**Zeitschrift:** Bulletin technique de la Suisse romande
**Band:** 80 (1954)
**Heft:** 3

**Artikel:** Commentaires sur la condition de stabilité
**Autor:** Gaden, Daniel
**DOI:** https://doi.org/10.5169/seals-60695

**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:** 30.07.2025

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

80e année 6 février 1954 N° 3

# BULLETIN TECHNIQUE DE LA SUISSE ROMANDE

Paraissant ous les quinze jours

**Abonnements:**
Suisse: 1 an, 24 francs
Etranger: 28 francs
Pour sociétaires:
Suisse: 1 an, 20 francs
Etranger: 25 francs
Prix du numéro: Fr. 1.40
Ch. post. « Bulletin technique de la Suisse romande »
N° II. 5775, à Lausanne.
**Expédition**
Imprimerie « La Concorde »
Terreaux 31 — Lausanne.
**Rédaction**
et éditions de la S. A. du Bulletin technique (tirés à part), Case Chauderon 475
**Administration générale**
Ch.deRoseneck 6 Lausanne

Organe de la Société suisse des ingénieurs et des architectes, des Sociétés vaudoise et genevoise des ingénieurs et des architectes, de l'Association des Anciens élèves de l'Ecole polytechnique de l'Université de Lausanne et des Groupes romands des anciens élèves de l'Ecole polytechnique fédérale.

Comité de patronage — Président: R. Neeser, ingénieur, à Genève; Vice-président: G. Epitaux, architecte, à Lausanne; Secrétaire: J. Calame, ingénieur, à Genève — Membres, Fribourg: MM. P. Joye, professeur; † E. Lateltin, architecte — Vaud: MM. F. Chenaux, ingénieur; † H. Matti, ingénieur; E. d'Okolski, architecte; Ch. Thévenaz, architecte — Genève: MM. † L. Archinard, ingénieur; Cl. Grosgurin, architecte; E Martin, architecte; V. Rochat, ingénieur — Neuchâtel: MM. J. Béguin, architecte; R. Guye, ingénieur — Valais: MM. J. Dubuis, ingénieur; D. Burgener, architecte.

Rédaction: D. Bonnard, ingénieur. Case postale Chauderon 475, Lausanne.

Conseil d'administration
de la Société anonyme du Bulletin technique: A. Stucky, ingénieur, président; M. Bridel; G. Epitaux, architecte; R. Neeser, ingénieur.

**Tarif des annonces**

| | | |
|---|---|---|
| 1/1 page | Fr. | 264.— |
| 1/2 » | » | 134.40 |
| 1/4 » | » | 67.20 |
| 1/8 » | » | 33.60 |

**Annonces Suisses S. A. (ASSA)**

Rue Centrale 5. Tél.22 33 26
Lausanne et succursales

SOMMAIRE : *Commentaires sur la condition de stabilité* (suite et fin), par DANIEL GADEN, professeur de réglages automatiques à l'Ecole polytechnique de l'Université de Lausanne. — Société suisse des ingénieurs et des architectes, Section genevoise : *Rapport du président présenté à la 106e assemblée générale, le 14 janvier 1954.* — BIBLIOGRAPHIE. — DIVERS : *Fondation George Montefiore.* — LES CONGRÈS : *Association suisse pour l'essai des matériaux,* — SERVICE DE PLACEMENT. — DOCUMENTATION GÉNÉRALE. — DOCUMENTATION DU BATIMENT. — NOUVEAUTÉS, INFORMATIONS DIVERSES.

FONCTIONNEMENT D'UN GROUPE TURBINE HYDRAULIQUE-ALTERNATEUR COUPLÉ EN PARALLÈLE SUR UN RÉSEAU INFINI EN PRÉSENCE DES EFFETS DU RÉGLAGE AUTOMATIQUE DE VITESSE ET DU PHÉNOMÈNE DU COUP DE BÉLIER

## COMMENTAIRES SUR LA CONDITION DE STABILITÉ

par DANIEL GADEN
Professeur de réglages automatiques à l'Ecole polytechnique de l'Université de Lausanne

*(Suite et fin)* [1]

### VI. Calcul du coefficient $\alpha_{a_1}$ caractérisant l'effet des dispositifs amortisseurs de l'alternateur

Je préciserai tout d'abord la définition des diverses grandeurs qui interviennent dans les formules dont je ferai emploi.

La puissance active $P$, réactive $Q$ ou apparente $\sqrt{P^2 + Q^2}$ de l'alternateur sera mesurée en prenant pour unité la puissance nominale (maximum) apparente de cet alternateur. La puissance réactive $Q$ sera comptée :

positivement lorsque l'alternateur (surexcité) *fournit* une puissance réactive, c'est-à-dire quand il débite sur une charge inductive ;

négativement lorsque l'alternateur (sous-excité) *absorbe* une puissance réactive, c'est-à-dire quand il débite sur une charge capacitive.

L'inertie des masses tournantes du groupe sera caractérisée par le quotient du double de l'énergie cinétique dont sont animées ces masses à la vitesse normale de rotation, par la puissance nominale apparente de l'alternateur, quotient $T_{él}$ homogène à un temps. La relation entre la valeur de ce temps $T_{él}$ et la valeur de celui $T$ caractéristique de l'inertie spécifique mécanique, à pleine charge, est dès lors la suivante :

$$T = \frac{T_{él}}{\cos \varphi} \eta_a$$

où :

$\cos \varphi$ est le facteur de puissance.
$\eta_a$ est le rendement de l'alternateur.

La tension $V$ (entre phase et neutre) ou $U$ (entre phases) et l'intensité $I$ du courant du stator de l'alternateur seront mesurées en prenant respectivement pour unité $V_n$, $U_n$ la tension nominale et $I_n$ le courant nominal.

L'unité pour la mesure des impédances ou des réactances $X$ sera le quotient $(V_n : I_n)$.

Dès lors, je désignerai par :

$X_d$, $X'_d$, $X''_d$ les réactances synchrone, transitoire et subtransitoire, dans l'axe polaire.
$X_q$, $X''_q$ les réactances synchrone et subtransitoire, dans l'axe interpolaire.
$T'_d$ la constante de temps des inducteurs.

[1] Voir *Bulletin technique* du 23 janvier 1954, p. 17.

$T''_d$, $T''_q$ les constantes de temps desa mortisseurs polaires et interpolaires (stator en court-circuit).

$\delta$ l'avance angulaire de la force électromotrice sur la tension aux bornes.

$\beta_a$ la pulsation des oscillations pendulaires du rotor, abstraction faite de l'amortissement.

$f = 50$ Hz la fréquence.

