

Zeitschrift:	Bulletin de l'Association suisse des électriciens
Herausgeber:	Association suisse des électriciens
Band:	33 (1942)
Heft:	12
Artikel:	Réglage par compensateur synchrone d'une ligne de transport haute tension : le nouveau compensateur 30 000 kVA du poste de Richmond Terminal de la State Electricity Commission of Victoria à Melbourne (Australie)
Autor:	Maret, A.
DOI:	https://doi.org/10.5169/seals-1056669

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: 21.02.2026

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

sollen die Drähte nicht scharfkantig gebogen werden.

Im Einvernehmen mit der Sektion für Metalle des Kriegs-, Industrie- und Arbeits-Amtes hat die Hausinstallationskommission des SEV und VSE in ihrer Sitzung vom 25. März dieses Jahres beschlossen, Zink für isolierte Leiter vorläufig zu verbieten. Der SEV wird jedoch schon jetzt die erforderlichen Untersuchungen anstellen und entsprechende Vorschriften vorbereiten für den Fall, dass Zink doch noch als Ersatzmetall an Stelle von Kupfer und Aluminium für isolierte Leiter eingesetzt werden muss. In Frage käme voraussichtlich nur der 2,5 mm²-Zinkdraht für feste Verlegung in dauernd trockenen, nicht feuer- und explosionsgefährlichen Räumen als Ersatz für den 1 mm²-Kupferdraht.

B. Anderes Material

Es wurde auch schon versucht, Kontaktbüchsen und Kontaktstifte von Steckkontakte aus Zink herzustellen. Unsere Untersuchungen haben ergeben, dass sich Zink für solche Kontaktteile nicht eignet. Sowohl an den Kontaktstiften wie auch an den Kontaktbüchsen treten im Betrieb starke Abnützungsscheinungen auf. Die Kontaktbüchsen aus Zink erlahmen, sodass die Kontaktgabe schlecht wird. Beim Ziehen des Steckers unter Strombelastung treten infolge der niedrigen Schmelztemperatur des Zinks grosse Flammbögen auf, sodass der Kontaktbrand wesentlich grös-

ser ist als bei Messingkontakte. Das verdampfende Metall bildet eine leitende Schicht auf der Isolation und kann diese unter Umständen vollständig überbrücken. Auch Anschlussklemmen können wegen der geringen Dauerstandfestigkeit des Zinks nicht aus diesem Material hergestellt werden. Stromführende Verbindungslaschen aus Zink haben sich ebenfalls nicht bewährt; an den Befestigungsstellen traten hohe Übergangswiderstände auf, was starke lokale Überhitzungen zur Folge hatte.

In den meisten Fällen wird es möglich sein, Anschlussklemmen, Verbindungslaschen und dgl. aus Aluminium oder aus gegen Rosten geschütztem Eisen herzustellen, wenn dafür Messing oder Kupfer nicht mehr zur Verfügung steht.

Aluminium eignet sich für Kontaktstifte und Kontaktbüchsen von Steckkontakte nicht; für solche Teile kann nötigenfalls die Verwendung von Eisen in Frage kommen.

Selbstverständlich werden im Apparatebau Konstruktionsänderungen oft nicht zu umgehen sein, wenn Metalle, an denen zur Zeit Mangel herrscht, durch reichlicher vorhandene Metalle, die aber meistens wesentlich andere technologische und physikalische Eigenschaften aufweisen, ersetzt werden müssen. In Zusammenarbeit von Fabrikant und Technischen Prüfanstalten sollte es aber möglich sein, in allen Fällen zweckmässige Lösungen zu finden.

Réglage par compensateur synchrone d'une ligne de transport haute tension

Le nouveau compensateur 30 000 kVA du poste de Richmond Terminal de la State Electricity Commission of Victoria à Melbourne (Australie)

Par A. Maret, Baden.

621.313.325

Der Verfasser behandelt den Zweck dieses neuen Compensators sowie die Regulierung einer Leitung mittels einer Synchrongenerator. Es wird auf die Methoden zur Berechnung des Spannungsabfalls einer Leitung und die Bestimmung der nötigen Regulierleistung, mit besonderer Berücksichtigung der graphischen Methode Blondel-Schönholzer, verwiesen. Der Verfasser wendet auch diese Methode bei der zu regulierenden 130-kV-Leitung an und kommt für den neuen Kompensator auf eine Leistung von 30 MVA. Er beschreibt ferner die durch die Maschine zu erfüllenden Bedingungen, ihre Konstruktion und Charakteristik sowie die Arbeitsweise der halbautomatischen Apparatur. Zum Schlusse werden die Versuchsresultate angegeben, die den gestellten Erwartungen entsprechen.

I. But

Cette machine, que vient de livrer la S. A. Brown Boveri, est destinée à régler la tension à l'arrivée d'une ligne de transmission à 130 kV, de 132 km de longueur, conjointement avec une machine existante de même puissance (fournie par la General Electric Co.).

La tension est abaissée à 22 kV par des transformateurs à 3 enroulements 120/22/11 kV, dont l'enroulement tertiaire sert au rattachement du compensateur. C'est la tension des barres 22 kV qui est à maintenir constante.

L'auteur expose le but de ce compensateur, puis le mode de réglage d'une ligne par machine synchrone; il rappelle les méthodes servant à calculer la chute de tension d'une ligne et à déterminer la puissance de réglage requise, en appuyant sur la méthode graphique Blondel-Schönholzer. Il applique ces méthodes au cas de la ligne 130 kV à régler et obtient une puissance de 30 MVA pour le nouveau compensateur. Il expose les conditions imposées à la machine, décrit ses caractéristiques, sa construction, le fonctionnement de l'appareillage semi-automatique, enfin expose les résultats d'essais, qui confirment les prévisions.

L'excitation du compensateur est commandée par un régulateur automatique de tension Brown Boveri. Le système des barres 22 kV étant multiple, on a été amené, pour éviter des commutations, à rattacher ce régulateur aux barres 11 kV. A l'aide d'un rhéostat de mise au point du régulateur, on compense la chute (7,5 %) ou l'élévation (5 %) de tension que produit dans les enroulements 11 et 22 kV du transformateur, le courant de la machine sur- ou sousexcitée, c'est-à-dire que l'on peut choisir la tension des barres 11 kV, à l'aide du rhéostat, à l'une quelconque des valeurs comprises entre 11 000 V + 7,5 % et 11 000 V - 5 %.

II. Mode de réglage

Il est le suivant: La chute de tension ΔU dans une ligne varie avec la charge. Le compensateur la réduit ou l'accroît, suivant la charge transmise et la maintient constante à une valeur ΔU_1 en superposant à cette charge une puissance réactive supplémentaire variable de sens convenable.

Le compensateur sera dans ce but sur- ou sous-excité suivant la charge de la ligne. On réglera donc son excitation en fonction de la grandeur à maintenir constante, c'est-à-dire de la tension.

III. Calcul de la chute de tension et détermination de la puissance du compensateur

Il existe en principe 3 méthodes:

Première méthode.

On néglige l'effet de l'admittance et de la capacité de la ligne. Cela est admissible pour des lignes de tension et de longueur moyenne (jusqu'à environ 60 kV et 80 km); l'erreur commise est peu sensible.

La chute de tension est proportionnelle au courant et au facteur de puissance de la charge trans-

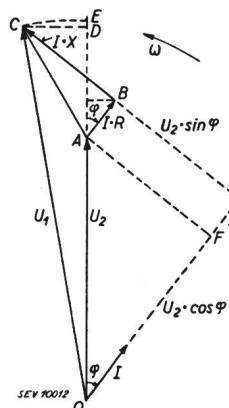


Fig. 1.
Diagramme des chutes de tension
à Sens de rotation des vecteurs

Soit $OA = U_2$ la tension à l'arrivée;
 I le courant de la charge décalé sur U_2 d'un angle φ ;
 $OC = U_1$ la tension au départ;
 $AB = I \cdot R$ la chute de tension ohmique;
 $BC = I \cdot X$ la chute de tension inductive.

