

# Compensateur double à courant alternatif

THÈSE

PRÉSENTÉE

À L'ÉCOLE POLYTECHNIQUE FÉDÉRALE, ZURICH

POUR L'OBTENTION DU

GRADE DE DOCTEUR ÈS SCIENCES TECHNIQUES

PAR

**JOSEPH A. GIARO**

de [Bialystok (Pologne)

Rapporteur: M. le prof. E. Baumann

Corapporteur: M. le prof. Dr. F. Tank



Leer - Vide - Empty

## Table des matières

### *I. Le principe de la double compensation*

1. Introduction . . . . .	5
2. La compensation de la tension principale et de la tension par rapport à la terre . . . . .	7
3. Le montage de mesure . . . . .	9

### *II. Les déphaseurs*

1. Choix du montage . . . . .	10
2. Les propriétés électriques des déphaseurs . . . . .	11
3. Les sources d'erreurs en général . . . . .	13
4. Erreurs résultant de la dissymétrie de la tête de pont du déphaseur . . . . .	15
5. Erreurs résultant de la fréquence, de la résistance $R$ et de la capacité $C$ . . . . .	17
6. Erreurs résultant de la charge du déphaseur . . . . .	19
7. Influences des couplages dans le déphaseur . . . . .	21
8. L'impédance d'entrée du déphaseur . . . . .	22
9. Erreurs accidentelles et erreurs systématiques . . . . .	25

### *III. Le pont de tensions*

1. Relations générales . . . . .	27
2. Les sources d'erreurs sur le rapport de tension principale . . . . .	29
3. Le rapport de tensions par rapport à la terre . . . . .	33

### *IV. Le procédé d'équilibrage*

1. Position du problème . . . . .	36
2. Examen théorique de la compensation de deux tensions dissymétriques par rapport à la terre . . . . .	38
3. Réalisation de l'octopôle d'équilibrage . . . . .	44
4. Remarques à la théorie de l'équilibrage . . . . .	45
5. Erreurs de mesure résultant du dispositif d'équilibrage . . . . .	47
6. Convergence des équilibrages partiels . . . . .	48
7. Sensibilité du compensateur . . . . .	55

*V. Les autres sources d'erreurs et l'équation générale de la compensation*

1. Influence des harmoniques . . . . .	59
2. Variations du facteur d'amplification des amplificateurs . . . . .	61
3. Couplages internes du montage potentiométrique et influence des champs parasites . . . . .	64
4. L'équation générale de la compensation et le calcul de la précision . . . . .	66

*VI. Réalisation pratique du compensateur*

1. La tête de pont . . . . .	74
2. Les déphaseurs . . . . .	75
3. Les amplificateurs . . . . .	76
4. Les potentiomètres . . . . .	77
5. Le dispositif d'équilibrage . . . . .	79
6. Schéma de montage . . . . .	82

*VII. Résultats et exemples de mesures*

1. Examen de la précision . . . . .	85
2. Quelques exemples de mesures . . . . .	88
3. Remarques finales . . . . .	90

<i>Bibliographie</i> . . . . .	91
--------------------------------	----

# I. Le principe de la double compensation

## 1. Introduction

Dans le domaine de la Physique et de l'Electrotechnique, les méthodes potentiométriques ou de compensation apparaissent comme l'un des plus anciens procédés de mesure. Mentionnées pour la première fois en 1841 par J. C. Poggendorf [34]<sup>1)</sup>, en 1891 appliquées par Ad. Franke [13] au courant alternatif, elles révèlent, au cours d'une existence déjà plus que centenaire, un très profond degré de développement théorique et une très grande perfection dans leur réalisation technique.

Cette assertion se laisse aisément confirmer par la très grande précision des mesures réalisées, par la variété des montages répondant chacun à une exigence particulière des domaines d'application et également par la tendance à l'automatisation des procédés de mesure potentiométriques [20], [21], [45] qui s'est révélée au cours des dix dernières années précédant la deuxième guerre mondiale.

Il n'entre point dans nos intentions de retracer ici l'historique des méthodes potentiométriques, ni d'en entreprendre une quelconque classification comparative ou autre; à ce sujet, nous renvoyons le lecteur à des travaux de nature plus générale [1], p. 434 – 475; [3], p. 223 – 225; [6], p. 240 – 266; [12].

Toutefois, malgré ce haut degré de développement atteint par le potentiomètre en général, et plus particulièrement par le potentiomètre ou compensateur à courant alternatif, son domaine d'application restait presque exclusivement limité aux fréquences industrielles et acoustiques. Des montages spéciaux cependant furent réalisés pour des domaines de fréquences plus vastes ([3], p. 89 – 90;

---

<sup>1)</sup> Les chiffres entre crochets renvoient à la bibliographie en fin du travail.

[32]; [36]; [46]), qui, tous cependant, pour autant qu'il nous fût possible d'en avoir connaissance, s'appliquent à la mesure de tensions dont un pôle est à la terre.

La compensation de tension dans le cas le plus général, à savoir d'une tension quelconque en grandeur et en phase par rapport à la terre, présente aux fréquences acoustiques déjà certaines difficultés (v. [18]; [6], p. 249). La cause de celles-ci réside en ordre principal dans le fait que les extrémités des deux vecteurs de tension, à savoir de la tension à mesurer et de la tension de compensation, présentent des potentiels différents par rapport à la terre. Supposons, en effet, ces deux tensions opposées en un circuit de compensation avec instrument de zéro, de plus parfaitement égales en grandeur et en phase, l'instrument nous révèle encore la présence d'un courant. Si, par équilibrage adéquat, nous réduisons à zéro le courant dans l'indicateur de l'équilibre, cet état ne correspond plus à une égalité des tensions. Une autre difficulté résulte encore de l'instrument lui-même, plus exactement de son impédance par rapport à la terre, qui, décroissant en fonction de la fréquence, crée une charge dans les circuits comparés, et, de ce fait, cause une erreur croissant avec la fréquence.

Divers artifices furent mentionnés pour échapper à cette difficulté. A. Pagès [33], dans ce but, sépare les deux tensions par des tubes électroniques, évitant ainsi l'influence de l'impédance par rapport à la terre de l'instrument de zéro. En vue de découpler objet à mesurer et compensateur, D. C. Gall ([3], p. 78 et suiv.; [14]; [15]), W. Geyger [17], [16] et K. Lion [31] font usage de transformateurs d'isolement. D'après W. Geyger, ce procédé s'avère favorable jusqu'à la fréquence de 5000 c/sec. Il est évident, toutefois, que ce procédé ne trouve application que dans une plage limitée de fréquence, vu l'impossibilité d'annuler la capacité par rapport à la terre des enroulements du transformateur d'isolement.

Et c'est ainsi qu'une solution, théoriquement et techniquement correcte du problème de la compensation de tensions alternatives, n'est possible qu'en envisageant dans le processus la compensation simultanée de la tension à mesurer (tension principale) et des tensions par rapport à la terre.

## 2. La compensation de la tension principale et de la tension par rapport à la terre

Une tension alternative quelconque aux bornes d'un réseau se définit entièrement par sa valeur absolue (valeur maximale ou effective) et sa phase ou angle de déphasage par rapport à une tension arbitrairement choisie comme tension de référence.

En de nombreux problèmes techniques, spécialement ceux s'intéressant aux mesures, il nous faut encore établir une relation entre la tension ainsi définie et le potentiel de la terre, relation qui se caractérise le plus aisément par les tensions par rapport à la terre des bornes entre lesquelles nous avons mesuré la tension principale ( $U'_0$  et  $U''_0$  fig. 1). Il est de plus évident que ces tensions  $U'_0$  et  $U''_0$  demeurent fonction de la tension principale  $U$  et des impédances de ses bornes par rapport à la terre.

On peut également caractériser une relation entre la tension  $U$  et le potentiel de la terre par la tension  $U_0$ , égale à la différence de potentiel entre la terre et le point de référence  $M$ , milieu du vecteur tension principale (*v. [47]*). Remarquons qu'il n'est point nécessaire que ce point  $M$  soit accessible à la mesure.

Entre ces différentes tensions ci-dessus mentionnées, s'établissent aisément les relations suivantes:

$$U = U'_0 + U''_0, \quad (1)$$

$$U_0 = \frac{U'_0 - U''_0}{2}. \quad (1a)$$

Nous caractériserons désormais, et ce pour des raisons que nous développerons davantage au chap. IV, 1, la relation entre une tension  $U$ , dénommée *tension principale*, et la terre par la tension  $U_0$ , dénommée *tension par rapport à la terre*<sup>2)</sup>.

<sup>2)</sup> A. Wirk [47] désigne simplement sous le nom de *symétrie*, le rapport  $U/U_0$ ; CCIF ([2], tome III, p. 31) par contre, sous le nom de *dissymétrie par rapport à la terre* l'expression  $4U_0/U$ .

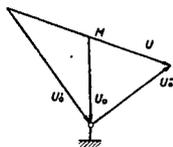


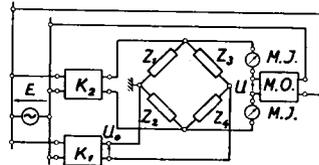
Fig. 1. Tension dissymétrique par rapport à la terre

Par la suite, nous attribuerons toujours aux tensions les mêmes flèches directionnelles qu'aux courants circulant dans les impédances aux bornes desquelles ces tensions sont mesurées. Il s'agit évidemment là d'une pure convention qui ne prend son entière signification physique que dans le cas des valeurs instantanées en circuits purement résistants. Une représentation en sens opposé (système de «flèches de source», voir Th. Bodefeld [8]) se justifierait de même manière, à condition toutefois qu'elle soit appliquée de manière conséquente, ce qui, non seulement pour les développements théoriques, mais aussi pour le calcul des résultats de mesure, présente une grande importance.

Dans le cas particulier d'une tension dont un pôle est à la terre, nous avons  $U_0 = U/2$ , et dans le cas d'une tension symétrique par rapport à la terre  $U_0 = 0$ . Dans tous les autres cas que nous appellerons les cas de *tension dissymétrique par rapport à la terre*,  $U_0$  possède une certaine valeur absolue et un certain angle de déphasage.

Afin d'éviter les difficultés de compensation mentionnées au ch. I, 1, et provenant des tensions partielles par rapport à la terre, il nous faudra non seulement compenser la tension  $U$ , mais encore la tension  $U_0$ , soit encore  $U'_0$  et  $U''_0$ . Dans ces seules conditions, la tension  $U$  sera parfaitement compensée, et les courants provenant des tensions  $U$  ou  $U_0$  dans le circuit de compensation seront éliminés.

Fig. 2. Principe de la double compensation. —  $K_1$  et  $K_2$  compensateurs simples,  $Z_1, Z_2, Z_3$  et  $Z_4$  impédances du pont de tensions,  $M.J.$  instruments de mesure,  $M.O.$  objet à mesurer.



Un pont équilibré (fig. 2), que par la suite nous nommerons *pont de tension*, nous permet aisément de créer cette tension dissymétrique par rapport à la terre, nécessaire à la compensation d'une tension dissymétrique quelconque. Les deux diagonales du pont  $Z_1, Z_2, Z_3$  et  $Z_4$  sont alimentées par deux sources de tensions indépendantes, de même fréquence. Une de ces tensions sera symétrique, l'autre aura un pôle à la terre. De plus, le pont étant équilibré, les

deux tensions demeurent parfaitement indépendantes l'une de l'autre (v. ch. III, 1). Il nous reste à présent à rendre ces tensions variables en valeur absolue et en phase, à l'aide des quadripôles  $K_1$  et  $K_2$ , par exemple (fig. 2), pour réaliser un compensateur capable de compenser une tension dissymétrique quelconque par rapport à la terre, comme celle représentée à la figure 1. La figure 2 représente le schéma d'un pareil compensateur double, dont le principe ressort aisément des bases jetées ci-dessus.

Le problème de la double compensation fit déjà l'objet d'une étude de W. Grün [49].

### 3. Le montage de mesure

Les quadripôles  $K_1$  et  $K_2$ , représentés à la figure 2, sont en fait constitués par deux quelconques compensateurs à courant alternatif, qui répondent aux deux seules conditions suivantes, déjà énoncées ci-dessus:

1. la sortie de  $K_1$  présente un pôle à la terre
2. la sortie de  $K_2$  est symétrique par rapport à la terre.

Pour des raisons, d'une part constructives, d'autre part fondées sur la pratique des mesures, il nous parut favorable de monter les impédances  $Z_3$  et  $Z_4$  du pont de tension en forme de potentiomètre, et de les utiliser ainsi pour le réglage de l'amplitude. De cette façon, le compensateur  $K_2$  se trouve simplifié et réduit au rôle de déphaseur.

Pour d'autres raisons que nous développerons au ch. II, il s'avéra nécessaire de découpler ce déphaseur et le pont de tension à l'aide d'un système à tubes électroniques qui fut également utilisé comme amplificateur. Pour des raisons identiques, le compensateur  $K_1$  fut construit pareillement.

De plus, des considérations d'ordre théorique aussi bien que pratique (v. ch. II, 9 et III, 2) nous conduisirent à alimenter l'objet de mesure (M. O.) à l'aide d'un pareil déphaseur et d'un pareil montage potentiométrique.

Il nous reste encore à mentionner que le processus d'équilibrage ne put être atteint par simple usage d'un ou deux instruments de mesure, comme représentés (M. J.) à la figure 2, mais qu'il nous

fallut mettre au point un appareil adéquat dit comparateur (figure 16,  $C_m$ ).

Nous avons ainsi cité les différents éléments du montage, tels qu'ils se trouvent représentés à la figure 16.

Initialement prévu pour un domaine de fréquence de 1 à 100 kc/sec, il apparut après réalisation que le domaine de fréquence pouvait être étendu, avec un degré de précision légèrement réduit, jusqu'à 200 kc/sec.

Dans les chapitres suivants, nous traiterons des propriétés des différents éléments, particulièrement du déphaseur, du pont de tension et du comparateur, et de leurs influences sur le processus de compensation. Les autres éléments seront brièvement décrits au ch. VI. Enfin, en conclusion du travail, nous mentionnerons quelques résultats de mesures effectuées à l'aide du compensateur.

## II. Les déphaseurs

### 1. Choix du montage

Un simple examen du mode de fonctionnement du montage représenté à la figure 16, nous montre que les trois déphaseurs, ou tout au moins deux d'entre eux ( $Ph_1$  et  $Ph_2$ ), doivent répondre aux conditions suivantes:

1. La valeur absolue du rapport complexe de tensions<sup>3)</sup> du déphaseur considéré comme quadripôle, doit être indépendante de son argument (déphasage) et constante, en marche à vide au moins.
2. Le déphasage doit être réglable, sa valeur maximale supérieure à  $90^\circ$ , et si possible, pour des raisons d'ordre pratique, égale à  $150^\circ - 170^\circ$ .
3. La variation du déphasage doit, si possible, s'effectuer à l'aide d'un seul élément du montage, un réglage simultané de deux éléments influençant en effet fâcheusement le degré de précision.

---

<sup>3)</sup> Par la suite, nous désignerons plus simplement la valeur absolue de ce rapport complexe sous le nom de *rapport de tensions* et son argument sous le nom de *déphasage*.

4. En raison de l'impossibilité pratique de réaliser des inductances de valeur constante dans ce domaine de fréquence (1–200 kc/s), seuls peuvent être utilisés comme éléments de construction, condensateurs et résistances.

De l'étude systématique d'un grand nombre de quadripôles, il apparaît que le montage en pont, représenté à la figure 3, répond le mieux aux exigences ci-dessus mentionnées. La constance du rapport de tension n'étant atteinte par ce quadripôle qu'en marche à vide, il devient nécessaire de découpler le déphaseur et les éléments du montage à l'aide d'un système à tubes électroniques. Ce montage en pont (fig. 3) fut utilisé avec succès par C. Deguisne [10] en marche à vide, et découplé au moyen d'un système électronique par E. C. Wenté [46]<sup>4</sup>).

La charge créée par la capacité grille-cathode du tube servant au découplage croissant proportionnellement avec la fréquence, jusqu'à atteindre en certaines conditions une valeur inadmissible, il convient d'étudier particulièrement ce problème.

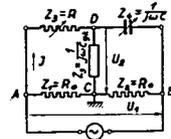


Fig. 3. Déphaseur

## 2. Les propriétés électriques du déphaseur

Dans l'étude du déphaseur, il nous importe spécialement de connaître la valeur absolue et la phase du rapport des tensions et l'impédance d'entrée, et ce, dans le seul cas de la marche à vide. Le montage en pont, représenté à la figure 3, constitue du point de vue théorique, un quadripôle dissymétrique, passif, en schéma croisé. Pour un tel quadripôle, chargé sur une impédance  $Z_5$  (fig. 3) la théorie nous donne l'expression suivante pour le rapport des tensions:

$$v = \frac{U_2}{U_1} = \frac{M}{\frac{Z^2}{Z_5} + W_{10}}$$

<sup>4</sup>) D'autres systèmes de déphaseurs furent mentionnés dans les ouvrages suivants: [9], [33], [35], [6] p. 148 sv., 242 sv., et 251 sv. et [1] p. 444–467; le découplage d'un déphaseur par un tube électronique se trouve mentionné également dans l'ouvrage de K. Hohage [26].

expression où

- $Z$  représente l'impédance caractéristique
- $M$  le coefficient caractéristique du rapport entre la tension secondaire et le courant d'entrée<sup>5)</sup>
- $W_{10}$  l'impédance d'entrée du schéma croisé, en marche à vide.

Adaptant cette expression au but recherché, et posant  $Z^2 = W_{10} \cdot W_{2k}$ , où  $W_{2k}$  désigne l'impédance de sortie en court-circuit, il vient

$$v = \frac{M}{W_{10}} \cdot \frac{1}{1 + \frac{W_{2k}}{Z_5}} = v_0 \cdot \frac{1}{1 + \frac{W_{2k}}{Z_5}}, \quad (2)$$

relation où  $v_0$  représente le rapport de tension en marche à vide, qui s'exprime encore

$$v_0 = \frac{M}{W_{10}} = \frac{Z_1 Z_4 - Z_2 Z_3}{(Z_1 + Z_2)(Z_3 + Z_4)}, \quad (3)$$

soit encore, après remplacement de  $Z_1 \dots Z_4$  par leurs valeurs selon fig. 3.

$$v_0 = \frac{1}{2} \cdot \frac{1 - j \omega RC}{1 + j \omega RC}, \quad (3a)$$

soit encore, après séparation de la valeur absolue et de la phase

$$|v_0| = \frac{1}{2}, \quad (3b)$$

$$\arg(v_0) = \varphi_0 = - \operatorname{arctg} \frac{2 \omega RC}{1 - \omega^2 R^2 C^2} = - 2 \operatorname{arctg} \omega RC. \quad (3c)$$

La relation (3a) ainsi obtenue nous montre que le rapport de tensions du quadripôle envisagé demeure en marche à vide constant et égal à 1/2, et que le déphasage est une fonction bien simple de  $\omega$ ,  $R$  et  $C$ . Il nous est ainsi possible de réaliser la variation du déphasage par réglage sur  $R$  ou sur  $C$ , procédés en soi équivalents. Seules, des raisons d'ordre pratique nous ont décidés à choisir dans le cas présent la résistance comme élément de réglage du déphasage (v. ch. VI, 2).

---

<sup>5)</sup> Dans la littérature allemande spécialisée, ce coefficient se trouve désigné sous le nom de „Leerlaufkernwiderstand“.

La figure 4 représente le diagramme vectoriel des tensions du déphaseur en marche à vide.

L'impédance d'entrée en marche à vide, que nous utiliserons par la suite pour déterminer les conditions d'adaptation du déphaseur à la source de tension d'alimentation, peut s'exprimer par

$$W_{10} = \frac{(Z_1 + Z_2)(Z_3 + Z_4)}{Z_1 + Z_2 + Z_3 + Z_4} = 2R_0 \cdot \frac{1 + j\omega RC}{1 + j\omega(2R_0 + R)C} \quad (4)$$

Mentionnons encore l'expression de l'impédance de sortie en court-circuit, que nous avons déjà rencontrée dans la relation (2), et qui nous sera nécessaire dans les développements ultérieurs.

$$W_{2k} = \frac{Z_1 \cdot Z_2}{Z_1 + Z_2} + \frac{Z_3 \cdot Z_4}{Z_3 + Z_4} = \frac{R_0}{2} + \frac{R}{1 + j\omega RC} \quad (5)$$

### 3. Les sources d'erreurs en général

Du déphaseur ainsi projeté nous exigeons un rapport des tensions constant, indépendant du déphasage, ainsi qu'une variation de celui-ci aisément calculable, dans une limite d'erreur admissible.

Ces deux grandeurs sont nécessairement entachées d'erreurs, dont les causes peuvent être les suivantes:

1. Symétrie insuffisante des deux résistances  $R_0$  du déphaseur (tête de pont) fig. 3.
2. Erreur sur les valeurs absolues et les angles de déphasage des éléments  $R$  et  $C$  (fig. 3), variations de la fréquence et imprécision dans sa détermination.
3. Charge du déphaseur par la capacité grille-cathode du tube de découplage ( $C_{gk}$ , fig. 3).
4. Couplages entre éléments du déphaseur même, et entre ceux-ci et d'autres éléments du compensateur, ainsi que perturbations par des champs parasites.

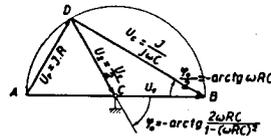


Fig. 4. Diagramme vectoriel des tensions du déphaseur en marche à vide

La variation de l'impédance d'entrée du déphaseur peut aussi, bien qu'indirectement, être cause d'erreurs, et doit de ce fait être également examinée.

Le rapport de tensions du quadripôle envisagé (rel. (2)) étant une fonction analytique des variables complexes ci-dessus mentionnées,

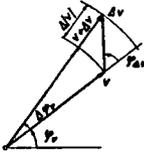


Fig. 5. Erreurs d'une grandeur complexe

il nous reste loisible de déterminer l'erreur sur  $v$  par différentiation, comme dans le cas d'une fonction d'arguments réels<sup>6)</sup>. L'erreur sur le rapport de tension  $\Delta v \cong dv$  est également une grandeur complexe, fonction de l'erreur sur l'amplitude  $\Delta |v|$  et sur le déphasage  $\Delta \varphi_v$ .

Par l'emploi de l'équation différentielle de Cauchy-Riemann, il nous devient aisé d'établir les relations entre les grandeurs d'intérêt direct  $\Delta |v|$  ou  $\frac{\Delta |v|}{|v|}$  et  $\Delta \varphi_v$ , et l'erreur complexe  $\Delta v \cong dv$  (fig. 5).

En négligeant les termes de puissances deux et supérieures, il vient

$$\Delta |v| = |\Delta v| \cos \varphi_{\Delta v}, \quad (6)$$

soit encore

$$\frac{\Delta |v|}{|v|} = \frac{|\Delta v|}{|v|} \cos \varphi_{\Delta v} = \operatorname{Re} \left( \frac{\Delta v}{v} \right) \quad (6a)$$

et

$$\Delta \varphi_v = \frac{|\Delta v|}{|v|} \cdot \sin \varphi_{\Delta v} = \operatorname{Im} \left( \frac{\Delta v}{v} \right). \quad (6b)$$

Les relations développées ci-dessus s'illustrent de manière approchée par le diagramme de la fig. 5 et présentent, en plus de leur unité de forme, l'avantage de répondre le mieux aux exigences de la pratique.

C'est en effet l'erreur relative  $\frac{\Delta |v|}{|v|}$  qui, pour le rapport des tensions, nous permet d'apprécier la précision de mesure. Pour les mesures de déphasage, au contraire, entachées entre  $0^\circ$  et  $90^\circ$  d'erreurs à peu près égales, il s'avère plus aisé de considérer la valeur absolue de l'erreur sur l'angle, et non sa valeur relative.

<sup>6)</sup> Les arguments complexes non utilisés dans la différentiation peuvent, dans ce cas, être considérés comme paramètres complexes constants.

Généralisant les relations (2) et (3), il vient l'expression

$$v = v(\omega, R_0, R, C, C_{gk})$$

dans laquelle toutes les variables indépendantes, à l'exception de  $\omega$  peuvent être complexes, en suite d'erreur sur l'angle de déphasage. Le cas de  $\omega$  complexe ne doit, par contre, pas être envisagé, les phénomènes considérés demeurant stationnaires.

En application des relations (6a) et (6b), nous exprimons la valeur moyenne de l'erreur relative sur le rapport de tensions et la valeur moyenne de l'erreur absolue sur le déphasage, sous les formes:

$$\frac{\overline{\Delta|v|}}{|v|} \cong \sqrt{\left[ \operatorname{Re} \left( \frac{1}{v} \frac{\partial v}{\partial \omega} d\omega \right) \right]^2 + \left[ \operatorname{Re} \left( \frac{1}{v} \frac{\partial v}{\partial R_0} dR_0 \right) \right]^2 + \left[ \operatorname{Re} \left( \frac{1}{v} \frac{\partial v}{\partial R} dR \right) \right]^2 + \left[ \operatorname{Re} \left( \frac{1}{v} \frac{\partial v}{\partial C} dC \right) \right]^2 + \left[ \operatorname{Re} \left( \frac{1}{v} \frac{\partial v}{\partial C_{gk}} dC_{gk} \right) \right]^2} \quad (7)$$

$$\overline{\Delta\varphi} \cong \sqrt{\left[ \operatorname{Im} \left( \frac{1}{v} \frac{\partial v}{\partial \omega} d\omega \right) \right]^2 + \left[ \operatorname{Im} \left( \frac{1}{v} \frac{\partial v}{\partial R_0} dR_0 \right) \right]^2 + \left[ \operatorname{Im} \left( \frac{1}{v} \frac{\partial v}{\partial R} dR \right) \right]^2 + \left[ \operatorname{Im} \left( \frac{1}{v} \frac{\partial v}{\partial C} dC \right) \right]^2 + \left[ \operatorname{Im} \left( \frac{1}{v} \frac{\partial v}{\partial C_{gk}} dC_{gk} \right) \right]^2} \quad (7a)$$

Ce calcul des erreurs d'une variable complexe et les expressions (6), (6a), (7) et (7a) en dérivant, sont de nature générale et s'appliquent à toute grandeur complexe représentable par une fonction analytique.

