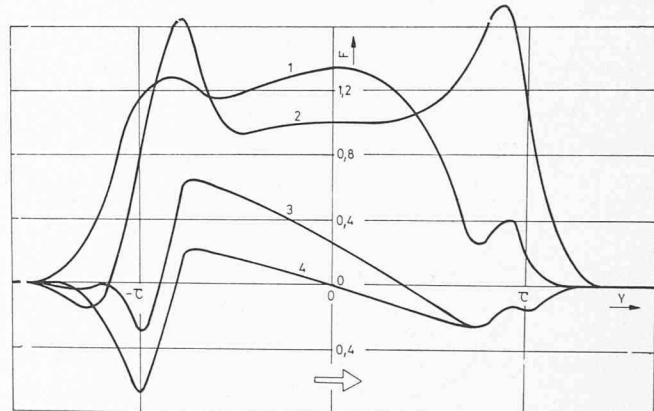


Fig. 9. — Répartition longitudinale de la poussée (référée au cas infini).

$1 s = 0,9$	$\tau = 0,12 \text{ m}$
$2 s = 0,5$	$f = 50 \text{ Hz}$
$3 s = 0,3$	$p = 1$
$4 s = 0,1$	$\varepsilon = 8 \text{ mm}$

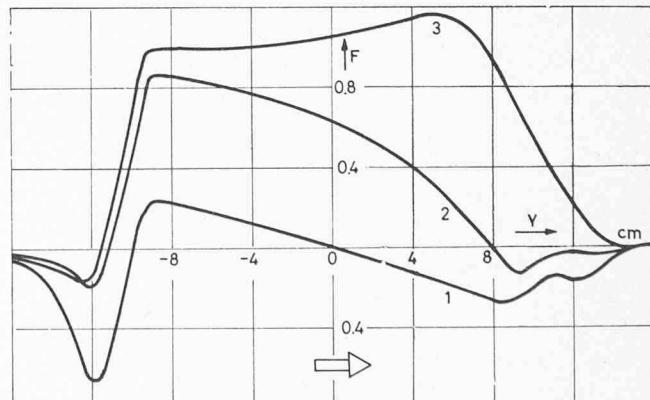


Fig. 10. — Répartition de la poussée donnée pour trois moteurs ayant la même vitesse synchrone.

$1 f = 50 \text{ Hz},$	$\tau = 0,12 \text{ m},$	$p = 1$
$2 f = 100 \text{ Hz},$	$\tau = 0,06 \text{ m},$	$p = 2$
$3 f = 200 \text{ Hz},$	$\tau = 0,03 \text{ m},$	$p = 4$
$s = 0,1$	$\varepsilon = 8 \text{ mm}$	$\rho = 42 \text{ n}\Omega\text{m}$

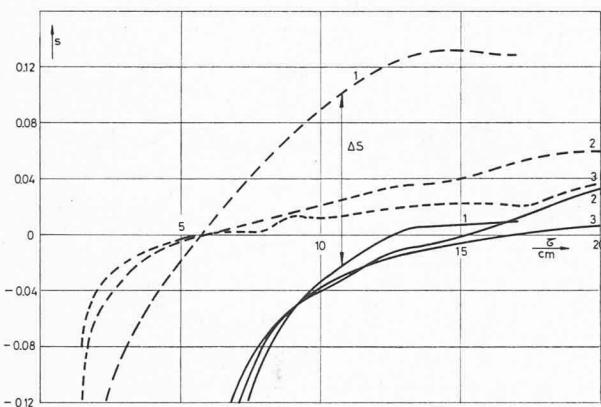


Fig. 11. — Représentation en fonction du pas polaire du glissement pour lequel le rendement, respectivement le $\cos\varphi$ passent par zéro.