La chute de tension ΔU est alors:

$$\Delta U = U_1 - U_2 = AE = \sqrt{CG^2 + OG^2} - U_2$$

d'où (1)

Tant que l'angle compris entre U_1 et U_2 est faible, la chute de tension $\Delta U = AE$ est peu différente de AD , projection de ΔU sur U_2 et l'on ne commet pas une erreur appréciable en écrivant

$$AU = AD = I \cdot R \cdot \cos \varphi + I \cdot X \cdot \sin \varphi \quad (1')$$

C'est cette chute de tension qu'il s'agit de ramener et de maintenir constante à ΔU_1 à l'aide du compensateur.

Si dans la formule (1') on pose: $I \cdot \cos \varphi = I_w$, $I \cdot \sin \varphi = I_b$, I_w et I_b étant alors les composantes active et réactive du courant, ΔU s'écrit:

$$\Delta U = I_w \cdot R + I_b \cdot X$$

Soit I'_b le courant réactif du compensateur. Ce courant produit une variation de tension $\Delta U' = I'_b \cdot X$. Pour $\Delta U' = \Delta U$, la chute de tension est entièrement compensée. On a alors:

$$I'_b \cdot X = I_w \cdot R + I_b \cdot X, \text{ ou } I'_b = I_b + I_w \cdot \frac{R}{X}$$

La puissance du compensateur décroît donc lorsqu'on augmente la réactance totale X insérée entre les points de tension constante au départ et à l'arrivée. D'où l'on a intérêt à prévoir les transformateurs élévateurs et abaisseurs pour la plus grande réactance encore compatible avec une construction rationnelle.

Dans ce mode de réglage, la ligne s'exploite avec une tension plus faible à l'arrivée qu'au départ. On ne compense que partiellement ΔU , ce qui permet de réduire le courant de la machine. Pour utiliser pleinement sa capacité dans les deux régimes sur- et sousexcité (qui est normalement dans le rapport de 2 à 1 pour une machine synchrone), on choisira la chute de tension fixe ΔU_1 à $\frac{1}{3}$ de ΔU . La machine compense $\frac{2}{3}$ de ΔU en régime surexcité et produit $\frac{1}{3}$ de ΔU en sousexcité. Son courant

$$P = \frac{2}{3} \left(I_b + I_w \cdot \frac{R}{X} \right) \cdot U_2 \sqrt{3} \quad (2)$$

Appliquons cette formule au cas qui nous occupe. La ligne à régler est une ligne double alimentée par une centrale de grosse puissance. La tension est maintenue constante au départ côté HT.

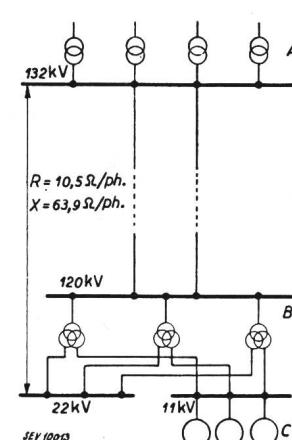


Fig. 2.
Schéma unifilaire des installations

sous $\cos \varphi = 0,7$; la station réceptrice comprend un transformateur 120/22/11 kV et un compensateur. En deuxième étape sont installés 2 transformateurs pour 75 MVA et 2 compensateurs. Pour le stade définitif sont prévus 3 transformateurs et 3 compensateurs (voir fig. 2).

Nous rapportons les calculs à 120 kV. Cela signifie que lorsque nous parlerons d'une tension constante à l'arrivée de 120 kV, c'est de la basse tension 22 kV, mais rapportée à la HT, qu'il s'agit en réalité.

Nous avons, en première étape: $I_2 = 180 \text{ A}$; $R = 10,5 \text{ Ohm/ph.}$; $X = 63,9 \text{ Ohm/ph.}$; $\cos \varphi = 0,7$; $\sin \varphi = 0,714$; $U_2 = 120 \text{ kV}$. Remplaçant dans l'expression trouvée pour P , il vient: $P = 20\,900 \text{ kVA}$. C'est là la puissance réactive à fournir en bout de ligne au réseau. Le compensateur, lui, doit débiter cette puissance sous une tension plus élevée, car il doit vaincre la chute de tension de 7,5 % produite par cette puissance même dans les enroulements 11/22 kV du transformateur. Enfin, il faut pouvoir tenir la tension même lorsque la ligne travaille à 120 % de charge. On prévoira le compensateur pour $20\,900 \cdot 1,075 \cdot 1,2 = 27\,000 \text{ kVA}$ en régime surexcité.

La chute de tension totale serait, sans compensateur, de 9530 V/ph ou de 16 500 V, tension composée; la tension au départ devrait donc être choisie à 136 500 V. Grâce au compensateur, la chute de tension est réduite à 3177 V/ph = 5500 V tension composée, et la tension au départ sera 125 500 V.

En marche à vide, c'est le compensateur sous-excité qui doit produire, à travers la ligne et les transformateurs-récepteurs, cette chute de tension de 3177 V/ph; il a, en outre, à compenser l'élévation de tension en ligne produite par le courant capacitif de charge moyen de chaque artère ($1/2 \cdot 28,2 \text{ A}$ à travers la réactance de chaque artère, 51 Ohm/ph) soit 720 V/ph; son courant en régime sous-excité est donc:

$$\frac{3177 + 720}{X} = \frac{3897}{63,9} = 61 \text{ A.}$$

Ce courant capacitif produit une élévation de tension de 5 % à travers les enroulements 22/11 kV du transformateur de rattachement. La tension du compensateur lui-même ne devra donc être que de $120 - 5\% = 114 \text{ kV}$ et sa puissance de $61 \cdot \sqrt{3} \cdot 114 = 12\,000 \text{ kVA}$ en régime sous-excité.

Or une machine synchrone de 27 000 kVA peut absorber aisément en sous-excité 13 500 kVA.

Cette puissance suffit pour charger la ligne. En effet, le courant capacitif, tiré des caractéristiques de la ligne, est pour les deux artères, de 56,4 A et la puissance de charge, à une tension moyenne de 125 kV, de 12 200 kVA.

Répétant les calculs ci-haut pour le stade final, avec $I_2 = 540 \text{ A}$; $R = 9,2 \text{ Ohm}$; $X = 38,3 \text{ Ohm}$, $\cos \varphi = 0,7$, $\sin \varphi = 0,714$, $U_2 = 120 \text{ kV}$, on trouve que la puissance des compensateurs, à 120 % de charge, est de 85 500 kVA en régime surexcité.

La chute de tension, sans compensateur, serait de 18 200 V/ph = 31 600 V; la tension au départ devrait être choisie à 151 600 V. Avec compensateur, la chute de tension sera maintenue constante à 6066 V/ph = 10 600 V, et la tension au départ sera de 130,6 kV. Pour avoir une certaine marge per-

mettant la marche en surcharge, on choisit cette dernière à 132 kV.

En marche à vide, les compensateurs auront à fournir, pour maintenir la tension à l'arrivée à 120 kV, 40 000 kVA en régime sous-excité.

Deuxième méthode.

On tient compte du courant capacitif et éventuellement du courant d'admittance de la ligne, mais on procède par approximation, c'est-à-dire que l'on n'opère qu'avec les courants capacitif et d'admittance moyens. On se sert en principe du diagramme

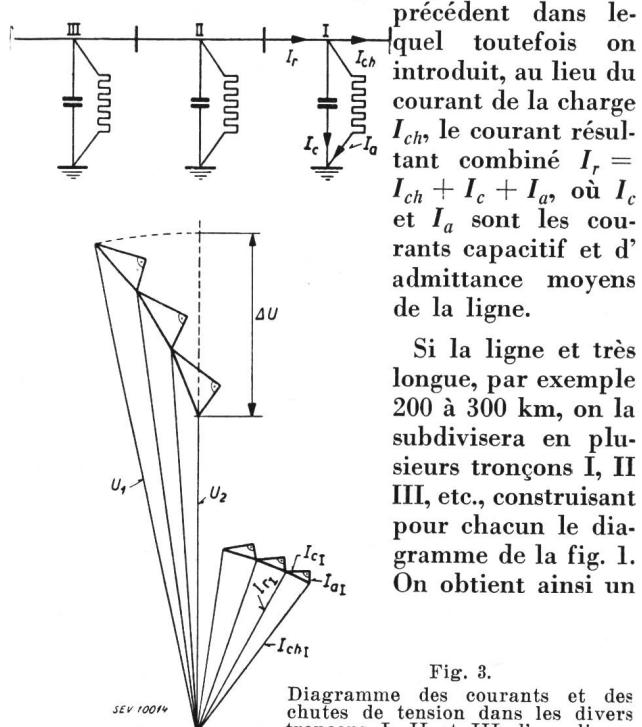


Fig. 3.