#### 4. Erreurs résultant de la dissymétrie de la tête de pont du déphaseur

En la fig. 3 nous avons, sans autres considérations, admis que les impédances  $Z_1$  et  $Z_2$  demeureraient des résistances purement ohmiques. Ceci ne s'impose pourtant point de manière absolue, et nous pourrions, à titre d'exemple, choisir pour  $Z_1$  et  $Z_2$  les impédances par rapport à la terre d'un transformateur symétrique; ceci nous conduirait, toutefois, en certaines circonstances (fréquences basses) à de trop considérables variations de la tension d'entrée en fonction de l'angle de déphasage (v. ch. II, 8). D'autres raisons

encore ont favorisé le choix de résistances purement ohmiques pour la tête de pont, à savoir la simplicité de construction et d'ajustement, ainsi que la bonne constance de symétrie dans une large bande de fréquences. Les valeurs à donner aux deux résistances ressortiront des considérations au ch. II, 6 et 8.

Comme dans la plupart des problèmes de symétrie, nous pouvons supposer les deux résistances  $R_0$  entachées d'erreurs de même valeur absolue, mais de signes opposés, ce qui s'exprime par

$$R_0 = \frac{R_1 + R_2}{2},$$

relation où  $R_1$  et  $R_2$  sont les valeurs véritables des résistances. Dans ces conditions, il vient

$$R_1 = R_0 \pm \Delta R_0 \quad \text{et} \quad R_2 = R_0 \mp \Delta R_0, \quad (8)$$

$\Delta R_0$  pouvant être réel ou complexe. La pratique, toutefois, nous permet de considérer  $\Delta R_0$  réel, si  $R_0$  est purement ohmique.

Différentions par rapport à  $Z_1$  et  $Z_2$  la relation (2) ou (3) en tenant compte des expressions  $Z_1 = R_1 = R_0 \pm \Delta R_0$  et  $Z_2 = R_2 = R_0 \mp \Delta R_0$ . Négligeant ensuite les termes de puissances deux et supérieures, nous obtenons

$$dv = \frac{Z_2 dZ_1 - Z_1 dZ_2}{(Z_1 + Z_2)^2} \cong \pm \frac{\Delta R_0}{2 R_0},$$

soit encore, tenant compte de  $|v| \cong |v_0| = \frac{1}{2}$  et  $\varphi \cong \varphi_0$  ((3b) et (3c))

$$\frac{\Delta v}{v} \cong \pm \frac{\Delta R_0}{R_0} \cdot e^{-j\varphi_0}. \quad (9)$$

Les relations (6a) et (6b) nous permettent enfin d'exprimer les erreurs sur le rapport de tension et sur le déphasage, sous la forme

$$\frac{\Delta |v|}{|v|} \cong \pm \frac{\Delta R_0}{R_0} \cos \varphi_0, \quad (9a)$$

$$\Delta \varphi \cong - \frac{\pm \Delta R_0}{R_0} \sin \varphi_0. \quad (9b)$$

La plus grande part des mesures effectuées par méthode potentiométrique en courant alternatif se limite à la détermination de

rapports de tensions et de différences d'angle de déphasage. En pareil cas (v. ch. V, 4), le calcul des erreurs se ramène au calcul de la différence de deux expressions de la forme (9a) et (9b). Au cas encore où le rapport complexe de tensions mesurées possède un argument (angle de déphasage)  $\psi = \varphi_1 - \varphi_2$ , il nous reste possible, à l'aide du déphaseur  $Ph_3$  (fig. 16), de déphaser les tensions appliquées à l'objet à mesurer, de telle sorte que  $\varphi_1 = 90^\circ + \xi$  et  $\varphi_2 = 90^\circ - \xi$ , relations où  $\xi = \frac{\psi}{2}$ .

Dans ces conditions  $\Delta \varphi_1 = \Delta \varphi_2$ , et l'erreur sur le déphasage  $\Delta \psi$  s'annule; par contre, l'erreur sur la valeur absolue du rapport de tension atteint une valeur double de celle inhérente à la mesure simple, et développée par la rel. (9a). En fin de chapitre, nous reviendrons encore à ces considérations.

Un autre moyen encore d'éliminer, ou tout au moins, de réduire l'erreur inhérente à la dissymétrie et ce, indépendamment des angles  $\varphi_1$  et  $\varphi_2$ , résulte de la forme des relations (9a) et (9b), et notamment du double signe  $\pm$  de  $\Delta R_0$ . Il nous suffira donc de prendre la valeur moyenne de deux mesures, effectuées en croisant la tête de pont, pour éliminer l'erreur résultant d'un manque de symétrie en négligeant les termes d'ordres supérieurs.

### 5. Erreurs résultant de la fréquence, de la résistance **R** et de la capacité **C**

Différentiant les relations (2) et (3), et divisant ensuite par  $v$ , il vient

$$\frac{dv}{v} = -j \frac{2 \omega R C}{1 + \omega^2 R^2 C^2} \left( \frac{d\omega}{\omega} + \frac{dR}{R} + \frac{dC}{C} \right),$$

soit encore

$$\frac{\Delta v}{v} \cong j \sin \varphi_0 \left( \frac{\Delta \omega}{\omega} + \frac{\Delta R}{R} + \frac{\Delta C}{C} \right), \quad (10)$$

expression où (rel. 3c)

$$\varphi_0 = -2 \operatorname{arctg} \omega R C.$$

L'erreur sur la pulsation  $\omega$  est dans notre cas toujours réelle, celles, par contre, entachant  $R$  et  $C$  sont généralement complexes. Les relations générales nous permettent d'exprimer la composante

imaginaire d'une résistance par son angle de déphasage  $\delta_R$  ou sa constante de temps  $\tau$ , et ce sous la forme

$$\vec{R} = R(1 + j\omega\tau) = R(1 + j\operatorname{tg}\delta_R).$$

relation où  $\tau = \frac{\Delta L}{R} - R\Delta C$ ,  $L$  et  $C$  étant l'inductivité et la capacité de la résistance envisagée. Il nous devient ainsi possible d'exprimer l'erreur complexe sur la résistance, qui résulte, en fait, de l'erreur d'étalonnage sur sa valeur absolue et de sa réactance, sous la forme approximative suivante, les termes quadratiques et de puissances supérieures ayant été négligés

$$\overline{\Delta R} = \Delta R + j\omega R\tau = \Delta R + jR\operatorname{tg}\delta_R.$$

De façon identique, exprimons également l'erreur sur la capacité

$$\overline{\Delta C} = \Delta C - jC\operatorname{tg}\delta_C.$$

Introduisant à présent ces deux valeurs dans la relation (10), il vient

$$\frac{\Delta v}{v} = -\sin\varphi_0(\operatorname{tg}\delta_R - \operatorname{tg}\delta_C) + j\sin\varphi_0\left(\frac{\Delta\omega}{\omega} + \frac{\Delta R}{R} + \frac{\Delta C}{C}\right). \quad (11)$$

Tenant enfin compte des relations établies en (6a) et (6b), il découle

$$\frac{\Delta|v|}{|v|} = -\sin\varphi_0(\operatorname{tg}\delta_R - \operatorname{tg}\delta_C), \quad (11a)$$

$$\Delta\varphi = \sin\varphi_0\left(\frac{\Delta\omega}{\omega} + \frac{\Delta R}{R} + \frac{\Delta C}{C}\right). \quad (11b)$$

Les expressions (11a) et (11b) ne sont toutefois valides qu'en supposant négligeables les termes de puissances deux et supérieures. L'expérience nous montre que cette supposition est acceptable sans autres difficultés, les erreurs entachant  $R$ ,  $C$  et la fréquence demeurant petites dans la bande de fréquence envisagée. Il nous est ainsi possible de formuler le théorème suivant:

*Dans un pont de déphasage symétrique ou non<sup>7)</sup> (fig. 3), les erreurs*

<sup>7)</sup> Un pont de déphasage symétrique est constitué par le montage parallèle de deux branches  $R$  et  $C$ , comme à la fig. 3, les éléments étant dans les deux branches montés de manière inverse. La démonstration pour le pont de déphasage symétrique se ferait de manière identique.

entachant la valeur absolue des éléments déterminants de la phase ( $R$  et  $C$ ) sont cause d'erreurs entachant seul l'angle de déphasage du rapport de tensions; inversement, les erreurs entachant l'angle de déphasage des dits éléments ne faussent en première approximation que la valeur absolue du rapport de tension.

Ce théorème fut expérimentalement confirmé de la manière suivante: ayant pris

$$f = 100 \text{ kc/s, } R = 728,87 \Omega \text{ et } C = 2000 \text{ pF}$$

une capacité  $C = 100 \text{ pF}$  fut connectée en parallèle avec  $R$ . Les erreurs en découlant furent:

$$\text{mesurées } \frac{\Delta |v|}{v} = 4,46 \cdot 10^{-2}, \quad \Delta \varphi = 4,13 \cdot 10^{-4},$$

calculées suivant les relations (11 a) et (11 b)

$$\frac{\Delta |v|}{|v|} = 4,54 \cdot 10^{-2}, \quad \Delta \varphi = 0.$$

Les relations établies (11 a) et (11 b) nous montrent que, dans ce cas encore, comme en celui de l'erreur sur le déphasage résultant de la dissymétrie de la tête de pont, les deux erreurs peuvent être éliminées en prenant  $\varphi_1 = 90^\circ + \xi$  et  $\varphi_2 = 90^\circ - \xi$ , avec comme précédemment l'angle mesuré  $\psi = \varphi_1 - \varphi_2 = 2\xi$ . Seul dans le cas où, à capacité constante et à résistance réglable, les relations  $\frac{\Delta R_1}{R_1} = \frac{\Delta R_2}{R_2}$  et  $\text{tg } \delta_{R1} = \text{tg } \delta_{R2}$  se trouvent satisfaites, ou encore, à capacité réglable, les mêmes relations relativement à  $\Delta C$  et  $\text{tg } \delta_C$ , s'obtient une élimination complète de l'erreur.

La pratique nous montre toutefois que, sans satisfaire pleinement à ces conditions, le choix de  $\varphi_1$  et  $\varphi_2$  symétriques par rapport à  $90^\circ$  contribue à une notable réduction de l'erreur.

## 6. Erreur résultant de la charge du déphaseur

Le pont de déphasage (fig. 3) se révèle très sensible à la charge appliquée à ses bornes de sortie, dont l'influence se traduit par une variation de la valeur absolue du rapport de tensions et du dépha-

sage. Dans le but de déterminer l'influence de la charge, partons de la relation (2), où, pour des raisons de simplicité, nous remplaçons l'impédance de sortie  $Z_5$  par l'admittance  $Y_5$ , et différencions la rel. (2) par rapport à  $Y_5$ . Division effectuée par  $v$ , il vient

$$\frac{dv}{v} = - \frac{W_{2k} \cdot dY_5}{1 + W_{2k} \cdot Y_5}.$$

Dans le cas du déphaseur débitant sur la capacité grille-cathode d'un tube électronique, dont la capacité moyenne mesurée, y compris la capacité des connections, était de 26,5 pF env., il nous est permis de considérer cette charge réduite comme un écart du cas limite  $Y_5 = 0$ , en posant

$$dY_5 \cong \Delta Y_5 = j\omega C_{gk}$$

il vient ainsi

$$\left(\frac{dv}{v}\right)_{Y_5 \rightarrow 0} = -j\omega W_{2k} C_{gk}$$

et par simple transformation, et en application de la rel. (5)

$$\frac{dv}{v} = -\sin^2 \frac{\varphi_0}{2} \cdot \frac{C_{gk}}{C} - j \left( \frac{\omega R_0 C_{gk}}{2} - \frac{\sin^2 \varphi_0}{2} \cdot \frac{C_{gk}}{C} \right) \quad (12)$$

qui, tenant compte de (6a) et (6b), nous permet, sans plus, d'exprimer l'erreur relative en valeur absolue

$$\frac{\Delta |v|}{|v|} \cong -\sin^2 \frac{\varphi_0}{2} \frac{C_{gk}}{C} \quad (12a)$$

et l'erreur sur le déphasage

$$\Delta \varphi \cong -\frac{\omega R_0 C_{gk}}{2} + \frac{\sin^2 \varphi_0}{2} \cdot \frac{C_{gk}}{C}. \quad (12b)$$

Nous référant à ces relations (12a) et (12b), il nous devient possible de concevoir le déphaseur tel que l'erreur sur le rapport de tension demeure inférieure à une valeur donnée. Bien qu'il soit toujours possible, comme démontré au ch. II, 4, de réduire l'erreur résultante par un choix approprié de  $\varphi_1$  et  $\varphi_2$ , symétriques par rapport à  $90^\circ$ , il est préférable que l'erreur lors d'une quelconque mesure ne soit point démesurée.

Appliquant ces considérations à un exemple, et ce dans le cas le plus défavorable  $\varphi_1 = 90^\circ$ ,  $\varphi_2 = 0$ , avec encore la condition

$$\frac{\Delta |v|}{|v|} \leq -1 \cdot 10^{-2} \quad \text{il vient} \quad \frac{C_{gk}}{C} = \frac{10^{-2}}{\sin^2 \frac{\pi}{4}} \cong 2 \cdot 10^{-2}$$

et finalement

$$C_{gk} = 30 \text{ pF}, \quad C = \frac{30}{2 \cdot 10^{-2}} = 1500 \text{ pF}.$$

Le premier membre de la relation (12b) s'éliminant lors de la mesure du rapport de tensions, il vient enfin pour l'erreur sur le déphasage

$$\Delta \varphi = \frac{\sin^2 \frac{\pi}{4}}{2} \cdot 2 \cdot 10^{-2} \cong 1,4 \cdot 10^{-2}.$$

Il apparaît ainsi que indépendamment de la fréquence, la capacité du déphaseur présente une valeur optima minimale, seule fonction de  $C_{gk}$ , et que cette capacité ne peut être davantage réduite si, dans le cas le plus défavorable ( $\varphi_1 = 90^\circ$ ,  $\varphi_2 = 0$ ) les erreurs ne peuvent dépasser une valeur donnée.

Les relations (12a) et (12b), au premier terme de (12b) près, sont indépendantes de la fréquence. Ceci, toutefois, ne répond pas au cas des réalisations pratiques, et la valeur  $C_{min}$  est seule applicable à la plus haute fréquence envisagée (200 kc/s). A fréquence décroissante il nous faut augmenter cette capacité  $C$ , si nous tenons à conserver, et ce pour des raisons pratiques, le même jeu de résistances, pour l'ensemble de toutes les valeurs de l'angle de déphasage; les erreurs en résultant deviennent ainsi toujours moindres.

Les considérations développées au ch. II., 8 nous imposent la valeur de  $R_0$ , à savoir  $R_0 = 100 \text{ Ohm}$ . Il en résulte, pour  $f = 100 \text{ kc/s}$ .

$$\frac{\omega R_0 C_{gk}}{2} = \frac{2 \pi \cdot 10^5 \cdot 10^2 \cdot 30 \cdot 10^{-12}}{2} \cong 1 \cdot 10^{-3}.$$

## 7. Influences des couplages dans le déphaseur

En vue d'assurer aux différents éléments du déphaseur un fonctionnement conforme aux considérations théoriques préétablies, il nous faut écarter de ceux-ci toutes influences parasites, tant externes qu'inhérentes au déphaseur même.

Nous proposons d'examiner davantage au ch. V, 3 la question des influences extérieures, nous nous limiterons ici à l'examen des influences mutuelles directes ou indirectes (par effet de terre) entre éléments du déphaseur, plus spécialement aux influences de couplages capacitifs et à leur élimination par écran électrostatique. Il importe avant tout de veiller à ce que les écrans n'introduisent point d'influences nouvelles secondaires et n'augmentent pas les capacités parasites au-delà de valeurs admissibles.

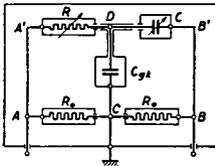


Fig. 6. Blindage du déphaseur

Le schéma de protection électrostatique de la fig. 6, établi sur base théorique, s'est avéré le plus favorable à l'expérience. La réalisation du montage a conduit seulement à construire une seule tête de pont, qui sert à la fois aux trois déphaseurs, dans un boîtier métallique séparé, mis à la terre, et à relier les points  $A$  et  $A'$ ,  $B$  et  $B'$  à l'aide de conducteurs blindés (blindage à la terre).

Suite aux mesures précises effectuées, il apparut que l'écran électrostatique de la résistance  $R$  (Cambridge Instrument Co. Ltd. London), trop voisin des éléments de celle-ci, et connecté au point  $A'$ , influençait défavorablement l'angle de déphasage de la résistance, et par là, le rapport de tension du déphaseur. Afin d'éviter ce phénomène, la liaison entre écran et point  $A'$  fut supprimée. De ce fait, il apparut évidemment un couplage de la résistance par rapport à la terre et les bornes  $B$ ,  $B'$ , qui se présenta comme une certaine dissymétrie effective des bornes  $A'$ ,  $B'$  ou  $A$ ,  $B$  par rapport à la terre. Il fut toutefois possible, comme l'expérience l'a prouvé, d'éliminer l'influence de cette faible dissymétrie par croisement des connexions  $AA'$ ,  $BB'$ , et calcul de la valeur moyenne résultant des deux mesures.

### 8. L'impédance d'entrée du déphaseur

Les variations de l'impédance d'entrée du déphaseur lors du réglage de l'angle de déphasage ne sont, en notre problème, à considérer qu'en raison de leur influence sur la tension d'entrée. Comme nous le montrerons par la suite au ch. V., 4, ces variations de ten-

sion sont en soi sans importance, et seraient négligeables si les rapports de tension de tous les quadripôles montés en série étaient indépendants de la tension.

Ceci ne se vérifie toutefois point pour l'amplificateur monté entre déphaseur et potentiomètre, dont le coefficient d'amplification n'est pas indépendant de la tension appliquée, problème que nous considérerons de manière plus précise au ch. V., 2.

Pour cette cause il nous faut maintenir les variations de tension à l'entrée du compensateur inférieures à certaines limites que des mesures, effectuées spécialement dans ce but, ont établies égales tout au plus à 10%. Si nous supposons ainsi l'impédance interne du générateur sensiblement égale à l'impédance d'entrée du déphaseur, des variations jusque 20% de cette impédance d'entrée nous maintiendraient dans les limites admissibles.

Nous ne considérons ici que l'impédance d'entrée en marche à vide du déphaseur, la charge minimale résultant de la capacité grille-cathode d'un tube électronique pouvant être négligée.

La relation (4) nous donnait

$$W_{10} = 2 R_0 \cdot \frac{1 + j \omega R C}{1 + j \omega R C \left( 1 + \frac{2 R_0}{R} \right)}$$

ou

$$|W_{10}| = 2 R_0 \cdot \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{4 \omega^2 C^2 (R_0 R + R_0^2)}{1 + \omega^2 R^2 C^2}}}$$

et

$$\operatorname{tg} \varphi_W = - \frac{2 \omega R_0 C}{1 + \omega^2 R^2 C^2 + 2 \omega^2 C^2 R_0 R}$$

Afin d'obtenir une expression généralisée de  $|W_{10}|$  et  $\varphi_W$  en fonction de l'angle  $\varphi_0$ , introduisons dans les relations précédentes la résistance  $R_1$ , en supposant  $\omega C R_1 = 1$ , soit encore  $\varphi_0 = \frac{\pi}{2}$  et  $\frac{R_0}{R_1} = \omega C R_0 = \rho$ . Posant de plus  $\omega R C = \operatorname{tg} \frac{\varphi_0}{2}$ , il vient

$$\frac{|W_{10}|}{2 R_0} = \frac{1}{\sqrt{1 + 4 \frac{\rho \operatorname{tg} \frac{\varphi_0}{2} + \rho^2}{1 + \operatorname{tg}^2 \frac{\varphi_0}{2}}}} \quad (13)$$

et 
$$\operatorname{tg} \varphi_W = - \frac{2\rho}{1 + \operatorname{tg}^2 \frac{\varphi_0}{2} + 2\rho \operatorname{tg} \frac{\varphi_0}{2}} \quad (13a)$$

Il nous est ainsi possible, pour toutes les fréquences, de représenter (fig. 7)  $\frac{|W_{10}|}{2R_0}$  et  $\varphi_W$  comme seuls fonctions des variables  $\varphi_0$  ou  $\operatorname{tg} \frac{\varphi_0}{2}$  et du paramètre  $\rho = \omega R_0 C$ . Il en ressort que pour le paramètre  $\rho = 0,5$ , et pour des angles de déphasage compris entre  $0^\circ$  et  $150^\circ$ , les variations de  $\frac{|W_{10}|}{2R_0}$  sont encore de l'ordre de 30%; il nous faut donc réduire  $\rho$ . Pour les valeurs adoptées,  $R_0 = 100 \text{ Ohm}$  et  $C_{\min} = 1500 \text{ pF}$ , calculées précédemment au ch. II, 6, il vient à la plus haute fréquence adoptée (200 kc/s)

$$\rho = \omega R_0 C = 2\pi \cdot 2 \cdot 10^5 \cdot 10^2 \cdot 1,5 \cdot 10^{-9} \cong 0,2.$$

L'expérience, de plus, a montré que cette valeur du paramètre  $\rho$  conduit à de très faibles variations de la tension d'entrée, sans influence appréciable sur le résultat de mesures.

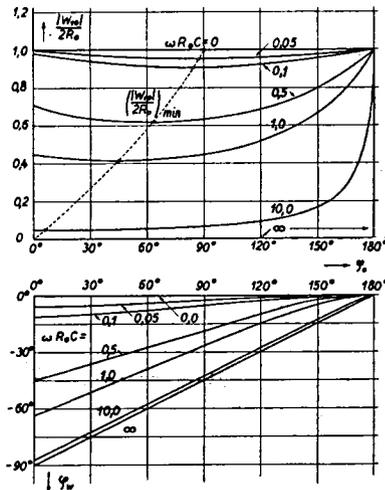


Fig. 7. Impédance d'entrée du déphaseur

Les phénomènes réels toutefois, résultant du montage de trois systèmes déphaseurs  $RC$  connectés à une même tête de pont ( $R_0$ ), sont en fait plus complexes. Le développement des calculs exacts est relativement simple, mais long, et la présence de trois variables indépendantes ( $\varphi_0$ ) et d'au moins un paramètre ( $\rho$ ) ne permet pas d'obtenir une claire vue d'ensemble des phénomènes. Par contre, le calcul simplifié, établi précédemment, suffit en principe pour situer le problème et pour l'orientation générale.

## 9. Erreurs accidentelles et erreurs systématiques

En vue d'obtenir une idée plus claire des considérations précédentes, nous résumerons celles-ci sous forme du tableau 1. Nous y négligerons les erreurs inhérentes aux influences parasites dans le déphaseur, qu'il est, en effet, malaisé de déterminer par calcul, mais qu'expérimentalement il est possible de rendre inférieures à la limite de précision des mesures. De même, nous omettrons les erreurs résultant des variations de la tension d'entrée, erreurs que nous étudierons davantage au ch. V, 2.

Supposant le réglage du déphasage effectué par variation de la résistance  $R$ , seulement les erreurs

$$\frac{\Delta |v|}{|v|} = -\operatorname{tg} \delta_R \cdot \sin \varphi_0, \quad \Delta \varphi_v = \pm \frac{\Delta R}{R} \sin \varphi_0 \quad \text{et} \quad \Delta \varphi_0 = \pm \frac{\Delta \omega}{\omega} \cdot \sin \varphi_0$$

sont de nature accidentelle.

De manière identique, au cas où le réglage s'effectue sur la capacité  $C$ , les erreurs accidentelles sont:

$$\frac{\Delta |v|}{|v|} = \operatorname{tg} \delta_C \cdot \sin \varphi_0, \quad \Delta \varphi_v = \pm \frac{\Delta C}{C} \cdot \sin \varphi_0 \quad \text{et} \quad \Delta \varphi_0 = \pm \frac{\Delta \omega}{\omega} \cdot \sin \varphi_0.$$

Toutes les autres erreurs sont de nature systématique, et pourront être, par un choix adéquat des éléments du montage et de leur disposition, réduites à une valeur minimale donnée.

D'autre part les différentes erreurs sur le déphasage ayant toutes pour fonction de poids  $\sin \varphi_0$  ou la constante 1, il devient de ce fait possible de réduire davantage encore l'erreur résultante sur la différence de phase mesurée. Il suffit, en effet, comme déjà mentionné, de déphaser à l'aide du déphaseur  $Ph_3$  la différence mesurée des angles de déphasage, jusqu'à la rendre symétrique par rapport à  $90^\circ$ . Les erreurs systématiques, dans ce cas, s'éliminent complètement, les erreurs accidentelles par contre, pour autant que  $\frac{\Delta \omega}{\omega}$  et  $\frac{\Delta R}{R}$  ou  $\frac{\Delta C}{C}$  demeurent constants. De ce procédé nous avons fait maintes fois usage.

Les erreurs sur le rapport de tension, par contre, possèdent différentes fonctions de poids, mais sont toutefois moins nombreuses.

Lors de mesures symétriques par rapport à  $90^\circ$ , seul l'erreur  $\frac{\Delta|v|}{|v|} = \pm \frac{\Delta R_0}{R_0} \cos \varphi_0$  ne se trouve point éliminée, et partiellement l'erreur  $\frac{\Delta|v|}{|v|} = -\operatorname{tg} \delta_2 \sin \varphi_0$ . Il est par contre possible, par un ajustage de la symétrie, de réduire  $\frac{\Delta R_0}{R_0}$  en de telles mesures (jusque  $10^{-4}$ ) que, pratiquement, l'erreur entachant le rapport de tension demeure d'un ordre de grandeur voisin à celui de l'erreur entachant l'angle de déphasage (ch. V, 4).

*Tableau 1*  
Erreurs entachant le déphaseur

Cause	Erreur sur le rapport de tension	Erreur sur le déphasage
$\Delta R_0$	$\pm \frac{\Delta R_0}{R_0} \cos \varphi_0$	$\pm \frac{\Delta R_0}{R_0} \sin \varphi_0$
$\Delta R$	—	$\pm \frac{\Delta R}{R} \sin \varphi_0$
$\Delta C$	—	$\pm \frac{\Delta C}{C} \sin \varphi_0$
$\Delta \omega$	—	$\pm \frac{\Delta \omega}{\omega} \sin \varphi_0$
$\operatorname{tg} \delta_R$	$-\operatorname{tg} \delta_R \sin \varphi_0$	—
$\operatorname{tg} \delta_C$	$\operatorname{tg} \delta_C \sin \varphi_0$	—
$C_{gk}$	$-\frac{C_{gk}}{C} \sin^2 \frac{\varphi_0}{2}$	$-\frac{\omega R_0 C_{gk}}{2} \frac{C_{gk}}{C} \frac{\sin \varphi_0}{2}$

Il nous faut encore mentionner que l'erreur sur l'angle de déphasage pratiquement est indépendante de la fréquence, les termes fonction de la fréquence étant ici  $\frac{C_{gk}}{C}$  (I, 6), et partiellement aussi  $\Delta R$  (en raison de l'effet pelliculaire).