--- rendements
1 $p = 1$
2 $p = 2$
3 $p = 3$

— $\cos\varphi$
 $f = 50 \text{ Hz}$
 $\varepsilon = 5 \text{ mm}$
 $\rho = 42 \text{ n}\Omega\text{m}$
 $\delta = 3 \text{ mm}$

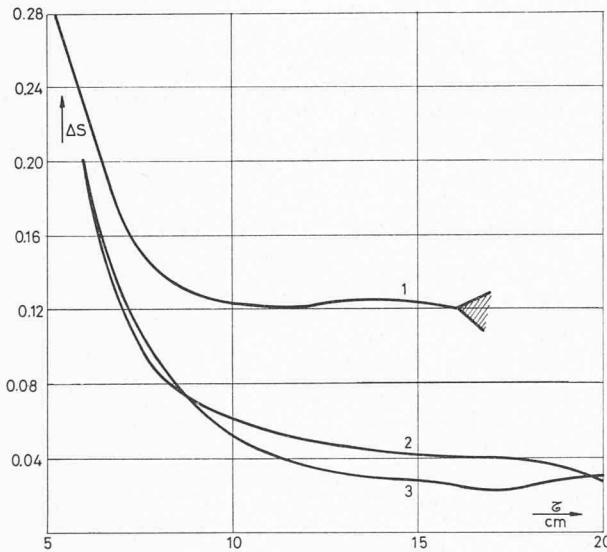


Fig. 12. — Représentation en fonction du pas polaire de l'écart de glissement entre la marche en moteur et la marche en générateur.

1 $p = 1$ $f = 50 \text{ Hz}$
2 $p = 2$ $\varepsilon = 5 \text{ mm}$
3 $p = 3$ $\rho = 42 \text{ n}\Omega\text{m}$
 $\delta = 3 \text{ mm}$

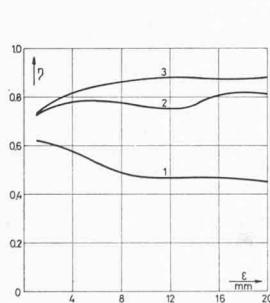


Fig. 13. — Rendements maximaux en fonction de l'épaisseur ε de l'induit

1 $p = 1$ $f = 50 \text{ Hz}$
2 $p = 2$ $\tau = 0,25 \text{ m}$
3 $p = 3$ $\delta = 3 \text{ mm}$
 $\rho = 42 \text{ n}\Omega\text{m}$

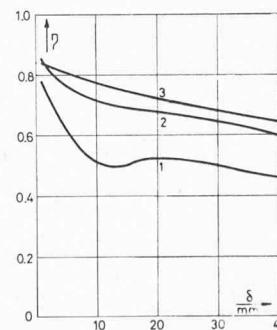


Fig. 14. — Rendements maximaux en fonction de l'entrefer δ

1 $p = 1$ $f = 50 \text{ Hz}$
2 $p = 2$ $\tau = 0,25 \text{ m}$
3 $p = 3$ $\delta = 3 \text{ mm}$
 $\varepsilon = 5 \text{ mm}$
 $\rho = 42 \text{ n}\Omega\text{m}$

La mesure de l'écart de glissement Δs entre la courbe de rendements et celle du $\cos\varphi$ donne la plage de vitesse pour laquelle la machine n'est ni moteur ni générateur. Cet écart Δs est représentatif de la qualité du moteur et de son dimensionnement (fig. 12). Pour un pas polaire supérieur à 16 cm et une polarité égale à l'unité (fig. 12, courbe 1) le taux des harmoniques dû à l'effet d'extrémité devient tel que la courbe de rendement du moteur coupe plusieurs fois l'axe du glissement. De tels moteurs sont inutilisables (fig. 17, courbe 1).

Les fig. 13-16 donnent l'évolution du rendement maximum en fonction des quatre paramètres fondamentaux du dimensionnement.

4. Diminution des effets d'extrémités et moyens d'amélioration

L'effet d'extrémité est responsable de l'apparition de poussées harmoniques qui peuvent devenir suffisamment importantes pour rendre le moteur inutilisable.

