

Influence d'une rupture de barre ou d'un anneau sur les caractéristiques externes d'un moteur asynchrone à cage

Autor(en): **Jufer, M. / Abdelaziz, M.**

Objektyp: **Article**

Zeitschrift: **Bulletin des Schweizerischen Elektrotechnischen Vereins, des Verbandes Schweizerischer Elektrizitätsunternehmen = Bulletin de l'Association Suisse des Electriciens, de l'Association des Entreprises électriques suisses**

Band (Jahr): **69 (1978)**

Heft 17

PDF erstellt am: **12.07.2024**

Persistenter Link: <https://doi.org/10.5169/seals-914930>

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Inhalten der Zeitschriften. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern.

Die auf der Plattform e-periodica veröffentlichten Dokumente stehen für nicht-kommerzielle Zwecke in Lehre und Forschung sowie für die private Nutzung frei zur Verfügung. Einzelne Dateien oder Ausdrucke aus diesem Angebot können zusammen mit diesen Nutzungsbedingungen und den korrekten Herkunftsbezeichnungen weitergegeben werden.

Das Veröffentlichen von Bildern in Print- und Online-Publikationen ist nur mit vorheriger Genehmigung der Rechteinhaber erlaubt. Die systematische Speicherung von Teilen des elektronischen Angebots auf anderen Servern bedarf ebenfalls des schriftlichen Einverständnisses der Rechteinhaber.

Haftungsausschluss

Alle Angaben erfolgen ohne Gewähr für Vollständigkeit oder Richtigkeit. Es wird keine Haftung übernommen für Schäden durch die Verwendung von Informationen aus diesem Online-Angebot oder durch das Fehlen von Informationen. Dies gilt auch für Inhalte Dritter, die über dieses Angebot zugänglich sind.

Influence d'une rupture de barre ou d'un anneau sur les caractéristiques externes d'un moteur asynchrone à cage

Par M. Jufer et M. Abdelaziz

1. Introduction

Bien que la plupart des ouvrages relatifs aux moteurs asynchrones à cage les caractérisent par la simplicité et la robustesse du rotor, des accidents sont parfois possibles [1; 2]¹⁾. La conséquence d'une rupture de barre ou d'anneau peut entraîner une immobilisation prolongée du groupe, en cas d'endommagement consécutif du stator.

Le phénomène de rupture de cage peut survenir à la suite de démarrages fréquents ou particulièrement lourds (temps de démarrage long). Un effet de fatigue associé aux vibrations électromécaniques des barres peut provoquer une rupture à l'encastrement barre-anneau. Un défaut de fabrication (brasure) peut également en être la cause.

La présente étude a pour but la détermination de l'influence d'une rupture de barre ou d'anneau sur les caractéristiques externes d'un moteur asynchrone. La connaissance de la réaction du courant, du couple ou de la vitesse consécutive à un tel défaut peut permettre d'intervenir à temps avant un endommagement du stator.

2. Méthode de résolution

2.1 Hypothèses et principe

L'étude du comportement consécutif à une rupture de barre ou d'anneau est entreprise en régime quasi-stationnaire. En effet, les variations de courant provoquées par une discon-

tinuité rotorique entraînent des perturbations à la fréquence de glissement ou au double de celle-ci donc à une fréquence très basse. Cette hypothèse n'est pratiquement pas restrictive.

L'étude du courant et du couple sera basée sur la théorie à deux axes [3; 4; 5]. Celle-ci implique une hypothèse quant au mode d'interpolation entre les cas limites à axes direct et transverse.

La méthode proposée est basée sur l'association d'un réseau équivalent à l'entrefer et au rotor du moteur asynchrone. La fig. 1 en donne l'illustration de principe. L'action du stator est définie par des sources de potentiel équivalentes à l'effet du bobinage. Une source de courant liée au stator alimente en parallèle l'impédance de champ principal, correspondant à la perméance magnétisante de la portion d'entrefer et de fer associée, et l'ensemble barres et anneau d'une maille rotorique.

Les fig. 2 et 3 décrivent les modèles équivalents utilisés pour traiter les cas respectifs de la rupture de barre et de celle d'un anneau.