L'avance angulaire $\delta$ se calcule au moyen de la formule suivante :

$$\sin^2\delta = \frac{P^2}{P^2 + (Q + Q_0)^2} \tag{28}$$

avec :

$$Q_0 = U^2 \frac{1}{X_q} \tag{29}$$

La pulsation $\beta_a$ des oscillations pendulaires du rotor de l'alternateur couplé au réseau, telles qu'elles se produiraient en l'absence de tout amortissement [1], s'élève à :

$$\beta_a^2 = \frac{2\pi f}{T_{él}} k_s \tag{30}$$

expression dans laquelle seul $k_s$ varie avec la charge :

$$k_s = (Q + Q_0) - U^2 \left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d}\right) \sin^2\delta \tag{31}$$

Le coefficient $\alpha_{a_1}$ caractérisant l'effet des dispositifs amortisseurs dépend, en réalité, de la pulsation $\beta$ des oscillations :

$$\alpha_{a_1} = \left[\frac{\alpha_{id}\sin^2\delta}{1 + \dot{p}\,T'_d} + \frac{\alpha_{ad}\sin^2\delta}{1 + \dot{p}\,T''_d} + \frac{\alpha_{aq}\cos^2\delta}{1 + \dot{p}\,T''_q}\right] \frac{T}{T_{él}} \tag{32}$$ [2]

avec :

$$\dot{p} = -\frac{\alpha_{a_1}}{2T} + i\beta$$

et :

$$\alpha_{id} = 2\pi f . T'_d \left(\frac{1}{X'_d} - \frac{1}{X_d}\right) U^2 \tag{33}$$

Terme relatif aux inducteurs,

$$\alpha_{ad} = 2\pi f . T''_d \left(\frac{1}{X''_d} - \frac{1}{X'_d}\right) U^2. \tag{34}$$

Terme relatif aux amortisseurs polaires,

$$\alpha_{aq} = 2\pi f . T''_q \left(\frac{1}{X''_q} - \frac{1}{X_q}\right) U^2 \tag{35}$$

Terme relatif aux amortisseurs interpolaires.

Toutefois, comme je m'intéresse ici au comportement de l'alternateur en présence d'oscillations de pulsations voisines de celle $\beta_a$ [3], puisque de toute façon (ainsi que le montreront des exemples numériques ultérieurs) : $\beta_a > \frac{\alpha_{a_1}}{2T}$ le calcul du coefficient $\alpha_{a_1}$, à l'aide de l'équation (32), sera d'une approximation suffisante :

*a*) en introduisant $\dot{p} = i\,\beta_a$ ;

*b*) en ne considérant que la partie réelle de l'expression complexe des trois termes du second membre de l'équation (32).

[1] Il ne s'agit donc pas ici de la pulsation $\beta_*$ des oscillations pendulaires amorties, par lesquelles a lieu le retour au régime, sous couple moteur constant. Voir Appendice.

[2] Il s'agit ici de la valeur de $T$ correspondant à la pleine charge.

[3] Ce sont les plus dangereuses pour la stabilité du réglage. Voir *op. cit.* sous 1), fin chapitre IV.

## VII. Exemples de calcul du coefficient $\alpha_{a_1}$

En vue des quatre premiers exemples numériques qui suivront, je prendrai les valeurs indiquées par M. Th. Laible dans son rapport n° 111 à la Conférence Internationale des Grands Réseaux Electriques de 1950, pour le cas *V* qu'il y a examiné. Il s'agit d'un alternateur de 40 MVA à 500 t/min et 6,3 kV, construit pour un facteur de puissance $\cos\varphi = 0{,}8$ avec des pôles feuilletés munis de grilles d'amortissement dans leurs épanouissements (dix barres par pôle), mais *sans* interconnexion entre grilles (amortisseur incomplet). Ces valeurs sont les suivantes :

| | | |
|---|---|---|
| | $T_{él} = 5{,}8$ sec | |
| $X_d = 1{,}24$ | $X'_d = 0{,}38$ | $X''_d = 0{,}27$ |
| $X_q = 0{,}82$ | — | $X''_q = 0{,}67$ |
| $T'_d = 1{,}4$ sec | $T''_d = 0{,}035$ sec | $T''_q = 0{,}032$ sec |

Je supposerai en outre, pour les trois premiers exemples, que l'alternateur fonctionne à sa tension nominale $U = 1$ et dès lors :

$$Q_0 = \frac{1}{X_q} = 1{,}22$$

Pour l'exemple n° 1, j'admettrai que l'alternateur fonctionne à toutes charges, en *fournissant* une puissance réactive sous un facteur de puissance *constant* :

$$\varphi < 0 \qquad \cos\varphi = 0{,}9 = \text{const}$$

d'où :

$$Q = +\,0{,}436\sqrt{P^2 + Q^2} = +\,0{,}484\,P$$

avec, à pleine charge :

$$T = \frac{5{,}8}{0{,}9} \times 0{,}977 = 6{,}3 \text{ sec}$$

valeur de l'inertie spécifique mécanique, à pleine charge, qui restera la même pour les exemples n° 2 et n° 3.

Pour l'exemple n° 2, je supposerai que l'alternateur fonctionne à toutes charges en *fournissant* une puissance réactive *constante* $Q = +\,0{,}436$, la même que celle de la pleine charge de l'exemple n° 1 :

$$\varphi < 0 \qquad Q = +\,0{,}436 \text{ indépendant de } P$$

Pour l'exemple n° 3, j'admettrai que l'alternateur fonctionne à toutes charges en *absorbant* une puissance réactive *constante* $Q = -\,0{,}436$, la même que celle de la pleine charge de l'exemple n° 1, mais de signe contraire :

$$\varphi > 0 \qquad Q = -\,0{,}436 \text{ indépendant de } P$$

Pour l'exemple n° 4, je supposerai enfin que l'alternateur est relié au réseau infini par une réactance extérieure $X_e = 0{,}13$ (correspondant par exemple à la réactance d'un transformateur et d'une ligne) et qu'il fonctionne à toutes charges en *fournissant* au point de couplage une puissance réactive sous un facteur de puissance *constant* :

$$\varphi_a < 0 \qquad \cos\varphi_a = 0{,}9 = \text{const.}$$

Il y a lieu ici de prendre garde au fait que si la puissance active $P_b$ aux bornes de l'alternateur est égale à la puissance active $P_a$ au point de couplage [1], il n'en est pas de même des puissances réactives $Q_b$ et $Q_a$ dont les valeurs satisfont à la relation :

$$Q_b = Q_a + 0{,}13\,|\,I\,|^2$$

[1] Je suppose en effet qu'entre les bornes de l'alternateur et le point de couplage, les pertes ohmiques sont négligeables.