Les différents moyens d'atténuer ou de compenser ces effets parasites sont les suivants :

1. Eviter les moteurs à deux pôles.
2. Eviter certaines dimensions du pas polaire incompatibles avec un bon fonctionnement.
3. Augmenter la polarité tout en choisissant un pas polaire compatible avec l'entrefer. Cette nécessité est illustrée à la figure 17.
4. Choisir avantageusement la forme des tôles aux extrémités. La figure 18 donne des allures de perméances relatives d'entrefer pour trois formes d'extrémités auxquelles correspondent les courbes de poussée et de rendement de la figure 19.
5. Utilisation d'un enroulement amortisseur monté sur les inducteurs.
6. Utilisation d'un enroulement mono ou polyphasé destiné à compenser le flux en charge.

Les points 1 à 4 permettent de diminuer les effets d'extrémités de façon simple et économique. Ces précautions ne seront cependant pas toujours suffisantes pour un moteur de grande puissance. Le dimensionnement d'un enroulement amortisseur ou de compensation exige une étude approfondie, et des méthodes de calcul élaborées pour y parvenir sont actuellement développées à l'Ecole polytechnique fédérale de Lausanne.

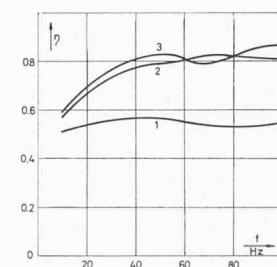


Fig. 15. — Rendements maximaux en fonction de la fréquence d'alimentation f

1 $p = 1$ $\tau = 0,25 \text{ m}$
2 $p = 2$ $\delta = 3 \text{ mm}$
3 $p = 3$ $\varepsilon = 5 \text{ mm}$
 $\rho = 42 \text{ n}\Omega\text{m}$

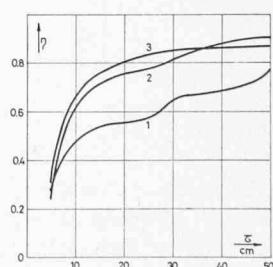


Fig. 16. — Rendements maximaux en fonction du pas polaire τ

1 $p = 1$ $f = 50 \text{ Hz}$
2 $p = 2$ $\delta = 3 \text{ mm}$
3 $p = 3$ $\varepsilon = 5 \text{ mm}$
 $\rho = 42 \text{ n}\Omega\text{m}$

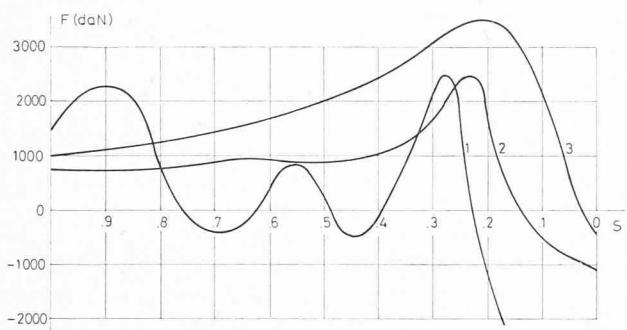
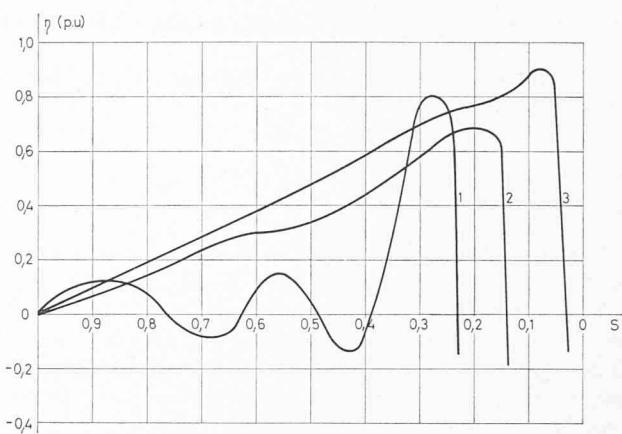