Les erreurs sur le rapport de tension, par contre, sont fonction

de la fréquence, le seul terme plus ou moins indépendant étant  $\frac{4R_0}{R_0}$ .  
 Les erreurs fonction de  $\text{tg} \delta_R$  ou  $\text{tg} \delta_C$  croissent avec la fréquence, celles fonction de  $\frac{C_{gk}}{C}$ , par contre, diminuent.

### III. Le pont de tensions

#### 1. Relations générales

Considérons un pont symétrique équilibré  $AEBF$  (fig. 8) dont les éléments satisfont aux relations  $Z'_0 = Z''_0 = Z_0$  et  $R'_{21} = R''_{21} = R_{21}$ , alimenté en ses diagonales par deux tensions  $U_{11}$  ou  $U_{12}$  et  $U_{21}$  de même fréquence, et ne débitant aucune énergie à ses bornes de sortie  $CD$ .

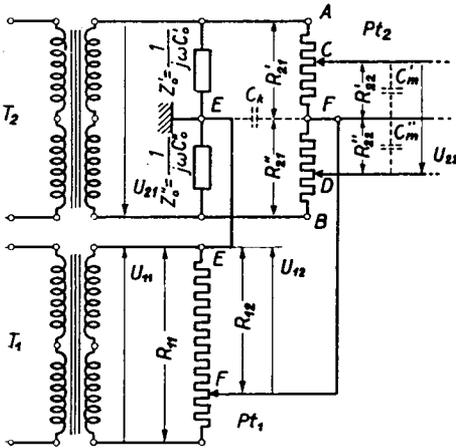


Fig. 8. Pont de tensions

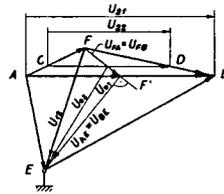


Fig. 9. Diagramme vectoriel d'un pont symétrique de tensions

En vertu du principe de superposition, et compte tenu des flèches de tension représentées à la fig. 8, les tensions entre les points  $A$  et  $E$ , et  $E$  et  $B$  s'expriment pour le pont équilibré

$$U_{AE} = U_{21} \frac{Z'_0}{Z'_0 + Z''_0} + U_{12} \frac{Z'_0}{Z'_0 + R'_{21}} = \frac{U_{11}}{2} + U_{12} \frac{Z_0}{Z_0 + R_{21}},$$

$$U_{EB} = U_{21} \frac{Z''_0}{Z'_0 + Z''_0} - U_{12} \frac{Z''_0}{Z''_0 + R'_{21}} = \frac{U_{21}}{2} - U_{12} \frac{Z_0}{Z_0 + R_{21}}.$$

Additionnant les relations ci-dessus, il vient pour la tension  $U_{AB}$  entre les bornes  $A$  et  $B$

$$U_{AB} = U_{AE} + U_{EB} = U_{21} + U_{12} \left( \frac{Z'_0}{Z'_0 + R'_{21}} - \frac{Z''_0}{Z''_0 + R''_{21}} \right) = U_{21}, \quad (14)$$

résultat conforme à l'expression (1). Il ressort ainsi, que pour le pont symétrique et équilibré, la tension entre les points  $A$  et  $B$  demeure indépendante de  $U_{11}$  ou  $U_{12}$ .

De même, la tension par rapport à la terre, en conformité avec la relation (1a), s'exprime:

$$\begin{aligned} U_{FE} = U_{01} &= \frac{U_{AE} - U_{EB}}{2} \\ &= \frac{U_{21}}{2} \cdot \frac{Z'_0 - Z''_0}{Z'_0 + Z''_0} + \frac{U_{12}}{2} \left( \frac{Z'_0}{Z'_0 + R'_{21}} + \frac{Z''_0}{Z''_0 + R''_{21}} \right) = U_{12} \frac{Z_0}{Z_0 + R_{21}} \end{aligned} \quad (14a)$$

indépendamment de  $U_{21}$  ou  $U_{22}$  au cas où  $Z'_0 = Z''_0$  et  $R'_{21} = R''_{21}$ .

Il nous est en outre possible, dans le cas où  $Z'_0 = Z''_0$  sont des capacités sans pertes, et  $R'_{21} = R''_{21}$  des résistances purement ohmiques, de représenter clairement en un diagramme vectoriel les relations (14) et (14a) (fig. 9). Nous y désignerons par  $U'_{FA} = U'_{FB}$  et  $U'_{AE} = U'_{BE}$  les tensions résultant uniquement de  $U_{12}$ .

Pareillement au cas du déphaseur, nous nous proposons ici de déterminer le rapport de tensions, nous permettant par la suite (ch. V, 4) d'établir l'équation générale du compensateur.

Nous négligerons en première approximation les capacités  $C_m$  et  $C_k$ , représentées à la fig. 8, inhérentes au comparateur  $C_m$  (fig. 16), ainsi que la charge du potentiomètre  $Pt_1$ , constituée par le pont de tension, éléments dont nous pourrons par la suite tenir compte par l'introduction de facteurs de correction.

Supposant égales les tensions par rapport à la terre  $U_{02}$  et  $U_{01}$  (fig. 9), correspondant respectivement aux tensions principales  $U_{22}$  et  $U_{21}$ , supposition acceptable pour un angle  $FEF'$  petit, le rapport de tension par rapport à la terre s'exprime pour le pont symétrique équilibré:

$$v_1 = \frac{U_{02}}{U_{11}} \cong \frac{R_{12}}{R_{11}} \cdot \frac{Z_0}{Z_0 + R_{21}} \quad (15)$$

et le rapport de tension principale:

$$v_2 = \frac{U_{22}}{U_{21}} = \frac{R'_{22} + R''_{22}}{R'_{21} + R''_{21}} = \frac{R'_{22} + R''_{22}}{2 R_{21}} = \frac{R_{22}}{R_{21}}, \quad (15a)$$

relation où  $R_{22}$  est la valeur moyenne de  $R'_{22}$  et  $R''_{22}$ .

Le rapport de tensions principales, relativement peu sujet aux erreurs, peut être considéré comme une fonction linéaire de  $R'_{22}$  et  $R''_{22}$ . De plus, la tension d'alimentation  $U_{21}$  du potentiomètre  $Pt_2$ , dépendant dans une faible mesure de la charge, demeure constante pour autant que le pont de tension  $AEBF$  soit équilibré et ne débite aucune énergie à ses bornes  $CD$ , pour autant aussi qu'une autre cause d'instabilité n'intervienne pas (ch. V, 2).

Par contre, le rapport de tension par rapport à la terre ne peut être considéré comme fonction linéaire de  $R_{12}$ , l'impédance de sortie du pont, montée parallèlement à  $R_{12}$ , détruisant la linéarité. Pour cette même raison, l'impédance d'entrée du potentiomètre  $Pt_1$  ne demeure plus constante, et avec elle, la tension  $U_{11}$  à ses bornes d'entrée.

En première approximation toutefois, nous pouvons supposer la tension  $U_{11}$  constante, dans ces conditions au ch. III, 3 développer une relation plus exacte pour  $v_1$  et rechercher les critères de valabilité et les possibilités de réalisation de notre supposition.

## 2. Les sources d'erreurs sur le rapport de tensions principales

Il nous faut ici distinguer deux groupes de sources d'erreurs; le premier comprenant les erreurs résultant de la dissymétrie du pont, le second englobant celles dont la cause réside dans la partie variable de la résistance potentiométrique ( $R'_{22}$  et  $R''_{22}$ ).

Les erreurs du premier groupe se laissent sans autre difficulté exprimer sous forme mathématique découlant des rel. (14) et (15a). Les formules obtenues, toutefois, en raison de la complexité de leur forme et de dépendance vis-à-vis des tensions par rapport à la terre, rendent difficile leur application aux problèmes pratiques. D'autre part, expérimentalement il est possible de réduire la dissymétrie du pont jusqu'à une limite inférieure au degré de précision du compensateur et, de ce fait, négliger cette cause d'erreurs.

Quant aux erreurs causées par les éléments réglables du potentiomètre  $Pt_2$ , il nous faut à nouveau distinguer, d'une part les erreurs causées par les résistances mêmes, d'autre part celles causées par les capacités  $C'_m$  et  $C''_m$  du comparateur (fig. 8).

Déterminons l'erreur entachant le rapport de tension  $v_2$  et résultant d'erreurs sur les résistances  $R'_{22}$  et  $R''_{22}$ , en différentiant la rel. (15a) par rapport à  $R'_{22}$  et  $R''_{22}$ . Divisant ensuite par  $v_2$  il vient:

$$\frac{dv_2}{v_2} \cong \frac{\Delta v_2}{v_2} = \frac{\pm \Delta R'_{22} \pm \Delta R''_{22}}{R'_{22} + R''_{22}} \cong \pm \frac{1}{2} \frac{\Delta R'_{22}}{R'_{22}} \pm \frac{1}{2} \frac{\Delta R''_{22}}{R''_{22}}.$$

Dans cette relation,  $\Delta R'_{22}$  et  $\Delta R''_{22}$  sont en principe complexes; toutefois les résistances  $R'_{22}$  et  $R''_{22}$  pouvant être prises de valeur relativement faible, comme nous le montrerons par la suite, la pratique nous permet de négliger, pour un montage correct des éléments de résistances, les composantes imaginaires de  $\Delta R'_{22}$  et  $\Delta R''_{22}$ , et de ne considérer les relations précédentes que dans le domaine réel.

La nature des signes des deux membres de l'erreur étant fortuite, il se justifie de considérer l'erreur moyenne; dans ce cas, posant

$$\frac{\Delta R'_{22}}{R'_{22}} \cong \frac{\Delta R''_{22}}{R''_{22}} \cong \overline{\frac{\Delta R_{22}}{R_{22}}}$$

il vient

$$\frac{\Delta |v_2|}{|v_2|} = \frac{1}{\sqrt{2}} \overline{\frac{\Delta R_{22}}{R_{22}}}, \quad (16)$$

relation où  $\overline{\frac{\Delta R_{22}}{R_{22}}}$  exprime l'erreur relative moyenne sur l'étalonnage de la résistance variable du potentiomètre.

Les erreurs entachant les valeurs absolues de  $R'_{22}$  et  $R''_{22}$  peuvent outre leur influence directe, exprimée par la rel. (16), entraîner un léger déphasage à la tension  $U_{22}$  par rapport à  $U_{21}$ . Ce déphasage, qui est aisé à relever sur la fig. 9, peut toutefois être négligé, pour autant que l'angle  $FEF'$  demeure suffisamment petit, condition réalisée pour les valeurs envisagées de  $Z_0$  et  $R_{21}$ . On peut encore éliminer les effets de ce déphasage en croisant les bornes  $A$  et  $B$  et prenant comme résultat de la mesure la moyenne des deux mesures effectuées respectivement avant et après croisement.

Les capacités  $C'_m$  et  $C''_m$  du comparateur (fig. 8 et 19), montées parallèlement aux bornes des résistances  $R'_{22}$  et  $R''_{22}$ , sont cause d'erreurs en module et en phase sur le rapport de tension. Le rapport de tension du potentiomètre  $Pt_2$ , devenant ainsi complexe, s'exprime pour le pont équilibré, symétrique, selon schéma de la figure 8, par la relation

$$v_2' = \frac{R_{22}}{R_{21} + j\omega(R_{21} - R_{22})R_{22}C_m} \quad (17)$$

et

$$\Delta\varphi_{v_2} \cong \operatorname{tg} \Delta\varphi_{v_2} = - \left(1 - \frac{R_{22}}{R_{21}}\right) \frac{R_{22}}{R_{21}} \omega R_{21} C_m = -(1 - v_2)v_2 \operatorname{tg} \delta_m, \quad (17a)$$

relations où  $v_2 = R_{22}/R_{21}$  désigne le rapport de tension dénué d'erreurs, d'après la rel. (15a), et  $\operatorname{tg} \delta_m = \omega R_{21} C_m$  une constante, seule fonction de la fréquence, de la résistance totale  $R_{21}$  et de la capacité moyenne  $C_m$ .

De la relation établie pour  $v_2'$ , calculons  $|v_2'|$  et enfin l'erreur sur le rapport de tension:

$$\frac{\Delta |v_2'|}{|v_2'|} \cong \frac{|v_2'| - v_2}{v_2} = -\frac{1}{2} \operatorname{tg}^2 \Delta\varphi_{v_2} \cong -\frac{1}{2} (\Delta\varphi_{v_2})^2. \quad (17b)$$

De cette relation il ressort que, pour une erreur en déphasage demeurant faible, ce qui toujours doit être recherché, l'erreur en valeur absolue sur le rapport de tensions du potentiomètre peut être négligée.

D'autre part, la rel. (17a) nous montre encore que l'erreur en déphasage passe par un maximum pour  $v_2 = 1/2$ , à savoir:

$$(\Delta\varphi_{v_2})_{max} = -\frac{1}{4} \omega R_{21} C_m. \quad (17c)$$

Pour les valeurs  $v_2 = 0$  et  $v_2 = 1$ ,  $\Delta\varphi_{v_2}$  devient nul, et la courbe  $\Delta\varphi_{v_2} = f(v_2)$  présente un tracé symétrique par rapport à l'axe  $v_2 = 1/2$ .

Ces considérations nous montrent que, dans ce cas encore, pareillement à celui du déphaseur (ch. II, 9), il existe pour la mesure des rapports de tension une position optimum du potentiomètre pour laquelle les erreurs sur le déphasage se compensent. Cet optimum s'atteint lorsque les rapports de tension des potentiomètres  $v_2'$  et  $v_2''$ , correspondant à deux mesures partielles (voir ch. V, 4), se situent

symétriquement par rapport à 0,5, ce qui encore s'exprime par  $v_2'' = 1 - v_2'$ . Dans ce but, il est indispensable de monter encore un potentiomètre  $Pt_3$  dans le circuit d'alimentation de l'objet de mesure (fig. 16 et 20).

Nous imposant une valeur donnée pour  $(\Delta \varphi_{v_2})_{max}$ , la relation (17c) nous aide dans la détermination de la résistance totale  $R_{21}$  du potentiomètre  $Pt_2$ , en tenant compte du fait que les capacités  $C_m$  restent comprises entre des limites assez étroites. Un autre critère pour la détermination de  $R_{21}$  résulte du degré de précision de lecture de la résistance.

Cette précision, en effet, ramenée à la valeur totale de la résistance potentiométrique, doit être en ordre de grandeur supérieure au moins d'une unité au degré de précision de mesure désiré, c. à d. en notre cas être au moins égale à  $10^{-4}$ . Des raisons constructives (v. ch. VI, 4) limitant à 0,01 ohm la plus petite différence de résistance lue, il nous faut pour  $R_{21}$  prendre un minimum de 100 ohms.

Prenant  $R_{21} = 100 \Omega$  et  $C_m = 570$  pF, (v. tabl. VI) il en découle à la fréquence  $f = 100$  kc/s ( $\Delta \varphi_{v_2})_{max} = 9 \cdot 10^{-3}$ , ce qui constitue évidemment la limite maximale possible dans cette application.

En fait, lors de mesures de rapports de tension, les valeurs des erreurs obtenues sont notablement plus faibles, et correspondent à la différence entre deux relations de la forme (17a). De plus, si les mesures se situent symétriquement par rapport à  $v_2 = 1/2$ , les erreurs sur la phase se compensent entièrement.

Un autre facteur encore qui, dans la détermination de la résistance potentiométrique  $R_{21}$ , demande considération, est la grandeur de l'angle  $F E F'$  (fig. 8), d'après la relation

$$\operatorname{tg} \sphericalangle F E F' = \omega R_{21} C_0 = \delta_0.$$

La grandeur de cet angle est surtout importante pour le rapport de tension par rapport à la terre  $v_1$  et se retrouvera dans les relations du prochain paragraphe (rel. (18), (19) jusque (20d)).

Une autre cause d'erreurs réside dans les influences parasites et couplages entre potentiomètre, terre et les appareils voisins. Les influences parasites par rapport à la terre et les fils de terre sont principalement de nature capacitive et se laissent fort bien éliminer par les écrans électrostatiques du potentiomètre.

Les deux parties symétriques du potentiomètre sont blindées séparément (fig. 18), les écrans étant reliés soit aux points  $A$  et  $B$ , soit au point  $F$  (fig. 8). La première solution réduit les impédances par rapport à la terre, la deuxième, par contre, crée une charge pour le potentiomètre des tensions par rapport à la terre, la capacité  $C_k$  s'accroissant.

Les considérations du paragraphe suivant (III, 3) nous montreront qu'il est préférable de relier l'écran du potentiomètre des tensions principales avec le point milieu  $F$  du potentiomètre.

### 3. Le rapport de tensions par rapport à la terre

Ainsi que nous l'avons précédemment déjà mentionné (ch. III, 1) le rapport de tensions par rapport à la terre  $v_1$  n'est pas une fonction linéaire. Afin de nous donner une idée de l'importance de la non-linéarité de cette fonction, nous en avons établi un calcul plus exact et contrôlé les résultats expérimentalement.

Dans ce but, nous introduisons les notations suivantes (fig. 8):

$$\omega R_{21} C_0 = \delta_0, \quad (18)$$

$$\omega R_{12} C_0 = \delta_0', \quad (18a)$$

$$\omega R_{22} C_0 = \delta_0'', \quad (18b)$$

$$\omega R_{22} C_m = \delta_m, \quad (18c)$$

$$\omega R_{12} C_k = \delta_k. \quad (18d)$$

Proposons-nous de déterminer d'abord l'impédance du schéma figuré par la partie  $R_{12}$  du potentiomètre constituant la diagonale  $EF$  du pont de tension, en parallèle avec le pont lui-même. Un calcul simple nous donne, abstraction faite des termes de puissances trois et supérieures

$$\overrightarrow{R_{12}} = R_{12} (1 - \delta_p) e^{j\varphi_p}, \quad (19)$$

relation où

$$\delta_p = \frac{(\delta_0')^2}{2} + \frac{\delta_k^2}{2} + \delta_0' \delta_k + \delta_0' \delta_0 - 2 \delta_m \delta_k \quad (19a)$$

$$\text{et } \varphi_p = -\{\delta_0' + \delta_k - \delta_0^2 - \delta_m^2 - \delta_0 \delta_0' - 2 \delta_0 \delta_m\} \cong -(\delta_0' + \delta_k). \quad (19b)$$

L'impédance d'entrée du potentiomètre de tensions par rapport à la terre, chargé par le pont de tension, s'exprime ainsi:

$$\overline{R}_{11} = R_{11} - R_{12} + R_{12}(1 - \delta_p) e^{j\varphi_p}. \quad (19c)$$

De manière analogue il nous est aussi possible de déterminer le rapport de tensions par rapport à la terre

$$v_1 = \frac{R_{12}}{R_{11}} (1 - \Delta_1) (1 - \Delta_2) e^{j(\psi_1 + \psi_2)}, \quad (20)$$

relation où

$$\Delta_1 = \delta_p \left(1 - \frac{R_{12}}{R_{11}}\right) + \delta_p^2 \frac{R_{12}}{R_{11}} \left(1 - \frac{R_{12}}{R_{11}}\right) - \frac{\varphi_p^2}{2} \frac{R_{12}}{R_{11}} \left(1 - \frac{R_{12}}{R_{11}}\right), \quad (20a)$$

$$\Delta_2 = -\frac{(\delta_0'')^2}{2} + \delta_0'' \delta_0 + \delta_0'' \delta_m, \quad (20b)$$

$$\begin{aligned} \psi_1 = \varphi_p \left\{ 1 - \frac{R_{12}}{R_{11}} + \delta_p \frac{R_{12}}{R_{11}} \left(1 - \frac{R_{12}}{R_{11}}\right) \right. \\ \left. + \delta_p^2 \left(\frac{R_{12}}{R_{11}}\right)^2 \left(1 - \frac{R_{12}}{R_{11}}\right) + \frac{\varphi_p^2}{2} \left(1 - \frac{R_{12}}{R_{11}}\right)^2 \right\}, \quad (20c) \end{aligned}$$

$$\psi_2 = -\{\delta_0'' - \delta_0^2 - \delta_m^2 - \delta_0'' \delta_m + \delta_0 \delta''\} \cong -\delta_0''. \quad (20d)$$

Ces relations sont applicables au calcul des résultats de mesure, pour autant, toutefois, que la tension d'entrée  $U_{11}$  reste constante. La cause principale d'instabilité de la tension  $U_{11}$  réside en les variations de l'impédance d'entrée du potentiomètre  $Pt_2$ ; les variations de tension d'autre origine sont soit sans importance, comme celles résultant des variations du facteur d'amplification de l'amplificateur (ch. V, 2), soit s'éliminent en cours de calcul, p. ex. variations de la tension du générateur (ch. V, 4).

Afin d'assurer la constance de la tension  $U_{11}$ , il nous faut dans la mesure du possible rendre petites les capacités  $C_0$  et  $C_k$ , réduisant ainsi dans des limites admissibles les variations de l'impédance d'entrée  $R_{11}$  (rel. 19c). Ceci, toutefois, n'est point toujours possible, les capacités  $C_0$  et  $C_k$  nous étant imposées par les données constructives des appareils respectifs, et ne pouvant être réduites en-dessous d'une certaine mesure. De même, en raison de la précision des lec-

tures, il nous est difficile de réduire la résistance  $R_{11}$  dans la mesure qui s'imposerait avantageusement pour la constance de l'impédance d'entrée. Par contre, les variations de la tension d'entrée du potentiomètre ou de la tension de sortie de l'amplificateur l'alimentant peuvent être considérablement réduites par une contre-réaction appropriée dans l'amplificateur.

Un autre moyen de rendre linéaire le rapport de tensions par rapport à la terre serait le découplage par tubes électroniques entre potentiomètre  $Pt_1$  et pont de tension.

Il est aussi concevable de déterminer mathématiquement les variations de la tension  $U_{11}$ . Toutefois, un tel calcul rendrait plus compliquées encore les relations de correction (20) à (20d), déjà compliquées en soi, et serait, en outre, assez incertain, les termes de correction étant fonction de la fréquence.

Les efforts déployés en vue d'obtenir un rapport de tensions par rapport à la terre exactement linéaire ou calculable aisément, poursuivent en fait la possibilité d'une mesure directe de la dissymétrie complexe  $\frac{U}{U_0}$  (d'après Wirk) ou  $4 \frac{U_0}{U}$  (d'après CCIF). Dans ce cas, il faudrait au préalable, évidemment, déterminer le facteur complexe  $\frac{U_{11}}{U_{21}}$  par un étalonnage.

On peut aussi ne considérer déphaseur et potentiomètre de tensions par rapport à la terre que comme moyen d'équilibrage, devant assurer une parfaite compensation sans exprimer numériquement en grandeur et en phase la tension par rapport à la terre  $U_0$ . Ceci ne constitue nullement une limitation du champ d'application du compensateur, toute tension par rapport à la terre pouvant en effet être mesurée à l'aide de la tension principale  $U$  et de sa tension par rapport à la terre  $U_0 = \frac{U}{2}$ .

Lors de la réalisation du compensateur, nous avons voulu pouvoir mesurer la tension par rapport à la terre  $U_0$ . En raison des valeurs des capacités  $C_0$  et  $C_k$ , en étroite relation avec la largeur de la bande de fréquence du translateur de sortie de l'amplificateur et de l'appareil d'équilibrage, il ne nous fut pas possible d'atteindre ce but dans l'ensemble de la bande de mesure.

À la fréquence de 100 000 p/s, le rapport de tensions par rapport

à la terre, même après les corrections mentionnées plus haut, était entachée d'une erreur dont l'ordre de grandeur était environ d'une unité supérieur à celui de l'erreur entachant la mesure de la tension principale (voir tableau 7).

Les chiffres suivants nous donnent une image des erreurs en présence:

$$\frac{\Delta |v_1|}{|v_1|} \text{ mesuré: } -18,32\%; \text{ calculé d'après rel. (20): } -11,20\%,$$

$$\Delta \varphi_{v_1} \text{ mesuré: } -3^\circ 39'; \text{ calculé d'après rel. (20): } -3^\circ 48'.$$

Dans ces conditions et pour cette raison, nous avons jugé plus adéquat d'employer le compensateur de tensions par rapport à la terre ( $Ph_1$  et  $Pt_1$ ) seulement comme moyen d'équilibrage.

## IV. Le procédé d'équilibrage

### 1. Position du problème

Considérons dans le plan complexe deux vecteurs de tension donnés  $U_x$  et  $U_k$  (fig. 10),  $U_x$  étant la tension à mesurer,  $U_k$  la tension de compensation. Ces tensions seront en outre caractérisées (ch. I, 2) par leurs tensions respectives  $U_{ox}$  et  $U_{ok}$  par rapport à la terre.

Du point de vue purement géométrique, les vecteurs de tension principale et leurs vecteurs de tensions par rapport à la terre respectifs constituent deux triangles vectoriels  $OAB$  et  $OCD$  (fig. 10)

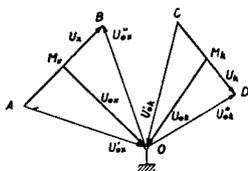


Fig. 10. Vecteurs de la tension à mesurer et de la tension de compensation

possédant un sommet commun  $O$ . Celui de ces deux triangles correspondant aux tensions à mesurer  $U_x$  et  $U_{ox}$  (dans notre cas  $OAB$ ) est généralement fixe dans le plan complexe et déterminé par son sommet  $O$ , ses côtés et les angles formés par ceux-ci avec un vecteur de référence, qui dans notre cas ne doit point être spécialement désigné. Il

nous est en effet loisible, au gré des conditions de mesure les plus favorables (v. ch. II, 9), de modifier librement la position angulaire du triangle vectoriel autour du point  $O$ , celle-ci étant toutefois fixée sans équivoque à l'origine du processus d'équilibrage.

Le triangle vectoriel  $ODE$ , par contre, peut se mouvoir arbitrairement dans le plan complexe, seul le point  $O$ , commun aux deux triangles, ne pouvant se déplacer.

La distinction entre triangles fixe et mobile correspond en fait aux exigences pratiques des méthodes de compensation, n'est point toutefois indispensable du point de vue de la théorie de l'équilibrage que nous voulons développer ici.