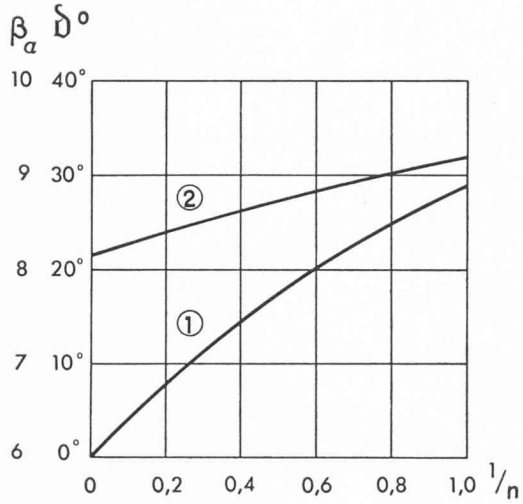


Fig. 9

Exemple n° 1 : $\varphi < 0$ $\cos \varphi = 0{,}9$.

Caractéristiques de fonctionnement de l'alternateur.

(1) Avance angulaire $\delta$ (en degrés).
(2) Pulsation propre $\beta_a$ des oscillations pendulaires du rotor de l'alternateur.

$1/n$ Degré de puissance (active).

Ce diagramme est également valable pour l'exemple n° 5.

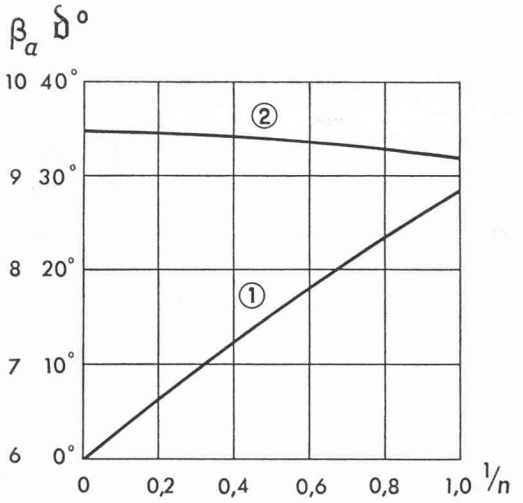


Fig. 11

Exemple n° 2 : $\varphi < 0$ $Q = +0{,}436$.

Caractéristiques de fonctionnement de l'alternateur.

(1) Avance angulaire $\delta$ (en degrés).
(2) Pulsation propre $\beta_a$ des oscillations pendulaires du rotor de l'alternateur.

$1/n$ Degré de puissance (active).

Ce diagramme est également valable pour l'exemple n° 6.

La puissance active $P_a$, réactive $Q_a$ ou apparente $\sqrt{P_a^2 + Q_a^2}$, au point de couplage, sera mesurée en prenant pour unité la puissance nominale apparente de l'alternateur. La puissance apparente aux bornes de l'alternateur sera évidemment supérieure à la puissance apparente au point de couplage et lorsque cette dernière sera égale à l'unité,

$$\sqrt{P_a^2 + Q_a^2} = \sqrt{0{,}9^2 + 0{,}436^2} = 1$$

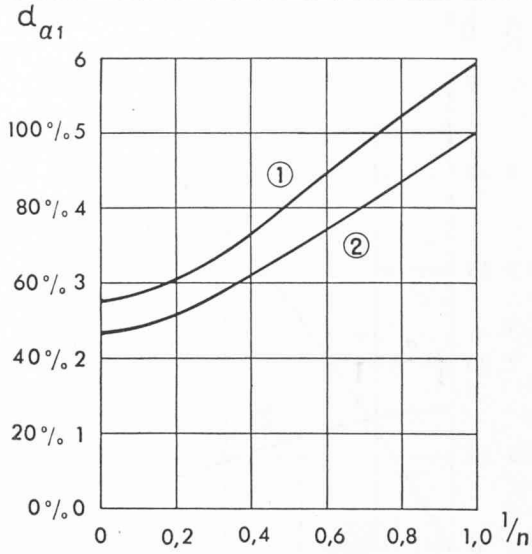


Fig. 10

Exemple n° 1 : $\varphi < 0$ $\cos \varphi = 0{,}9$.

Variation de l'effet des dispositifs amortisseurs de l'alternateur en fonction de la charge.

(1) Valeur du coefficient $\alpha_{a_1}$.
(2) Valeur relative du coefficient $\alpha_{a_1}$.

$1/n$ Degré de puissance (active).

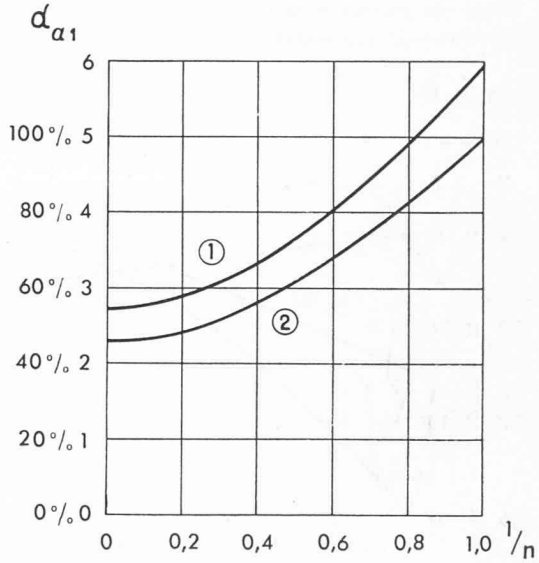


Fig. 12

Exemple n° 2 : $\varphi < 0$ $Q = +0{,}436$.

Variation de l'effet des dispositifs amortisseurs de l'alternateur en fonction de la charge.

(1) Valeur du coefficient $\alpha_{a_1}$.
(2) Valeur relative du coefficient $\alpha_{a_1}$.

$1/n$ Degré de puissance (active).

la première s'élèvera à :

$$\sqrt{P_b^2 + Q_b^2} = \sqrt{0{,}9^2 + (0{,}436 + 0{,}13)^2} = 1{,}063$$

c'est dire que l'alternateur sera surchargé de 6,3 % par rapport à sa puissance nominale.

A ce régime, le facteur de puissance, dont la valeur au point de couplage est donc de $\cos \varphi_a = 0{,}9 = \text{const}$, a aux bornes de l'alternateur pour valeur :

$$\cos \varphi_b = \frac{0{,}9}{1{,}063} = 0{,}846.$$

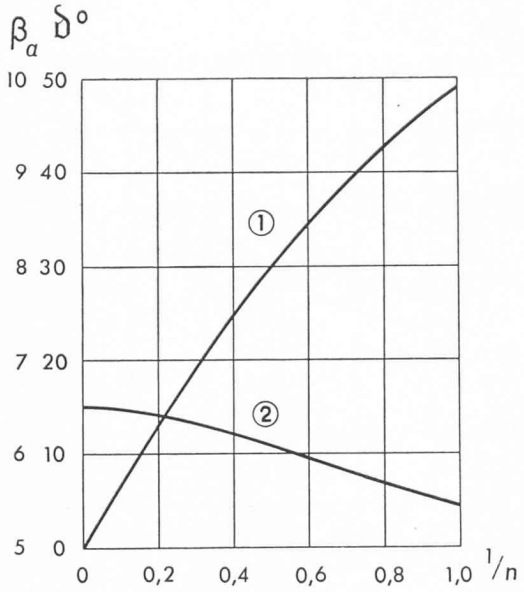


Fig. 13

Exemple n° 3 : $\varphi > 0$ $Q = -0{,}436$.