2.2 Théorie à deux axes

Une rupture introduit une discontinuité dans la structure électrique du rotor. Par analogie avec le cas d'une machine synchrone, cette discontinuité peut être analysée par le biais de deux cas limites, définis par le principe de la théorie à deux axes [3; 4; 5]. La méthode consiste à faire coïncider la zone

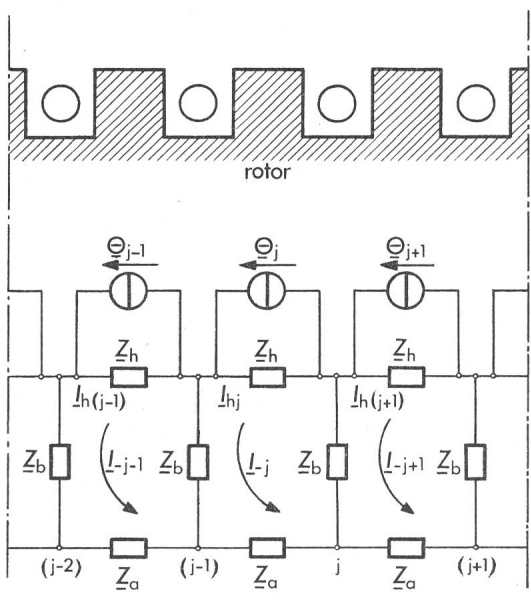


Fig. 1 Réseau équivalent au rotor d'un moteur asynchrone à cage

- Z_n impédance magnétisante
- Z_b impédance à la barre
- Θ_j potentiel magnétique
- Z_a impédance de deux secteurs d'anneau
- I_j courant de la maille j
- I_{hj} courant magnétisant de la maille j

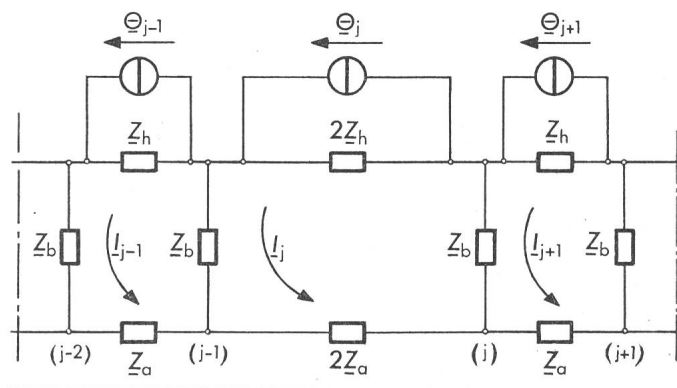


Fig. 2 Réseau équivalent pour une barre cassée (maille j)

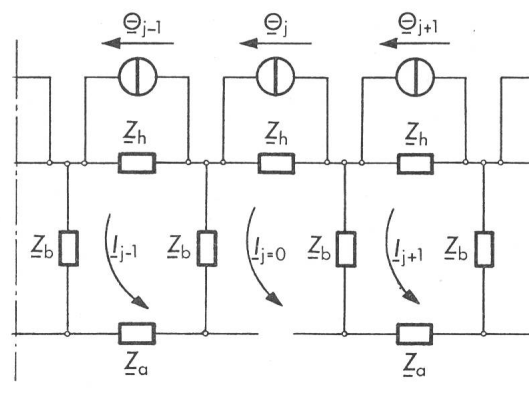


Fig. 3 Réseau équivalent pour une rupture d'anneau (maille j)

¹⁾ Voir la bibliographie à la fin de l'article.

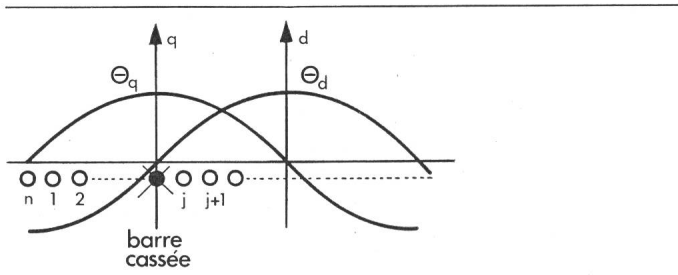


Fig. 4 Distribution à axe direct et axe transverse du potentiel magnétique associé à une barre cassée

perturbée avec le maximum de potentiel magnétique statorique, puis avec la valeur nulle de celui-ci (fig. 4).

On appellera distribution à axe direct celle correspondant à une valeur nulle du potentiel en regard du défaut. La distribution à axe transverse est alors décalée de 90° électriques et fait correspondre le maximum du potentiel magnétique avec le défaut.