Diagramme des courants et des chutes de tension dans les divers tronçons I, II et III d'une ligne.

diagramme résultant de la forme de la fig. 3. Cette méthode donne une bonne approximation et suffit jusqu'à environ 110 kV.

La puissance du compensateur se détermine comme ci-dessus.

Troisième méthode.

Mais la seule méthode exacte consiste à décomposer la ligne en ses éléments infinitésimaux dx , à déterminer pour un élément la variation de tension et de courant $\frac{dU}{dx}, \frac{d^2U}{dx^2}, \frac{dI}{dx}, \frac{d^2I}{dx^2}$ et à intégrer. On arrive ainsi à exprimer le courant et la tension en un point quelconque de la ligne en fonction du courant et de la tension à l'extrémité réceptrice.

Cette méthode mène à un diagramme extrêmement instructif, permettant la lecture directe de toutes les valeurs intéressant le fonctionnement et le réglage de la tension d'une ligne. Ce diagramme, dû à Blondel et Le Roy, a été complété par Schönholzer¹⁾. Nous indiquerons rapidement, sans entrer dans le développement, le mode d'établissement des formules.

¹⁾ Schweiz. Techn. Ztg. 1922, No. 6 à 9.

Soit une ligne de longueur L . Le long de chaque élément dx situé à une distance x du récepteur, il y a une perte de courant due tant à la capacité

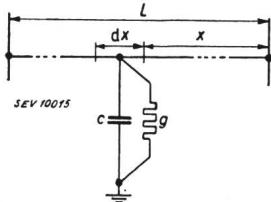


Fig. 4.
Ligne avec éléments de capacité c et de conductance g .

$c \cdot dx$ qu'à la conductance $g \cdot dx$, c'est-à-dire à l'admittance $y \cdot dx = \sqrt{g^2 + \omega^2 \cdot c^2} \cdot dx$ (voir fig. 4). Soit I le courant en x , U la tension, dI la perte de courant le long de dx :

$$dI = y \cdot dx \cdot U$$

ou

$$\frac{dI}{dx} = y \cdot U \quad (3)$$

Le long de chaque élément il y a aussi une perte de tension due à la résistance $r \cdot dx$ et à l'inductivité $l \cdot dx$ de cet élément, c'est-à-dire à l'impédance $z \cdot dx = \sqrt{r^2 + \omega^2 l^2} \cdot dx$.

Soit dU cette perte de tension le long de dx :

$$dU = z \cdot dx \cdot I$$

ou

$$\frac{dU}{dx} = z \cdot I \quad (4)$$

Dérivant (4) et y substituant (3) on obtient:

$$\frac{d^2U}{dx^2} = z \cdot \frac{dI}{dx} = z \cdot y \cdot U = k \cdot U \quad (5)$$

L'intégrale de l'équation classique (5), $\frac{d^2U}{dx^2} - kU = 0$, est de la forme $U = A \cdot e^{V_k \cdot x} + B \cdot e^{-V_k \cdot x}$

Quant au courant, sa valeur tirée de (4) est:

$$I = \frac{1}{z} \cdot \frac{dU}{dx};$$

d'où

$$I = \frac{\sqrt{k}}{z} (A \cdot e^{V_k \cdot x} - B \cdot e^{-V_k \cdot x}).$$

Déterminer A et B à l'aide des conditions initiales ($x = 0$), substituant et simplifiant, puis introduisant (grâce aux relations

$$\frac{e^\varphi + e^{-\varphi}}{2} = \text{Cos} \varphi \text{ et } \frac{e^\varphi - e^{-\varphi}}{2} = \text{Sin} \varphi$$

les fonctions Cos et Sin qui ont la propriété de converger très rapidement pour les lignes, on aboutit finalement à exprimer la tension U_1 et le courant I_1 au départ en fonction de la tension U_2 et du courant I_2 à l'extrémité réceptrice et des paramètres de la ligne:

$$U_1 = U_2 \left(1 + \frac{k}{2} \cdot L^2 + \frac{k^2}{24} \cdot L^4 + \dots \right) + \frac{z \cdot L \cdot I_2 \left(1 + \frac{k}{6} \cdot L^2 + \frac{k^2}{120} \cdot L^4 + \dots \right)}{(7)}$$

$$I_1 = I_2 \left(1 + \frac{k}{2} \cdot L^2 + \frac{k^2}{24} \cdot L^4 + \dots \right) + \frac{y \cdot L \cdot U_2 \left(1 + \frac{k}{6} \cdot L^2 + \frac{k^2}{120} \cdot L^4 + \dots \right)}{(8)}$$

où $k = y \cdot z$; admittance $y = \sqrt{g^2 + \omega^2 \cdot c^2}$; g conductance totale en Mho due aux résistances d'isolement des conducteurs et aux isolateurs; c capacité totale des conducteurs et des isolateurs; impédance $z = \sqrt{r^2 + \omega^2 l^2}$; L longueur de la ligne en km.

La traduction graphique de ces expressions (7) et (8) pour U_1 et I_1 va nous donner le diagramme de Blondel, qui fournit directement:

- le courant, la tension et le facteur de puissance au départ pour un courant, une tension et un facteur de puissance donnés à l'arrivée;
- la puissance du compensateur sur- et sous-excité nécessaire pour régler la tension à une valeur donnée et cela pour divers facteurs de puissance de la charge transmise.

Rappelons que multiplier un vecteur I ou U par z c'est le faire tourner de l'angle d'impédance α dans le sens direct; par y , de l'angle d'admittance β ; par $k = y \cdot z$, d'un angle $\alpha + \beta = \delta$; enfin par k^2 , d'un angle 2δ . Ceci nous donne immédiatement la direction de chacun des vecteurs représentant les divers termes des équations (7) et (8), de sorte que nous pouvons construire les diagrammes.

$\alpha = \text{arc tg} \frac{\omega l}{r} =$ angle de direction de l'impédance z , ou angle d'impédance.

$\beta = \text{arc tg} \frac{\omega c}{g} =$ angle de direction de l'admittance y ou angle d'admittance.

$\delta = (\alpha + \beta) =$ angle de direction de k .

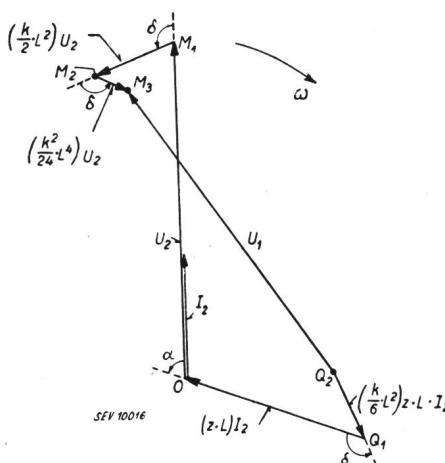


Fig. 5.
Diagramme des tensions
Sens de rotation des vecteurs.

Soit d'abord le diagramme donnant U_1 [équation (7), fig. 5]. Nous faisons l'hypothèse que $\cos \varphi_2 = 1$,

de manière que la direction de I_2 tombe avec celle de U_2 .

Le 1^{er} terme est $U_2 = OM_1$

le 2^{me} » $\left(\frac{k}{2} \cdot L^2\right) \cdot U_2 = M_1 M_2$ forme un angle δ avec OM_1

le 3^{me} » $\left(\frac{k^2}{24} \cdot L^4\right) \cdot U_2 = M_2 M_3$ forme un angle δ avec $M_1 M_2$

le 4^{me} » est négligeable

le 5^{me} » $z \cdot L \cdot I_2 = Q_1 O$ forme un angle α avec U_2 (ou avec I_2)

le 6^{me} » $\left(\frac{k}{6} \cdot L^2\right) \cdot z \cdot L \cdot I_2 = Q_2 Q_1$ forme avec $Q_1 O$ un angle δ

le 7^{me} » $\left(\frac{k^2}{120} \cdot L^4\right) \cdot z \cdot L \cdot I_2$ est négligeable.

Donc le vecteur $Q_2 M_3$ représente la tension au départ U_1 en grandeur et en direction.