Caractéristiques de fonctionnement de l'alternateur.

(1) Avance angulaire $\delta$ (en degrés).
(2) Pulsation propre $\beta_a$ des oscillations pendulaires du rotor de l'alternateur.

$1/n$ Degré de puissance (active).

Ce diagramme est également valable pour l'exemple n° 7.

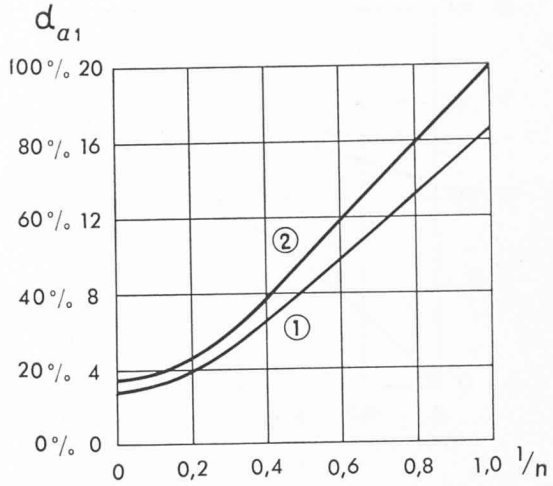


Fig. 14

Exemple n° 3 : $\varphi > 0$ $Q = -0{,}436$.

Variation de l'effet des dispositifs amortisseurs de l'alternateur.

(1) Valeur du coefficient $\alpha_{a_1}$.
(2) Valeur relative du coefficient $\alpha_{a_1}$.

$1/n$ Degré de puissance (active).

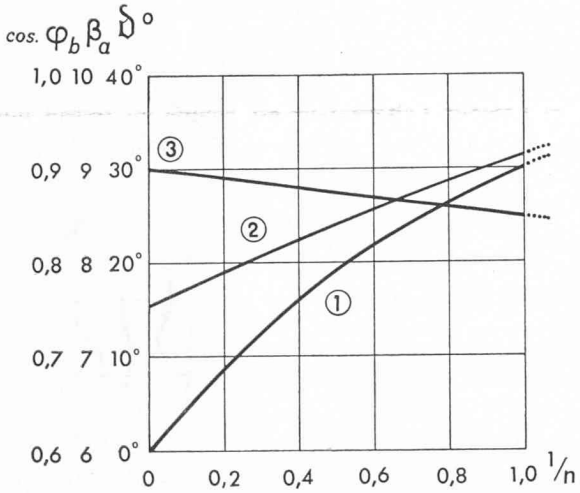


Fig. 15

Exemple n° 4 : $\varphi_a < 0$ $\cos \varphi_a = 0{,}9$ $X_e = 0{,}13$

Caractéristiques de fonctionnement de l'alternateur.

(1) Avance angulaire $\delta$ (en degrés).
(2) Pulsation propre $\beta_a$ des oscillations pendulaires du rotor de l'alternateur.
(3) Facteur de puissance $\cos \varphi_b$ aux bornes de l'alternateur.

$1/n$ Degré de puissance (active).

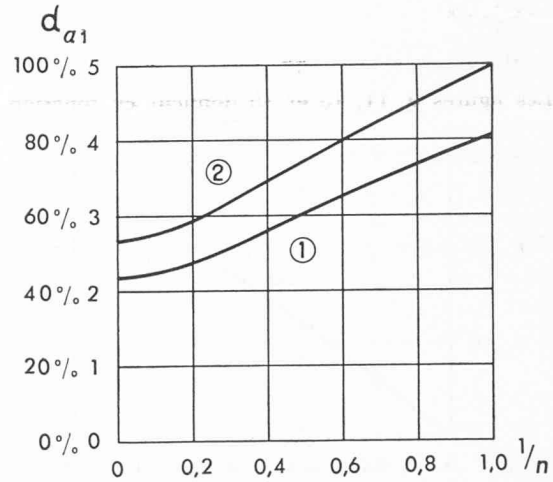


Fig. 16

Exemple n° 4 : $\varphi_a < 0$ $\cos \varphi_a = 0{,}9$ $X_e = 0{,}13$

Variation de l'effet des dispositifs amortisseurs de l'alternateur.

(1) Valeur du coefficient $\alpha_{a_1}$.
(2) Valeur relative du coefficient $\alpha_{a_1}$.

$1/n$ Degré de puissance (active).

Cette valeur augmente quand la puissance apparente diminue, pour tendre vers $\cos \varphi_b = 0{,}9$ quand la dite puissance tend vers zéro (voir courbe (3), fig. 15). Lorsque la puissance apparente aux bornes de l'alternateur est égale à l'unité :

$$\sqrt{P_b^2 + Q_b^2} = 1 \qquad \cos \varphi_b = 0{,}849.$$

En conséquence, la valeur de l'inertie spécifique mécanique à pleine charge doit, pour l'exemple n° 4, être prise égale à :

$$T = \frac{5{,}8}{0{,}849} \times 0{,}974 = 6{,}65 \text{ sec.}$$

Comme dans le cas des trois premiers exemples, le degré de puissance active $1/n$ aux bornes de l'alternateur sera compté pour l'exemple n° 4 en prenant pour unité ($n = 1$) la puissance active correspondant à la puissance apparente unité $\sqrt{P_b^2 + Q_b^2} = 1$.

J'admettrai en outre que la tension au point de couplage est égale à la tension nominale de l'alternateur

TABLEAU II

| Exemples | A pleine charge | | | | En marche à vide | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | $\delta$ | $\beta_a$ sec$-1$ | $\alpha_{a_1}$ | $\alpha_{a_1}$ % | $\delta$ | $\beta_a$ sec$-1$ | $\alpha_{a_1}$ | $\alpha_{a_1}$ % |
| N° 1 $\begin{cases} \varphi < 0 \\ \cos\varphi = 0{,}9 \end{cases}$ | 28,5° | 9,19 | 5,95 | 100 | 0° | 8,14 | 2,78 | 46,7 |
| N° 2 $\begin{cases} \varphi < 0 \\ Q = +0{,}436 \end{cases}$ | 28,5° | 9,19 | 5,95 | 100 | 0° | 9,48 | 2,71 | 45,6 |
| N° 3 $\begin{cases} \varphi > 0 \\ Q = -0{,}436 \end{cases}$ | 49,0° | 5,45 | 16,6 | 100 | 0° | 6,51 | 2,83 | 17,1 |
| N° 4 $\begin{cases} \varphi_a < 0 \\ \cos\varphi_a = 0{,}9 \\ X_e = 0{,}13 \end{cases}$ | 31,2° | 9,24 | 4,07 | 100 | 0° | 7,56 | 2,18 | 53,5 |

Résumé des résultats des exemples n° 1 à n° 4 à pleine charge et en marche à vide.