De la manière la plus générale, le problème se résume en la superposition complète de deux triangles  $OAB$  et  $ODE$  mentionnés ci-dessus, que l'un des deux ou les deux triangles soient variables. En généralisation du ch. I, 2, chacun de ces triangles vectoriels peut être défini par deux vecteurs pris quelconques parmi ceux de la fig. 10, et chaque paire de vecteurs peut en principe s'appliquer au processus d'équilibrage.

Des six combinaisons possibles des quatre vecteurs d'un triangle, pris deux à deux, quatre paires seulement, pour chaque triangle vectoriel sont, en fait, du point de vue mesure différents, à savoir

- |    |   |
|----|---|
|    | 1. $U_x, U_{ox}$ et $U_k, U_{ok}$ ,             |
|    | 2. $U_x, U'_{ox}$ et $U_k, U'_{ok}$             |
| ou | $U_x, U''_{ox}$ et $U_k, U''_{ok}$ ,            |
|    | 3. $U'_{ox}, U''_{ox}$ et $U'_{ok}, U''_{ok}$ , |
|    | 4. $U_{ox}, U'_{ox}$ et $U_{ok}, U'_{ok}$       |
| ou | $U_{ox}, U''_{ox}$ et $U_{ok}, U''_{ok}$ .      |

Il nous est à priori possible d'éliminer la combinaison vectorielle 3, la tension  $U_x$  nous intéressant en ordre principal n'y intervenant pas, si ce n'est sous forme de somme de tension  $U'_{ox}$  et  $U''_{ox}$  ou  $U'_{ok}$  et  $U''_{ok}$ , opération constituant une cause d'erreurs supplémentaire. Pour cette même raison, la combinaison 4 est également à rejeter.

En raison de sa dissymétrie, également cause d'erreurs supplémentaires, et de considérables difficultés d'ordre technique et cons-

tructif résultant de leur élimination, il nous faut rejeter aussi la combinaison vectorielle 2.

Il nous reste ainsi la combinaison 1, que, à l'exclusion des autres, nous utiliserons dans le processus de compensation.

Au cas où le point de référence  $M_x$  est accessible, le problème d'équilibrage devient banal, et se réduit à deux équilibrages successifs de deux vecteurs de tension présentant un point commun fixe ( $O$  ou  $M_x$ ). Si, par contre, le point de référence  $M_x$  n'est pas accessible, le problème d'équilibrage devient plus ardu. On peut encore, par un adroit équilibrage à l'aide d'un appareil de zéro commutable ou de deux appareils différents (fig. 2), atteindre le but; la convergence d'un tel processus, toutefois, comme nous le verrons par la suite (v. p. 44) laissera fort à désirer. Pour cette raison, il nous faut envisager le problème de l'équilibrage d'une manière plus générale.

## 2. Examen théorique de la compensation de deux tensions dissymétriques par rapport à la terre

Considérons un octopôle linéaire (fig. 11) et soient 1, 1', 2, 2', 3, 3' et 4, 4' ses bornes. Soient encore 1, 1', 2, 2' et 3, 3' ses bornes d'entrée, 4, 4' ses bornes de sortie entre lesquelles nous mesurons la tension de sortie, ou relevons le zéro de tension en cas de compensation parfaite.

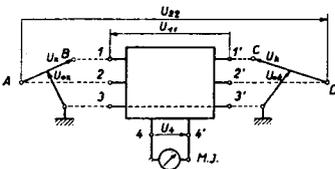


Fig. 11. Octopôle d'équilibrage

Nous ne considérerons provisoirement pas davantage la construction de l'octopôle, et nous contenterons de dire qu'il résulte exclusivement d'éléments linéaires et que le schéma des bornes 3, 3'

est analogue à celui d'un quadripôle en  $T$ , c. à d. qu'elles sont reliées directement entre elles par un conducteur. Alimentons à présent l'octopôle par les tensions à compenser  $U_x$ ,  $U_{ox}$  et les tensions de compensation  $U_k$ ,  $U_{ok}$ , suivant schéma de la fig. 11. Ce faisant, nous supposons les impédances des bornes d'entrée grandes et telles qu'elles n'exercent aucune influence appréciable sur les tensions y connectées.

Tenant compte des flèches de courant (fig. 11), les tensions aux bornes d'entrée résultent des relations:

$$U_{11} = U_{ox} + \frac{U_x}{2} - U_{ok} - \frac{U_k}{2}, \quad (21)$$

$$-U_{22} = U_{ox} - \frac{U_x}{2} - U_{ok} + \frac{U_k}{2}. \quad (21a)$$

Désignons en outre, les rapports de tensions entre une paire de bornes d'entrée et la paire de bornes de sortie 4, 4' (dans le cas où les autres bornes d'entrée demeurent sans tension) de la manière suivante:

$$v_1' = \frac{U_4}{U_{11}}, \quad v_2' = \frac{U_4}{U_{22}} \quad \text{et} \quad v_3' = \frac{U_4}{U_{33}} = 0. \quad (22)$$

Le principe de superposition, le quadripôle étant supposé linéaire, nous permet d'exprimer dans le cas général:

$$U_4 = v_1' U_{11} + v_2' U_{22}$$

tenant encore compte de (21) et (21a):

$$U_4 = (v_1' - v_2')(U_{ox} - U_{ok}) + \frac{v_1' + v_2'}{2}(U_x - U_k),$$

soit encore

$$U_4 = v_1(U_{ox} - U_{ok}) + v_2(U_x - U_k), \quad (23)$$

relation où

$$v_1 = v_1' - v_2' \quad \text{et} \quad v_2 = \frac{v_1' + v_2'}{2}. \quad (24)$$

Les rapports de tensions  $v_1$  et  $v_2$  sont en général complexes et peuvent être fonction de la fréquence.

La relation (23) est l'équation fondamentale de l'octopôle d'équilibrage. Si nous parvenons, pour une valeur finie de  $v_2$ , à réduire à zéro la grandeur  $v_1$ , ce qui suppose évidemment  $v_1' = v_2'$ , les conditions idéales de compensation de la tension principale seraient réalisées, puisque, indépendamment de la tension par rapport à la terre, nous aurions

$$U_4 = v_2(U_x - U_k).$$

De manière analogue, les conditions idéales de compensation de la

tension par rapport à la terre correspondraient à  $v_2 = 0$ , pour une valeur finie de  $v_1$ ; dans ce cas en effet

$$U_4 = v_1 (U_{ox} - U_{ok}).$$

Malheureusement, il n'est en pratique point toujours possible de découpler si parfaitement une paire de bornes de l'autre, jusqu'à pouvoir annuler  $v_1$  ou  $v_2$  pour une valeur finie de l'autre rapport de tensions. De ce fait, il nous faudra considérer le problème de manière plus générale, pour en arriver à établir une relation entre le degré de découplage et la qualité de l'équilibrage (convergence).

En principe il nous faudrait, pour compenser séparément la tension principale et la tension par rapport à la terre, deux octopôles différents de caractéristiques différentes, soit encore un seul octopôle s'adaptant par commutation à chacune des deux mesures. Il est en effet évident que pour l'équilibrage de la tension par rapport à la terre il convient de prendre  $v_2$  aussi petit, et  $v_1$  aussi grand que possible, et inversement pour l'équilibrage de la tension principale (rel. (23)).

Sans toutefois, pour l'instant, nous attacher davantage à la réalisation de ces différents rapports de tensions suivant la relation (23), désignons ceux-ci comme suit:

pour l'équilibrage de la tension par rapport à la terre

$$v_1 = v_{11}, \quad v_2 = v_{21} \quad \text{et} \quad \frac{v_{21}}{v_{11}} = k_1, \quad (25)$$

et pour l'équilibrage de la tension principale

$$v_1 = v_{12}, \quad v_2 = v_{22} \quad \text{et} \quad \frac{v_{12}}{v_{22}} = k_2, \quad (25a)$$

les grandeurs  $k_1$  et  $k_2$ , généralement complexes, étant désignées sous le nom de *facteurs de découplage*.

Commençons à titre d'exemple par l'équilibrage de la tension par rapport à la terre; l'équilibrage terminé, et posant

$$\frac{U_4}{v_{11}} = U_4'$$

il vient de la relation (23)

$$U_4' = U_{ox} - U_{ok} + k_1 (U_x - U_k) = 0,$$

soit encore 
$$U_{ox} - (U_{ok})_1 = -k_1(U_x - U_k),$$

relation où  $(U_{ok})_1$  désigne la tension de compensation après le premier équilibrage.

Passons ensuite à l'équilibrage de la tension principale; admettant à présent

$$U_4'' = \frac{U_4}{v_{22}} = 0$$

la relation (23) nous permet d'exprimer

$$k_2[U_{ox} - (U_{ok})_1] + [U_x - (U_k)_1] = 0,$$

soit encore, tenant compte du résultat du premier équilibrage:

$$k_1 k_2 (U_x - U_k) = U_x - (U_k)_1. \quad (26)$$

Après  $n$  opérations successives de double équilibrage, il vient

$$U_x - (U_k)_n = (k_1 k_2)^n (U_x - U_k) = k^n (U_x - U_k), \quad (26a)$$

relation où nous désignons le facteur

$$k = k_1 k_2 \quad (26b)$$

sous le nom de *facteur de découplage du dispositif d'équilibrage*.

En commençant le processus par l'équilibrage de la tension principale, un résultat identique s'établit pour la tension par rapport à la terre:

$$U_{ox} - (U_{ok})_n = k^n (U_{ox} - U_{ok}). \quad (27)$$

En fait, il est pratiquement indifférent de commencer le processus par l'équilibrage de la tension principale ou de la tension par rapport à la terre, et nos considérations à ce sujet ne visaient que la recherche d'une forme plus simple pour les relations (26a) et (27).

Une représentation graphique claire du processus d'équilibrage décrit ci-dessus s'obtient à l'aide d'un diagramme vectoriel. Le diagramme de la figure 12 décrit le processus dans le cas particulier où  $k_1 = k_2$  sont réels et égaux à 0,75 et où l'opération débute par l'équilibrage de la tension par rapport à la terre.

Le segment  $AB$ , égal à la différence  $(U_x - U_k)$  ou  $(U_{ox} - U_{ok})$ <sup>8)</sup>, est le lieu géométrique des extrémités des vecteurs de tension  $U_{ok}$

<sup>8)</sup> La supposition  $U_x - U_k = U_{ox} - U_{ok}$  ne constitue nullement une res-

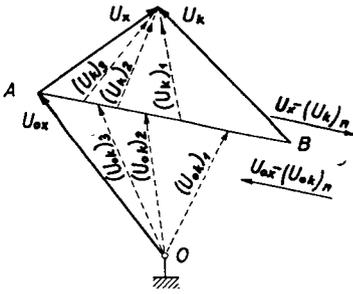


Fig. 12. Diagramme de convergence

et  $U_k$  tendant respectivement vers  $U_{ox}$  et  $U_x$ , et peut être nommé *ligne de convergence* ou *lieu géométrique de convergence*. Si  $k_1$  et  $k_2$  sont réels, la ligne de convergence est une droite, ce qui correspond pratiquement à l'appareil décrit aux ch. IV, 3 et VI, 5. Toutefois, les valeurs finies des impédances d'entrée du comparateur entraînent un écart de la ligne de convergence de son tracé linéaire suivant figure 12.

La sensibilité limitée des appareils de mesure nous conduit forcément à une certaine limite lors de l'équilibrage. Désignons par  $\Delta$  la plus petite déviation encore perceptible de l'instrument de zéro rapportée à la plus grande tension à mesurer, c. à d.  $(U_x - U_k)$  ou  $(U_{ox} - U_{ok})$ , les deux étant mesurées aux bornes 4, 4'. Il vient ainsi des relations (26a) ou (27)<sup>9</sup>,  $\Delta$  étant toujours réel

$$\left| \frac{U_x - (U_k)_n}{U_x - U_k} \right| = |k|^n = \Delta \quad \text{et} \quad \left| \frac{U_{ox} - (U_{ok})_n}{U_{ox} - U_{ok}} \right| = |k|^n = \Delta. \quad (28)$$

Il nous est ainsi possible de déterminer le nombre d'opérations successives de double équilibrage nécessaire pour compenser la tension  $U_x$  ou  $U_{ox}$  à une fraction  $\Delta$  près de la différence initiale de tension. Il vient en effet

$$n = \frac{\log \Delta}{\log |k|} = \frac{\log \Delta}{\kappa_a}, \quad (28a)$$

relation où

$$\kappa_a = \log |k| = \log \left| \frac{v_{12}}{v_{22}} \right| + \log \left| \frac{v_{21}}{v_{11}} \right|. \quad (29)$$

La relation (28a) est exacte pour  $k$  réel. Elle donne aussi une bonne

restriction du problème, un simple voltmètre nous permettant en effet toujours à l'origine de l'équilibrage d'établir  $U_x - U_k = 2(U_{ox} - U_{ok})$ . De ce fait, la partie supérieure de la fig. 12 est représentée à une échelle réduite de moitié.

<sup>9</sup> La grandeur  $\Delta$  n'est pas une caractéristique fixe de l'instrument de mesure, elle dépend de la tension mesurée, et atteint sa valeur minimale pour la déviation totale de l'instrument.

approximation pour  $k$  complexe qui est d'autant plus grande que  $|k|$  et son argument sont plus proches de zéro.

Nous conformant au travail de Küpfmüller [30], nous désignons  $\kappa_a = \log |k|$ , sous le nom de *facteur de convergence du comparateur*, chacun des équilibrages de la tension principale et de la tension par rapport à la terre obéissant en outre à sa loi de convergence propre et possédant son propre facteur de convergence (voir ch.IV,6).

L'expression (29) nous donne la relation existant entre le facteur de convergence et les caractéristiques du comparateur. De plus, les relations (28) et (28a) nous montrent clairement que  $k < 1$ , faute de quoi l'équilibrage ne serait convergent.

Enfin, le tableau 2 nous donne un aperçu de la relation existant entre le nombre  $n$  d'opérations successives de double équilibrage et le facteur  $k = \frac{v_{12}}{v_{22}} \cdot \frac{v_{21}}{v_{11}}$ , pour un  $\Delta = 0,001$ , chiffre qui peut être considéré comme limite normale dans les mesures techniques.

*Tableau 2*  
Nombre d'équilibrages doubles en fonction du facteur de découplage  $k$  pour  $\Delta = 0,001$

k	1	0,9	0,8	0,6	0,4	0,2	0,1	0,05	0,01	0,001
n	$\infty$	65,6	31,0	13,5	7,55	4,29	3,0	2,31	1,5	1,0

Il nous est à présent possible, à la lumière de ces développements théoriques, de revenir à des cas particuliers auparavant évoqués.

Dans le cas du point de référence  $M_x$  accessible à la mesure, le dispositif d'équilibrage se réduit à un instrument de zéro qui pour la compensation de la tension par rapport à la terre se connecte entre les points  $M_x$  et  $M_k$ , pour la compensation de la tension principale entre les points  $A$  et  $D$  ou  $B$  et  $C$  (fig. 10). Les facteurs de découplage présentent dans les deux mesures la valeur  $k_1 = k_2 = 0$ ,  $\kappa_a = -\infty$ , en conséquence  $n = 0$ , l'équilibrage s'ensuit aussitôt exact et bien marqué. Dans le cas

$$v_1' = -v_2' \quad \text{il vient} \quad v_{11} = 2v_1' \quad \text{et} \quad v_{21} = 0$$

$$\text{et pour} \quad v_1' = v_2' \quad \text{c. à d.} \quad v_{21} = 0 \quad \text{et} \quad v_{22} = v_1'$$

nous avons encore  $k_1 = k_2 = 0$  et  $\kappa_a = -\infty$  soit encore  $n = 0$ .

Considérons à présent la convergence d'une mesure de fortune effectuée à l'aide d'un voltmètre tour à tour connecté entre les points  $B$  et  $C$  ou  $A$  et  $D$  (fig. 10), en supposant dans ce cas le point de référence  $M_x$  inaccessible à la mesure. Pour la mesure effectuée entre les points  $B$  et  $C$  nous avons

$$v_{11} = 1, \quad v_{21} = \frac{1}{2} \quad \text{et} \quad k_1 = \frac{v_{21}}{v_{11}} = \frac{1}{2}.$$

Pour celle effectuée entre les points  $A$  et  $D$

$$v_{12} = 1, \quad v_{22} = \frac{1}{2} \quad \text{et} \quad k_2 = \frac{v_{12}}{v_{22}} = 2.$$

En conséquence il vient

$$k = k_1 \cdot k_2 = 1 \quad \text{et} \quad \kappa_a = 0 \quad \text{soit encore } n = \infty.$$

La compensation exige dans ce cas un nombre infiniment grand de doubles équilibrages. Ceci nous conduit à dire que, pratiquement considéré, l'équilibrage n'est pas convergent, que toutefois, à condition de le réaliser de manière très progressive, deux valeurs successives restant très voisines, la compensation peut parfois être atteinte après un très grand nombre de doubles équilibrages.

### 3. Réalisation de l'octopôle d'équilibrage

Deux quadripôles quelconques à faible affaiblissement et rapports de tension égaux peuvent en principe contribuer à la réalisation de l'octopôle d'équilibrage mentionné au chapitre précédent. Ce faisant, il convient en outre de considérer les impédances par rapport à la terre des deux quadripôles et d'une quelconque manière adéquate d'éliminer leur influence.

Une réalisation presque idéale d'un tel quadripôle se trouve être le transformateur, avec son affaiblissement réduit dans la bande de fréquences requise et ses bonnes qualités de symétrie. De plus, avec ses nombreuses possibilités de blindage, le transformateur présente de considérables avantages quant au découplage par rapport à la terre<sup>10</sup>).

<sup>10</sup>) Au sujet de l'emploi de transformateurs comme dispositifs d'équilibrage dans la compensation, v. [1] p. 473 et suiv., [3] p. 116, [22].

En pratique, nous pouvons soit faire usage de deux transformateurs à noyaux séparés, soit d'un seul transformateur comprenant deux enroulements primaires et un enroulement secondaire, solution qui fut préférée pour des raisons constructives. Dans ce cas toutefois la symétrisation des bornes de sortie exige l'emploi d'un transformateur supplémentaire. Le schéma de la figure 13 nous montre

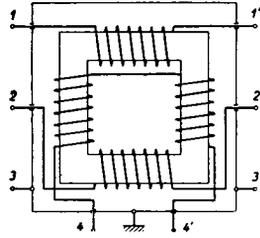


Fig. 13. Schéma de principe de l'octopôle d'équilibrage

le principe du transformateur à trois enroulements utilisé comme dispositif d'équilibrage; les détails de la réalisation pratique de l'appareil sont décrits plus amplement au chap. VI, 5.

#### 4. Remarques à la théorie de l'équilibrage

Il convient avant tout de remarquer que les tensions  $U_x$  et  $U_{ox}$  mesurées par le processus décrit au chapitre IV, 2, correspondent toujours à celles de la figure 10.

La tension par rapport à la terre mesurée  $U_{ox}$  demeure en effet toujours la différence de potentiel existant entre la terre et le point de référence  $M_x$  correspondant au milieu du vecteur de tension  $U_x$ , que cette tension par rapport à la terre  $U_{ox}$ , physiquement parlant, existe ou non. De même, la tension  $U_x$  mesurée demeure toujours la différence de potentiel entre les points  $A$  et  $B$ , quelles que soient en fait les tensions partielles, de modules et phases différents, qui la composent. Une démonstration est mathématiquement simple et peut être négligée.

Les relations (26) à (29) au chap. IV, 2, furent établies en supposant les impédances d'entrée aux bornes de l'octopôle grandes vis-à-vis des impédances internes des bornes correspondantes de l'objet à mesurer et du compensateur, et telles qu'elles ne puissent causer aucune chute de tension notable soit dans l'objet à mesurer, soit dans le compensateur. Il est évident toutefois qu'il serait impossible de réaliser une impédance d'entrée grande vis-à-vis de toutes les

impédances se présentant à la mesure; de plus, ceci ne serait pas nécessaire.

Il est clair en effet que l'influence des impédances d'entrée est d'autant plus minime que nous nous approchons davantage de la compensation complète ( $U_x = U_k$  et  $U_{ox} = U_{ok}$ ). A l'instant où celle-ci est atteinte, le dispositif d'équilibrage se comporte, indépendamment de ses impédances d'entrée réelles, comme si celles-ci étaient infinies. Les essais effectués en vue de vérifier la relation (28a) ont établi une très bonne concordance entre celle-ci et les résultats de mesure.

Certaines difficultés lors de l'équilibrage et des écarts entre mesure et relation (28a) se sont présentés dans le seul cas où l'objet de mesure ou l'un de ses circuits engendrait une résonance série ou parallèle avec les réactances du transformateur du dispositif d'équilibrage. Il est cependant aisé d'éviter des phénomènes de résonance; en effet, au lieu de connecter directement l'objet à mesurer avec le dispositif d'équilibrage, nous pouvons effectuer la connection au moyen de capacités telles que nous reportions la fréquence de résonance aussi loin que possible de la fréquence de mesure.

Si, contrairement au schéma de la figure 11, nous croisons à présent les bornes  $AB$  de l'objet à mesurer, ou les bornes  $CD$  du compensateur, nous obtiendrons dans la relation (23) en lieu et place de la différence  $U_x - U_k$  la somme  $U_x + U_k$ , la différence  $U_{ox} - U_{ok}$  continuant toutefois à subsister. Pratiquement, avant de commencer l'équilibrage, on croise à l'aide de l'inverseur monté à la sortie de l'amplificateur ou à l'entrée du déphaseur la tension  $U_k$ , et poursuit la compensation en la position de l'inverseur correspondant à la plus petite déviation de l'instrument de zéro.

Les considérations théoriques du chap. IV, 2 nous ont montré, qu'aussi bien du point de vue du procédé d'équilibrage que du point de vue mathématique, l'équilibrage de la tension principale et l'équilibrage de la tension par rapport à la terre obéissent aux mêmes lois et ne se différencient aucunement l'un de l'autre. Ceci apparaît entre autres en considérant lors de l'équilibrage de la tension principale, la tension de sortie  $U_4$  qui résulte de la relation (23)

$$\frac{U_4}{v_{22}} = U_4'' = (U_x - U_k) + k_2(U_{ox} - U_{ok}) = U_x - (U_k - \Delta U_k) \cong U_x - U_k,$$

relation où  $\Delta U_k = k_2(U_{ox} - U_{ok}) \ll U_k$  pour autant que  $k_2$  soit suffisamment petit, ce qui sera toujours le cas pour un dispositif d'équilibrage convenable.

Nous voyons ainsi que, abstraction faite d'un faible terme de correction  $\Delta U_k$ , la relation établie pour  $U_4$  se présente comme si les deux vecteurs de tension  $U_x$  et  $U_k$  avaient un point commun, pareillement aux tensions par rapport à la terre qui pourraient être compensées à l'aide d'un simple indicateur de tension.

Ce fait démontré nous sera de grande utilité lors de nos considérations ultérieures concernant la convergence des équilibrages partiels de tensions principales et de tensions par rapport à la terre et la sensibilité du compensateur. Nous ne devons en effet plus, nous basant sur ce fait, distinguer entre équilibrage de tension principale ou de tension par rapport à la terre, et pourrons considérer les deux cas comme l'équilibrage de deux vecteurs de tension présentant un point commun (mis à la terre ou non).

## 5. Erreurs de mesure résultant du dispositif d'équilibrage

Considérons tout d'abord le problème dans sa généralité, établissant ainsi les principes directeurs nécessaires au développement du dit dispositif.

Une des caractéristiques les plus importantes du dispositif d'équilibrage, en dehors de celles déjà mentionnées, est le *découplage en marche à vide*. Par là nous entendons l'absence de tension aux bornes de sortie 4, 4' (fig. 11 et 13) quand seules les tensions de compensation  $U_k$  et  $U_{ok}$  sont présentes, les bornes des tensions à compenser  $U_x$  et  $U_{ox}$  demeurant libres.

Le même découplage rapporté aux tensions à compenser n'est point nécessairement requis, à la condition toutefois que les bornes correspondant à ces tensions ne puissent être confondues avec celles des tensions de compensation. Un découplage imparfait en marche à vide est la cause la plus importante et la plus dangereuse d'erreurs de mesure résultant du dispositif d'équilibrage. En effet, les tensions aux bornes de sortie en fonctionnement à vide rendent impossible une compensation exacte et faussent directement le résultat de mesure.

Une autre caractéristique du dispositif d'équilibrage qui se trouve être étroitement liée à la précédente, bien que non identique, est celle-ci: lors du fonctionnement à vide comme décrit ci-dessus, c. à d. alimentation par les seules tensions de compensation  $U_k$  et  $U_{ok}$ , aucune chute de tension ne peut exister entre les bornes libres destinées à la tension à compenser et les bornes d'alimentation. La non-existence de cette caractéristique entraîne elle aussi une cause directe d'erreurs pour les résultats de mesure.

Les moyens propres à combattre ces deux causes d'erreurs dépendent essentiellement de la nature de l'octopôle d'équilibrage. Dans le cas du transformateur à trois enroulements ces moyens sont relativement simples et seront décrits au chapitre VI, 5.

Une troisième cause d'erreurs, enfin, réside encore en les capacités partielles, et spécialement les capacités par rapport à la terre des enroulements du dispositif d'équilibrage.

Toutefois, si les deux autres causes d'erreurs décrites ci-dessus ont été écartées, les capacités partielles du dispositif d'équilibrage ne constituent plus qu'une charge pour les potentiomètres de tension principale et de tension par rapport à la terre, et n'exercent plus aucune influence sur l'objet à mesurer ou la tension à compenser. De plus, nous avons déjà au chap. III étudié l'influence exercée par les capacités partielles du dispositif d'équilibrage sur le pont de tension, ce qui nous dispense d'étendre ici le problème.

Il convient de remarquer encore que des couplages parasites quelconques entre paires de bornes d'entrée 1, 1' et 2, 2' n'entraînent aucune cause directe d'erreurs, mais affectent les facteurs de découplage  $k_1$  et  $k_2$ , et par là la convergence. Par contre toutefois, indirectement ces dissymétries peuvent influencer le découplage et l'égalité de tensions en fonctionnement à vide. En conséquence, il convient d'attacher une importance primordiale à maintenir faibles les facteurs de découplage.

## 6. Convergence des équilibrages partiels

Ainsi que nous l'avons déjà mentionné au chap. IV, 2, chaque équilibrage partiel de la tension principale ou de la tension par rapport à la terre est soumis à la loi de la convergence. De ce fait il

n'est pas possible par un simple réglage de l'amplitude et de la phase de la tension de compensation de réduire à zéro la tension aux bornes de l'instrument indicateur; ceci ne peut s'effectuer que pas à pas.