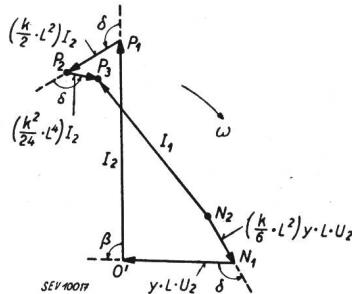


Fig. 6.
Diagramme des courants
ω Sens de rotation des vecteurs.

On procède de même pour construire le diagramme donnant I_1 [équation (8), fig. 6]:

le 1^{er} terme est $I_2 = O' P_1$ (dont la direction coïncide avec U_2)

le 2^{me} » $\left(\frac{k}{2} \cdot L^2\right) \cdot I_2 = P_1 P_2$ forme avec $O' P_1$ un angle δ

le 3^{me} » $\left(\frac{k^2}{24} \cdot L^4\right) \cdot I_2 = P_2 P_3$ forme avec $P_1 P_2$ un angle δ

le 4^{me} » est négligeable

le 5^{me} » $y \cdot L \cdot U_2 = N_1 O'$ forme avec $O' P_1$ un angle β

le 6^{me} » $\left(\frac{k}{6} \cdot L^2\right) \cdot y \cdot L \cdot U_2 = N_2 N_1$ forme avec $N_1 O'$ un angle δ

le 7^{me} » est négligeable.

Donc le vecteur $N_2 P_3$ représente le courant au départ I_1 en grandeur et en direction. D'où l'on déduit immédiatement φ_1 . Comme la direction de $O' P_1$ coïncide avec celle de OM_1 , on superposera les deux diagrammes, courants et tensions, en faisant tomber P_1 sur M_1 . On obtient alors le diagramme complet de la fig. 7.

A vide, $I_2 = 0$; d'où les formules (7) et (8) donnent $U_1 = U_{10} = OM_3$; $I_1 = I_{10} = N_2 O'$.

En court-circuit, $U_2 = 0$; d'où $U_1 = U_{1k} = Q_2 O$; $I_1 = I_{1k} = O' P_3$ d'où l'on voit que le diagramme en charge n'est que la superposition du diagramme à vide et du diagramme en court-circuit:

$$U_1 = U_{10} + U_{1k}; I_1 = I_{10} + I_{1k}$$

Il est facile de voir que si, au lieu de $\varphi_2 = 0$ ($\cos \varphi_2 = 1$) on part d'un angle $-\varphi_2$ (I_2 en retard de $-\varphi_2$ sur $U_2 = OM_1$) le point Q_2 vient en T , et la tension au départ est TM_3 (au lieu de $Q_2 M_3$). De même le point P_3 vient en S , et le courant au départ est $N_2 S$ (au lieu de $N_2 P_3$) (voir fig. 8a et 8b).

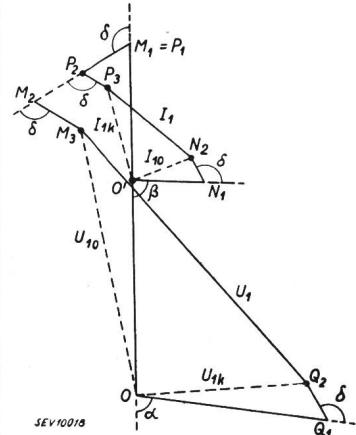


Fig. 7.
Superposition des deux diagrammes
Ligne en charge, à vide et en court-circuit.

Il suffit donc, pour connaître U_1 et I_1 pour toutes les valeurs de φ_2 de faire tourner les vecteurs en court-circuit, $Q_2 O$ et $O' P_3$, de l'angle correspondant, dans le sens positif ou négatif.

Si, le $\cos \varphi_2$ variant, la puissance à transmettre en kW reste constante, le courant I_2 croîtra; les termes en I_2 , $Q_1 O$ et $Q_2 Q_1$ croîtront également, de

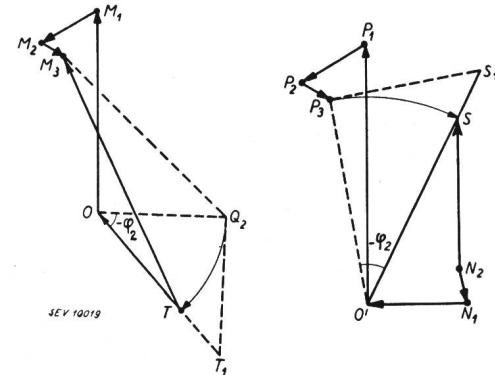


Fig. 8.
a Diagramme des tensions pour facteur de puissance variable à l'arrivée.
b Diagramme des courants pour facteur de puissance variable à l'arrivée.

sorte que les points Q_2 et P_3 viendront non pas en T et en S mais en T_1 et en S_1 . La tension U_1 et le courant I_1 seront $T_1 M_3$ et $N_2 S_1$.

Des formules (7) et (8) on tire:

$$\left. \begin{aligned} U_{1k} &= Q_2 O = z \cdot L \cdot I_2 \left(1 + \frac{k}{6} L^2 \right) \\ I_{1k} &= O' P_3 = I_2 \cdot \left(1 + \frac{k}{2} L^2 \right) \end{aligned} \right\} \text{d'où l'on déduit}$$

que les vecteurs en court-circuit $Q_2 O$ et $O' P_3$, qui correspondent au cas où $\cos \varphi = 1$, sont proportionnels au courant watté I_2 de la ligne. Les deux

vecteurs peuvent donc représenter, à une échelle convenable, la puissance P_2 .

Les vecteurs perpendiculaires sur $Q_2 O$ et $O' P_3$ (voir fig. 9) représenteront donc la puissance réactive.

OQ_2 étant le courant (ou la puissance) actif²⁾, $Q_2 T_1$ sera le courant (ou la puissance) réactif et OT_1 le courant résultant I_2 ou la puissance P_2 transmis par la ligne à $\cos \varphi_2$. $M_3 T_1$ est la tension au départ U_1 .

Les lignes 4/4, 3/4, 2/4, 1/4, 0, perpendiculaires sur OQ_2 représentent les diverses charges. Leurs points d'intersection T_1', T_2', T_1'' , avec OT_1 et OT_2 déterminent les points de fonctionnement à charge partielle, c'est-à-dire les courants actifs, réactifs et resultants transmis par la ligne à charge partielle.

De même la fig. 9 fournit directement les courants au départ $N_2 S_1$ pour pleine charge 4/4 à $\cos \varphi_2$ à l'arrivée, ou $N_2 S'_1$ pour charge partielle à $\cos \varphi_2$ à l'arrivée, ou enfin $N_2 P_3$ pour pleine charge $\cos \varphi_2 = 1$ à l'arrivée.

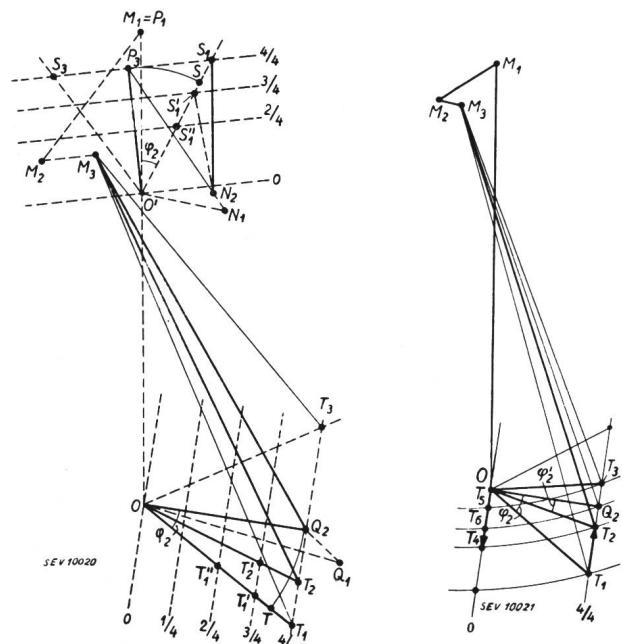


Fig. 9.
Diagramme des courants et tensions pour différentes charges de la ligne.

Si l'on fournit en bout de ligne à l'aide d'une machine surexcitée, le courant réactif $T_1 Q_2$, la ligne n'aura plus à transmettre que le courant actif OQ_2 . Son point de fonctionnement est donc Q_2 et la tension au départ U_1 sera $M_3 Q_2$. Si l'on fournit avec la machine $T_1 T_2$, la ligne transmettra OT_2 et fonctionnera en T_2 ; la tension U_1 sera $M_3 T_2$.