*Remarque :* Les résultats de l'exemple n° 1 en marche à vide : $\beta_a = 8{,}14$ sec$^{-1}$ $\alpha_{a_1} = 2{,}78$ avec $T = 6{,}3$ sec correspondent à un décrément logarithmique des oscillations propres (voir Appendice) : $\delta_* = \frac{\alpha_{a_1}}{2T}\,\frac{2\pi}{\beta_a} = 0{,}17$ d'où un rapport entre une amplitude et celle de même signe qui la précède $e^{-\delta_*} = 0{,}843$.

$U_a = 1$ et, dans ces conditions, pour appliquer les formules exposées au chapitre V précédent, il suffit d'ajouter aux valeurs des différentes réactances $X_d$, $X'_d$, $X''_d$, $X_q$, $X''_q$ celle de la réactance extérieure $X_e = 0{,}13$.

Les figures 9 et 10 pour l'exemple n° 1, 11 et 12 pour l'exemple n° 2, 13 et 14 pour l'exemple n° 3, 15 et 16 pour l'exemple n° 4, illustrent les résultats des calculs.

Les figures 9, 11, 13 et 15 donnent en fonction du degré de puissance active $1/n$ aux bornes de l'alternateur, la courbe de la valeur de l'angle $\delta$ [1] et celle de la valeur de la pulsation $\beta_a$. Les figures 10, 12, 14 et 16 donnent, également en fonction du degré de puissance active $1/n$ aux bornes de l'alternateur, la courbe de la valeur numérique du coefficient $\alpha_{a_1}$ et la courbe de la valeur en pour-cent de ce même coefficient, sa valeur numérique à pleine charge étant choisie comme 100 %.

Le tableau II ci-dessus résume en outre les principaux résultats.

En limitant les considérations aux valeurs du coefficient $\alpha_{a_1}$, caractérisant l'effet des dispositifs amortisseurs de l'alternateur, les résultats sus-indiqués donnent lieu aux commentaires suivants :

*a*) Il est tout d'abord essentiel de remarquer que lorsque l'alternateur est muni d'un amortisseur incomplet, la valeur du coefficient $\alpha_{a_1}$ est notablement plus faible (environ la moitié) en marche à vide qu'à pleine charge. Cette constatation, qui s'explique facilement, est à mettre en regard du fait relevé plus haut (chap. IV) : du point de vue de la turbine, c'est en marche à vide que, d'après la condition de stabilité proposée, l'effet de l'amortisseur de l'alternateur devrait souvent être le plus important.

*b*) Si l'alternateur fournit une puissance réactive ($Q > 0$), la valeur du coefficient $\alpha_{a_1}$ est moindre que si l'alternateur absorbe une puissance réactive ($Q < 0$). La différence est plus sensible à pleine charge :

$\alpha_{a_1} = 5{,}95$ pour $Q = +0{,}436$ (Ex. n° 1 et 2)
$\alpha_{a_1} = 16{,}6$ pour $Q = -0{,}436$ (Ex. n° 3)

qu'en marche à vide :

$\alpha_{a_1} = 2{,}71$ pour $Q = +0{,}436$ (Ex. n° 2)
$\alpha_{a_1} = 2{,}78$ pour $Q = 0$ (Ex. n° 1)
$\alpha_{a_1} = 2{,}83$ pour $Q = -0{,}436$ (Ex. n° 3)

*c*) Lorsque l'alternateur est couplé au réseau infini par une réactance extérieure $X_e$ (transformateur et ligne) la valeur du coefficient $\alpha_{a_1}$ diminue, ceci aussi bien à pleine charge :

$\alpha_{a_1} = 5{,}95$ pour $X_e = 0$ (Ex. n° 1)
$\alpha_{a_1} = 4{,}07$ pour $X_e = 0{,}13$ (Ex. n° 4)

qu'en marche à vide :

$\alpha_{a_1} = 2{,}78$ pour $X_e = 0$ (Ex. n° 1)
$\alpha_{a_1} = 2{,}18$ pour $X_e = 0{,}13$ (Ex. n° 4)

En vue des trois exemples suivants, n$^{os}$ 5, 6 et 7, je prendrai les valeurs indiquées par M. Th. Laible pour le cas III de son rapport précité. Les pôles feuilletés de l'alternateur sont munis, dans leurs épanouissements, de grilles (dix barres par pôle, de section double de celle des barres du cas V), avec interconnexions entre les grilles des différents pôles (amortisseur complet à cage). Ces valeurs sont les suivantes :

$T_d = 5{,}8$ sec

| | | |
|---|---|---|
| $X_d = 1{,}24$ | $X'_d = 0{,}38$ | $X''_d = 0{,}27$ |
| $X_q = 0{,}82$ | — | $X''_q = 0{,}264$ |
| $T'_d = 1{,}4$ sec | $T''_d = 0{,}07$ sec | $T''_q = 0{,}083$ sec |

Les données des exemples n$^{os}$ 5, 6 et 7 sont respectivement les mêmes que celles des exemples précédents n$^{os}$ 1, 2 et 3. En conséquence — les réactances $X_d$ et $X_q$ n'ayant par ailleurs pas changé — les valeurs de l'angle $\delta$ et celles de la pulsation $\beta_a$ restent identiques dans les deux cas (voir fig. 9 pour l'exemple n° 5, fig. 11 pour l'exemple n° 6 et fig. 13 pour l'exemple n° 7). Les résultats des calculs du coefficient $\alpha_{a_1}$ sont illustrés par les diagrammes des figures 17 pour l'exemple n° 5, 18 pour l'exemple n° 6 et 19 pour l'exemple n° 7.

[1] Pour l'exemple n° 4, l'angle $\delta$ correspond à l'avance de la force électromotrice sur la tension au point de couplage.