La méthode présentée ne permet pas d'étudier le cas de plusieurs barres cassées en des zones quelconques du rotor. En revanche, elle permet le calcul des conséquences de la rupture de plusieurs barres consécutives. Ce dernier cas est le plus fréquent. En effet, la rupture d'une barre entraîne la surcharge des barres adjacentes, accroissant ainsi le risque d'une rupture de celles-ci.

Les deux positions limites à axes direct et transverse permettent le calcul de la distribution des courants dans les barres et dans les anneaux dans chaque tranche du réseau. Il est possible d'en déduire les puissances active et réactive pour ces deux positions limites, ainsi que les impédances équivalentes correspondantes. L'introduction de ces dernières dans les équations de Park [4] de la théorie à deux axes permet de déterminer les diverses composantes de courant et de couple.

2.3 Principales relations

Les équations de tension de maille peuvent s'écrire sous forme matricielle. Pour une alimentation sinusoïdale à la fréquence de glissement, les diverses caractéristiques des éléments du circuit peuvent être exprimées sous forme de grandeurs équivalentes complexes. De même, les tensions et courants sinusoïdaux sont également associés au calcul complexe. On peut définir les principales grandeurs suivantes:

- $\underline{Z}_b = R_b + j\omega L_b$ impédance de la barre
- R_b résistance d'une barre
- L_b inductance de fuite de la barre
- ω pulsation statorique
- $\underline{Z}_a = 2(R_a + j\omega L_a)$ impédance de deux secteurs d'anneau
- R_a résistance d'un secteur d'anneau compris entre deux barres
- L_a inductance de fuite de l'anneau compris entre deux barres
- $\underline{Z}_h = j\omega A_{hj}$ impédance magnétisante associée à la maille j
- A_{hj} perméance magnétisante (ou de champ principal de la maille j)

Le potentiel magnétique θ_j associé à la maille j est égal à la valeur moyenne du potentiel magnétique statorique sur la largeur de cette maille. L'équation de tension d'une maille s'écrit comme suit (fig. 1):

$$\begin{aligned} \underline{Z}_h \cdot \underline{I}_{hj} &= \underline{Z}_b (\underline{I}_j - \underline{I}_{j-1}) + \underline{Z}_a \cdot \underline{I}_j + \underline{Z}_b (\underline{I}_j - \underline{I}_{j+1}) \\ \underline{I}_{hj} &= \underline{\theta}_j - \underline{I}_j \\ \underline{Z}_h \cdot \underline{\theta}_j &= -\underline{Z}_b \cdot \underline{I}_{j-1} + (\underline{Z}_a + 2\underline{Z}_b + \underline{Z}_h) \underline{I}_j - \underline{Z}_b \cdot \underline{I}_{j+1} \end{aligned} \quad (1)$$

On peut poser $\underline{U}_j = \underline{Z}_h \underline{\theta}_j$

et $\underline{Z} = \underline{Z}_a + 2\underline{Z}_b + \underline{Z}_h$

ce qui donne

$$-\underline{Z}_b \underline{I}_{j-1} + \underline{Z} \cdot \underline{I}_j - \underline{Z}_b \cdot \underline{I}_{j+1} = \underline{U}_j \quad (2)$$

Sous forme matricielle, on peut poser

$$\underline{Z}_{j,k} \cdot \underline{I}_j = \underline{U}_j \quad (j = 1 \dots n; k = 1 \dots n) \quad (3)$$

n étant le nombre de mailles. La première et la dernière équation de la matrice prennent la forme particulière suivante:

$$\begin{aligned} -\underline{Z}_b \cdot \underline{I}_n + \underline{Z} \underline{I}_1 - \underline{Z}_b \cdot \underline{I}_2 &= \underline{U}_1 \\ -\underline{Z}_b \cdot \underline{I}_{n-1} + \underline{Z} \cdot \underline{I}_n - \underline{Z}_b \cdot \underline{I}_1 &= \underline{U}_n \end{aligned}$$

Les courants de maille sont obtenus par inversion de la matrice impédance:

$$\underline{I}_j = \underline{Z}_{j,k}^{-1} \cdot \underline{U}_j \quad (4)$$

Les courants magnétisants (indice h) et de barres (indice b) peuvent être déterminés par les relations suivantes:

$$\begin{aligned} \underline{I}_{hj} &= \underline{\theta}_j - \underline{I}_j \\ \underline{I}_{bj} &= \underline{I}_{j+1} - \underline{I}_j \end{aligned} \quad (5)$$

La puissance active dissipée au rotor s'écrit

$$P_a = \sum_{j=1}^n (R_b I_{bj}^2 + R_a I_j^2)$$

De même, pour la puissance réactive d'entrefer:

$$P_q = \sum_{j=1}^n (X_b I_{bj}^2 + X_a I_j^2 + X_h I_{hj}^2)$$

La puissance apparente complexe d'entrefer prend la forme suivante:

$$P_\delta = (P_a + j P_q)/s$$

où s est le glissement.