L'on peut aussi fournir à l'aide du compensateur un courant réactif $T_1 T_3$, la ligne aura alors à transmettre OT_3 , c'est-à-dire fonctionnera avec un $\cos \varphi_2$ en avant; le point de fonctionnement sera en T_3 et la tension U_1 sera $M_3 T_3$.

²⁾ O et M_3 étant les centres d'arcs de cercle dans les diagrammes qui suivent, nous écrirons dorénavant OQ_2 et $M_3 Q_2$, au lieu de $Q_2 O$ et $Q_2 M_3$.

Comme on a fait l'hypothèse à priori que la tension au départ U_1 était maintenue constante entre la marche à vide et à pleine charge de la ligne, il est clair que le point de fonctionnement devra se trouver sur un arc de cercle décrit de M_3 comme centre avec $M_3 T_2$ ou $M_3 Q_2$... comme rayon (fig. 10).

Le point d'intersection T_2 de l'arc $M_3 T_2$ avec la ligne de charge 4/4 est le point de fonctionnement en charge; la ligne transmet OT_2 . Le compensateur surexcité doit fournir $T_1 T_2$.

Le point d'intersection T_4 du même arc avec la ligne de charge 0 sera le point de fonctionnement à vide; la ligne devra transmettre un courant réactif OT_4 c'est-à-dire que le compensateur sousexcité devra précisément absorber ce courant là. D'où l'on conclut:

Lorsque le consommateur absorbe une puissance OT_1 sous $\cos \varphi_2$, que la tension à l'arrivée est choisie constante à OM_1 et la tension au départ constante à $M_3 T_2$, le diagramme permet de lire directement les puissances du compensateur $T_1 T_2$ et OT_4 nécessaires en régime sur- et sousexcité pour maintenir la tension à l'arrivée constante à OM_1 . Il fournit également le nouveau facteur de puissance $\cos \varphi_2'$ obtenu après installation du compensateur. A chaque valeur choisie pour la tension au départ, par exemple $M_3 T_3$, correspond une puissance du compensateur de $T_1 T_3$ et OT_5 . Si l'on veut fonctionner avec $\cos \varphi_2 = 1$ on réglera la tension à $M_3 Q_2$; le compensateur fournira $T_1 Q_2$ et OT_6 .

Le diagramme permet également de lire directement les courants au départ et leur décalage; il suffit de tirer dans la fig. 9 une nouvelle ligne $O' S_1$ sous l'angle φ_2' au lieu de φ_2 .

Ce diagramme, extrêmement commode, est au fond assez simple et pratiquement exact. Nous allons le construire pour le cas présent.

Nous calculons les paramètres z , y , k , a , β , δ de l'ensemble ligne et transformateurs, en les rapportant à 1 km de ligne.

Le tableau I donne les résultats obtenus.

Tableau I.

	II ^e é'ape	Stade final
Puissance consommée totale	75 000 kVA sous $\cos \varphi = -0,7$	112 500 kVA sous $\cos \varphi = -0,7$
Puissance transmise par artère sous $\cos \varphi = 1$	26 250 kW	39 375 kW
I_2	128,5 A	189 A
z	0,692 Ohm	0,596 Ohm
y	$3,305 \cdot 10^{-6}$ mho	$1,98 \cdot 10^{-6}$ mho
k	$2,285 \cdot 10^{-6}$ mho	
a	77° 43'	76° 36'
β	88° 39'	88° 39'
δ	166° 22'	165° 15'
OM_1	69 400 V	69 400 V
$M_1 M_2$	1 383 V	1 200 V
$M_2 M_3$	4,5 V	négligeable
OQ_1	11 750 V	14 850 V
$Q_1 Q_2$	78 V	88 V
$O' P_1 = I_2$	128,5 A	189 A
$P_1 P_2$	2,55 A	3,3 A
$O' N_1$	30,4 A	30,4 A
$N_1 N_2$	0,2 A	0,18 A

Construisant le diagramme dans les deux cas, on obtient les résultats du tableau II.

Tableau II.

	II ^e étape			Stade final		
	120 kV			120 kV		
Tension à l'arrivée						
Facteur de puissance à l'arrivée .	- 0,7	1	- 0,99	- 0,7	1	- 0,99
Courant total à l'arrivée I_2 . .	360	252	236 A	540	378	380 A
Id. au départ . .	312	252	248 A	490	374	378 A
Tension au départ	143	123,6	126 kV	148	124,5	127 kV
Facteur de puissance au départ . .	+ 0,735	- 0,995	1	- 0,732	1	- 0,99
Nombre de compensateurs . . .		2			3	
Puissance des compensateurs à charge 100 % de la ligne:						
surexcités kVA	—	—	47 000	—	—	70 800
sousexcités kVA	—	—	23 500	—	—	35 000
Puissance des compensateurs à charge 120 % de la ligne:						
surexcités kVA	—	—	60 800	—	—	92 000
sousexcités kVA	—	—	24 000	—	—	36 000

La puissance de compensation obtenue par la première méthode était de 85 500 kVA. On voit que l'erreur commise dépasse 7 %. On choisit définitivement les compensateurs pour une puissance unique de 30 000 kVA en régime surexcité et de 15 000 kVA en sousexcité.

IV. Conditions de fonctionnement

Elles sont les suivantes:

1° Le régulateur doit réagir pour toute dissymétrie et quelles que soient les phases déséquilibrées. Il suffit pour cela qu'il soit biphasé, c'est-à-dire que son équipage mobile soit soumis à l'effet de

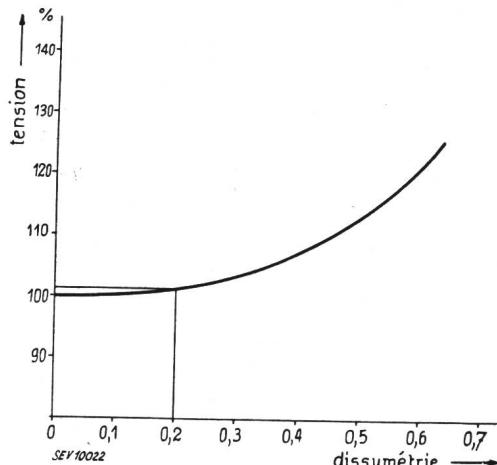


Fig. 11.

Courbe de réglage de la tension d'un régulateur biphasé Brown Boveri en fonction de la dissymétrie de la charge
Abscisse: dissymétrie. Ordonnée: tension réglée.

deux des trois tensions composées. En effet, si l'on définit la dissymétrie comme étant le rapport de la composante inverse du courant à la composante directe et que l'on exprime la tension réglée par un régulateur Brown Boveri ainsi couplé en fonction

de cette dissymétrie, on obtient la courbe de la fig. 11, qui reproduit des résultats de mesure. On voit que le régulateur élève la tension de façon sensible déjà pour une dissymétrie de 0,2.

2° Le compensateur doit marcher en parallèle avec une machine existante de même puissance, fournie par la GECO. Un compoundage du régulateur compare les courants débités par les deux

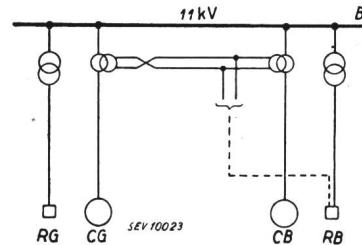


Fig. 12.

Marche en parallèle de 2 compensateurs; couplage de principe du compoundage
B Barres. CG compensateur existant.
RG régulateur. CB compensateur Brown Boveri. RB régulateur.

machines (fig. 12); ceux-ci restent égaux; le nouveau compensateur est asservi à la machine existante.

3° Le client avait d'abord l'intention de munir la machine d'un système de surexcitation ultra-rapide (excitation par impulsion) afin de tenir la tension du réseau en cas de court-circuit. Brown Boveri possède en effet deux couplages parfaitement efficaces pour surexcitation ultra-rapide, qui permettent de doubler ou de tripler instantanément le débit de la machine en cas de court-circuit et, par là, d'empêcher les décrochages dans le réseau.