En vue d'une étude plus approfondie de ce problème, posons les principes suivants:

1. Conformément aux conclusions du chap. IV, 4 nous considérons deux vecteurs de tension présentant une extrémité commune, que nous pouvons supposer à la terre ou non, sans altérer la généralité de nos considérations.
2. Nous ne considérerons seulement que deux vecteurs de tension dont la différence d'angles de déphasage est inférieure à  $90^\circ$ . Si la différence est supérieure à  $90^\circ$  ou  $180^\circ$ , sans toutefois atteindre  $270^\circ$ , nous pourrions par simple inversion d'un des deux vecteurs ramener les deux vecteurs envisagés dans le premier ou le quatrième quadrant, ce qui dans notre étude est indifférent.
3. L'indicateur de tension possède une certaine *imprécision d'indication* que nous définirons comme la variation relative de tension n'entraînant aucun déplacement de l'aiguille (v. [25] et [30]<sup>11</sup>).

Considérons deux vecteurs de tension  $U_x$  et  $(U_k)_n$  (fig. 14), l'indice  $n$  indiquant que le vecteur a déjà subi  $n$  doubles équilibrages (équilibrages en amplitude et en phase).

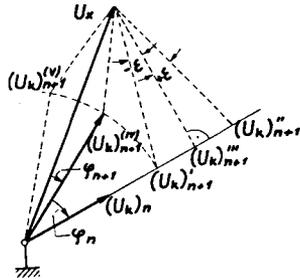


Fig. 14. Diagramme de convergence d'une compensation partielle

Nous normaliserons le processus d'équilibrage en supposant au cours de nos développements toujours commencer celui-ci par un équilibrage en amplitude, suivi d'un équilibrage en phase. Il est clair toutefois qu'une telle convention est purement formelle, et n'altère aucunement la généralité de nos considérations.

Après avoir effectué un nouvel équilibrage en amplitude le vecteur de tension  $(U_k)_n$  peut, en raison de l'imprécision d'indication

<sup>11</sup> Les ouvrages de A. C. Seletzky [38] et A. C. Seletzky et J. R. Anderson [39] apportent une plus large contribution à la généralisation du problème de la convergence appliqué aux montages en pont.

de l'appareil, prendre une position comprise entre  $(U_k)_{n+1}^I$  et  $(U_k)_{n+1}^{II}$  (fig. 14),  $(U_k)_{n+1}^{III}$  étant la position correspondant au minimum d'indication de l'instrument. Nous supposons encore que les rapports de tensions selon les relations (25) et (25a) sont égaux à 1 ou 0, de telle sorte que  $U_x - (U_k)_{n+1}^\lambda$  ( $\lambda = I \dots V$ ) représente en fait la tension aux bornes de l'instrument. En raison de l'imprécision de l'instrument, nous pouvons exprimer

$$\begin{aligned} \delta &= \frac{|U_x - (U_k)_{n+1}^I| - |U_x - (U_k)_{n+1}^{III}|}{|U_x - (U_k)_{n+1}^{III}|} \\ &= \frac{|U_x - (U_k)_{n+1}^{II}| - |U_x - (U_k)_{n+1}^{III}|}{|U_x - (U_k)_{n+1}^{III}|} = \frac{1}{\cos \epsilon} - 1, \end{aligned}$$

relation où la signification de  $\epsilon$  ressort clairement de la figure 14 et qui nous permet encore d'écrire

$$\cos \epsilon = \frac{1}{1 + \delta}, \quad (30)$$

où nous appellerons  $\epsilon$  *angle d'imprécision* [30]<sup>12)</sup>.

Posons à présent

$$\frac{(U_k)_n}{U_x} = p_n e^{j\varphi_n} \quad (31)$$

et supposons qu'après l'équilibrage en amplitude le vecteur de tension  $(U_k)_{n+1}$  se situe seulement dans les positions extrêmes  $(U_k)_{n+1}^I$  et  $(U_k)_{n+1}^{II}$ , ce qui en fait ne constitue qu'une restriction nouvelle dans nos développements. De la relation (31) et de cette supposition, il ressort d'après la figure 14

$$p_{n+1} = \frac{|(U_k)_{n+1}^{(I)(II)}|}{|U_x|} = \cos \varphi_n + \sin \varphi_n \cdot \operatorname{tg} \epsilon$$

et par simple transformation

$$p_{n+1} = \frac{\cos(\varphi_n + \epsilon)}{\cos \epsilon}. \quad (32)$$

L'angle d'imprécision  $\epsilon$  dans les relations ci-dessus peut être ou positif ou négatif,  $p_{n+1}$  par contre est toujours positif dans le premier quadrant, à l'exception du cas  $\varphi_n = \frac{\pi}{2}$  et  $\epsilon < 0$ .

<sup>12)</sup> Dans l'ouvrage cité, Küpfmüller l'appelle *Unschärfewinkel*.

Lors de l'équilibrage en phase consécutif il vient à nouveau en raison de l'imprécision d'élongation (fig. 14), et compte tenu de la relation (30)

$$\frac{|U_x - (U_k)_{n+1}^{(IV)(V)}| - (|U_x| - |(U_k)_{n+1}^{(IV)(V)}|)}{|U_x| - |(U_k)_{n+1}^{(IV)(V)}|} = \delta = \frac{1}{\cos \epsilon} - 1.$$

Divisant numérateur et dénominateur par  $|U_x|$  et s'appuyant sur la relation (31) après transformation il vient

$$\frac{\sqrt{1 + (p_{n+1})^2 - 2 p_{n+1} \cdot \cos \varphi_{n+1}}}{1 - p_{n+1}} = \frac{1}{\cos \epsilon}. \quad (32a)$$

Résolvant par rapport à  $\cos \varphi_{n+1}$ , il ressort

$$\cos \varphi_{n+1} = 1 - \frac{(1 - p_{n+1})^2}{2 p_{n+1}} \cdot \operatorname{tg}^2 \epsilon, \quad (33)$$

soit encore avec (32)

$$\cos \varphi_{n+1} = 1 - \frac{[\cos \epsilon - \cos (\varphi_n - \epsilon)]^2}{2 \cos (\varphi_n - \epsilon) \cdot \cos \epsilon} \cdot \operatorname{tg}^2 \epsilon, \quad (34)$$

relation constituant l'expression générale d'une suite infinie de valeurs représentant les angles de déphasage.

Commençant par l'équilibrage des phases, il ressortirait:

$$\cos \varphi_{n+1} = 1 - \frac{(1 - p_n)^2}{2 p_n} \cdot \operatorname{tg}^2 \epsilon \quad (35)$$

et

$$p_{n+1} = \frac{\cos (\varphi_{n+1} - \epsilon)}{\cos \epsilon}. \quad (36)$$

Des équations (35) et (36) il nous est possible de calculer  $p_{n+1} = f(p_n)$  d'une manière identique à la résolution des équations (32) et (32a) par rapport à  $\cos \varphi_{n+1} = f(\cos \varphi_n)$  (rel. (34)). Le vecteur de tensions  $(U_k)_n$  tend vers  $\vec{U}_x$  quand l'expression (31) tend vers 1, c. à d.  $p_n \rightarrow 1$  et  $\varphi_n \rightarrow 0$ . L'examen de la convergence de  $\varphi_{n+1}$  suivant la relation (34) suffit donc à lui seul,  $p_{n+1}$  (rel. (32)) se réduisant automatiquement à 1 pour  $\varphi_n = 0$ .

L'examen général de la convergence de la suite infinie des nombres  $\varphi_{n+1}$  suivant relation (34) est assez long et médiocrement intéressant au point de vue pratique, ce qui s'explique notamment par les raisons suivantes:

1. Pour l'écouteur choisi comme exemple au tableau 3 ( $\epsilon = 30^\circ$ ,  $\delta = 0,155$ ), l'angle de déphasage converge d'abord très fortement, ensuite plus lentement. Remarquons en outre que  $\epsilon = 30^\circ$  est une valeur assez extrême. On peut admettre en effet pour un écouteur une valeur moyenne  $\epsilon = 25^\circ$  (Küpfmüller [30]), de telle sorte qu'en fait la convergence de mesures effectuées à l'écouteur doit être sensiblement meilleure et celles effectuées à l'aide d'un instrument à aiguille ( $\epsilon \cong 10^\circ$ ) supérieures encore.
2. Les relations (32), (33) et (34) furent établies à la stricte condition que  $\epsilon$  prenne toujours sa valeur limite. Il n'en est en pratique pas toujours ainsi et normalement les vecteurs des tensions correspondant aux équilibrages partiels se situent en des points quelconques entre les valeurs limites (fig. 14), ce qui accélère notablement la convergence.

Tableau 3

Convergence de l'angle de déphasage  $\varphi$  pour  $\epsilon = 30^\circ$  (écouteur);  
origine du processus  $\varphi_0 = 90^\circ$

$\varphi_0$	$\varphi_1$	$\varphi_2$	$\varphi_3$	$\varphi_4$	$\varphi_5$	$\varphi_6$
$90^\circ$	$18^\circ 30'$	$8^\circ 53'$	$3^\circ 30'$	$1^\circ 15'$	$0^\circ 27'$	$0^\circ 9'$

Pour les raisons mentionnées ci-dessus, limitons-nous dans notre examen de la convergence aux petites valeurs de l'angle pour lesquelles nous pouvons admettre  $\sin \varphi_n \approx \varphi_n$  et  $\cos \varphi_n \approx 1 - \frac{\varphi_n^2}{2}$ . Reprenant la relation (32), il vient:

$$p_{n+1} \cong 1 + \varphi_n \cdot \operatorname{tg} \epsilon - \frac{\varphi_n^2}{2} \cong 1 + \varphi_n \cdot \operatorname{tg} \epsilon$$

et par application de l'équation (33), finalement:

$$\varphi_{n+1} \cong \varphi_n \frac{\operatorname{tg}^2 \epsilon}{1 + \frac{\varphi_n}{2} \cdot \operatorname{tg} \epsilon - \frac{\varphi_n^2}{4}} \cong \varphi_n \cdot \operatorname{tg}^2 \epsilon. \quad (37)$$

Procédant dans les relations (35) et (36) à la même simplification que celle effectuée à la relation (37), il vient:

$$\varphi_{n+1} = \frac{1-p_n}{\sqrt{p_n}} \cdot \operatorname{tg} \epsilon,$$

soit

$$1-p_{n+1} = \pm \frac{1-p_n}{\sqrt{p_n}} \cdot \operatorname{tg}^2 \epsilon + \frac{(1-p_n)^2}{2p_n} \cdot \operatorname{tg}^2 \epsilon,$$

soit encore

$$1-p_{n+1} \cong \pm \frac{1-p_n}{1 + \frac{\varphi_n}{2} \cdot \operatorname{tg} \epsilon - \frac{\varphi_n^2}{4}} \cdot \operatorname{tg}^2 \epsilon \cong \pm (1-p_n) \operatorname{tg}^2 \epsilon, \quad (38)$$

relation où  $1-p_n = \frac{|U_x| - |(U_k)_n|}{|U_x|}$  désigne la différence de tensions relative. Des équations (37) et (38) il ressort que  $\varphi_{n+1}$  et  $1-p_{n+1}$  tendent semblablement vers 0,  $\operatorname{tg}^2 \epsilon$  étant plus petit que 1. Le double signe en la relation (38) nous montre que, suivant le signe de  $\epsilon$ ,  $p_n$  ou  $p_{n+1}$  peuvent être supérieurs ou inférieurs à l'unité.

Nous avons ainsi démontré que le processus de compensation considéré converge toujours pour des valeurs petites des angles de déphasage. Ainsi qu'il était aisé de le prévoir, la loi de cette convergence est la même pour l'équilibrage des valeurs absolues et des phases. L'examen des relations (32) et (33) d'une part, (35) et (36) d'autre part, nous montre que même dans le cas d'angles de déphasage quelconques, le processus de compensation converge. En fait, il subsiste théoriquement la possibilité d'existence de certaines zones de divergence pour  $\epsilon$  constant, qui n'ont cependant aucune importance pratique,  $\epsilon$  pris constant dans notre formule ne fixant en réalité que les limites dans lesquelles  $\epsilon$  réel peut prendre des valeurs quelconques.

Déterminons à présent le nombre d'équilibrages doubles  $n$  (en valeur et en phase) nécessaire à réduire à la fraction  $\Delta$  la différence de phase initiale  $\varphi_0$  et la différence relative de tension initiale  $1-p_0$ . Il vient ainsi des équations (37) et (38):

$$\Delta = \frac{1-p_n}{1-p_0} = \frac{\varphi_n}{\varphi_0} = (\operatorname{tg}^2 \epsilon)^n \quad (39)$$

et de là

$$n = \frac{\log \Delta}{\log (\operatorname{tg}^2 \epsilon)} = \frac{\log \Delta}{\kappa_k}, \quad (39a)$$

relation valable en première approximation pour les valeurs petites de  $\varphi_0$ . Désignons par

$$|\kappa_k| = 2|\log(\operatorname{tg} \epsilon)| \quad (40)$$

le facteur de convergence de la compensation simple, le différenciant ainsi du facteur de convergence du comparateur (ch. II, 2).

Quant à l'appréciation de la qualité du facteur de convergence, nous renvoyons à l'ouvrage cité de K. Kämpf Müller.

Nous soulignons ici le fait qu'à l'aide de tout instrument de mesure possédant un angle d'imprécision  $\epsilon < 35^\circ$ , le facteur de convergence obtenu pour l'équilibrage simple suivant relation (40) peut être qualifié, selon K. Kämpf Müller, de bon et même très bon.

Multipliant membre à membre les relations (28a) et (40) et leur produit encore par 2, nous obtenons le nombre total  $N$  d'équilibrages des valeurs absolues et des phases nécessaires à compenser  $U_x$  par  $U_k$  à une fraction  $\Delta$  près de la différence de tension initiale. Identiquement il découle pour  $U_{ox}$  et  $U_{ok}$ :

$$N = 2 \frac{\log \Delta}{\log k} \cdot \frac{\log \Delta}{2 \log(\operatorname{tg} \epsilon)} = \frac{(\log \Delta)^2}{\log k \cdot \log(\operatorname{tg} \epsilon)}, \quad (41)$$

relation où nous désignons le produit  $\log k \cdot \log(\operatorname{tg} \epsilon)$  sous le nom de *facteur de convergence de la double compensation*. Pour le double compensateur réalisé par l'auteur, on a relevé au dispositif d'équilibrage à la fréquence de 100 kc/sec les chiffres suivants:

$$k_1 = 1,87 \cdot 10^{-2}, \quad k_2 = 5,84 \cdot 10^{-2} \quad (\text{v. tableau 6})$$

soit ainsi

$$k = 10,92 \cdot 10^{-4}.$$

Pour le voltmètre à lampe utilisé, la mesure établit  $\epsilon = 11,5^\circ$ . Il en découle en appliquant la formule (41) et posant  $\Delta = 0,001$

$$N = \frac{(\log 10^{-3})^2}{\log(10,92 \cdot 10^{-4}) \log(\operatorname{tg} 11,5^\circ)} = 3,29 \cong 3 \dots 4$$

équilibrages, résultat concordant parfaitement avec l'expérience établie.

Pour conclure, faisons remarquer que, conformément aux constatations du chap. IV, 2, les développements précédents et relatifs à la convergence ont une signification toute générale et s'appliquent à tout problème de compensation, à l'exception toutefois de l'équation (41) relative spécialement à la double compensation.

## 7. Sensibilité du compensateur

Nous entendons par sensibilité d'un montage de mesure (v. [4], p. 84, 359, 382 et 561, [5], p. 329 et 331, [6], p. 48 et suiv., 76 et suiv. et 168 et suiv., [28], [37]) le rapport des manifestations perceptibles de l'appareil de mesure (déviation de l'aiguille, intensité du son etc.) à la variation d'une des grandeurs variables de ce montage (impédance, fréquence etc.). Dans le cas le plus général toutefois où le rapport entre indication et grandeur variable n'est point linéaire, il convient de définir la sensibilité comme quotient différentiel partiel

$$\epsilon = \frac{\partial \alpha}{\partial A} \quad (42)$$

où  $\alpha$  représente l'indication de l'appareil et  $A$  la grandeur variable du montage de mesure.

Conformément aux exposés du chap. IV, 4, il n'est point nécessaire de distinguer entre compensation de la tension principale et de la tension par rapport à la terre. Nous considérons donc la compensation de deux vecteurs de tension  $E_1$  et  $E_2$  (fig. 15) présentant une extrémité commune 0,

dont la position par rapport au potentiel de la terre n'a pas besoin d'être définie pour les fins que nous envisageons.

A la figure 15,  $r_1$  et  $r_2$  désignent les résistances internes des sources équivalentes de tension qui nous donnent les deux tensions  $E_1$  et  $E_2$  nécessaires à la compensation<sup>13</sup>);  $R$  et  $R_1$  désignent la résistance globale et la résistance partielle du potentiomètre et  $r_g$  la résistance de l'instrument de zéro. Présentement et aux fins de simplification de calcul, nous posons  $r_1' = r_1 + r_g$  à la place de  $r_g$  et réintroduirons  $r_1$  et  $r_g$  en fin seulement de nos développements.

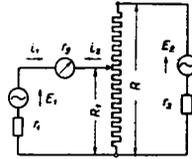


Fig. 15. Schéma de principe relatif à la théorie de la sensibilité du potentiomètre

<sup>13</sup>)  $E_1$  et  $E_2$  sont des tensions de marche à vide ou des f. e. m. des sources équivalentes de tensions de compensation. Dans les ouvrages physiques et techniques allemands, la dénomination „Ersatzspannungsquelle“ est consacrée pour la notion d'une source équivalente de tensions.

Toutes les résistances et tensions de la figure 15 sont en général complexes, à l'exception toutefois des résistances  $R$  et  $R_1$  du potentiomètre, qui sont de pures résistances ohmiques, ce qui en fait n'est point indispensable.

Déoulant du principe de la superposition, il vient pour l'expression du courant dans l'instrument de zéro:

$$i_g = i_1 + i_2 = \frac{E_1 (R + r_2)}{RR_1 - R_1^2 + R_1 r_2 + R r_1' + r_1' r_2} + \frac{E_2 R_1}{RR_1 - R_1^2 + R_1 r_2 + R r_1' + r_1' r_2}, \quad (43)$$

relation où  $i_1$  et  $i_2$  sont les courants résultant, indépendamment l'un de l'autre, des tensions  $E_1$  et  $E_2$ . Du fait de la compensation, il s'impose

$$i_g = 0 \quad (43a)$$

et il découle de la rel. (43)

$$E_1 = -E_2 \frac{R_1}{R + r_2}, \quad (44)$$

équation fondamentale du compensateur à potentiomètre ou du compensateur à déphaseur<sup>14</sup>).

Des relations (42) et (43), il ressort la possibilité de définir et de calculer différentes sensibilités. L'instrument de zéro généralement utilisé étant un voltmètre, nous nous limiterons ici au calcul de la sensibilité en tension en fonction de la résistance  $R_1$  du potentiomètre et de l'angle de déphasage de la tension de compensation  $E_2$ .

Différentiant la relation (43) et tenant compte de la condition (43a), il vient:

$$\left( \frac{\partial i_g}{\partial R_1} \right)_{i_g=0} = - \frac{i_1}{R_1} = \frac{i_2}{R_1}, \quad (45)$$

soit encore pour des variations finies des résistances:

$$(\Delta i_g)_{R_1; i_g=0} = -i_1 \frac{\Delta R_1}{R_1} = i_2 \frac{\Delta R_1}{R_1}, \quad (45a)$$

<sup>14</sup> Les ouvrages techniques et physiques anglo-saxons font généralement usage des dénominations „Polar Potentiometer“ ou „Coordinate Potentiometer“ en lieu et place de compensateur à déphaseur et de compensateur complexe usités dans les pays d'expression allemande, ce qui nous paraît être très pertinent (voir entre autres [3], p. 56 et suiv.).

relation où  $-i_1 = i_2$  serait le courant circulant effectivement dans l'instrument de zéro si  $E_2$  ou  $E_1$  venait à disparaître. Introduisons à présent les notations suivantes:

$$\frac{R_1}{R} = p, \quad (46)$$

$$\frac{r_1}{R} = \rho, \quad (46a)$$

$$\frac{r_g}{R} = \gamma, \quad (46b)$$

$$\frac{E_2}{R+r_2} = i_{20}, \quad (46c)$$

notations où  $i_{20}$  est le courant circulant effectivement dans le potentiomètre quand le courant  $i_g$  s'annule. Après simple calcul, il vient:

$$i_2 = i_{20} \frac{1}{1 + \frac{\rho}{p} + \frac{\gamma}{p} - p \frac{1}{1 + \frac{r_2}{R}}}, \quad (47)$$

relation qui introduite en (45a) compte tenu de la condition d'adaptation  $r_2 = R$ , nous donne

$$(\Delta i_g)_{R_1; i_g=0} = \frac{E_2}{2R} \cdot \frac{1}{1 + \frac{\rho}{p} + \frac{\gamma}{p} - \frac{p}{2}} \cdot \frac{\Delta R_1}{R_1}, \quad (48)$$

formule qui se prête très bien à l'examen de la sensibilité du compensateur. Une forme plus favorable à certaines fins s'obtient toutefois en calculant la sensibilité relative en tensions  $\left(\frac{\Delta u_g}{E_1}\right)_{R_1; i_g=0}$ , où  $\Delta u_g$  désigne la variation de la tension aux bornes de l'instrument de mesure. Introduisant à présent  $\Delta u_g = \Delta i_g \cdot r_g$ ,  $E_1$  suivant relation (44) et  $r_2 = R$ , il vient:

$$\left(\frac{\Delta u_g}{E_1}\right)_{R_1; i_g=0} = - \frac{\Delta R_1}{R_1} \cdot \frac{\gamma}{p - \frac{p^2}{2} + \rho + \gamma}. \quad (49)$$

La sensibilité relative établie par la relation (49) croît lentement pour des valeurs décroissantes de  $p$  en passant d'abord pour  $p = 1$  par un

minimum peu accentué. Cette amélioration de la sensibilité résultant d'une valeur toujours plus petite de  $p$  n'est toutefois qu'apparente,  $E_1$  décroissant en effet simultanément et de ce fait aussi  $u_g$ , objet direct de la mesure. Il peut arriver ainsi que, dans certains cas,  $u_g$  descende en-dessous de la limite de sensibilité de l'appareil de mesure, ce qui nous conduit à prendre une valeur élevée pour  $\Delta R_1/R_1$ , de manière à rendre perceptible l'élongation de l'instrument de zéro. L'influence de  $p$  reste en général minime et sans importance pratique. Le facteur  $p$  étant inférieur ou égal à 1,  $\rho$  et  $\gamma$  par contre pouvant en certains cas atteindre des valeurs grandes, il nous est aisé d'écrire en première approximation, pour les cas en question:

$$\left(\frac{\Delta u_g}{E_1}\right)_{R_1; i_g=0} \cong -\frac{\Delta R_1}{R_1} \cdot \frac{\gamma}{\rho + \gamma}. \quad (50)$$

Des relations (49) et (50) il ressort que très généralement la sensibilité diminue pour des valeurs croissantes de  $\rho = \frac{r_1}{R}$ , en d'autres termes pour des valeurs croissantes de la résistance interne de la source équivalente de tension de l'objet à mesurer. La sensibilité en tensions d'autre part pour  $|\rho| \ll |\gamma|$  est pratiquement indépendante de  $\gamma = \frac{r_g}{R}$ , mais par contre directement proportionnelle à  $\gamma$  pour  $|\rho| \gg |\gamma|$ . En réalité toutefois, le problème est beaucoup plus complexe, particulièrement pour des composantes imaginaires de  $\rho$  et  $\gamma$  présentant des signes différents. Nous nous abstenons cependant ici d'examiner de plus près ce problème, celui-ci nous étant apparu sur base de mesures effectuées comme sensiblement dénué d'importance au point de vue pratique et d'intérêt réduit au point de vue théorique.

Pour le calcul de la sensibilité en fonction de l'angle de déphasage, nous procéderons de manière identique, introduirons dans l'expression (43)

$$E_2 = |E_2| e^{j\varphi_2}$$

et la différentierons par rapport à  $\varphi_2$ .

Après un calcul semblable, nous arrivons enfin à l'expression

$$\left(\frac{\Delta u_g}{E_1}\right)_{\varphi_2; i_g=0} = -j \Delta \varphi_2 \frac{\gamma}{p - \frac{p^2}{2} + \rho + \gamma} \quad (51)$$

qui ne se distingue de la formule (49) que par la présence du facteur  $j\Delta\varphi_2$  au lieu de  $\Delta R_1/R_1$ . La sensibilité en fonction de l'angle de déphasage présente donc exactement des propriétés identiques à celle en fonction des résistances du potentiomètre, si bien qu'un examen spécial s'avère superflu.

## V. Les autres sources d'erreurs et l'équation générale de la compensation

### 1. Influence des harmoniques

L'influence des harmoniques sur les mesures potentiométriques fit l'objet de maintes études et nous renvoyons à ce sujet le lecteur à la littérature spécialisée [11], [23], [19] et [29].

Dans le domaine de la technique du courant faible, de très nombreux problèmes de mesure se ramènent à une détermination irréprochable de la valeur recherchée à une fréquence fixée, ce qui impose la réduction de l'influence des harmoniques en-dessous de l'ordre de grandeurs de la précision des mesures. L'influence des harmoniques se manifeste en effet dans ces conditions par une sensibilité et une précision réduites, en l'occurrence aussi par des perturbations de la convergence, problème que nous examinerons en détail par la suite.

La présence d'harmoniques se révèle principalement par l'impossibilité d'effectuer la compensation jusqu'à disparition complète de tension dans l'instrument de zéro, en d'autres termes par le fait d'une tension résiduelle non compensée. Cette tension résiduelle contient en plus des harmoniques provenant des deux tensions de compensation, principalement la tension de ronflement, la tension de bruit de fond des amplificateurs, les tensions induites par les champs parasites et les champs propres, ainsi que, par suite de la sensibilité limitée de l'instrument de mesure, les parties non compensées soit encore surcompensées de la fréquence principale.

Cette tension résiduelle dépend en outre du genre d'appareil de mesure employé et dans le cas d'un instrument à caractéristique quadratique, son expression mathématique est particulièrement

simple. Nous limitant seulement aux harmoniques et supposant une compensation parfaite, la tension résiduelle (valeur efficace) indiquée par l'instrument de mesure se détermine aisément par l'expression

$$U_r^2 = \frac{1}{2} \sum_{n=2}^{\infty} U_n^2, \quad (52)$$

dans laquelle  $U_n$  représente l'amplitude de la  $n^{\text{ème}}$  harmonique. Cette expression sert de base à la mesure du coefficient de distorsion à l'aide d'un potentiomètre (voir [24]).