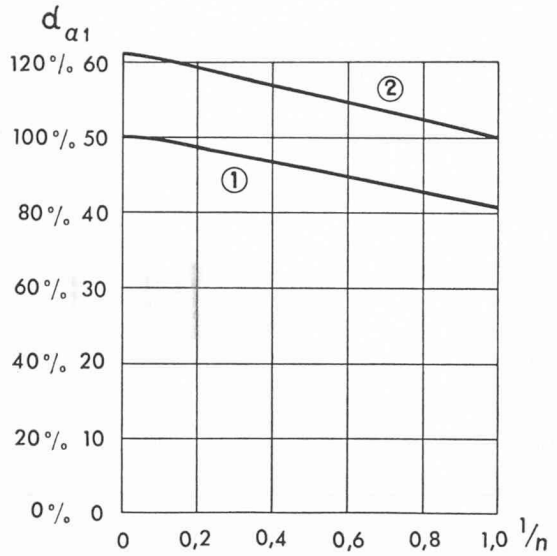


FIG. 17

Exemple n° 5 : $\varphi < 0$ $\cos \varphi = 0{,}9$.

Variation de l'effet des dispositifs amortisseurs de l'alternateur.

(1) Valeur du coefficient $\alpha_{a_1}$.
(2) Valeur relative du coefficient $\alpha_{a_1}$.
$1/n$ Degré de puissance (active).

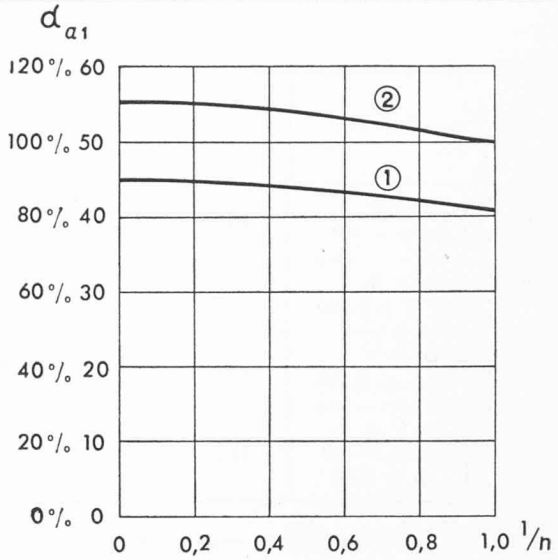


FIG. 18

Exemple n° 6 : $\varphi < 0$ $Q = +0{,}436$.

Variation de l'effet des dispositifs amortisseurs de l'alternateur.

(1) Valeur du coefficient $\alpha_{a_1}$.
(2) Valeur relative du coefficient $\alpha_{a_1}$.
$1/n$ Degré de puissance (active).

Les chiffres essentiels sont en outre mentionnés dans le tableau III.

Ces résultats donnent lieu aux commentaires suivants :

*a*) Contrairement à ce qui se passe pour un alternateur muni d'un amortisseur incomplet, la valeur du coefficient $\alpha_{a_1}$ d'un alternateur muni d'un amortisseur complet à cage, est un peu plus grande en marche à vide qu'à pleine charge, ce qui du point de vue de la turbine est évidemment favorable. En outre, pour les mêmes conditions de fonctionnement, l'alternateur muni d'un amortisseur complet à cage assure au coefficient $\alpha_{a_1}$ des valeurs bien supérieures à celles d'un alternateur muni d'un amortisseur incomplet. Ce résultat était d'ailleurs déjà bien connu.

*b*) Si l'alternateur, muni d'un amortisseur complet à cage, fournit une puissance réactive ($Q > 0$), la valeur du coefficient $\alpha_{a_1}$ est, comme dans le cas d'un alternateur muni d'un amortisseur incomplet, plus petite que lorsque l'alternateur absorbe une puissance réactive ($Q < 0$), ceci aussi bien à pleine charge :

$\alpha_{a_1} = 40{,}8$ pour $Q = +0{,}436$ (Ex. n$^{os}$ 5 et 6)
$\alpha_{a_1} = 47{,}1$ pour $Q = -0{,}436$ (Ex. n° 7)

qu'en marche à vide :

$\alpha_{a_1} = 45$ pour $Q = +0{,}436$ (Ex. n° 6)
$\alpha_{a_1} = 50$ pour $Q = 0$ (Ex. n° 5)
$\alpha_{a_1} = 56{,}3$ pour $Q = -0{,}436$ (Ex. n° 7)

Les exemples traités sont relatifs à deux des cas (V et III) cités dans le rapport de M. Th. Laible, cas extrêmes ou à peu près : le premier avec amortisseur incomplet à faible section des barreaux de grilles, le second avec amortisseur complet à cage et à forte section des barreaux de grilles.

Le rapport entre les réactances subtransitoires dans l'axe polaire et dans l'axe interpolaire s'élève en effet :

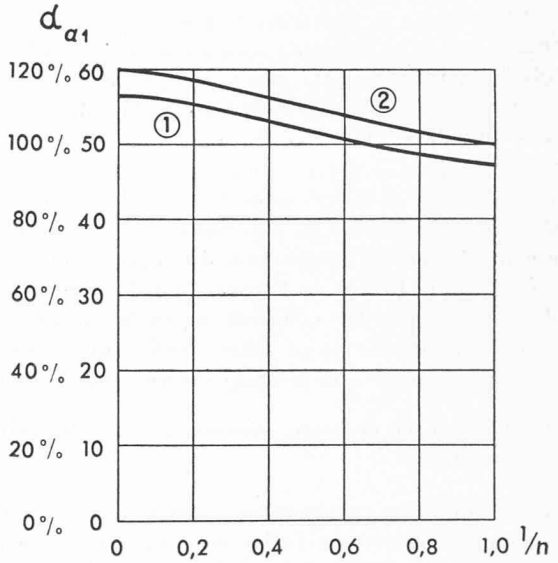


FIG. 19

Exemple n° 7 : $\varphi > 0$ $Q = -0{,}436$.

Variation de l'effet des dispositifs amortisseurs de l'alternateur.

(1) Valeur du coefficient $\alpha_{a_1}$.
(2) Valeur relative du coefficient $\alpha_{a_1}$.
$1/n$ Degré de puissance (active).

dans le premier cas à $\dfrac{X''_q}{X''_d} = \dfrac{0{,}67}{0{,}27} = 2{,}48$

dans le second cas à $\dfrac{X''_d}{X''_q} = \dfrac{0{,}264}{0{,}27} = 0{,}976$

alors que M. Th. Laible indique [1] qu'en général le rapport en question est compris entre les limites suivantes :

[1] TH. LAIBLE : *Die Theorie der Synchronmaschine im nichtstationären Betrieb.* Edition Springer, Berlin 1952.