Toutefois, le principe même de la surexcitation entraîne certains inconvénients pour le réseau: augmentation de la puissance de court-circuit, difficulté de la reprise en cas de décrochage, accroissement des balancements d'énergie entre la centrale et le compensateur. En outre il est inefficace dans le cas d'un court-circuit triphasé sur une ligne d'interconnexion simple.

Après examen, il a été décidé de renoncer à la surexcitation ultra-rapide et simplement de dimensionner largement les excitatrices, afin de renforcer l'action stabilisatrice naturelle du compensateur synchrone. L'accroissement de la tension de l'excitatrice en cas de court-circuit est de 100 % en une seconde.

4° Le fonctionnement des excitatrices doit être absolument stable en régime sousexcité. Cette stabilité est assurée par l'emploi d'une excitatrice pilote compoundée à tension constante. Un rhéostat branché en potentiomètre à ses bornes alimente, à travers les résistances du régulateur, le circuit shunt de l'excitatrice principale.

Au reste, le compensateur, même en régime d'autoexcitation, n'exige pas de contre-ampèretours; l'excitation fournie par l'excitatrice pilote reste positive, comme cela ressort de la courbe en V de la fig. 13.

5° La puissance de la machine en régime sousexcité doit être de 50 % de sa puissance en surexcité, ce qui correspond à la limite normale pour une machine synchrone.

C'est précisément une raison de stabilité qui impose cette limitation. En soi, rien ne s'opposerait à

ce que la machine débitât la même puissance aux deux régimes, mais il faudrait la contre-exciter et

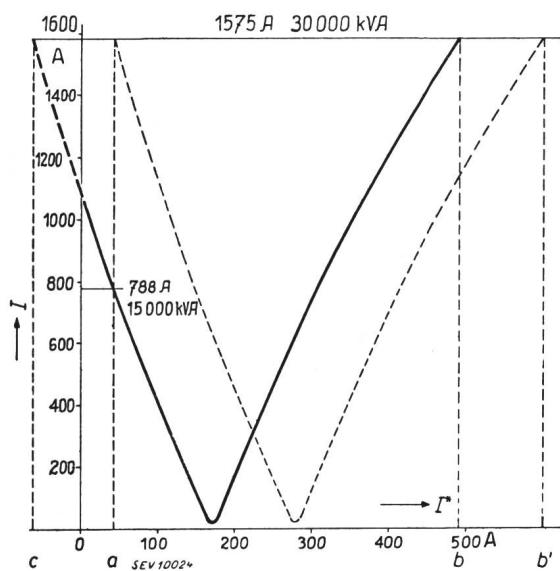


Fig. 13.

Courbe en *V* du compensateur Brown Boveri

I^* courant d'excitation. I courant débité.

machine normale (puissance en régime

machine normale (puissance en régime constant) avec 50 % de la puissance en surexcitité).

machine débitant la même puissance aux deux régimes.

itation, en régime sousexcité, de la première m

itation, en régime surexcité, de la deuxième machine.

tre-excitation » » » » »

travailler en c . La courbe en V montre qu'à l'excitation minimum oa correspond une puissance maximum de 15 000 kVA.

Bien entendu, on pourrait aussi exécuter, si besoin était, une machine stable débitant aux deux régimes la même puissance, soit en augmentant l'entrefer, soit en allongeant la partie active; par là, on augmenterait en effet l'excitation totale nécessaire, la courbe en V se déplacerait vers la droite (en pointillé), l'excitation en sousexcité resterait encore positive.

Mais, bien entendu, la machine deviendrait plus grosse et plus chère.

6° Dans le cas présent, la machine doit précisément servir, entraînée par son moteur de lancement, à charger la ligne. Mais on a vu que le courant de charge n'est que de 56,4 A et la puissance de charge requise, de 12 200 kVA. Le rapport des puissances aux deux régimes peut donc être normal.

V. Caractéristiques et dimensions principales de la machine

Puissances et tension étant choisies, il reste à calculer la machine.

Le poids et les pertes dictent les dimensions optimum. Auquel des deux facteurs attribuer la priorité, cela dépend du rapport entre le prix des matériaux et la tarification des pertes. Dans le cas présent, les pertes sont imposées par le client.

Avec les aciers en usage aujourd'hui on peut aller, pour un compensateur 30 000 kVA à pôles saillants, à 750 t./min, sans que les pertes par ven-

tilation ni les efforts centrifuges soient exagérés. Pour un alternateur horizontal attelé à une turbine hydraulique et par suite sujet à s'emballer, on devrait rester en deçà (survitesse 1,8 v au lieu de 1,2 v) sous peine de devoir réduire le diamètre et allonger démesurément le rotor.

La tension impose le genre d'enroulement et le nombre d'encoches. L'enroulement sera ondulé, à deux étages de bobines. Chaque encoche logera deux barres. Elle sera semi-fermée; de la sorte, on réduit les pulsations de la denture et on peut prévoir des épanouissements polaires massifs. Ceux-ci rendent superflu l'enroulement amortisseur; reliés par deux anneaux, ils en tiennent lieu; on réalise ainsi les avantages de l'amortisseur (machine plus stable, réaction plus énergique de la machine en cas de variations de tension dans le réseau), sans en avoir les inconvénients (p. ex. augmentation du courant de court-circuit instantané).

La puissance d'excitation maximum est fixée à 145 kW sous 250 V. Le courant d'excitation requis est de 480 A sous 220 V à 30 000 kVA; de 35 A sous 12 V à 15 000 kVA en sousexcité, de 170 A à vide et de 240 A en court-circuit pour un courant égal au courant nominal.

Le courant de court-circuit permanent, pour court-circuit à tension nominale et marche à vide, est de 1100 A; en marche à pleine charge, de 3100 A. La valeur de crête du courant de court-circuit initial est, pour court-circuit en marche à vide, de 19 000 A, et pour court-circuit en marche à pleine charge, de 20 000 A.

La réactance synchrone, que les règles AIEE définissent (voir fig. 14) comme étant le rapport $\frac{I_n}{I_e}$ (I_n courant d'excitation en court-circuit pour $I_k = I_n$, I_e courant d'excitation de la machine non saturée à vide) sera de 160 % de la réactance de service.

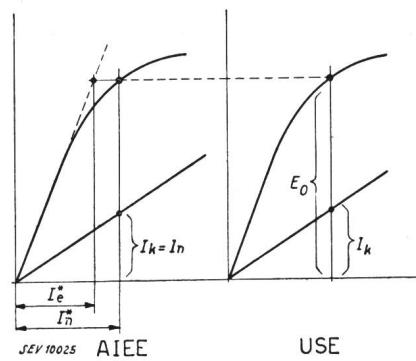


Fig. 14
Caractéristiques à vide et en court-circuit
servant à illustrer la définition de la réactance synchrone.

Les règles USE définissent cette réactance plus simplement, comme étant le rapport $\frac{E_0}{I_k}$ (E_0 = f. e. m. à vide, et I_k courant de court-circuit permanent pour la même excitation).

On peut se convaincre aisément que les deux définitions s'équivalent, à la *saturation près*.

VI. Le mode de lancement

Une machine de cette puissance requiert le lancement par moteur ou par groupe électrogène. On adopte ici le premier mode pour le lancement habituel, se réservant toutefois d'appliquer aussi le second.

On choisit un moteur asynchrone synchronisé de même vitesse, qui démarre comme moteur asynchrone sur résistance liquide et qui est ensuite synchronisé à l'aide d'une excitatrice à courant continu, branchée au moment convenable dans le circuit du rotor. Pour faciliter le décollement de l'arbre, on injecte, pendant le démarrage, de l'huile sous pression dans les paliers. On obtient ainsi un démarrage doux et une synchronisation sûre sans à-coup.

Le moteur de lancement doit servir également à entraîner le compensateur pendant une heure pour charger la ligne. Il est prévu pour les puissances suivantes:

au décollement: env. 1000 kW sur l'arbre ou
1200 kVA dans le stator;
à l'accélération: env. 1100 kW pendant 2×2 à $2\frac{1}{2}$ minutes
sur l'arbre, soit 1350 kVA dans
le stator.

Le démarrage doit se poursuivre automatiquement une fois l'ordre initial donné; à cet effet, le démarreur à résistance liquide est muni d'une commande à moteur.