Lors de l'emploi d'un instrument de mesure indiquant soit la valeur maximum (le cas de la plupart des voltmètres à lampe), soit la valeur moyenne de la courbe de tension, l'expression mathématique de la tension résiduelle n'est plus aussi simple. Nous n'examinerons toutefois pas cette expression de plus près parce que, pour des raisons que nous exposerons plus loin, nous envisageons de réduire la tension résiduelle jusqu'en-dessous de la limite de sensibilité de l'appareil de mesure.

Du fait de cette tension résiduelle, la sensibilité de mesure se voit évidemment plus ou moins réduite, la plus petite élongation perceptible de l'instrument de zéro en présence de la tension résiduelle ne se manifestant point de manière immédiate, mais se superposant à cette dernière. La précision de mesure diminuant également, il convient de supprimer autant que possible toutes les autres composantes de la tension résiduelle, afin que seule l'harmonique de base se manifeste essentiellement dans l'instrument de zéro.

Considérant les perturbations de convergence, on peut démontrer [24] que, dans le cas de l'instrument de mesure à caractéristique quadratique, les minima d'équilibrages partiels correspondent à ceux mentionnés au chapitre IV, 6 (pour  $\epsilon = 0$ ). La perturbation de convergence provoquée par les harmoniques n'existe donc pas dans ce cas. Le problème est par contre beaucoup plus complexe dans le cas d'un instrument de mesure indiquant les valeurs maximales ou les valeurs moyennes, et exige un examen plus approfondi. Ce serait donc une raison de plus de faire usage d'un filtre pour amener à l'instrument de mesure une fréquence de base soigneusement épurée des harmoniques.

Le problème du choix de l'instrument de mesure se trouve ainsi

éclairci et ce n'est que dans le cas des mesures du coefficient de distorsion qu'un appareil à caractéristique quadratique s'avère indispensable, sans interposition de filtre évidemment. Dans tous les autres cas, il est indiqué de faire usage d'un filtre, le type d'instrument de mesure n'ayant par contre qu'une importance moindre<sup>15)</sup>. Renonçant à l'appareil à aiguille, la mesure peut s'effectuer également à l'écouteur avec le récepteur hétérodyne. Un instrument à aiguille, et particulièrement un instrument commutable dans plusieurs gammes de mesure, est plus adéquat parce qu'il permet de suivre quantitativement la convergence et souvent d'accélérer le processus de la compensation. Après équilibrage, il rend aussi possible la mesure de la tension résiduelle et par suite le contrôle de l'efficacité du système de filtrage. Enfin, il s'avère utile comme voltmètre, lors du réglage de la tension d'alimentation de l'objet à mesurer à la valeur la plus favorable par rapport à la tension de compensation principale et à la tension par rapport à la terre (v. chap. III, 2).

Aux fins d'obtenir dans l'instrument de zéro une courbe de tension parfaitement sinusoïdale et ainsi libre d'harmoniques, le générateur alimentant l'ensemble de l'installation doit lui-même fournir une tension aussi peu déformée que possible. De plus, il convient de ne pas travailler avec de grandes tensions, afin d'éviter une surcharge des amplificateurs entre les déphaseurs et les potentiomètres. Dans le but de supprimer les harmoniques inévitablement restants malgré toutes les précautions prises, un circuit oscillant réglable était prévu devant l'instrument de zéro. Son emploi présente, outre sa simplicité, l'avantage de pouvoir être étalonné et d'être utilisé pour les mesures des fréquences.

## 2. Variations du facteur d'amplification des amplificateurs

Lors des premiers essais, il apparaît déjà que le facteur d'amplification des amplificateurs n'est point une valeur parfaitement constante et par là s'avère la nécessité de considérer de plus près ce problème pour en connaître les limites de variations et déterminer les mesures et précautions à prendre.

---

<sup>15)</sup> Principes guidant le choix de l'instrument de mesure, v. [18] et [40].

En vue de réduire dans les limites possibles la charge du déphaseur tout en développant la puissance nécessaire aux mesures, on prévoit trois amplificateurs à deux étages avec contre-réaction. La tension d'entrée se trouve directement appliquée à la grille du premier tube, un transformateur constitue le circuit d'anode du deuxième tube. Aux amplificateurs  $V_2$  et  $V_3$  (fig. 16 et 18), le circuit secondaire du transformateur est symétrique par rapport à la terre, à l'amplificateur  $V_1$  par contre un pôle d'enroulement secondaire est mis à la terre. De plus amples détails constructifs et caractéristiques techniques seront donnés au chap. VI, 3.

Après essais de stabilité effectués sur un pareil amplificateur, on a noté les faits suivants:

Une durée d'une heure environ était nécessaire avant d'assurer à l'amplificateur un fonctionnement passablement stable. En cette période de stabilisation, la valeur absolue du facteur d'amplification complexe s'accroît en moyenne de 0,5 à 1,0%, cet accroissement étant accompagné de variations notables, presque égales en grandeur à l'accroissement lui-même. En cette même période, l'angle de déphasage du facteur d'amplification par contre ne présente aucune tendance prononcée d'augmentation ou de diminution, mais seules des variations de l'ordre de 5' à 10'.

En état stable ou plus précisément quasi-stable, on peut observer, l'amplificateur n'étant influencé par aucune perturbation extérieure, deux sortes de variations du facteur complexe d'amplification: variations permanentes de grandeur restreinte et variations spontanées plus grandes, normalement accompagnées de bruits et de claquements (pour des mesures à l'aide de l'écouteur). Le dépouillement de onze essais de stabilité, comprenant environ quatre cents mesures individuelles, a permis d'en tracer l'image suivante:

1. Pour 50% des essais, les écarts maxima de la valeur absolue du facteur d'amplification se situent en-dessous de 1<sup>0</sup>/<sub>00</sub> de la valeur moyenne observée; ceux de l'angle de déphasage en-dessous de 3,5'.
2. De toutes les mesures effectuées et non perturbées par les influences extérieures, le plus grand écart de valeur absolue s'élève à -3,97<sup>0</sup>/<sub>00</sub>; celui de l'angle de déphasage à -7,38'. A ces valeurs extrêmes correspondent une erreur moyenne de mesures indi-

viduelles de  $2,24^0/_{00}$  et de  $4,21'$  et une erreur moyenne de la valeur moyenne de  $0,647^0/_{00}$  et de  $1,41'$ .

3. Une relation entre les variations mentionnées, ne résultant pas d'influences extérieures, et le facteur de contre-réaction, ne fut pas constatée. Les mesures effectuées à des facteurs de contre-réaction 12,33 et 3,61 ont permis de relever les mêmes valeurs de variations.
4. Des variations de  $\pm 5\%$  de la tension anodique en courant continu et de la tension de chauffage en courant alternatif entraînent pour un facteur de contre-réaction égal à 12,33 des variations du coefficient d'amplification légèrement supérieures à celles mentionnées aux points 1 et 2 ci-dessus. Les variations d'autre part causées par les tensions du réseau dépendent bien étroitement du facteur de contre-réaction et lui sont presque proportionnelles, fait particulièrement exact pour la valeur absolue du facteur d'amplification.
5. Des variations d'environ  $\pm 10\%$  de la tension d'entrée en courant alternatif ne sont que faiblement perceptibles pour un facteur de contre-réaction 12,33 et pratiquement proportionnelles à celui-ci lorsqu'il prend différentes valeurs.
6. Les variations de fréquence de 1 à 2% demeurent sans influence sur le coefficient d'amplification.
7. La mise hors circuit, pendant quelques minutes, de la résistance de charge de l'amplificateur entraîne une perturbation partielle de la stabilité de fonctionnement et la nécessité de recommencer le cycle de stabilisation. La mise hors circuit (commutation) par contre pour la durée de quelques secondes (5" à 15") est pratiquement sans importance. Des effets analogues résultent encore de la mise hors circuit de la résistance de charge du transformateur de sortie.
8. Les effets (chocs) mécaniques n'affectent pas sensiblement la stabilité du coefficient d'amplification complexe.

En ce qui concerne la cause des variations du coefficient d'amplification mentionnées en 1 et 2, nous pourrions supposer, en nous

référant aux résultats précédemment rapportés qu'elles sont engendrées par des phénomènes dans le noyau magnétique du transformateur (bonds de Barkhausen). Un examen détaillé du problème aurait nécessité pour les essais une installation spéciale et ne put malheureusement être entrepris.

Des résultats développés ci-dessus, il ressort que les variations du coefficient d'amplification pour un amplificateur non perturbé par des influences extérieures, sont d'un ordre de grandeur plus petit ou tout au plus égal à celui des autres erreurs de mesure. Il convient en conséquence de veiller soigneusement à assurer à l'amplificateur un fonctionnement exempt de perturbations.

Pratiquement, les mesures suivantes s'avèrent nécessaires :

1. Les variations de la tension anodique et de la tension de chauffage ne peuvent être supérieures à  $\pm 5\%$ .
2. Les variations de tension du générateur provenant de changements des résistances d'entrée du déphaseur (chap. II, 8) et de toutes les autres causes (variation de la tension du réseau), ne peuvent dépasser  $\pm 10\%$ .
3. Toutes les commutations doivent pouvoir s'effectuer en un temps aussi court que possible.
4. Les potentiomètres de tension principale et de tension par rapport à la terre doivent autant que possible travailler sans interruption de circuit (plots morts).
5. Il est favorable d'user d'un facteur de contre-réaction aussi grand que possible.

### **3. Couplages internes du montage potentiométrique et influence des champs parasites**

Entre les différents éléments du montage potentiométrique peuvent se présenter trois sortes de couplages possibles: capacitif, inductif et ohmique.

Les couplages capacitifs ne causent aucune difficulté particulière et peuvent être éliminés au moyen des écrans électrostatiques, comme représentés à la figure 18 qui, faisant directement ressortir

leur mode de protection, ne requiert aucune explication spéciale. Les couplages ohmiques résident principalement dans les chemins communs inévitables des fils de mise à la terre, en particulier  $AB$  et  $OA$  (fig. 18). Ces liaisons doivent être aussi courtes que possible et d'une section relativement importante ( $20 \text{ mm}^2 \text{ Cu}$  environ). Il est en l'occurrence plus important de réaliser une liaison courte que de forte section, la longueur des mises à la terre favorisant en effet les couplages inductifs.

Les couplages inductifs sont les plus difficiles à éliminer. Ils résultent de la formation inévitable de boucles dont les impédances de sortie sont constituées souvent par les capacités dues aux écrans. Les couplages entre boucles peuvent donner lieu à de sérieux désagréments quand les conducteurs sont montés parallèles sur une certaine longueur.

En vue d'éliminer les couplages inductifs, on peut appliquer en pratique les règles suivantes:

1. Un dispositif convenable de mise à la terre des circuits principaux et des écrans, compte tenu des dispositions imposées par les éléments du montage. Le schéma de la figure 18 peut servir d'exemple à cet effet.
2. Les raccordements entre éléments du montage et les fils de terre aussi courts que possible et présentant une section suffisante.
3. Suppression dans la mesure du possible des conducteurs parallèles.
4. Enfin, un nouvel essai et un équilibrage des couplages permettent d'atteindre sans difficultés l'absence presque totale de perturbations.

Nous attacherons une importance particulière au découplage réciproque des potentiomètres de tension principale et de tension par rapport à la terre. L'asymétrie des potentiomètres de tension principale apparaît ici comme cause de couplage ohmique, l'asymétrie par rapport à la terre du transformateur de sortie de l'amplificateur  $A_2$  (fig. 18) par contre comme cause de couplage capacitif. Un équilibrage précis nous permet d'atteindre dans ce cas un couplage  $< 1 \cdot 10^{-4}$  (9,2 Nep.) à la fréquence de 100 kc.

Un ensemble d'écrans convenablement construit et un réseau de fils de terre établi conformément au but poursuivi offrent en même temps une protection efficace contre les influences extérieures, n'imposant point la nécessité de mesures particulières à ce sujet.

#### 4. Equation générale de la compensation et calcul de la précision

La plupart des problèmes de mesures potentiométriques se ramène à la mesure du rapport de deux tensions et ce particulièrement dans le cas de la technique de courants faibles où toutes les mesures d'affaiblissement, d'amplification, de couplage et autres semblables sont des mesures du rapport complexe des tensions. Les mesures d'impédances et de courant peuvent également être ramenées à des mesures de rapports complexes des tensions (mesures comparatives).

En vue de développer l'équation générale de la compensation,

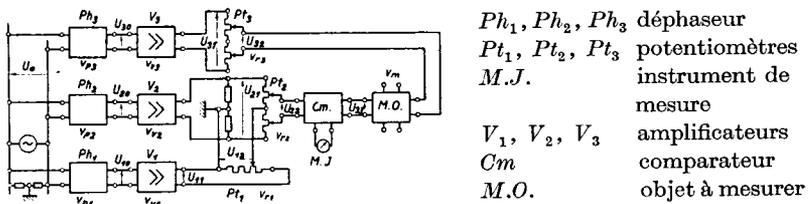


Fig. 16. Schéma de principe du compensateur double

prenons comme point de départ le schéma de montage représenté par la figure 16. Le montage potentiométrique se compose en fait d'un ensemble de quadripôles, soit encore de  $2n$ -pôles, pour lesquels nous nous limiterons dans nos considérations à deux paires de bornes choisies d'avance (pont de tensions et objet de mesure), l'appareil d'équilibrage n'entrant pas directement en ligne de compte. Pour chacun de ces quadripôles, soit encore pour les deux paires de bornes du  $2n$ -pôle, nous pouvons définir les rapports complexes de tensions et les désigner d'une manière générale par  $v$  affectés des indices correspondants. L'indice  $p$  sera réservé au déphaseur,  $v$  aux amplificateurs et  $r$  au potentiomètre. De plus, nous affecterons les quadripôles du circuit de tension par rapport à la terre par le deuxième

indice 1, ceux du circuit de tension principale par l'indice 2 et ceux du circuit de l'objet à mesurer par l'indice 3. Nous pouvons de cette façon, à l'aide des indices doubles précités, désigner le rapport complexe des tensions de chaque quadripôle du montage potentiométrique de manière univoque. Nous désignerons enfin le rapport de tensions de l'objet de mesure simplement par  $v_m$ , la confusion n'étant pas possible dans ce cas. Tous les rapports de tensions ainsi désignés sont reportés dans le schéma de montage de la figure 16.

Nous nous proposons de développer seulement l'équation de compensation pour la tension principale, la suite des calculs étant identique pour la tension par rapport à la terre, en outre, nous ne considérons la compensation des tensions par rapport à la terre que comme moyen de réglage (v. chap. III, 3).

En vue de déterminer le rapport de tensions de l'objet à mesurer  $v_m = \frac{U_{33}}{U_{32}}$  (fig. 16), nous devons compenser séparément les deux tensions  $U_{32}$  et  $U_{33}$  faisant partie de  $v_m$ . Nous affecterons les rapports de tensions des quadripôles et les tensions mêmes employés à la première compensation de l'indice ('), à la deuxième compensation de l'indice (").

En désignant par  $U_0$  la tension appliquée sur l'ensemble du montage et posant  $U'_{33} = U'_{22}$ , il vient pour la première compensation:

$$U'_0 \cdot v'_{p3} \cdot v'_{c3} \cdot v'_{r3} = U'_0 \cdot v'_{p2} \cdot v'_{v2} \cdot v'_{r2} \quad (53)$$

et pour la seconde, en posant  $U''_{33} = U''_{22}$

$$U''_0 \cdot v''_{p3} \cdot v''_{c3} \cdot v''_{r3} \cdot v_m = U''_0 \cdot v''_{p2} \cdot v''_{v2} \cdot v''_{r2} \quad (53a)$$

Le rapport  $v'_{p3}$  ne différant de  $v''_{p3}$  qu'en raison des variations de la fréquence (rel. 11 b),  $v'_{c3}$  et  $v''_{c3}$  d'une part,  $v'_{v2}$  et  $v''_{v2}$  d'autre part ne différant qu'en raison des variations du facteur d'amplification traitées au chap. V, 2, compte tenu enfin de  $v'_{r3} = v''_{r3}$ , il nous est permis d'écrire en première approximation, après simplification par  $U'_0$  et  $U''_0$

$$v_m = \frac{v''_{p2}}{v'_{p2}} \cdot \frac{v''_{r2}}{v'_{r2}} \quad (54)$$

et compte tenu des équations (3 b), (3 c) et (15 a)

$$v_m = \frac{R'_{22}}{R'_{22}} \frac{\varphi''_{0p2} - \varphi'_{0p2}}{R'_{22}} = \frac{R''_{22}}{R'_{22}} \frac{-2 (\operatorname{arctg} \omega R''C'' - \operatorname{arctg} \omega R'C')}{R'_{22}}, \quad (54a)$$

relation où  $R''$ ,  $R'$ ,  $C''$  et  $C'$  désignent les résistances et les capacités du déphaseur Ph 2<sup>16</sup>).

Telle est l'équation générale de la compensation que nous utiliserons au calcul des résultats des mesures.

Des relations (54) et (54a) il ressort que les résultats de mesures demeurent tout à fait indépendants des variations de la tension d'entrée  $U_0$ , pour autant toutefois que les rapports de tensions des quadripôles du compensateur soient eux-mêmes indépendants de la tension  $U_0$ . Cette indépendance n'est cependant point parfaite pour les amplificateurs, fait que nous avons examiné au chap. V, 2; en outre, au chap. III, 8, nous avons déjà prévu les mesures à prendre pour éviter cet inconvénient.

Calculons à présent la formule exacte pour  $v_m$ , qui par la suite nous servira à déterminer la précision des mesures<sup>17</sup>). Conformément au chap. II, 3, il nous est permis d'exprimer les valeurs *véribles* des rapports de tensions de chaque quadripôle du compensateur d'une manière toute générale:

$$v'_w = |v'| \left( 1 + \frac{\Delta |v'|}{|v'|} \right) e^{j(\varphi' + \Delta \varphi')} = v' \left( 1 + \frac{\Delta |v'|}{|v'|} \right) e^{j \Delta \varphi'} \quad (55)$$

et

$$v''_w = |v''| \left( 1 + \frac{\Delta |v''|}{|v''|} \right) e^{j(\varphi'' + \Delta \varphi'')} = v'' \left( 1 + \frac{\Delta |v''|}{|v''|} \right) e^{j \Delta \varphi''}, \quad (55a)$$

relations où nous désignons par  $|v'|$  et  $|v''|$  les valeurs nominales ou les valeurs moyennes des valeurs absolues des rapports de tensions, par  $\varphi'$  et  $\varphi''$  les mêmes valeurs des angles de déphasage et par  $\Delta |v'|$ ,  $\Delta |v''|$ ,  $\Delta \varphi'$  et  $\Delta \varphi''$  les écarts correspondants à chacune des mesures partielles par rapport à la valeur nominale ou moyenne.

Tenant également compte du fait que la compensation, en raison des erreurs de l'appareil d'équilibrage et de l'incertitude de l'instrument de zéro, n'a pu s'effectuer que d'une manière plus ou moins exacte, nous exprimons:

<sup>16</sup>) Les indices supérieurs affectant  $R_{22}$  ont ici une autre signification que ceux du chap. III (fig. 8) et ne sont donc pas à confondre avec ces derniers.

<sup>17</sup>) Au sujet de la précision des montages de mesures, nous renvoyons à [41].

$$U'_{32} = U'_{22} + \Delta U'_{22} = U'_{22} \left( 1 + \frac{\Delta |U'_{22}|}{|U'_{22}|} \right) e^{j\Delta\varphi_u'} \quad (56)$$

et

$$U''_{33} = U''_{22} + \Delta U''_{22} = U''_{22} \left( 1 + \frac{\Delta |U''_{22}|}{|U''_{22}|} \right) e^{j\Delta\varphi_u''}. \quad (56a)$$

Appliquons les relations (55) et (55a) à chacun des quadripôles du compensateur et introduisons-les dans les expressions (53) et (53a). Compte tenu des relations (56) et (56a) et des relations suivantes:

$$|v'_{p3}| = |v''_{p3}|, |v'_{p2}| = |v''_{p2}|, |v'_{v3}| = |v''_{v3}|, |v'_{v2}| = |v''_{v2}| \text{ et } v'_{r3} = v''_{r3}$$

ainsi que

$$\varphi'_{p3} = \varphi''_{p3}, \varphi'_{v3} = \varphi''_{v3} \text{ et } \varphi'_{v2} = \varphi''_{v2},$$

divisant (53a) et (53) membre à membre, il vient après simple transformation:

$$v_m = \frac{|v''_{r2}|}{|v'_{r2}|} \left( 1 + \frac{\Delta |v''_{p2}|}{|v''_{p2}|} - \frac{\Delta |v'_{p2}|}{|v'_{p2}|} \right) \left( 1 + \frac{\Delta |v''_{v2}|}{|v''_{v2}|} - \frac{\Delta |v'_{v2}|}{|v'_{v2}|} \right) \cdot \\ \left( 1 + \frac{\Delta |v''_{r2}|}{|v''_{r2}|} - \frac{\Delta |v'_{r2}|}{|v'_{r2}|} \right) \left( 1 - \frac{\Delta |v''_{p3}|}{|v''_{p3}|} + \frac{\Delta |v'_{p3}|}{|v'_{p3}|} \right) \cdot \\ \left( 1 - \frac{\Delta |v''_{v3}|}{|v''_{v3}|} + \frac{\Delta |v'_{v3}|}{|v'_{v3}|} \right) \left( 1 + \frac{\Delta |U''_{22}|}{|U''_{22}|} - \frac{\Delta |U'_{22}|}{|U'_{22}|} \right). \quad (57)$$

$$\frac{(\varphi''_{0p2} - \varphi'_{0p2}) + (\Delta\varphi''_{p2} - \Delta\varphi'_{p2}) + (\Delta\varphi''_{v2} - \Delta\varphi'_{v2}) + (\Delta\varphi''_{r2} - \Delta\varphi'_{r2}) - \\ (\Delta\varphi''_{p3} - \Delta\varphi'_{p3}) - (\Delta\varphi''_{v3} - \Delta\varphi'_{v3}) + (\Delta\varphi''_u - \Delta\varphi'_u)}{}$$

La forme des termes correctifs des valeurs absolues et de l'angle de déphasage se présentant toujours comme somme de deux termes de signes opposés s'avère avantageuse dans le but poursuivi. De là résulte l'élimination des erreurs de mesure provenant de causes elles-mêmes invariables lors des deux compensations partielles des tensions et dont les fonctions de poids conservent la même valeur (v. chap. II, 9).

Comme mentionné au chap. II, 9, il nous est nécessaire, pour maintenir constante les fonctions de poids des erreurs dans les rapports des tensions des déphaseurs, de transposer symétriquement par rapport à  $90^\circ$  les angles de déphasage mesurés  $\varphi''_{0p2}$  et  $\varphi'_{0p2}$  (v. rel.

(54a)). De façon analogue, on a démontré au chap. III, 2, que pour  $v''_{r2} = 1 - v'_{r2}$  l'erreur de l'angle de déphasage de  $v_{r2}$  devient également une valeur constante.

D'une manière générale, nous désignerons par

$$\frac{\Delta |v|}{|v|} = \frac{\Delta |v''|}{|v''|} - \frac{\Delta |v'|}{|v'|} \quad (58)$$

l'erreur résultante entachant la valeur absolue du rapport des tensions d'un quadripôle quelconque du compensateur considéré et par

$$\Delta \varphi = \Delta \varphi'' - \Delta \varphi' \quad (58a)$$

celle entachant l'angle de déphasage. Sous une semblable forme, nous exprimerons l'erreur résultante sur la tension

$$\frac{\Delta |U_{22}|}{|U_{22}|} = \frac{\Delta |U''_{22}|}{|U''_{22}|} - \frac{\Delta |U'_{22}|}{|U'_{22}|} \quad (58b)$$

et

$$\Delta \varphi_u = \Delta \varphi_u'' - \Delta \varphi_u'. \quad (58c)$$

Multipliant entre eux les termes entre crochets de l'expression (57) et négligeant les termes quadratiques et d'ordre supérieur, après simplification suivant les formules (58) jusqu'à (58c) il vient:

$$v_m = |v_m| \left( 1 + \frac{\Delta |v_{p2}|}{|v_{p2}|} + \frac{\Delta |v_{v2}|}{|v_{v2}|} + \frac{\Delta |v_{r2}|}{|v_{r2}|} - \frac{\Delta |v_{p3}|}{|v_{p3}|} - \frac{\Delta |v_{v3}|}{|v_{v3}|} + \frac{\Delta |U_{22}|}{|U_{22}|} \right) \cdot \frac{1}{(\varphi''_{0p2} - \varphi'_{0p2}) + (\Delta \varphi_{p2} + \Delta \varphi_{v2} + \Delta \varphi_{r2} - \Delta \varphi_{p3} - \Delta \varphi_{v3} + \Delta \varphi_u)}, \quad (59)$$

soit encore

$$v_m = |v_m| \cdot \left( 1 + \frac{\Delta |v_m|}{|v_m|} \right) \cdot \frac{1}{\varphi_m + \Delta \varphi_m}, \quad (59a)$$

relation où les valeurs de  $|v_m|$  et  $\varphi_m$  nous sont données par l'expression (54a).

La relation (59) est la forme généralisée de l'équation de compensation (54a), relation où les différents termes entre crochets (59) constituent les erreurs résultantes des différents quadripôles du compensateur. Ces termes eux-mêmes sont des sommes de termes de signes différents comme il résulte des rel. (58) et (58a). Pour cette raison, il est plus exact d'introduire les erreurs moyennes.

