

# Calcul des Caractéristiques Electriques des Câbles Haute Tension à Fréquence Industrielle

Autor(en): **Chamorel, P.-A.**

Objektyp: **Article**

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

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

Heft 2

PDF erstellt am: **13.09.2024**

Persistenter Link: <https://doi.org/10.5169/seals-914836>

## **Nutzungsbedingungen**

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

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

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

## **Haftungsausschluss**

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

# Calcul des Caractéristiques Electriques des Câbles Haute Tension à Fréquence Industrielle

Par P.-A. Chamorel

621.315.2.027.3; 621.315.2.029.4;

*Cet article expose une méthode générale du calcul des caractéristiques électriques longitudinales et transversales à fréquence industrielle d'une liaison par câbles. Cette liaison peut être constituée d'un ensemble de câbles unipolaires et multipolaires disposés asymétriquement. Toutes les combinaisons d'écrans, de gaines, d'armures et de tuyaux métalliques sont admises en considérant aussi les modes de mise à la terre et la transposition éventuelle des gaines. Un programme de calcul a été établi sur la base de cette méthode, et des calculs d'un cas réel sont comparés avec des mesures effectuées in situ.*

*Es wird eine allgemeine Methode zur Berechnung der elektrischen Längs- und Quercharakteristiken einer Kabelleitung bei Industriefrequenz behandelt. Diese Leitung kann aus einem System von ein- und mehrpoligen Kabeln in asymmetrischer Anordnung bestehen. Alle Arten von Abschirmungen, Mänteln und Armierungen sind gestattet unter Einbezug der Erdungsarten und der möglichen Kreuzung der Mäntel. Ein Rechenprogramm wurde aufgestellt auf Grund dieser Methode, und die Berechnungen eines realen Falles werden verglichen mit den effektiven Messungen im Gelände.*

## 1. Introduction

Les réseaux électriques urbains à haute tension font de plus en plus appel à des câbles souterrains pour la répartition et la distribution de l'énergie électrique. La connaissance des caractéristiques électriques des câbles est nécessaire pour évaluer le comportement de ceux-ci en régime normal et perturbé, et pour résoudre les problèmes plus généraux des réseaux électriques tels que le calcul de la répartition des puissances, le calcul des courants de défauts, etc.

Il est évident que ces caractéristiques peuvent être mesurées plus ou moins aisément sur les câbles existants. Toutefois, lors de la conception d'un réseau ou lorsqu'il est malaisé d'effectuer une mesure in situ, il est très utile de pouvoir calculer avec suffisamment de précision tous les éléments nécessaires. Certaines tables ou formules fournissent des valeurs pour des cas particuliers avec configuration et charges symétriques. Ceci n'est pas toujours suffisant pour aborder l'étude des problèmes cités plus haut, notamment pour le calcul des influences entre câbles.

L'objectif de cet article est d'exposer une méthode générale de calcul des caractéristiques électriques des câbles haute tension à fréquence industrielle sur la base des caractéristiques géométriques et physiques. L'aspect général de la méthode est parfois ramené à quelques cas particuliers lorsqu'ils sont d'usage courant. Cette méthode est appliquée par un programme de calcul intitulé COCA (COntantes de CAbles) dont les résultats sont comparés avec des mesures effectuées sur une liaison existante.

## 2. Hypothèses

### 2.1 Hypothèses de base

La méthode s'appuie sur les hypothèses de base suivantes:

- Les câbles peuvent être unipolaires ou multipolaires, sont composés de cordes circulaires avec brins toronnés par couche, et peuvent être composés de toutes les combinaisons d'écran, gaine et armure métalliques.
- Toutes les gaines sont mises à la terre au moins à une extrémité et peuvent être transposées. Le terme gaine désigne l'ensemble des éléments métalliques entourant l'isolation du conducteur.
- Les liaisons peuvent être formées de plusieurs circuits monophasés ou polyphasés composés de câbles unipolaires et/ou multipolaires.

– Les calculs sont effectués en régime permanent avec courants et tensions sinusoïdaux et de même pulsation. Si plusieurs pulsations différentes existent, les résultats sont obtenus par superposition.

### 2.2 Hypothèses simplificatrices

Afin de simplifier raisonnablement les calculs, on a admis plusieurs hypothèses simplificatrices qui ne devraient pas entraîner d'erreurs significatives pour les objectifs fixés, soit:

– Le retour du courant s'effectue entièrement par la (les) gaine(s) et non par le sol, ce qui implique qu'une gaine au moins soit reliée à la terre aux deux extrémités pour permettre le retour du courant.

– Pour le calcul des inductances, on admet une résistivité du sol  $\rho_{\text{sol}} = \infty$ , et pour le calcul des capacités on admet  $\rho_{\text{sol}} = 0$ . Cette hypothèse est justifiée par le fait que vis-à-vis du champ magnétique, on peut admettre que le courant de retour passe entièrement dans les gaines, mais n'empêche pas la pénétration du champ magnétique dans le sol qui peut alors être considéré comme isolant.