TABLEAU III

| Exemples | | A pleine charge | | | | En marche à vide | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | $\vartheta$ | $\beta_a$ sec$^{-1}$ | $\alpha_{a_1}$ | $\alpha_{a_1}$ % | $\vartheta$ | $\beta_a$ sec$^{-1}$ | $\alpha_{a_1}$ | $\alpha_{a_1}$ % |
| N° 5 | $\varphi < 0$, $\cos\varphi = 0{,}9$ | 28,5° | 9,19 | 40,8 | 100 | 0° | 8,14 | 50,0 | 122,5 |
| N° 6 | $\varphi < 0$, $Q = +0{,}436$ | 28,5° | 9,19 | 40,8 | 100 | 0° | 9,48 | 45,0 | 111,0 |
| N° 7 | $\varphi > 0$, $Q = -0{,}436$ | 49,0° | 5,45 | 47,1 | 100 | 0° | 6,51 | 56,3 | 119,5 |

Résumé des résultats des exemples n° 5 à n° 7 à pleine charge et en marche à vide.

*Remarque :* Les résultats de l'exemple n° 5 en marche à vide : $\beta_a = 8{,}14$ sec$^{-1}$ $\alpha_{a_1} = 50$ avec $T = 6{,}3$ sec correspondent à un décrément logarithmique des oscillations propres (voir Appendice) : $\delta_* = \frac{\alpha_{a_1}}{2T}\frac{2\pi}{\beta_a} = 3{,}06$ d'où un rapport entre une amplitude et celle de même signe qui la précède $e^{-\delta_*} = 0{,}047$.

Pôles feuilletés avec grilles (amortisseur incomplet) . . . . . 2,5 à 3,5
Pôles feuilletés et amortisseur complet à cage 0,9 à 1,3
Pôles massifs . . . . . 1,2 à 1,5

Entre les deux cas considérés, il peut donc en exister d'autres intermédiaires.

Quoi qu'il en soit, sans oublier que les valeurs du coefficient $\alpha_{a_1}$ portées sur les figures et tableaux du présent chapitre ont été obtenues par des calculs comportant certaines simplifications et qu'elles ne sont donc qu'approximatives, on peut faire ressortir les résultats suivants.

Tandis que l'alternateur muni d'un amortisseur complet à cage des exemples n$^{os}$ 5, 6 et 7 satisfait très largement à la condition de stabilité telle qu'elle a été appliquée au chapitre IV pour la turbine A et pour la turbine B, ce n'est le cas de l'alternateur muni d'un amortisseur incomplet des exemples n$^{os}$ 1, 2, 3 et 4 que pour les régimes de forte charge. Dans le régime de marche à vide ainsi que dans les régimes de faible charge, le fonctionnement du groupe comportant l'alternateur muni d'un amortisseur incomplet couplé en parallèle sur un réseau infini, ne serait pas stable en présence des effets du réglage automatique de vitesse et du phénomène du coup de bélier, avec les données précisées au chapitre IV pour la turbine A et pour la turbine B.

## VIII. Conclusions

Comme indiqué au chapitre premier, je m'étais proposé de présenter dans cette note divers commentaires relatifs à la condition de stabilité en cherchant à aboutir à des résultats offrant, autant que possible, un caractère de généralité. J'avais toutefois dès le début fait observer qu'il était délicat de formuler des conclusions générales susceptibles d'être appliquées à un ensemble de cas qui peuvent pratiquement se réaliser.

J'ai montré par les diverses considérations développées au cours des chapitres II à IV, quelles sont les raisons qui font obstacle à une telle généralisation. Elles résident notamment dans les caractéristiques de la turbine dont dépend le calcul d'après la dite condition de stabilité et en fonction de la charge, du coefficient $\alpha_{a_1}$ qui définit l'effet des dispositifs amortisseurs de l'alternateur.

J'ai ensuite exposé au chapitre V comment intervient l'influence des caractéristiques du système d'alimentation de la turbine qui peut être plus ou moins sélectif et qui, de ce fait, permet ou empêche la réalisation des circonstances sur la base desquelles la condition de stabilité a été établie (circonstances proches de celles de la résonance). Il en résulte que, selon les cas, les exigences de cette condition de stabilité doivent être respectées ou peuvent être atténuées voire négligées.

Dans le chapitre VII, j'ai cherché à donner un ordre de grandeur des valeurs du coefficient $\alpha_{a_1}$ caractérisant l'effet des dispositifs amortisseurs de l'alternateur, ceci en fonction de la charge et d'après sa nature (active et réactive), pour deux types de construction de ces amortisseurs, de manière à permettre une comparaison avec les valeurs de ce même coefficient $\alpha_{a_1}$ calculée au chapitre IV.

Je voudrais rappeler en terminant que le problème du fonctionnement stable d'un groupe turbine hydraulique-alternateur couplé en parallèle sur un réseau infini en présence des effets du réglage automatique de vitesse et du phénomène du coup de bélier a été étudié en supposant que le régleur était connecté mécaniquement ou électriquement à l'arbre du groupe et non pas à la tension aux bornes de l'alternateur. En d'autres termes, j'ai admis que le régleur mesurait la vitesse de l'arbre susceptible de varier et non pas la vitesse du champ tournant de l'induit, maintenue constante par le couplage au réseau infini. Je rappelle également qu'en dehors de toute action du réglage, des oscillations pendulaires peuvent apparaître avec des alternateurs peu amortis. Elles sont alors provoquées par des variations de couple moteur dues à des irrégularités d'écoulement dans la turbine, irrégularités dont il est parfois possible d'amoindrir les effets, mais qui sont souvent inévitables.

La détermination des dispositifs amortisseurs de l'alternateur me paraît donc devoir être traitée avec quelque prudence, pour éviter l'apparition de troubles auxquels il serait ensuite difficile de parer. M. Th. Laible a écrit dans son rapport cité à plusieurs reprises au

cours de la présente note, que les oscillations pendulaires engendrées par le régulateur devraient normalement être supprimées dans le régulateur lui-même. Je me permettrai de répondre à cette assertion en faisant observer que les oscillations dont il est ici question sont toujours engendrées par l'alternateur du fait de son couplage élastique au réseau infini et que tout ce que l'on pourrait reprocher au régulateur, c'est de les entretenir, voire de les amplifier.

Or, ce reproche s'adresse moins au régulateur qu'à l'existence dans le système d'alimentation de la turbine d'une inertie qui est la cause du phénomène du coup de bélier et que l'on ne peut tout de même pas supprimer. En outre, ce n'est pas dans la turbine, mais seulement dans l'alternateur que l'on peut aménager des dispositifs amortisseurs.

Je serais heureux que l'exposé de la présente note appelle des remarques bienvenues, tant de la part des exploitants sur la base des expériences faites avec les groupes de leurs centrales, groupes dont ils connaîtraient les caractéristiques des amortisseurs, que de celle des constructeurs électriciens. Le problème ne peut, je le répète, être définitivement élucidé qu'en collaboration étroite entre ingénieurs électriciens et ingénieurs mécaniciens.