Fig. 17. — Poussée et rendement d'un moteur de 1 MW, 80 m/s

1 p = 1 $f = 50 \text{ Hz}$
 2 p = 2 $f = 100 \text{ Hz}$
 3 p = 4 $f = 200 \text{ Hz}$



Liste des symboles :

B	Induction magnétique	T
F	Poussée	N
f	Fréquence	Hz
h	Hauteur (selon x)	m
I	Courant	A
J	Densité de courant	A/m^2
L	Longueur	m
P	Puissance	W
P'	Vecteur de Poynting	W/m^2
s	glissement	
V	Vitesse	m/s
x,y,t	Coordonnées cartésiennes	m
δ	Entrefer	m
ε	Epaisseur de l'induit	m
p	Résistivité	Ωm
τ	Pas polaire	m

Indice :

r	Induit
s	Inducteur
x,y,t	Selon la direction x, y ou z

Opérateurs :

Z	= nombre complexe
Z^*	= conjuguée complexe
Λ	= produit vectoriel

Définitions des axes cartésiens :

BIBLIOGRAPHIE

- [1] M. JUFER, N. WAVRE : *Le moteur linéaire — Développement théorique et applications*. Bull. ASE 63 (1972) 15, p. 844-856.
- [2] M. JUFER : *Détermination des caractéristiques spécifiques du moteur linéaire*. Rev. Gén. Electr. 80 (1971) 2, p. 105-113.
- [3] M. JUFER : *Démarrage asynchrone des machines synchrones à pôles saillants massifs*. Thèse de l'Ecole polytechnique de l'Université de Lausanne, 1968.
- [4] *Induction machines for special purposes*. Laithwaite, 1966.

Adresse de l'auteur :

Nicolas Wavre, chaire d'électromécanique de l'EPFL
 22, ch. de Bellerive, 1007 Lausanne

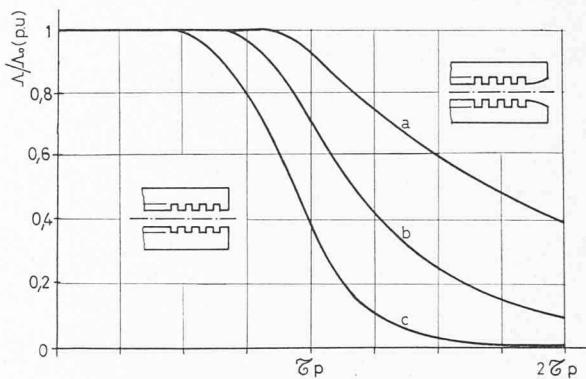


Fig. 18. — Perméance relative d'entrefer pour différentes formes de tôles.

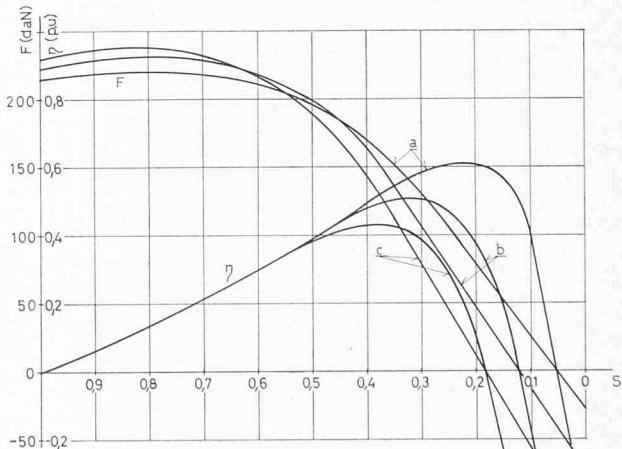


Fig. 19. — Poussées et rendements d'un moteur linéaire équipé de tôles ayant des courbes de perméance relative d'entrefer conformes à la figure 18.