L'impédance d'entrefer équivalente peut être déterminée en partant de la valeur de crête du potentiel magnétique statorique, m étant le nombre de phases, N le nombre de spires en série et k_w le facteur de bobinage.

$$\begin{aligned} \underline{Z}_\delta &= \frac{P_\delta}{m \cdot I_s^2} \\ \underline{I}_s &= \frac{\hat{\theta} p}{0,45 m N k_w} \\ \underline{Z}_\delta &= \frac{m P_\delta (0,45 N k_w)}{\hat{\theta}^2 p^2} \end{aligned} \quad (6)$$

En effectuant le calcul décrit ci-dessus pour les deux positions extrêmes du potentiel dans les axes direct et transverse, il est possible d'obtenir les impédances opérationnelles [4] pour ces deux axes:

$$\underline{Z}_d = \underline{Z}_{\delta d} + j X_{\sigma s} \quad \text{et} \quad \underline{Z}_q = \underline{Z}_{\delta q} + j X_{\sigma s}$$

La réactance $X_{\sigma s}$ est celle correspondant aux fuites statoriques.

La théorie à deux axes permet de déterminer les courants statoriques. Le courant d'une phase statorique vaut alors:

$$i_s = 1/2 \hat{U} \left\{ Y_\Sigma \sin(\omega t + \Phi) - Y_\Delta \sin[(1 - 2s)\omega t + 2\theta_0 - \chi] \right\} \quad (7)$$

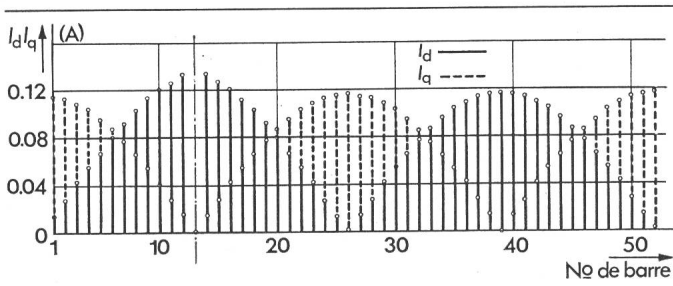


Fig. 5 Distribution des courants rotoriques pour un potentiel statorique de 1A dans le cas d'une barre cassée (barre 13), moteur 1

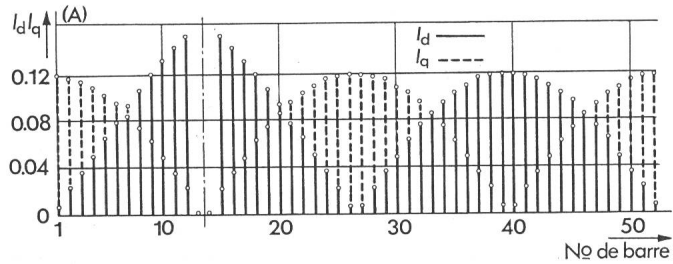


Fig. 6 Distribution des courants rotoriques pour un potentiel statorique de 1A dans le cas de deux barres cassées (barres 13 et 14); moteur 1

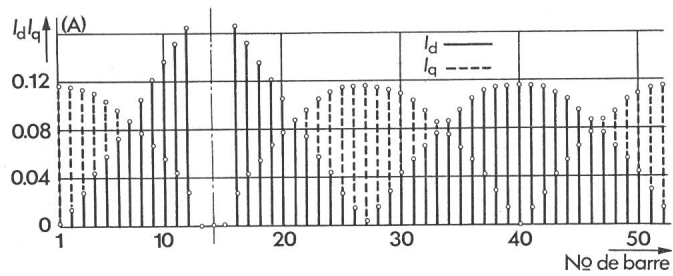


Fig. 7 Distribution des courants rotoriques pour un potentiel statorique de 1A dans le cas de trois barres cassées (barre 13, 14 et 15); moteur 1

avec:

$$\frac{1}{Z_d} + \frac{1}{Z_q} = Y_\Sigma e^{j\Phi} \quad \text{et} \quad \frac{1}{Z_d} - \frac{1}{Z_q} = Y_\Delta e^{j\chi}$$