La machine pourra aussi être lancée depuis la centrale à l'aide d'un groupe électrogène. Elle absorbe, pour démarrer à basse fréquence, le courant nominal.

VII. Construction de la machine

Elle est du type à enveloppe close, pour auto-ventilation en cycle fermé. L'air, aspiré latéralement par des ailettes sur le rotor, est refoulé sur le pourtour du stator dans un canal clos situé sous la machine, à travers deux réfrigérateurs à circulation

de l'huile, après comparaison avec le refroidissement à l'hydrogène.

Le bâti, prévu en deux pièces pour le transport, est en fers et tôles laminés et soudés. Les tôles du stator sont isolées au papier. Coulissées par un découpage en queue d'aronde, sur des réglettes de section trapézoïdale vissées au bâti, elles sont maintenues par de robustes plaques de serrage. Les encoches sont semi-fermées. Chacune loge deux barres isolées par une gaine de micanite et subdivisées en conducteurs multiples, eux-mêmes enchevêtrés et isolés mutuellement. Les têtes de bobines s'appuient sur de forts boulons et des étais de bois. Les bobines au droit des joints du bâti sont à démonter pour le transport.

Cinq disques d'acier SM frettés sur l'arbre constituent la couronne du rotor à laquelle un assemblage en queue d'aronde fixe les pôles massifs en fonte d'acier. Les bobines du rotor sont en rubans de cuivre nu, enroulés de champ; quelques spires sont en saillie de façon à ménager des ailettes de refroidissement. Deux anneaux de cuivre relient les épanouissements polaires massifs.

Les paliers sont à graissage à bagues et à refroidissement par circulation d'eau. Deux thermostats contrôlent la température des paliers; un indicateur de circulation d'eau avec signal d'alarme complète le dispositif. Les déperditions d'huile sont empêchées par des cloisonnements à labyrinthes. L'un des paliers est isolé contre la formation de courants vagabonds.

Pour le frêt on peut au besoin démonter les pôles.

Grâce au démontage en plusieurs pièces, le poids du colis le plus lourd ne dépasse pas 22 tonnes, ce qui est d'importance pour le frêtage outre-mer.

L'encombrement du groupe complet, compensateur, excitatrices, moteur de lancement, est: $10,25 \times 4,25 \times 2,75$ m.

Le moteur de lancement, attelé au compensateur par une bride d'accouplement rigide, venue de forge, ne comporte qu'un seul palier. Moteur, palier, excitatrice, sont assemblés sur plaque de base. L'ensemble, qui ne manque pas d'esthétique, est représenté par la fig. 15. A l'extrême gauche, on aperçoit les deux excitatrices dont l'une en bout d'arbre; à l'extrême droite, celle du moteur; à

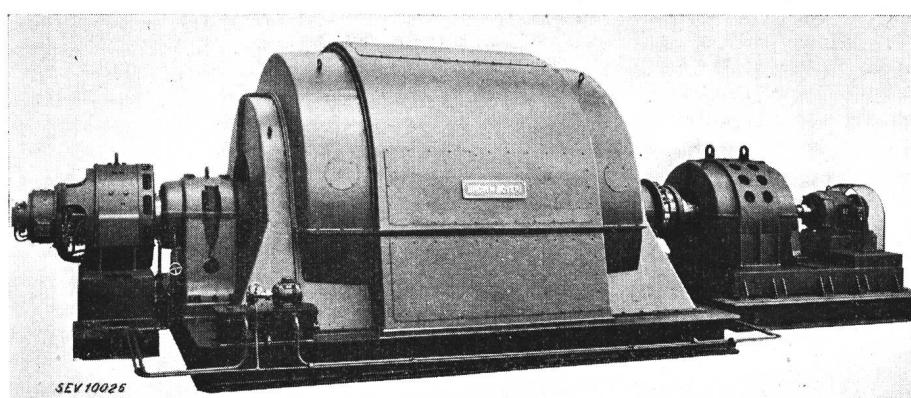


Fig. 15.
Vue d'ensemble du groupe.

d'eau, d'où il fait retour aux ouvertures d'aspiration latérales. Ce système de refroidissement est simple et n'exige que peu de contrôle et d'entretien. Il évite les poussières et l'humidité et réduit les dangers d'incendie. Le client s'est décidé en sa fa-

l'avant-plan à gauche, le groupe moto-pompe avec sa tuyauterie, servant à injecter au démarrage de l'huile sous pression dans les paliers. La fig. 16 montre le stator et le rotor en plateforme soulevés ensemble. L'enveloppe est partiellement ouverte;

on aperçoit les têtes de bobines et les ailettes de ventilation. Sur l'arbre, est emboîté un faux arbre servant à sortir le rotor. La fig. 17 montre les détails de construction du rotor.

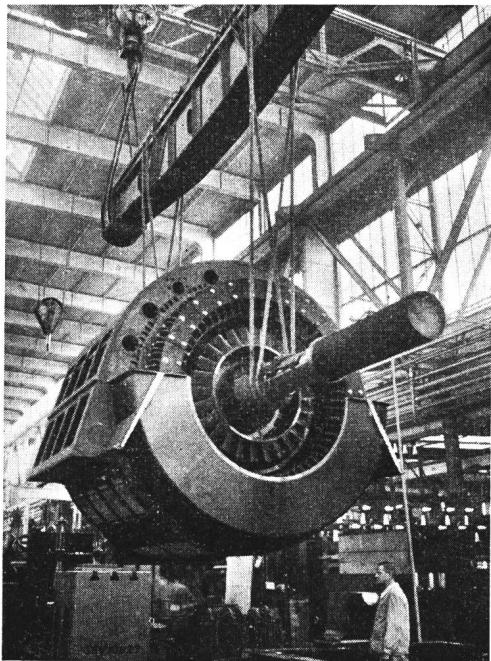


Fig. 16.
Stator et rotor soulevés, en plate-forme, pour le démontage.

s'additionnent, de façon à obtenir un couple synchronisant maximum. La saisie de l'instant propice se fait à l'aide d'un relais spécial.

Le compensateur tourne à la vitesse synchrone.

3^e opération: Le machiniste règle, à l'aide d'un bouton-poussoir, la tension, jusqu'à ce qu'elle soit égale en grandeur à celle des barres, ceci en observant un voltmètre double.

4^e opération: Puis à l'aide du réostat de champ du moteur, il amène ces deux tensions à coïncider en phase. La coïncidence, une fois atteinte demeure; le machiniste peut enclencher tranquillement le compensateur sur le réseau sans être lié à un instant donné. La synchronisation est achevée.

5^e opération: Il passe au réglage automatique par la simple manœuvre d'un commutateur.

6^e opération: A l'aide d'un bouton-poussoir, il déclenche le disjoncteur du moteur (ce qui a pour effet de rappeler successivement les appareils d'automatisme à leur position de départ); puis il arrête la pompe à huile.

IX. Protection

Ont été prévus, les dispositifs de protection suivants:

1^o Protection différentielle.

2^o Protection contre les surtensions.

3^o Protection contre les surintensités.

4^o Mesure à distance de la température du fer du stator et de l'enroulement.

5^o Protection des deux paliers principaux contre un échauffement exagéré, par thermostats.

6^o Protection contre un échauffement exagéré de l'air de refroidissement par thermostats dans les deux circuits fermés du compensateur.

7^o Contrôle de la circulation de l'eau de refroidissement dans le réfrigérateur par indicateur de circulation d'eau travaillant sur appareil d'alarme.

8^o Protection du moteur de lancement contre les surintensités.

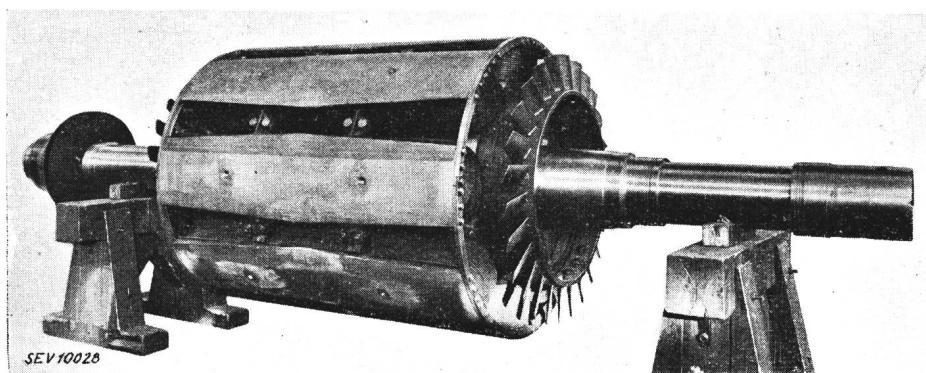


Fig. 17.
Rotor du compensateur.