## APPENDICE

Je voudrais rappeler ici comment il est, en pratique, possible de vérifier la valeur du coefficient $\alpha_{a_1}$ du moins sa valeur la plus intéressante : celle du régime de marche à vide, pour lequel la puissance active $P$ est nulle, la puissance réactive $Q$ pouvant éventuellement être différente de zéro.

L'expérience qui est, à cet effet, déterminante consiste à relever, à l'aide d'un appareil enregistreur, les oscillations du mouvement du rotor — ou, ce qui revient au même pour de petits écarts, la puissance active qu'il fournit (ou absorbe) — oscillations qui se produisent, à la suite d'un à-coup, au cours du retour au régime, le régulateur de vitesse du groupe étant bloqué (couple moteur constant). Je désignerai par :

$\beta_*$ la pulsation de ces oscillations,

$\frac{\alpha_{*1}}{2T}$ leur facteur d'amortissement.

C'est dire que leur décrément logarithmique a pour expression :

$$\delta_* = \frac{\alpha_{*1}}{2T}\,\frac{2\pi}{\beta_*} \tag{4}$$

le rapport $\epsilon$ entre une des amplitudes et celle de même sens qui la précède étant égal à $e^{-\delta_*}$ [1].

Les quantités conjuguées :

$$-\frac{\alpha_{*1}}{2T} \pm i\,\beta_*$$

sont les deux racines complexes de l'équation qui régit le mouvement de retour au régime :

$$\text{(A)}\quad \dot{p}^2 + \beta_a^2 + \frac{\dot{p}}{T}\left[\frac{\alpha_{id}\sin^2\mathfrak{d}}{1+\dot{p}\,T'_d} + \frac{\alpha_{ad}\sin^2\mathfrak{d}}{1+\dot{p}\,T''_d} + \frac{\alpha_{aq}\cos^2\mathfrak{d}}{1+\dot{p}\,T''_d}\right]\frac{T}{T_{\acute{e}l}} = 0$$

équation du cinquième degré en $\dot{p}$ qui admet en outre trois autres racines réelles et négatives (tant que le couplage de l'alternateur reste en deçà de la limite de stabilité). En remplaçant dans l'équation (A) $\dot{p}$ par $\left(\frac{\alpha_{*1}}{2T} + i\,\beta_*\right)$ et en résolvant, on trouve pour $\beta_*$ et $\alpha_{*1}$ les expressions suivantes :

$$\text{(B)}\qquad \beta_*^2 = \beta_a^2 + \frac{\alpha_{id}\sin^2\mathfrak{d}}{T_{\acute{e}l}\,T'_d}$$

$$\text{(C)}\quad \alpha_{*1} = \left[\frac{1}{(\beta_*\,T'_d)^2}\,\alpha_{id}\sin^2\mathfrak{d} + \alpha_{ad}\sin^2\mathfrak{d} + \alpha_{aq}\cos^2\mathfrak{d}\right]\frac{T}{T_{\acute{e}l}}$$

qui correspondent à une première approximation supposant que, comme c'est en pratique le cas :

*a)* $\left(\frac{\alpha_{*1}}{2T}\right)^2$ est négligeable devant $\beta_*^2$,

*b)* les produits de $\left(\frac{\alpha_{*1}}{2T}\right)$ par $T'_d$, $T''_d$, $T''_q$ sont négligeables devant l'unité de même que $(\beta_*\,T''_d)^2$ et $(\beta_*\,T''_q)^2$,

*c)* $(\beta_*\,T'_d)^2$ est beaucoup plus grand que l'unité.

Avec les mêmes hypothèses, l'expression (32) de $\alpha_{a_1}$ s'écrit :

$$\text{(32 bis)}\quad \alpha_{a_1} = \left[\frac{1}{(\beta_a\,T'_d)^2}\,\alpha_{id}\sin^2\mathfrak{d} + \alpha_{ad}\sin^2\mathfrak{d} + \alpha_{aq}\cos^2\mathfrak{d}\right]\frac{T}{T_{\acute{e}l}}$$

Ainsi, d'une manière générale, la pulsation $\beta_*$ des oscillations du retour au régime diffère de la pulsation propre $\beta_a$ ; la première est supérieure à la seconde et ceci d'autant plus que l'angle $\mathfrak{d}$ est grand, c'est-à-dire que la puissance active est élevée. De ce fait, la valeur du coefficient $\alpha_{*1}$, telle qu'on peut la déduire, comme expliqué ci-dessus, d'un relevé oscillographique expérimental, diffère de la valeur du coefficient $\alpha_{a_1}$ à vérifier. Toutefois, lorsque la puissance active est nulle ($\mathfrak{d} = 0$) ces différences disparaissent et :

$$\beta_* = \beta_a$$
$$\alpha_{*1} = \alpha_{a_1}$$

En conséquence, la valeur du coefficient $\alpha_{a_1}$ la plus intéressante à contrôler peut être déterminée, en connaissant l'inertie spécifique mécanique $T$, à partir du relevé oscillographique expérimental effectué en régime de marche à vide, à la suite d'une mise en parallèle volontairement imparfaite (différence de fréquence) pour provoquer un à-coup.

[1] $\mathrm{Ln}\,\epsilon = -\frac{\alpha_{*1}}{2T}\,\frac{2\pi}{\beta_*}$

# SOCIÉTÉ SUISSE DES INGÉNIEURS ET DES ARCHITECTES

## (SECTION GENEVOISE)

### Rapport du président

**présenté à la 106e assemblée générale, le 14 janvier 1954**

Messieurs et chers collègues,

Arrivé au terme du mandat que vous m'avez confié, permettez-moi de vous dire, avant de passer au rapport présidentiel traditionnel, toute la joie que j'ai éprouvée à accomplir les nombreuses tâches qui incombent à un président, et de remercier tout spécialement mes collègues du comité, qui ont toujours fait preuve de bonne volonté et apporté de la bonne humeur à nos réunions.

Au cours de mes nombreuses lectures, j'ai relevé cette définition :

« La condition des ingénieurs qui veulent rester constamment au niveau des connaissances, est un état d'inquiétude. Le capital des connaissances techniques qu'ils amassent est sujet à dévaluation ; et, de même qu'il y a de nouveaux pauvres, il y a de nouveaux ignorants. »

Certes, dans nos séances de section, nous ne pouvons prétendre traiter toujours de questions techniques particulières qui enrichissent le spécialiste. Etant donné la nature de notre société qui groupe les ingénieurs de diverses disciplines et les architectes, il faut s'efforcer de présenter des conférences d'un intérêt général, qui peuvent néanmoins contribuer à un enrichissement intellectuel et à une amélioration de la culture générale