Ce courant peut se décomposer en un terme moyen (indice m) à la fréquence d'alimentation et un terme pulsant (indice p):

$$i_{sm} = 1/2 \hat{U} Y_\Sigma \sin(\omega t + \Phi) \quad (8)$$

$$i_{sp} = 1/2 \hat{U} Y_\Delta \sin[(1 - 2s)\omega t + 2\theta_0 - \chi] \quad (9)$$

La théorie à deux axes permet aussi de déterminer le couple:

$$M = \frac{3}{2} p \frac{U^2}{\omega} \{ Y_\Sigma \cos \Phi - Y_\Delta \sin [2(s\omega t - \theta_0) - \chi] \} \quad (10)$$

Le couple se décompose également en un terme moyen et en un terme pulsant:

$$M_m = \frac{3}{2} p \frac{U^2}{\omega} Y_\Sigma \cos \Phi \quad (11)$$

$$M_p = \frac{3}{2} p \frac{U^2}{\omega} Y_\Delta \sin [2(s\omega t - \theta_0) - \chi] \quad (12)$$

Un couple pulsant apparaît au double de la fréquence de glissement.

3. Ruptures de barres

Une rupture de barre conduit au modèle équivalent de la fig. 2. Il est caractérisé par une maille plus grande dans la zone endommagée. Les impédances magnétisantes et de l'anneau sont accrues en proportion. Les cas de deux et trois barres consécutives cassées seront également traités.

La méthode décrite a tout d'abord été appliquée au moteur de 2300 kW décrit au tableau I. Les fig. 5 à 7 donnent la répartition des courants dans les 52 barres du rotor pour les axes direct et transverse. Ces courants sont donnés pour un potentiel magnétique statorique d'amplitude égale à l'unité.

A la fig. 5, on trouve la répartition de ces courants dans le cas d'une barre cassée (barre No 13). Il en résulte une surcharge de courant des barres adjacentes dans l'axe direct. Celle-ci est de 16%. L'influence est nulle dans l'axe transverse.

A la fig. 6, la répartition des courants est donnée pour deux barres cassées consécutives (barres No 13 et 14). La surcharge maximale de courant est alors de 27%. Elle se répercute dans l'axe direct, sur une zone de 5 à 6 barres de part et d'autre du domaine endommagé.

Pour trois barres consécutives cassées (fig. 7), la distribution des courants entraîne une surcharge de 40% qui se répercute sur une zone de 8 barres de part et d'autre de la zone de rupture. Dans ce cas, une perturbation plus faible apparaît également dans l'axe transverse.

Le courant pulsant relatif est représenté en fonction de la charge relative à la fig. 8. Ce courant est exprimé en % du courant moyen. Cette valeur relative est définie par les relations (8) et (9):

$$\hat{I}_{sp}/\hat{I}_{sN} = Y_\Delta/Y_{\Sigma N} = i_p$$

Par (11) et (12), on obtient pour le couple relatif:

$$\hat{M}_p/\hat{M}_{mN} = Y_\Delta/(Y_{\Sigma N} \cos \Phi_N) = m_p$$

Ce rapport correspond au quotient de la valeur de crête du couple pulsant et du couple moyen. A la fig. 9, ce même coefficient est exprimé en fonction du glissement.

La même analyse a été effectuée pour le moteur de 4 kW décrit au tableau I. Des mesures ont été effectuées sur ce moteur. A la fig. 10, les amplitudes relatives du courant pulsant en fonction du glissement ont été tracées pour les valeurs calculées et mesurées. Il s'agit du cas d'une barre cassée.

A la fig. 11, on retrouve les mêmes grandeurs pour deux barres cassées. Le courant correspondant mesuré pour une phase est représenté à la fig. 12.