Nous désignerons l'erreur moyenne relative de la valeur absolue sur le rapport des tensions par

$$\frac{\overline{\Delta|v|}}{|v|} = \sqrt{\left(\frac{\overline{\Delta|v''|}}{|v''|}\right)^2 + \left(\frac{\overline{\Delta|v'|}}{|v'|}\right)^2} \quad (60)$$

et l'erreur moyenne sur l'angle de déphasage par

$$\overline{\Delta\varphi} = \sqrt{(\overline{\Delta\varphi''})^2 + (\overline{\Delta\varphi'})^2}. \quad (60a)$$

De manière identique, nous exprimerons les erreurs moyennes des tensions (rel. (56) et (56a)):

$$\frac{\overline{\Delta|U_{22}|}}{|U_{22}|} = \sqrt{\left(\frac{\overline{\Delta|U''_{22}|}}{|U''_{22}|}\right)^2 + \left(\frac{\overline{\Delta|U'_{22}|}}{|U'_{22}|}\right)^2} \quad (60b)$$

et

$$\overline{\Delta\varphi_u} = \sqrt{(\overline{\Delta\varphi_u''})^2 + (\overline{\Delta\varphi_u'})^2}. \quad (60c)$$

Introduisant cette notation nouvelle, il vient pour l'erreur moyenne relative sur la valeur absolue du rapport de tensions

$$\frac{\overline{\Delta|v_m|}}{|v_m|} = \sqrt{\left(\frac{\overline{\Delta|v_{p2}|}}{|v_{p2}|}\right)^2 + \left(\frac{\overline{\Delta|v_{p3}|}}{|v_{p3}|}\right)^2 + \left(\frac{\overline{\Delta|v_{v2}|}}{|v_{v2}|}\right)^2 + \left(\frac{\overline{\Delta|v_{v3}|}}{|v_{v3}|}\right)^2 + \left(\frac{\overline{\Delta|v_{r2}|}}{|v_{r2}|}\right)^2 + \left(\frac{\overline{\Delta|U_{22}|}}{|U_{22}|}\right)^2} \quad (61)$$

et l'erreur moyenne sur l'angle de déphasage

$$\overline{\Delta\varphi_m} = \sqrt{(\overline{\Delta\varphi_{p2}})^2 + (\overline{\Delta\varphi_{p3}})^2 + (\overline{\Delta\varphi_{v2}})^2 + (\overline{\Delta\varphi_{v3}})^2 + (\overline{\Delta\varphi_{r2}})^2 + (\overline{\Delta\varphi_u})^2}. \quad (61a)$$

Les relations (61) et (61a) expriment les erreurs moyennes entachant chacune des déterminations du rapport de tensions, chacune de celles-ci résultant de deux compensations que nous avons désignées par les indices (') et (").

Nous déterminerons sans difficultés les erreurs moyennes en nous basant sur les calculs d'erreurs de chacun des quadripôles du compensateur établis dans les chapitres précédents et sur les rel. (60) et (60a). Le tableau 4 nous donne un aperçu des erreurs moyennes dans les meilleures conditions de mesure (v. p. 69 et 70). De ces données, il ressort que le rapport  $\frac{\overline{\Delta|v_m|}}{|v_m|}$  dépend notablement de la fréquence (principalement à cause de  $\text{tg } \delta_R$  et de  $\text{tg } \delta_c$ ),  $\overline{\Delta\varphi_m}$  par contre relativement moins.

Tableau 4

Erreurs moyennes des rapports de tensions de différents quadripôles du compensateur dans le cas de régulation de l'angle de déphasage par résistance

Rapport de tension	Conditions les plus favorables	Erreur sur la valeur absolue $\frac{\Delta  v }{ v }$	Expression mathématique
$\frac{\Delta v_{p2}}{v_{p2}}$	$\varphi'' - \frac{\pi}{2} = \frac{\pi}{2} - \varphi'$	$\sqrt{\left(\frac{\Delta R_0}{R_0}\right)^2 \cos^2 \varphi_0'' + \left(\frac{\Delta R_0}{R_0}\right)^2 \cos^2 \varphi_0' + \text{tg}^2 \delta_R' \sin^2 \varphi_0'' + \text{tg}^2 \delta_R' \sin^2 \varphi_0' =}$ $= \sqrt{2 \left(\frac{\Delta R_0}{R_0}\right)^2 \cos^2 \varphi_0' + 2 \text{tg}^2 \delta_R' \sin^2 \varphi_0'}$	
$\frac{\Delta v_{p3}}{v_{p3}}$	—	$\sqrt{\left(\frac{\Delta R_0}{R_0}\right)^2 \cos^2 \varphi_0'' + \left(\frac{\Delta R_0}{R_0}\right)^2 \cos^2 \varphi_0' = \sqrt{2} \cdot \frac{\Delta R_0}{R_0} \cos \varphi_0$	
$\frac{\Delta v_{r2}}{v_{r2}} = \frac{\Delta v_{r3}}{v_{r3}}$	chap. V, 2	$< 1 \cdot 10^{-3}$	
$\frac{\Delta v_{r2}}{v_{r2}}$	—	$\frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \frac{\Delta R_{22}}{R_{22}}$	
$\frac{\Delta v_{r3}}{v_{r3}}$	—	0	

Tableau 4 suite

Rapport de tension	Erreur sur l'angle de déphasage $\overline{\Delta \varphi}$	
	Conditions les plus favorables	Expression mathématique
$\frac{\Delta v_{p2}}{v_{p2}}$	$\varphi'' - \frac{\pi}{2} =$ $\frac{\pi}{2} - \varphi'$	$\sqrt{\left(\frac{\Delta R}{R}\right)^2 \sin^2 \varphi_0'' + \left(\frac{\Delta R}{R}\right)^2 \sin^2 \varphi_0' + \left(\frac{\Delta \omega}{\omega}\right)^2 \sin^2 \varphi_0''} + \left(\frac{\Delta \omega}{\omega}\right)^2 \sin^2 \varphi_0' =$ $\sqrt{2} \cdot \sin \varphi_0' \sqrt{\left(\frac{\Delta R}{R}\right)^2 + \left(\frac{\Delta \omega}{\omega}\right)^2}$
$\frac{\Delta v_{p3}}{v_{p3}}$	—	$\sqrt{\left(\frac{\Delta \omega}{\omega}\right)^2 \sin^2 \varphi_0'' + \left(\frac{\Delta \omega}{\omega}\right)^2 \sin^2 \varphi_0'} = \sqrt{2} \cdot \frac{\Delta \omega}{\omega} \cdot \sin \varphi_0'$
$\frac{\Delta v_{v2}}{v_{v2}} = \frac{\Delta v_{v3}}{v_{v3}}$	chap. V, 2	< 3,5'
$\frac{\Delta v_{r2}}{v_{r2}}$	$v_{r2}'' = 1 - v_{r2}'$	0
$\frac{\Delta v_{r3}}{v_{r3}}$	—	0

Estimons à présent à titre d'exemple la précision de mesure la plus favorable lors de la détermination du rapport de tensions à la fréquence de 100 kc/sec et pour  $\varphi_m = 90^\circ$ . Des données du chapitre suivant il ressort les chiffres ci-après :

$$\frac{\Delta R}{R} \cong 1 \cdot 10^{-3}, \quad \tau_R \cong 0,35 \cdot 10^{-8} \quad \text{et} \quad \frac{\Delta R_{22}}{R_{22}} \cong 1 \cdot 10^{-3}.$$

Pour  $\varphi_m = 90^\circ$ , il vient  $\sin \varphi'' = \sin \varphi' = 0,701$

et pour  $f = 100$  kc/sec  $\text{tg } \delta_R = \omega \tau_R \cong 2,2 \cdot 10^{-3}$ .

Après report de ces valeurs dans les formules du tableau 4, il vient des expressions (61) et (61a) pour l'erreur moyenne de chaque détermination du rapport de tensions

$$\frac{\overline{\Delta |v_m|}}{|v_m|} \cong 2,9 \cdot 10^{-3} \quad \text{et} \quad \overline{\Delta \varphi_m} \cong 2 \cdot 10^{-3} \cong 7',$$

chiffres correspondant bien exactement à ceux obtenus expérimentalement et donnés comme valeurs moyennes au chap. VII.

## VI. Réalisation pratique du compensateur

### I. La tête de pont

La tête de pont est la partie commune aux trois déphaseurs et se compose de deux résistances ohmiques égales et symétriques (v. fig. 3, 16 et 18). Les considérations du chap. II, 8 nous ont donné pour les deux résistances une valeur approchée de 100 ohms et notre choix s'est porté sur deux résistances à couche de graphite pour une charge maximum de 2 watt. La figure 18 représente le montage de la tête de pont comprenant une paire de bornes d'entrée et trois paires de bornes de sortie. A chaque déphaseur correspond une paire de bornes de sortie munie de plus d'un inverseur de pôles dont les deux positions sont marquées  $0^\circ$  et  $180^\circ$ . Le point milieu de la tête de pont est constitué par le contact mobile de la résistance à fil tendu montée entre les deux résistances fixes. La résistance à fil tendu présente une valeur approximative de 1,33 ohms et sert à équilibrer les différences inévitables existant entre les résistances fixes. L'asymétrie

capacitive de la tête de pont est équilibrée par un condensateur différentiel, et l'ensemble est placé dans un boîtier métallique mis à la terre.

Les propriétés électriques de la tête de pont se résument comme suit:

Résistance d'entrée mesurée en courant continu ( $t = 18^{\circ}\text{C}$ ):	200,00 <sub>2</sub> $\Omega$ .
Symétrie par rapport au point milieu $M$ jusqu'à la fréquence $f = 100$ kc/sec:	< 0,1 <sup>0</sup> / <sub>100</sub> .
Symétrie par rapport au point milieu $M$ jusqu'à la fréquence $f = 200$ kc/sec:	< 0,3 <sup>0</sup> / <sub>100</sub> .
Influence de la charge en courant alternatif jusqu'à 0,2 $W$ (tension d'entrée de 6,5 $V_{eff}$ ):	non mesurable.

## 2. Les déphaseurs

Les déphaseurs proprement dits comprennent chacun une résistance variable à plots (cinq décades) d'une valeur totale de 11111,0 $\Omega$  et un condensateur variable au mica à plots (trois décades) d'une valeur totale de 1,11  $\mu F$ . Les deux appareils furent fournis par le Cambridge Instr. Co. Ltd. de Londres. La résistance est du type à faible inductivité et sa plus grande constante de temps s'élevait, d'après le procès-verbal établi par le fournisseur, à  $0,35 \cdot 10^{-8}$  env. (pour la plage utilisée). L'étalonnage en valeurs était exact à 1<sup>0</sup>/<sub>100</sub> près.

Les capacités du condensateur étaient garanties à 5% près et l'angle de perte à 0,0008 pour les valeurs supérieures à 0,01  $\mu F$  et à 0,002 pour les valeurs plus petites. La précision d'étalonnage des condensateurs demeurant généralement restreinte, on a préféré la résistance au condensateur comme élément de réglage des phases, éliminant ainsi les erreurs résultant des capacités (v. chap. II, 9 et V, 4).

Le système de protection par écrans des éléments réglant la phase est réalisé en principe suivant le schéma de la figure 6. Ce problème fut déjà discuté au chap. II, 7. La résistance  $R$  et la capacité  $C$  de chaque déphaseur sont montées avec leurs écrans dans un boîtier métallique mis à la terre, dont le but est d'éliminer les couplages réciproques entre les différents éléments du compensateur et d'assurer une protection contre les champs parasites.

Il reste encore à remarquer que des résistances et des capacités si complètes n'étaient nécessaires qu'à titre d'essais. Pour les usages pratiques de mesure, il est amplement suffisant, pour une bande de 1 jusqu'à 200 kc/sec., d'utiliser un condensateur variable au mica avec cinq à dix valeurs de capacité différentes comprises entre  $0,003 \mu F$  et  $0,3 \mu F$  ou  $0,5 \mu F$  selon le cas ainsi qu'une résistance variable à quatre décades de plots, d'une valeur globale de 1111,0 ohms.

### 3. Les amplificateurs

Comme il en est fait mention au chap. V, 2, les trois amplificateurs sont construits à deux étages, avec forte contre-réaction et équipés chacun d'un transformateur de sortie symétrique, à l'exception du transformateur de l'amplificateur  $A_1$  (fig. 18), dont l'enroulement secondaire présente un pôle mis à la terre. Le schéma de principe des amplificateurs est représenté par la figure 18. A l'étage d'entrée, on fait usage de la penthode haute fréquence  $EF 22$  et pour l'étage final, de la penthode de puissance  $E B L 21$ .

Aux fins d'éviter des couplages magnétiques et capacitifs on monte le transformateur de sortie dans un boîtier en aluminium d'une épaisseur de paroi de 2 mm. La symétrie du transformateur est assurée par le blindage des enroulements selon Wirk [47].

Les valeurs de l'amplificateur  $A_2$  groupées ci-dessous donnent un aperçu des propriétés électriques de ceux-ci, les valeurs indiquées se rapportant à la fréquence moyenne de 10 kc/sec.

Capacité d'entrée (valeur moyenne mesurée à l'arrêt):	28 pF env.
Facteur d'amplification:	7,8
Degré de contre-réaction:	18,5
Rapport de tension du transformateur de sortie:	1 : 3,5
Affaiblissement du rapport de tensions du transformateur de sortie entre 1 et 200 kc/sec:	< 0,04 N
Capacité par rapport à la terre des bornes de sortie:	1200 pF env.
Symétrie par rapport à la terre des bornes de sortie entre 1 et 200 kc/sec:	$\pm 3,5\%$ <sup>18)</sup> .

<sup>18)</sup> Suffisant en raison de la faible impédance de sortie du potentiomètre à haut degré de symétrie (v. chap. V, 4).

#### 4. Les potentiomètres

Le schéma de principe du potentiomètre de tension principale nous est donné par la figure 18. Il comprend deux résistances égales montées symétriquement par rapport au point milieu du potentiomètre. Chacune de celles-ci est constituée par un jeu de  $2 \times 9$  éléments de résistance de 10 ohms et une résistance à fil tendu d'environ 10 ohms. Les deux parties symétriques sont montées selon Feussner ([6], p. 134 et suiv.), de telle sorte que chaque valeur de résistance désirée comprise entre 0 et 200 ohms puisse être obtenue aux bornes de sortie tout en maintenant constante la résistance d'entrée. Les éléments de résistance de 10 ohms sont constitués en tissus résistants de fils de section adéquate, en vue de maintenir l'effet pelliculaire dans les limites admissibles.

Aux fins d'éviter des inductivités élevées résultant de boucles, les résistances à fil tendu sont réalisées en fixant celui-ci sur un ruban de cuivre, dont il n'est séparé que par une mince couche isolante. Le ruban de cuivre constitue le chemin de retour du courant, réduisant ainsi de manière notable l'inductivité de la résistance, la capacité par contre s'accroît sensiblement, circonstance favorable en notre cas. Un alliage chrome-nickel<sup>19)</sup> de haute résistance spécifique est employé pour le fil à curseur. Dans le but d'éviter une usure rapide, on choisit un fil d'une section de 25% environ supérieure à celle exigée par les raisons électriques, qui, après le montage, est poli jusqu'à l'obtention de la section voulue.

Les deux moitiés symétriques du potentiomètre avec leurs raccordements respectifs sont complètement blindées par rapport aux objets environnants au moyen de deux systèmes d'écrans, qui sont reliés au point milieu du potentiomètre.

En plus de la suppression des couplages, comme déjà discuté au chap. III, 2, les écrans visent encore à assurer à tous les éléments de résistance des capacités à peu près les mêmes par rapport à ceux-ci. Par cette mesure, on a recherché la plus grande constance possible de constante de temps ou d'angle de déphasage de la résistance aux

---

<sup>19)</sup> Mis gracieusement à notre disposition par la Compagnie Métallurgique Suisse Selve & Co., Thun.

différentes positions du potentiomètre. Les essais effectués, et en particulier ceux de précision dont nous parlerons au prochain chapitre, ont démontré que cette construction était judicieusement choisie<sup>20</sup>).

*Tableau 5*  
Caractéristiques des potentiomètres

Propriété	Potentiomètre de tension principale	Potentiomètre de tension par rapport à la terre
1. Résistance d'entrée en marche à vide (valeur moyenne) et écart maximum de la valeur moyenne pour des positions différentes des commutateurs	201,15 <sub>1</sub> ± 0,007 Ω	101,750 ± 0,004 Ω
2. Symétrie de la résistance d'entrée en marche à vide	0,6 <sup>0</sup> / <sub>00</sub>	—
3. Origine de la plage de réglage continu	0,20 Ω	0,10 Ω
4. Erreur d'étalonnage maximale: valeur absolue et relative par rapport à la résistance maximum du potentiomètre (résistance d'entrée)	± 0,027 <sub>5</sub> Ω (0,14 <sup>0</sup> / <sub>00</sub> )	± 0,020 <sub>5</sub> Ω (0,2 <sup>0</sup> / <sub>00</sub> )
5. Précision pour différentes plages de mesure:		
jusque 7 nep. (plage de mesure complète)	± 0,05 N	± 0,035 N
jusque 5 nep.	± 0,015 N	± 0,01 N
jusque 3 nep.	± 0,003 N	± 0,003 N

Les parties symétriques du potentiomètre sont montées l'une au-dessus de l'autre en un boîtier métallique, de telle sorte que les deux commutateurs des résistances puissent être manoeuvrés par un bouton commun, les deux curseurs de la résistance à fil tendu l'étant par un autre.

<sup>20</sup>) En ce qui concerne la construction et le blindage des résistances, v. [4], pp. 86—127; [27]; [41]; [42]; [43]; [44].

Le potentiomètre de tension par rapport à la terre  $Pt_1$  est en sa construction identique à une moitié du potentiomètre  $Pt_2$ . Il comprend un jeu de  $2 \times 9$  éléments de résistance de 10 ohms et une résistance à fil tendu de 10 ohms env. L'étalonnage effectué en vue d'étendre l'expérimentation est d'une précision identique à celle du potentiomètre principal.

Le tableau 5 nous indique les caractéristiques électriques principales des deux potentiomètres.

### 5. Le dispositif d'équilibrage

Au chap. IV, 3, nous avons déjà considéré le schéma de principe du dispositif d'équilibrage (fig. 13), et le schéma de montage se trouve représenté à la figure 17. En ce schéma nous relevons avant tout les deux enroulements primaires  $L_1$  et  $L_2$  et l'enroulement secondaire  $L_3$ . Ce dispositif doit nous permettre de réaliser les conditions (rel. (22))

$$v_1' = v_2' \quad \text{ou} \quad v_1' = -v_2'$$

selon la position des inverseurs  $S_1$  ou  $S_2$ . Dans le premier cas, nous avons  $v_1 = 0$  et ainsi la compensation de la tension principale, dans le second  $v_2 = 0$  et la compensation de la tension par rapport à la terre (v. chap. IV, 2). Il n'est évidemment possible de réaliser  $v_1' =$

$v_2'$  qu'approximativement. Une différence croissante entre les valeurs  $v_1'$  et  $v_2'$  entraîne des facteurs de découplage  $k_1$  et  $k_2$  (rel. (25) et (25a)) croissants et est cause d'une convergence toujours plus mauvaise. Pour cette raison, il fallut lors du développement et de la construction du dispositif d'équilibrage veiller avant tout à assurer l'égalité des rapports de tensions. Cette considération s'étend non seulement à la symétrie du champ magnétique principal, mais aussi

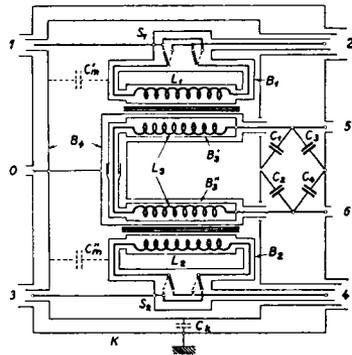


Fig. 17. Schéma de réalisation du comparateur

à celle du champ de dispersion. Pour ces raisons, et vu les capacités partielles moindres, les trois enroulements furent montés sur un noyau commun.

Un autre point de vue qu'il importait d'envisager dans la conception et la construction du dispositif d'équilibrage résidait en l'élimination des couplages directs entre enroulements primaires  $L_1$  et  $L_2$  et la terre et l'enroulement secondaire  $L_3$ .

A cet effet, les deux enroulements primaires et leurs commutateurs  $S_1$  et  $S_2$  furent mis sous écran  $B_1$  et  $B_2$  et ceux-ci connectés aux bornes 1 et 3 d'entrée du dispositif d'équilibrage (fig. 17). En vue de symétriser la tension de sortie, l'enroulement secondaire fut muni de deux écrans symétriques  $B_3'$  et  $B_3''$ . Les trois enroulements et leurs écrans respectifs furent montés dans un boîtier métallique commun  $B_4$ , relié lui-même à la borne 0 (fig. 17) du dispositif d'équilibrage, cette borne étant raccordée à son tour au milieu du potentiomètre de tension principale (fig. 18). L'ensemble enfin fut placé dans un boîtier extérieur  $K$  mis à la terre.

Par ces dispositions les enroulements  $L_1$  et  $L_2$  ne seront couplés directement qu'avec les bornes 1 et 3 et ces dernières d'autre part qu'avec le point milieu du potentiomètre de tension principale, par des capacités  $C'_m$  et  $C''_m$  dont l'influence a déjà été examinée au chap. III, 2 et 3. Le point milieu du potentiomètre de tension principale et le point 0 du dispositif d'équilibrage se trouve du fait de cette mesure, entaché par rapport à la terre par une capacité supplémentaire  $C_k$  dont l'effet a également été considéré au chap. III, 3.

En outre du fait du blindage des deux enroulements primaires et du raccordement des écrans aux bornes 1 et 3, il n'existe en marche à vide pratiquement aucune chute de tension entre les bornes 1 et 2 d'une part et 3 et 4 d'autre part, de telle sorte que les bornes 2 et 4 possèdent les potentiels des points mobiles du potentiomètre de tension principale.

Un effet subséquent de la mesure exposée ci-dessus réside dans le découplage des bornes de sortie 5 et 6 de la tension principale du potentiomètre dans le cas d'une alimentation des bornes 1 et 3 exclusivement par le potentiomètre (marche à vide). Aux fins de découpler dans les mêmes conditions les bornes de sortie de la tension du potentiomètre par rapport à la terre, il s'avère nécessaire

*Tableau 6*  
Propriétés électriques du dispositif d'équilibrage

Propriété	Fréquence (kc/sec)			
	1	10	100	200
1. Symétrie des impédances des enroulements primaires	< 0,1 ‰	< 0,1 ‰	< 0,1 ‰	< 0,4 ‰
2. Couplage en marche à vide:				
de la tension principale	> 12 N	> 10 N	8,9 N	9,0 N
de la tension par rapport à la terre	> 12 N	9,5 N	7,9 N	8,1 N
3. Facteur de découplage (rel. [25] et [25a]):				
de la tension principale $k_1$	6,06 N	4,35 N	3,98 N	3,84 N
de la tension par rapport à la terre $k_2$	4,74 N	3,34 N	2,84 N	2,60 N
4. Capacités partielles				
$C_k$ (valeur moyenne)	317,0 pF (entre 10 et 100 kc/sec)			
$C_m$ (valeur moyenne)	571,5 pF (entre 10 et 100 kc/sec)			
5. Symétrie relative des bornes d'entrée 1 et 2 par rapport au point milieu du potentiomètre				
	$\pm 6,7\text{‰}$ (entre 1 et 200 kc/sec)			
6. Symétrie relative des bornes de sortie 5 et 6 par rapport au point milieu du potentiomètre				
	$\pm 5,6\text{‰}$ (entre 1 et 200 kc/sec)			
7. Tension résiduelle relative pour:				
$U_x = U_k, U_{0x} = U_{0k} = 0$			8,65 N	7,05 N
$U_x = U_k = 0, U_{0x} = U_{0k}$			11,0 N	9,25 N
$U_{0x} = U_{0k} = \frac{U_x}{2} = \frac{U_k}{2}$			8,56 N	6,90 N

de rendre l'enroulement secondaire symétrique par rapport au point milieu du potentiomètre de tension principale, de même que par rapport à la terre. A cet effet, l'enroulement secondaire est pourvu d'un écran symétrique  $B_3'$  et  $B_3''$  et en outre d'un pont de symétrisation  $C_1, C_2, C_3, C_4$ , se composant de deux condensateurs différentiels. Le bouton du condensateur différentiel  $C_3, C_4$  se trouve à l'extérieur en vue d'un ajustage supplémentaire.

Le tableau 6 donne un aperçu des propriétés électriques du dispositif d'équilibrage. En dehors des propriétés générales, ce tableau contient les résultats d'un essai de contrôle de la tension résiduelle. Cet essai fut exécuté en alimentant en parallèle les bornes 1, 3 et 2, 4 par la même source de tension. Il est évident que dans ces circonstances l'instrument de zéro ne devait montrer aucune tension. Il est bien certain que ce cas ne se présente jamais, mais nous pouvons considérer l'indication de l'instrument de zéro, rapportée à la tension d'alimentation, comme facteur de la qualité du dispositif d'équilibrage. Cette mesure est d'autant plus juste que les harmoniques se compensent tout comme la fréquence fondamentale et ainsi le résultat ne dépend en réalité que des couplages internes du dispositif d'équilibrage. La mesure fut exécutée pour les trois cas mentionnés ci-dessous et reportés dans le tableau 6 (pos. 7).

$$U_x = U_k, U_{ox} = U_{ok} = 0;$$

$$U_x = U_k = 0, U_{ox} = U_{ok};$$

$$U_{ox} = U_{ok} = \frac{U_x}{2} = \frac{U_k}{2}.$$

## 6. Schéma de montage

Le schéma de l'ensemble du montage est donné par la figure 18. En dehors des appareils les plus importants décrits déjà dans les paragraphes précédents, l'installation complète en possède encore quelques autres, auxquels nous ne nous arrêterons que brièvement.