Quant au champ électrique, on peut admettre que les charges électrostatiques qui apparaissent aux surfaces limitées du sol vis-à-vis des conducteurs isolés ou des gaines isolées ont suffisamment de temps pour s'équilibrer en circulant librement dans le sol. Il en résulte que le champ électrique dans le sol est nul et que celui-ci peut être considéré comme un conducteur parfait.

– Les écrans Höchstaedter sont négligés pour le calcul des inductances du fait de leur faible épaisseur et du faible courant qui peut y passer et sont seulement considérés pour le calcul des capacités.

– L'effet pelliculaire des courants est pris en considération pour le calcul des résistances effectives des conducteurs et des gaines, vu son importance dans ce cas. Par contre il est négligé pour le calcul des inductances pour lequel on admet une densité de courant uniformément répartie.

– L'effet de proximité qui se manifeste essentiellement dans les câbles tripolaires est négligé pour le calcul de la résistance et de l'inductance des conducteurs et des gaines. Cette hypothèse se justifie par le fait qu'un brin d'une corde occupe toutes les positions sur une couche due au toronnage et que le courant est également distribué sur cette couche à cause de la résistance de contact élevée entre les brins qui empêche le passage du courant d'un brin à l'autre. La faible épaisseur des gaines permet de négliger aussi l'effet de proximité.

– La perméabilité relative des isolants et du sol entourant les conducteurs et les gaines est uniformément admise à  $\mu_r = 1$ .

### 3. Caractéristiques linéiques longitudinales

#### 3.1 Résistance linéique

La résistance linéique des conducteurs (parfois des gaines) est habituellement fournie par les fabricants à 20 °C en courant continu, et doit être déterminée à la température d'exploitation et à la fréquence utilisée [1]<sup>1)</sup>. Soit

$R'_{20}$	résistance linéique à courant continu à 20 °C	( $\Omega/m$ )
$R'_\theta$	résistance linéique à courant continu à $\theta$ °C	( $\Omega/m$ )
$\alpha$	température d'exploitation	(°C)
$\theta$	coefficient de variation de résistivité (tab. I)	(°C <sup>-1</sup> )
$f$	fréquence	(Hz)

La résistance linéique à courant alternatif compte tenu de l'effet pelliculaire s'exprime par

$$R' = R'_\theta (1 + k \cdot \gamma_s) \quad (1)$$

$$\text{où } R'_\theta = R'_{20} [1 + \alpha(\theta - 20)] \quad (2)$$

$k = 1$  pour conducteur et gaine, et 1,7 pour tuyau ferromagnétique contenant trois câbles unipolaires.

$$\gamma_s = x_s^4 / (192 + 0,8 x_s^4) \quad (3)$$

$$x_s^2 = 8 \pi f / (R'_{\theta i} \cdot 10^7) \quad (4)$$

Si la résistance linéique de la gaine n'est pas donnée, on peut la déterminer par la relation

$$R'_{20} = \rho / (\pi \cdot d_{\text{moy}} \cdot \delta) \quad (5)$$

$\rho$	résistivité de la gaine (tab. I)	( $\Omega \text{mm}^2/\text{m}$ )
$d_{\text{moy}}$	diamètre moyen de la gaine	(mm)
$\delta$	épaisseur de la gaine	(mm)

<sup>1)</sup> Voir la bibliographie à la fin de l'article.

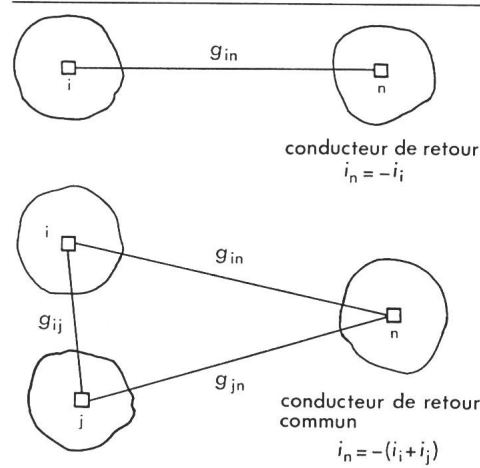


Fig. 1

Toutefois, cette relation n'est pas valable pour les écrans composés de ruban. En effet, la résistance de tels écrans est très aléatoire à cause des résistances de contact, et doit être mesurée directement sur des échantillons. Il faut noter cependant que la mesure donne une valeur de résistance sensiblement inférieure si l'échantillon est enroulé sur un touret.

#### 3.2 Inductance linéique

Lorsque la section des conducteurs linéaires n'est pas négligeable par rapport aux distances qui les séparent (cas des câbles), il est nécessaire d'introduire les notions de rayon moyen géométrique et de distance moyenne géométrique établies par Maxwell pour le calcul de l'inductance propre et mutuelle en basse fréquence. On a pour l'inductance propre (fig. 1)

$$M'_{ii} = \frac{\mu_0}{2\pi} \ln \frac{g_{in}^2}{g_{ii} g_{nn}} \quad (6)$$

et pour l'inductance mutuelle

$$M'_{ij} = \frac{\mu_0}{2\pi} \ln \frac{g_{in} g_{jn}}{g_{ij} g_{nn}} \quad (7)$$

$g_{ii}, g_{nn}$  rayon moyen géométrique  
 $g_{in}, g_{jn}, g_{ii}$  distance moyenne géométrique  
 $\mu_0 = 0,4\pi \cdot 10^{-6}$  Vs/Am perméabilité relative du vide

Les rayons et distances moyens géométriques des principales sections utilisées pour le calcul des câbles sont rappelés ci-après.