Caractéristiques des moteurs 1 et 2

Tableau I

| | Moteur 1 | Moteur 2 |
|---------------------------------|----------|----------|
| Tension de ligne | 6000 V | 380 V |
| Puissance à l'arbre | 2300 kW | 4 kW |
| Diamètre d'alésage | 660 mm | 95 mm |
| Longueur d'induit | 690 mm | 105 mm |
| Fréquence | 50 Hz | 50 Hz |
| Nb de spires en série par phase | 80 | 264 |
| Nb de barres rotoriques | 52 | 28 |
| Nb de pôles | 2 | 2 |
| Couplage | ∩ | △ |
| Entrefer en mm | 3 | 0,5 |

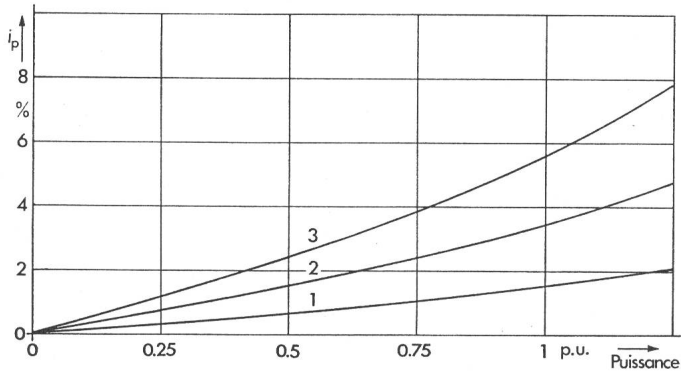


Fig. 8 Courant statorique pulsant relatif en fonction de la charge, pour 1, 2 et 3 barres cassées; moteur 1

4. Rupture d'anneau

Une rupture d'anneau conduit au modèle équivalent de la fig. 3. Il apparaît une discontinuité consécutive à l'ouverture du circuit de l'anneau. Les courants de circulation correspondants doivent alors se refermer sur les barres adjacentes.

La fig. 13 présente la distribution des courants de barres dans les axes direct et transverse du moteur de 2300 kW. Elle est donnée pour un potentiel magnétique statorique d'amplitude égale à 1 A. Si la répartition directe n'est pas affectée par le défaut, il en va tout autrement pour celle de l'axe transverse.

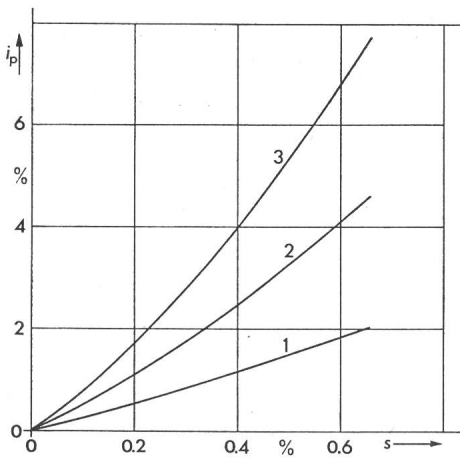


Fig. 9 Courant statorique pulsant relatif en fonction du glissement pour 1, 2 et 3 barres cassées; moteur 1

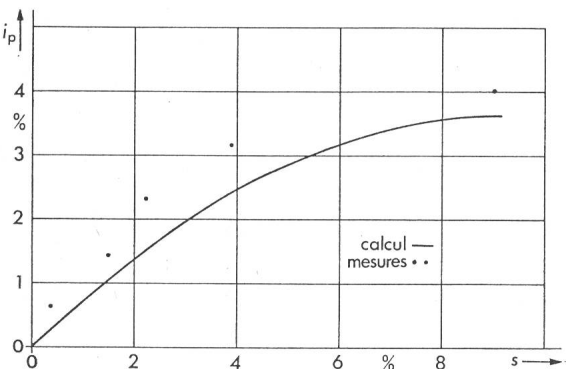


Fig. 10 Courant statorique pulsant relatif en fonction du glissement pour 1 barre cassée; moteur 2. Comparaison calcul-mesure

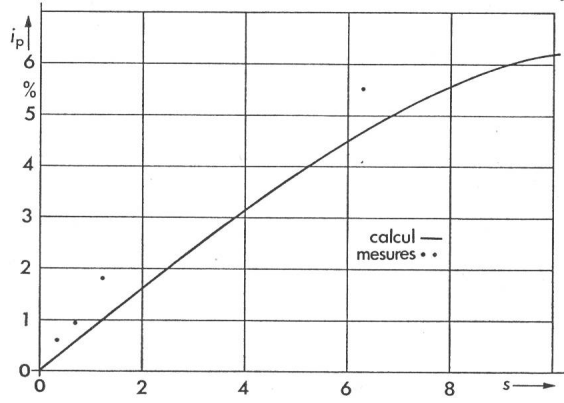


Fig. 11 Courant statorique pulsant relatif en fonction du glissement pour 2 barres cassées; moteur 2. Comparaison calcul-mesure