VIII. Semi-automaticité et appareillage

La mise en marche se fait très simplement à l'aide de 6 opérations des plus aisées. La besogne du machiniste se réduit au strict minimum. On a jugé toutefois préférable de le faire intervenir; on réalise ainsi un certain contrôle par rapport à une mise en marche complètement automatique. On opère de la manière suivante:

1^{re} opération: Le machiniste commande, par une manette, l'enclenchement du moteur de lancement. Si les conditions préalables sont remplies, c'est-à-dire si les divers appareils sont dans la position qui est de rigueur pour le démarrage, le moteur de lancement est mis sous tension et démarre; le démarreur court-circuite lentement ses résistances, le compensateur atteint sa pleine vitesse asynchrone.

2^e opération: Le machiniste actionne un bouton-poussoir, ce qui a pour effet d'insérer l'excitatrice du moteur de lancement dans le circuit rotorique à l'instant précis où la f.e.m. induite dans le rotor et la tension continue de l'excitatrice

X. Mesure et comptage

On a prévu: pour le compensateur 3 ampèremètres, 1 compteur d'énergie déwattée, 1 fréquencemètre, 1 voltmètre double et 1 synchronoscope; pour l'excitatrice principale, 1 ampèremètre et 1 voltmètre; pour l'excitatrice auxiliaire 2 voltmètres; pour le moteur de lancement, 1 ampèremètre et 1 voltmètre; pour le circuit rotorique de l'excitatrice du moteur, 1 ampèremètre polarisé.

XI. Essais

Les caractéristiques à vide et en court-circuit nous donnent:

Excitation pour tension nominale à vide $I_0^* = 174$ A (valeur calculée 170 A).

Excitation pour tension nominale, machine non saturée, ou excitation d'entre-fer: $I_e^* = 156$ A.

Excitation en court-circuit permanent pour courant nominal $I_n^* = 244$ A (240 A).

On a mesuré aussi la tension de dispersion du stator à rotor sorti et stator alimenté; on trouve 3335 V = 30,3 %.

Le triangle de Potier nous donne:

réaction d'induit $I_R^* = 200$ A (le courant de 1575 A dans le stator engendre dans l'entrefer le même champ qu'un courant continu de 200 A dans le rotor);

courant d'excitation à pleine charge 30 000 kVA surexcité

$$I_{30}^* = 496 \text{ A (480 A)}$$

courant d'excitation à pleine charge 15 000 kVA sousexcité

$$I_{15}^* = 40 \text{ A (35 A)}$$

Le facteur de court-circuit (Short circuit ratio) est:

$$f_k = \frac{I_0^*}{I_n^*} = \frac{174}{244} = 0,715$$

$$\text{La dispersion du stator est: } 30,3\% \cdot \frac{I_e^*}{I_R^*} = 0,303 \cdot \frac{156}{200} = 23,6\% (24\%)$$

La caractéristique à vide nous donne encore:

Courant de court-circuit permanent pour une excitation I_0^* de 174 A, $I_{ko} = 1120$ A (1100 A).

Courant de court-circuit permanent pour l'excitation d'entrefer de 156 A, $I_{ke} = 1000$ A.

Courant de court-circuit permanent pour l'excitation de pleine charge, soit 496 A, $I_{kd} = 3180$ A (3100 A).

(Le facteur de court-circuit $\frac{I_0^*}{I_n^*}$ est évidemment identique à $\frac{I_{ko}}{I_n}$.)

La réactance synchrone est, d'après la définition de la fig. 14

$$x_s = \frac{I_n^*}{I_e^*} = \frac{244}{156} = 157\% (160\%)$$

[On peut voir que cette réactance est identique à celle qui est définie par $\frac{E_0}{I_{ke}}$ où E_0 est la tension à vide et I_{ke} le courant de court-circuit à excitation d'entrefer; en effet, exprimée en % par rapport à la réactance de service $\frac{E_0}{I_n}$, elle est de $\frac{E_0}{I_{ke}} : \frac{E_0}{I_n} = \frac{I_n}{I_{ke}}$; or le rapport $\frac{I_n}{I_{ke}} = \frac{1575}{1000} = 157,5\%$ est évidemment identique (voir fig. 18) à $\frac{I_n^*}{I_e^*}$.]

L'inverse de la réactance synchrone, soit $a = \frac{1}{x_s}$

(qui est peu différent du facteur de c. c. f_k) est une mesure de la puissance maximum de la machine en régime sousexcité. En effet: la réactance synchrone $x_s = \frac{E_0}{I_{ke}}$ est la réactance que la machine oppose au courant lors d'un court-circuit aux bornes pour une f. e. m. induite à vide E_0 ; exprimée en %, x_s s'écrit: $\frac{I_n}{I_{ke}}$. Soit $a = \frac{1}{x_s} = \frac{I_{ke}}{I_n}$ l'admittance; le courant débité I_{ke} est $a \cdot I_n$, donc proportionnel à l'admittance.

Si, au lieu de produire la f. e. m. E_0 dans la machine elle-même, c'est-à-dire si, au lieu de l'exciter, on appliquait à ses bornes une tension E_0 , elle absorberait, par le stator, un courant d'excitation proportionnel à son admittance = $I_n \cdot a = I_{ke} = 1000$ A pour équilibrer cette tension. La puissance limite

de la machine non excitée est donc proportionnelle à a . La limite d'auto-excitation dans le cas présent sera $I_n \cdot 0,64 = 1000$ A (19 200 kVA). Pour des raisons de stabilité de l'excitation, on se tient pratiquement, comme on l'a vu plus haut, en-dessous de cette limite.

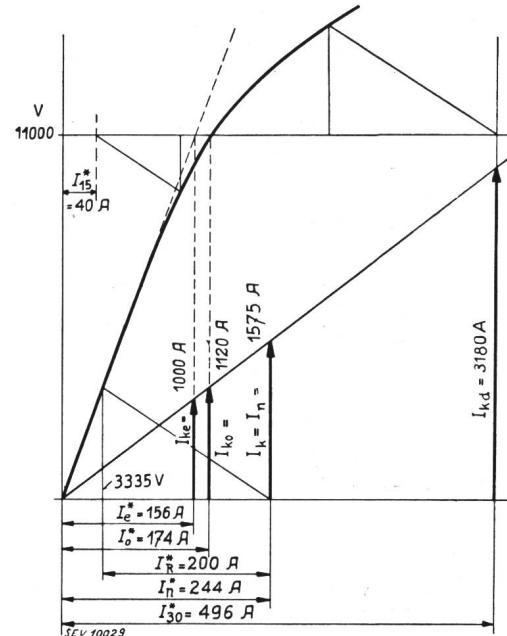


Fig. 18.

Résultats d'essais en usines
Caractéristiques à vide et en court-circuit; triangle de Potier.

On peut aussi dire, en se reportant à la définition $a = \frac{I_e^*}{I_n^*}$: Plus le courant d'excitation I_e^* en marche à vide est élevé par rapport au courant d'excitation en court-circuit I_n^* , plus la réaction d'induit est faible, c'est-à-dire plus l'auto-excitation en régime sousexcité est faible aussi, et par conséquent plus la machine peut débiter de courant en régime sousexcité.

La grandeur a est aussi une mesure de l'effet stabilisateur de la machine sur le réseau en cas de fluctuation de la tension du réseau. Il est facile de voir en effet que, le flux tendant à se maintenir au premier instant, la machine débitera un courant d'autant plus fort que x_s est plus faible, c'est-à-dire que a est plus grand. A une baisse de tension ΔU dans le réseau correspondra une augmentation du débit $\frac{\Delta U}{x_s} = a \cdot \Delta U$ de la machine; on a donc avantage, pour la stabilité, à faire a le plus grand possible, même si le réseau n'exige pas une puissance capacitive élevée.

Les pertes garanties, imposées par le client, ont été largement tenues. Le lancement de la machine et la mise en service de l'installation se sont déroulés sans incident daucune sorte.