Le potentiomètre  $Pt_3$  de l'objet à mesurer peut être un potentiomètre quelconque non étalonné, d'un modèle employé normalement dans le domaine des fréquences acoustiques et pouvant être chargé

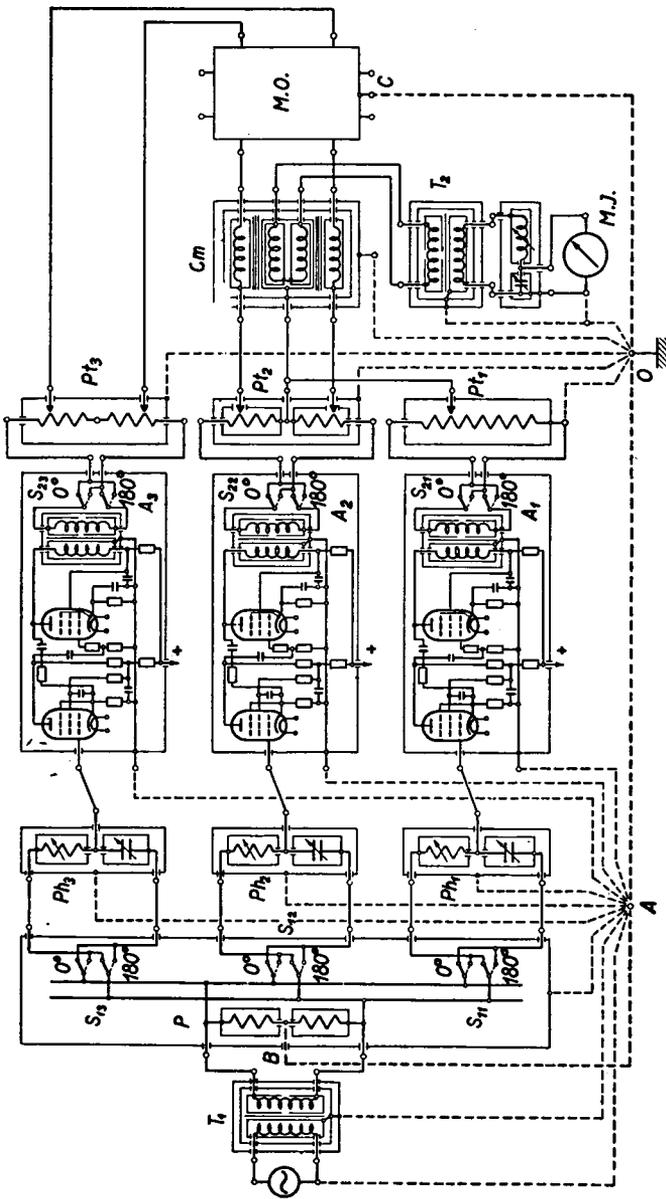


Fig. 18. Schéma d'ensemble de réalisation du compensateur double

- $T_1$  transformateur d'entrée
- $T_2$  transformateur de sortie
- $P$  tête de pont
- $P_{h_1}, P_{h_2}, P_{h_3}$  déphaseurs
- $P_{t_1}, P_{t_2}, P_{t_3}$  potentiomètres
- $A_1, A_2, A_3$  amplificateurs
- $M.J.$  instrument de mesure
- $M.O.$  objet à mesurer
- $C_m$  compensateur

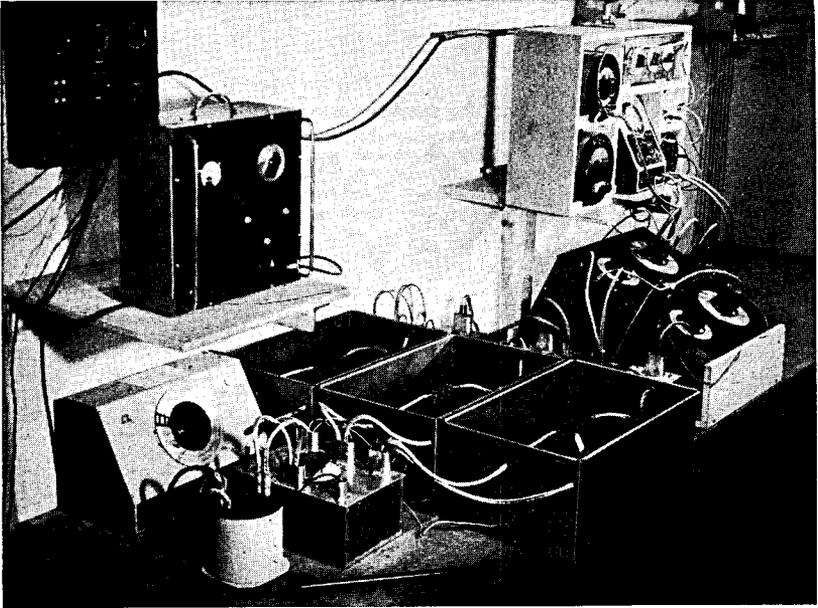


Fig. 19. Vue d'ensemble du compensateur

dans certaines limites, afin que sa tension de sortie ne varie pas lors de la mesure.

Les transformateurs  $T_1$  et  $T_2$  doivent avoir l'enroulement secondaire symétrique par rapport à la terre. Le degré de symétrie exigé du transformateur  $T_1$  peut être moins élevé en raison de la faible impédance de la tête de pont  $P$ . Le transformateur  $T_2$  par contre doit être parfaitement symétrique à l'entrée et montrer une symétrie intérieure suffisamment grande (v. [47]), autrement dit avoir un grand affaiblissement de la composante de tension par rapport à la terre pour une alimentation des bornes d'entrée par la tension dissymétrique par rapport à la terre, comme la représente la figure 1. Pour les transformateurs employés dans le montage et qui ont fait également l'objet d'une étude de la part de l'auteur, la symétrie intérieure s'élevait, jusqu'à 100 kc/sec, à 7,5  $N$  en moyenne, et jusqu'à 200 kc/sec, encore à 6,5  $N$ .

Le dernier appareil qui se doit encore d'être mentionné est le circuit oscillant, qui peut en même temps servir à mesurer la fréquence. Le circuit oscillant doit avoir un facteur de qualité ( $Q$ ) aussi grand que possible, afin que les harmoniques puissent être suffisamment affaiblies. Il est évident que tout autre filtre passe-bande ou filtre passe bas à fréquence moyenne ou limite variable, peuvent être employés dans ce cas.

Le schéma de montage (fig. 18) contient aussi le réseau de mise à la terre, qui s'est avéré bon (lignes striées), ainsi que les blindages de chaque appareil. Il nous fallut par contre renoncer à donner des détails sur les blindages des raccordements, pour plus de clarté. La vue d'ensemble du compensateur complet avec des appareils auxiliaires est représentée par la figure 19.

## VII. Résultats et exemples de mesures

### 1. Examen de la précision

Aux fins de vérifier expérimentalement la précision de mesure, on a exécuté les deux séries d'essais suivants:

1. Comparaison des tensions à deux résistances ohmiques à peu près égales.
2. Comparaison des tensions à une capacité et à une résistance ohmique.

Dans le premier cas, les deux résistances (résistances à couche de graphite pour une charge maximum de 2  $W$ ) étaient montées en série et mises à la terre à l'une des extrémités libres. L'alimentation avait lieu à l'aide du potentiomètre  $Pt_3$  (fig. 18) entre la borne mise à la terre de l'une des résistances et la borne libre de l'autre. Les valeurs en courant continu des résistances étaient de 81,80<sub>2</sub> et 78,96<sub>0</sub> ohms et leur rapport

$$81,80_2 : 78,96_0 = 1,035_6.$$

On pouvait apprécier les constantes de temps des résistances à env.  $1 \cdot 10^{-10}$  (v. [7], p. 170 et [48]) et leur différence était certainement

inférieure encore. A l'aide du compensateur, on a comparé les tensions aux deux résistances pour des fréquences différentes et on a calculé l'écart du rapport des valeurs absolues par rapport à la valeur en courant continu 1,035<sub>6</sub>, ainsi que l'écart de la différence de l'angle de déphasage par rapport à zéro. Les résultats de cet essai sont donnés dans le tableau 7.

Dans le second cas, on a pris une résistance à couche de graphite d'une valeur de 1523,7 ohms. Comme capacité, il est fait usage d'un condensateur de précision à air réglable et avec angle de déphasage très réduit (non mesurable d'après les indications du fournisseur, le Cambridge Instr. Co. Ltd. London). La résistance fut montée en série avec le condensateur et l'autre borne du condensateur mise à la terre. La tension d'alimentation prise au potentiomètre  $Pt_3$  fut appliquée entre la terre et la borne libre de la résistance.

A l'aide du compensateur, on a comparé les tensions aux bornes du condensateur et à la résistance pour des fréquences différentes et on a calculé l'écart de la différence de l'angle de déphasage par rapport à 90°. Il fut admis dans ce cas que l'angle de pertes du condensateur et celui de déphasage de la résistance se trouvaient en-dessous de la précision de mesure ou était tout au plus d'un ordre de grandeur égal pour des fréquences plus élevées. Aux fins de pouvoir déterminer la précision de la mesure des valeurs absolues, on a comparé la somme géométrique des tensions à la résistance et au condensateur, avec la tension d'alimentation. Les résultats de cet essai sont également rapportés dans le tableau 7.

Chaque résultat de mesure donné dans le tableau 7 fut calculé comme valeur moyenne de quatre mesures pour des positions différentes des commutateurs  $S_{11}$ ,  $S_{12}$ ,  $S_{13}$  et  $S_{21}$ ,  $S_{22}$ ,  $S_{23}$  (fig. 18). Ces quatre mesures furent choisies de telle façon que l'influence des dissymétries du déphaseur soit éliminée (v. chap. II, 7). Les petites dissymétries du pont des tensions furent également compensées par ce procédé. Le nombre des quatre mesures est le plus petit qui soit nécessaire à l'égalisation des dissymétries en question.

Du tableau 7, il ressort que l'exactitude de mesure augmentant lors du premier essai pour une fréquence décroissante, comme on pouvait s'y attendre, redevient plus mauvaise pour 1 kc/sec. Ce phénomène s'explique du fait de l'efficacité insuffisante du filtre cons-

Tableau 7

Écarts entre les résultats de mesure et les grandeurs de comparaison

Fréquence (kc/sec)		1,001	10,08	100,0	200,5
<i>Objet d'essai:</i> 2 résistances ohmiques montées en série	Écart de l'angle par rapport à 0° <sup>1)</sup>	-3,311'	-0,3580'	+2,683'	-18,67'
	constante de temps équivalente <sup>5)</sup>	-1,53 · 10 <sup>-7</sup>	-1,660 · 10 <sup>-9</sup>	+1,133 · 10 <sup>-9</sup>	-4,320 · 10 <sup>-9</sup>
Écart du rapport des valeurs absolues <sup>2)</sup>		+1,640 · 10 <sup>-3</sup>	+1,062 · 10 <sup>-3</sup>	+1,256 · 10 <sup>-3</sup>	+3,860 · 10 <sup>-3</sup>
Fréquence (kc/sec)					
<i>Objet d'essai:</i> capacité et résis- tance ohmique montées en série	Écart de l'angle par rapport à 90° <sup>3)</sup>	—	10,01	100,0	200,7
	valeur absolue en (')	—	-33,57'	-5,427'	-34,30'
	valeur relative	—	-6,220 · 10 <sup>-3</sup>	-1,005 · 10 <sup>-3</sup>	-6,350 · 10 <sup>-3</sup>
constante de temps équivalente <sup>6)</sup>		—	-1,55 · 10 <sup>-6</sup>	-2,51 · 10 <sup>-9</sup>	-7,92 · 10 <sup>-9</sup>
Écart du rapport des valeurs absolues <sup>4)</sup>		—	+4,98 · 10 <sup>-3</sup>	+1,28 · 10 <sup>-3</sup>	-6,37 · 10 <sup>-3</sup>

Remarques relatives au tableau ci-dessus:

1) égal à  $\varphi_{R1} - \varphi_{R2}$

3) égal à  $\varphi_C - \varphi_R - \frac{\pi}{2}$

5) Calculé d'après la formule:  

$$\tau = \frac{\operatorname{tg} \delta}{\omega} \cong \frac{\delta}{\omega} = \frac{\varphi_{R1} - \varphi_{R2} - 0}{\omega}$$

2) égal à  $\frac{|U_{R1}|}{|U_{R2}|} - 1,0356$

4) égal à  $2 \frac{|U| - \sqrt{|U_C|^2 + |U_R|^2}}{|U| + \sqrt{|U_C|^2 + |U_R|^2}}$

6) Calculé d'après la formule:  

$$\tau = \frac{\varphi_C - \varphi_R - \frac{\pi}{2}}{\omega}$$

Les signes dans le tableau calculés d'après les formules (1) à (6)

sont introduits pour montrer le passage par la valeur zéro.

titué par le circuit oscillant pour cette fréquence, d'où résulte une chute bien prononcée de la sensibilité du potentiomètre. Cette diminution inattendue de la précision de mesure fut encore plus apparente au cours du second essai, où elle est déjà sensible pour 10 kc/sec. Ce phénomène s'explique par le fait que l'impédance du condensateur mesuré augmente en raison de la fréquence, ce qui produit, conformément aux exposés du chap. IV, 7, une nouvelle diminution de la sensibilité. Il n'était pas possible d'employer une capacité plus grande que celle servant d'objet à mesurer, à cause de trop grandes pertes des condensateurs à mica.

Les mesures effectuées dans les mêmes conditions et pour différentes fréquences, indiquent toutefois une augmentation sensible de la précision de mesure pour une diminution de fréquence, comme il fallait s'y attendre conformément aux développements théoriques. La diminution de la précision de mesure avec la fréquence croissante, qui apparaît clairement pour 200 kc/sec, dépend avant tout des résistances des déphaseurs qui ne restent plus purement ohmiques pour des fréquences supérieures. A l'aide des résistances appropriées, on pourrait certes encore augmenter la fréquence de mesure, bien qu'il faille tenir compte dans ce cas d'une convergence un peu réduite. Cette hypothèse repose sur l'examen des propriétés électriques des autres éléments du compensateur.

## 2. Quelques exemples de mesures

Aux fins d'examiner les qualités du compensateur double dans des cas différents, on a exécuté quelques mesures sur les objets présentant une importance particulière dans la technique du courant faible. Comme exemples, on a choisi les objets à mesurer suivants:

Un transformateur du même type que  $T_1$  et  $T_2$  (fig. 20), filtre passe-bande de la première voie de transmission d'un système de téléphonie à courants porteurs à douze voies de transmission et un filtre passe-bande à cristal. Les résultats de ces mesures sont donnés sous forme de courbes. Les mesures effectuées au transformateur furent représentées comme courbe des lieux géométriques (fig. 20). La ligne circulaire striée correspond au rapport des tensions 1 : 1.

Pour les mesures exécutées aux filtres, les résultats sont représentés en coordonnées rectangulaires où la phase, indéterminée à  $2\pi$  près, fut prise pour point à peu près moyen de la bande passante arbitrairement égale à zéro (fig. 21 et 22).

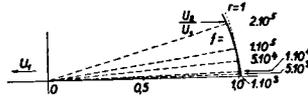


Fig. 20. Courbe de lieu géométrique de la tension secondaire d'un transformateur

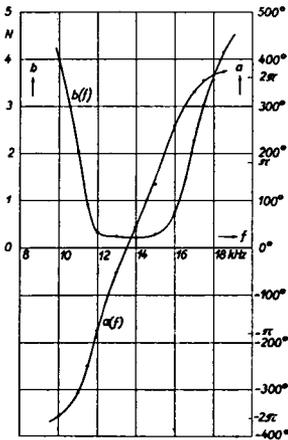


Fig. 21. Caractéristique de transmission d'un filtre  $L, C$

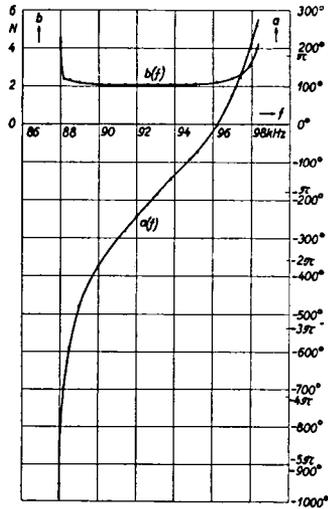


Fig. 22. Caractéristiques de transmission d'un filtre à cristal

En dehors des mesures typiques relatives au rapport des tensions qui sont citées ci-dessus, le compensateur se prête à nombre d'autres mesures, telles que mesures des impédances (par comparaison avec un étalon), détermination du coefficient de qualité des circuits oscillants, de la symétrie complexe etc. La possibilité de détermination de coefficient de distorsion a déjà été mentionnée au chap. V, 1. Il est également possible d'effectuer, au moyen de l'étalon adéquat, les mesures précises des courants et des tensions.

### 3. Remarques finales

Tous les appareils du compensateur double décrit ci-dessus, à l'exception des capacités et des résistances des déphaseurs, furent construits à l'atelier de l'Institut de Courants Faibles de l'E. P. F. à Zurich. Seuls les commutateurs des résistances variables des potentiomètres et les résistances de 10 ohms furent achetées. Nous basant sur des expériences recueillies au cours de la construction et des essais des mesures, nous nous permettons de nous prononcer sur le problème de la fréquence que l'on peut encore atteindre à l'aide du potentiomètre du type décrit. Il serait certes osé de répondre à cette question dans toute sa portée, mais il est dès à présent permis de présager d'une façon assez certaine de son prochain degré de développement possible. Celui-ci nous paraît se situer aux environs de 1 Mc/sec ou un peu plus haut, où il faudrait en tout cas compter sur une précision de mesure réduite peut-être jusqu'à 5%. Les expériences rassemblées au cours de la construction de transformateurs pour large bande de fréquence autorisent la conjecture précitée.

Le présent travail fut accompli de fin 1943 au début de 1946 à l'Institut de Courants Faibles de l'E. P. F. où, à cette époque particulièrement dure pour moi par suite des événements de guerre, on m'accorda avec la plus grande amabilité la possibilité de travailler scientifiquement.

Je dois ma plus vive reconnaissance à Monsieur le Professeur E. Baumann, Directeur de l'Institut de Courants Faibles de l'E. P. F., pour l'impulsion qu'il donna à ce travail et sa précieuse assistance pendant son accomplissement.

## Bibliographie

### I. Ouvrages de nature générale et monographies

1. *A. Campbell and E. C. Child*, The measurement of inductance, capacitance and frequency. London, Macmillan, 1935.
2. *CCIF - Livre blanc*, Budapest, 1934.
3. *D. C. Gall*, Direct and alternating current potentiometer measurements. London, Chapman and Hall, 1938.
4. *B. Hague*, Alternating current bridge methods. London, Pitman and Sons, 1945.
5. *W. Jaeger*, Elektrische Meßtechnik, 3ème édition. Leipzig, A. Barth, 1928.
6. *J. Krönert*, Meßbrücken und Kompensatoren, V. I, Theoretische Grundlagen. München und Berlin, Oldenburg, 1935.
7. *O. Zinke*, Hochfrequenz-Meßtechnik, Physik und Technik der Gegenwart, Abt. Fernmeldetechnik, V. III. Leipzig, S. Hirzel, 1938.

### II. Articles

8. *Th. Bödefeld*, Vorzeichenregeln in der Wechselstromtechnik. El. u. Maschinenbau, V. 56, 1938, pp. 381-385.
9. *S. L. Burgwin*, An A.-C. Potentiometer. Electr. Eng., V. 53, 1934, pp. 108-113.
10. *C. Deguisne*, Die Kompensationsmethode bei Wechselstrommessungen. Arch. f. Elektrotechn., V. 5, 1917, pp. 375-382.
11. *C. V. Drysdale*, The use of the potentiometer on alternate current circuits. Phil. Mag., V. 17, 1909, pp. 402-411.
12. *C. V. Drysdale*, Alternating current potentiometers and their applications. J. Inst. Electr. Engr., London, V. 68, 1930, pp. 339-366.
13. *Ad. Franke*, Die elektrischen Vorgänge in Fernsprechleitungen und Apparaten. E.T.Z., V. 12, 1891, pp. 447-452 et 458-463.
14. *D. C. Gall*, A new A.C. potentiometer. Electrician, V. 90, 1923, pp. 360-361.
15. *D. C. Gall*, A portable A.C. potentiometer. J. Sci. Instr., V. 3, 1925, pp. 202-204.
16. *W. Geyger*, Wechselstromkompensationsmessungen mit Lufttransformatoren. Arch. f. Elektrotechn., V. 14, 1925, pp. 560-567.
17. *W. Geyger*, Ein komplexer Wechselstromkompensator für mittlere Frequenzen. Zeitschr. f. Hochfrequenztechn., V. 34, 1929, pp. 223-227.

18. *W. Geyger*, Neues über komplexe Wechselstromkompensatoren. *Helios*, V. 36, 1930, pp. 408–410.
19. *W. Geyger*, Wechselstromkompensatoren, Fehlerquellen und ihre Vermeidung. *Arch. f. Techn. Messen*, Mai 1932, J 941–2.
20. *W. Geyger*, Selbsttätige Abgleichung von komplexen Kompensations- und Brückenschaltungen mit phasenabhängigen Nullmotoren. *Arch. f. Elektrotechn.*, V. 29, 1935, pp. 842–850.
21. *W. Geyger*, Wechselstromkompensatoren mit selbsttätiger Abgleichung. *Arch. f. Techn. Messen*, Janv. 1936, J–94–5.
22. *W. Geyger*, Wechselstrom-Kompensatoren, Meßschaltungen mit AW-Überlagerung. *Arch. f. Techn. Messen*, Fév. 1938, J–94–12.
23. *J. Goldstein*, Eisenverlustmessungen nach einer Brückenmethode. *E.T.Z.*, V. 45, 1924, pp. 1270–1272.
24. *W. Graffunder*, *W. Kleen* et *W. Wehnert*, Leistungs- und Verzerrungsmessungen an Rundfunkempfängerröhren. *Telefunkenröhre*, V. 4, 1935, pp. 142–163.
25. *G. B. Hoadley*, The science of balancing on impedance bridge. *Journ. Franklin Inst.*, V. 228, 1939, pp. 733–754.
26. *K. Hohage*, Über die Verwendung von Kathodenröhren in der Fernmelde- und Meßtechnik. *Helios*, V. 25, 1919, pp. 193–201.
27. *G. Keinath*, Präzisionswiderstände für Hochfrequenz mit besonderer Berücksichtigung amerikanischer Technik. *Arch. f. Techn. Messen*, Juin 1939, Z–115–1.
28. *J. Krönert*, Empfindlichkeit der Schaltungen. *Arch. f. Techn. Messen*, Nov. 1932, J–022–3 et Déc. 1932, J–022–4.
29. *W. v. Krukowski*, Vorgänge in der Scheibe eines Induktionszählers und der Wechselstromkompensator als Hilfsmittel zu deren Erforschung. *Diss. T.H.*, Darmstadt, 1920, pp. 66–110.
30. *K. Küpfmüller*, Über Konvergenz der Brückenmeßverfahren. *Elektrotechn. und Maschinenbau*, 1933, pp. 204–208.
31. *K. Lion*, Ein Wechselstromkompensator mit großem Frequenzumfang. *El. Nachr. Techn.*, 1928, pp. 276–283.
32. *W. Macalpine*, A radio-frequency potentiometer. *Proc. Inst. Rad. Eng.*, V. 18, 1930, pp. 1144–1154.
33. *A. Pagès*, Perfectionnements aux méthodes potentiométriques utilisées en courant alternatif. *Rev. Gén. de l'Electr.*, V. 19, 1926, p. 381.
34. *J. C. Poggendorf*, Methode zur quantitativen Bestimmung der elektromotorischen Kraft in konstanter galvanischer Kette. *Pogg. Ann.*, V. 54, 1841, pp. 161–191.
35. *H. Poleck*, Phasenschieber für Meßzwecke. *Arch. f. Techn. Messen*, Oct. 1935, Z–61–1 et Z–61–2.
36. *H. O. Rosenfeld*, Eine Apparatur zur Messung von Phasen- und Gruppenlaufzeiten bei Hochfrequenz. *Zeitschr. f. techn. Physik*, V. 19, 1938, pp. 458–460.

37. *H. Schering*, Die Empfindlichkeit einer Wechselstrombrücke. E.T.Z., V. 52, 1931, p. 1133.
38. *A. C. Seletzky*, Cross potential of a 4-arm Network. Electr. Eng., V. 52, 1933, pp. 861–867.
39. *A. C. Seletzky et J. R. Anderson*, Cross current of a 5-arm Network. Electr. Eng., V. 53, 1934, pp. 1004–1009.
40. *W. Spielhagen*, Die Empfindlichkeit der Nullinstrumente bei Brückenschaltungen zum Messen von Wechselspannungen. Zeitschr. f. Physik, V. 77, 1932, pp. 346–351.
41. *R. Tamm*, Über die Genauigkeit von Wechselstrombrücken. Zeitschr. f. Techn. Physik, 1933, pp. 472–474.
42. *K. W. Wagner et A. Wertheimer*, Über Präzisionswiderstände für hochfrequenten Wechselstrom. E.T.Z., V. 34, 1913, pp. 613–616.
43. *K. W. Wagner*, Über Präzisionswiderstände für hochfrequenten Wechselstrom. E.T.Z., V. 36, 1915, pp. 606–621.
44. *K. W. Wagner*, Theorie der Kettenleiter nebst Anwendungen, Wirkung der verteilten Kapazität in Widerstandsätzen. Arch. f. Elektrotechn., V. 13, 1915, pp. 315–332.
45. *M. Wald*, Ein Wechselstromkompensator mit direktem Zeigerausschlag. E.T.Z., V. 51, 1930, pp. 1583–1584.
46. *E. C. Wente*, A vacuum tube alternating current potentiometer. J. Amer. Inst. Electr. Engr., V. 40, 1921, pp. 900–904.
47. *A. Wirk*, Über den Begriff der Symmetrie in elektrischen Gebilden, insbesondere in Meßgeräten. Telegr. u. Fernsprechtechn., 1933, p. 111.
48. *A. Wirk*, Über die Messung kleinster Winkeldifferenzen von Scheinwiderständen. El. Nachr. Techn., V. 11, 1934, pp. 61–66.
49. *W. Grün*, Travail de fin d'études au sujet du compensateur double, exécuté à l'Institut de Courant Faible de l'Ecole Polytechnique Fédérale à Zurich, Déc. 1940.

## Curriculum vitae

Je suis né le 10 août 1903 à Bialystok (Pologne), où mon père était maître d'école. En 1920 j'ai passé le baccalauréat des classes latines mathématiques au gymnase d'Etat de ma ville natale. J'ai fait mes études techniques à l'Ecole Polytechnique à Varsovie, où j'obtins mon diplôme d'ingénieur électricien en 1928 et où au cours de mes deux dernières années d'études et un an après l'obtention de mon diplôme, j'ai occupé le poste d'assistant à l'Institut de Haute Tension. J'ai commencé ma carrière industrielle dans la partie des machines électriques et j'ai travaillé entre autres à la Société Polonaise Brown Boveri à Varsovie, que j'ai quittée pour entrer en 1932 à la société Usines Polonaises des Câbles et Laminoirs de Cuivre. S.A. à Ozarów. J'ai exercé dans cette firme les fonctions de Chef de Laboratoires et de Chef de Département des Bobines Pupin jusqu'au commencement de la guerre en 1939.

Après la campagne de Pologne en 1939 j'ai rejoint l'Armée Polonaise en France où j'ai pris part à la campagne de 1940. Interné en Suisse après la capitulation de 1940, j'y ai travaillé d'abord dans la Commission de l'Association Suisse des Electriciens pour l'Etude des Questions de Haute Tension et ensuite à l'Institut des Courants Faibles de l'Ecole Polytechnique Fédérale à Zurich, où j'ai préparé ma thèse de doctorat.