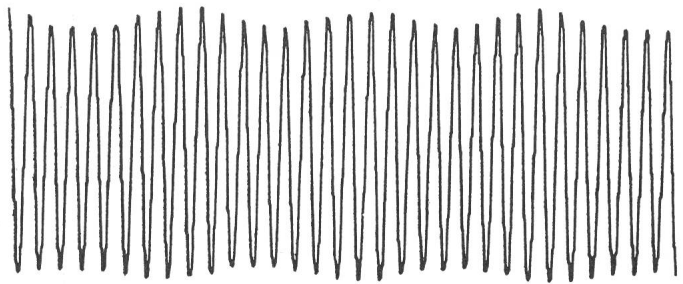


Fig. 12 Courant de phase résultant mesuré pour le moteur 2 avec 2 barres cassées. Glissement 3,16%

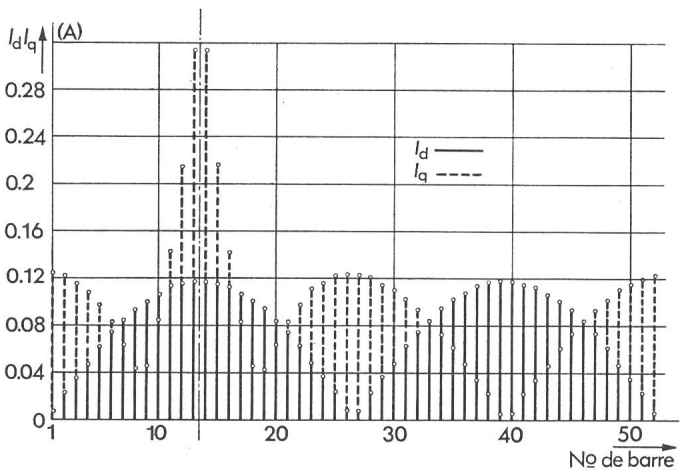


Fig. 13 Distribution des courants rotoriques pour un potentiel statorique de 1A dans le cas d'un anneau cassé

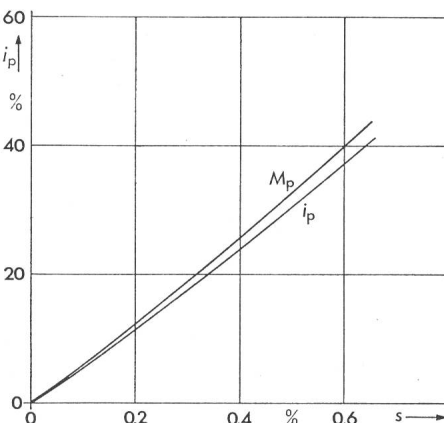


Fig. 14 Courant et couples statoriques pulsants relatifs en fonction du glissement pour un anneau cassé; moteur 1

Une surintensité égale à 2,6 fois le courant de crête apparaît de part et d'autre de la zone perturbée.

La fig. 14 met en évidence l'influence d'une rupture d'anneau sur le courant et le couple relatifs, en fonction du glissement.

5. Conclusions

La méthode décrite permet de déterminer aussi bien les incidences locales (distribution des courants de barres) que les effets résultants (courants et couple pulsants) consécutifs à une rupture de barre ou d'anneau d'une cage de moteur asynchrone.

Le courant statorique subit en particulier un phénomène de modulation d'amplitude au double de la fréquence de glissement. Si un moteur est susceptible de présenter un phénomène de rupture de cage, un dispositif de détection de défaut pourrait être mis en place. Celui-ci, réglé en fonction d'une détermination par le calcul de l'amplitude et de la fréquence de modulation, pourrait intervenir dès l'apparition d'une rupture. Il éviterait ainsi un endommagement consécutif du stator, provoqué par la destruction de la préencoche rotorique par étincelage.

Bibliographie

- [1] R. Blanchardie e.a.: Comportement en régime transitoire des cages de moteurs asynchrones. Rev. Gén. Electr. 75(1966)9, p. 1059...1070.
- [2] H. Essler: Untersuchung über Stromkräfte als Ursache von Stabbrüchen bei Kurzschlussläufermotoren. Dissertation der Technischen Hochschule Braunschweig, 1964.
- [3] K.P. Kovács und I. Rácz: Transiente Vorgänge in Wechselstrommaschinen. 2 Bände. Budapest, Verlag der ungarischen Akademie der Wissenschaften, 1959.
- [4] M. Jüfer: Régimes transitoires dans les machines électriques. Cours EPFL, Laboratoire d'Electromécanique. Lausanne, Ecole Polytechnique Fédérale, 1970.
- [5] T. Laible: Die Theorie der Synchronmaschine im nichtstationären Betrieb unter Berücksichtigung der modernen amerikanischen Literatur. Berlin, Springer Verlag, 1952.

Adresse des auteurs

Marcel Jüfer, D^r Professeur EPFL et Mohamed Abdelaziz, ing. EPFL, Laboratoire d'Electromécanique EPFL, 16 ch. de Bellerive, 1007 Lausanne.

Fritz Kesselring 1897–1977



Familienbesitz

Die Verdienste von Fritz Kesselring liegen auf dem Gebiet der Hochspannungsschalter, der Konstruktion und der Weiterbildung. Er wurde vor allem in Deutschland hoch geehrt.

Fritz Kesselring kam am 27. November 1897 auf dem Schlossgut Bachtobel bei Weinfelden zur Welt, wo er eine glückliche Jugend verlebte. An der Kantonsschule Frauenfeld bestand er die Matura und studierte darauf an der ETH in Zürich Elektrotechnik. 1922 erwarb er mit einer «Theoretische und experimentelle Untersuchungen an rotierenden Gleichrichtern» betitelten Arbeit den Dokortitel bei Prof. Kuhlmann, bei dem er als Assistent wirkte.

Eben verheiratet, nahm er eine Stelle in Frankfurt am Main an, von wo er wenig später zur Berliner Firma Dr. Paul Meyer wechselte. Dort – es war die schlimmste Inflationszeit – bezog er ein Monatsgehalt von 6,15 Billionen Mark. Bei dieser Firma machte er 1925 an einem gläsernen Ölschalter Zeitlupenaufnahmen. Die aufsehenerregenden Versuche und deren theoretische Auslegungen bewogen die Siemens-Schuckert-Werke, ihn für sich zu gewinnen. Dort schuf er von 1927 bis 1931 den Expansionsschalter, bei dem zunächst Wasser als Löschmittel diente. Dieser Schaltertyp basiert auf der Erkenntnis, dass der Lichtbogen bei einem plötzlichen Druckabbau erlischt. Das Prinzip fand später auch beim ölarmen Schalter Anwendung.

Kesselring befasste sich bei Siemens auch mit der Entwicklung des Kontaktumformers. 1942 wurde er Leiter des Schaltwerkes, einer der Hauptabteilungen der Unternehmung.

Des Krieges wegen kehrten seine beiden Kinder 1942 und zwei Jahre später auch er mit seiner Frau in die Schweiz zurück. Das Berliner Heim verlassen zu müssen fiel ihm sehr schwer. Es war ein gastliches Haus gewesen, in dem viel musiziert worden war und viele Freunde ein- und ausgegangen waren.

In Zürich arbeitete Kesselring beim Albiswerk, zuerst als Leiter der Entwicklungsabteilung, dann als technischer Direktor. Ende der fünfziger Jahre entstand unter seiner Leitung das Siemens-Forschungslaboratorium in der Fahrweid bei Dietikon, in dem Grundlagenforschung betrieben wurde.

Kesselring schrieb mehrere Bücher. Die «Technische Kompositionslehre», sein grösstes Werk, erschien 1954. Er vergleicht darin das Konstruieren mit dem Komponieren der Musik, mahnt den Ingenieur an seine ethischen Verantwortunglichkeiten. Dann folgen mathematisch fundierte Anleitungen. Was das Buch besonders lesenswert macht, sind die zahlreichen philosophischen Betrachtungen.

1963 verlieh die Technische Universität Berlin ihm den Titel eines Dr. Ing. E.h. und vier Jahre später der VDI, für den er 25 Jahre in der Fachgruppe Konstruktion massgeblich mitgewirkt hatte, die Grashof-Gedenkmünze.

Kesselring blieb auch nach seiner Pensionierung stets aktiv. Über 200 Patente tragen seinen Namen. Neben der Technik interessierte er sich für Philosophie, Belletristik, Fragen des Umweltschutzes. Er war ein Mann mit vielseitiger Begabung; geistiges und handwerkliches Schaffen beherrschte er gleichermaßen. Seine grosse Liebe galt der Musik; er spielte selber Violine und Klavier. Er starb am 14. Juli 1977 an den Folgen eines Herzinfarktes.

H. Wüger