Rayon moyen géométrique [2]:

Conducteurs câblés non compactés de section  $S$ : voir tab. II  
 Conducteur plein ou compacté de rayon  $r$ :

$$g_{ii} = r e^{-\frac{1}{4}} = 0,7788 r \quad (8)$$

Tube mince (cas des gaines) de diamètre moyen  $d_{\text{moy}}$ :

$$g_{ii} \approx d_{\text{moy}}/2 \quad (9)$$

Distance moyenne géométrique [2]:

Conducteurs quelconques  $i$  et  $j$  séparés par la distance  $d$ :

$$g_{ij} = d \quad (10)$$

Conducteur  $i$  de forme quelconque dans tube mince  $j$  de diamètre moyen  $d_{\text{moy}}$ :

$$g_{ij} \approx d_{\text{moy}}/2 \quad (11)$$

Résistivité et coefficient  $\alpha$  à 20 °C

Tableau I

Métal	$\rho$ ( $\Omega \text{mm}^2/\text{m}$ )	$\alpha$ (°C <sup>-1</sup> )
Cuivre électrolytique recuit	0,01724	0,00393
Aluminium écroui dur	0,02826	0,00403
Aldrey	0,0325	0,0036
Plomb	0,214	0,004
Acier	0,138	0,0045
Bronze	0,035	0,003
Acier inoxydable	0,70	négligeable

Rayon moyen géométrique de conducteurs câblés

Tableau II

Nombre de brins	RMG
1	0,4394 $\sqrt{S}$
7	0,4642 $\sqrt{S}$
19	0,4902 $\sqrt{S}$
37	0,4982 $\sqrt{S}$
61	0,5020 $\sqrt{S}$
91	0,5038 $\sqrt{S}$
127	0,5046 $\sqrt{S}$
169	0,5050 $\sqrt{S}$

$S$  = section réelle du conducteur

### 3.3 Matrice des impédances longitudinales linéiques

L'accroissement des tensions par rapport à une gaine de référence au potentiel 0 dans un élément  $dx$  d'une ligne de plusieurs conducteurs s'exprime par la relation matricielle complexe

$$[-\underline{U}'] = [\underline{Z}'] [\underline{I}] \quad (12)$$

avec

$$[\underline{Z}'] = [R'] + j\omega [M'] \quad (13)$$

- $[\underline{I}]$  vecteur des courants dans les conducteurs (A)
- $[R']$  matrice des résistances linéiques ( $\Omega/m$ )
- $[M']$  matrice des inductances linéiques (H/m)
- $[\underline{Z}']$  matrice des impédances linéiques ( $\Omega/m$ )
- $\omega = 2\pi f$  pulsation (rad/s)

Si l'on ordonne dans le système d'équations (12) les conducteurs, puis les gaines mises à la terre aux deux extrémités et finalement les gaines mises à la terre à une extrémité, on peut partitionner la matrice  $[\underline{Z}']$  en 9 sous-matrices. De plus, on peut poser que les accroissements de tensions des gaines mises à la terre aux deux extrémités sont nuls et que les courants dans les gaines mises à la terre à une extrémité sont nuls [3]. L'équation (13) devient alors:

$$\begin{bmatrix} -\underline{U}'_{\text{cond}} \\ 0 \\ -\underline{U}'_{\text{gaine 1}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{Z}'_A & \underline{Z}'_B & \underline{Z}'_C \\ \underline{Z}'_D & \underline{Z}'_E & \underline{Z}'_F \\ \underline{Z}'_G & \underline{Z}'_H & \underline{Z}'_I \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{I}_{\text{cond}} \\ \underline{I}_{\text{gaine 2}} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (14)$$

On a dans:

- sous-matrice  $\underline{Z}'_A$  diagonale  $R'_{\text{cond}} + R'_{\text{gaine ref.}}$   
 $M_{ii'}$  entre conducteur et gaine de référence
- sous-matrice  $\underline{Z}'_A$  hors diagonale  $R'_{\text{gaine ref.}}$   
 $M_{ij'}$  entre conducteurs avec retour commun par gaine de référence
- sous-matrices  $\underline{Z}'_B, \underline{Z}'_C, \underline{Z}'_D, \underline{Z}'_G'$   $R'_{\text{gaine ref.}}$   
 $M_{ij'}$  entre gaines et conducteur avec retour commun par gaine de référence
- sous-matrices  $\underline{Z}'_E, \underline{Z}'_I$  diagonale  $R'_{\text{gaine}} + R'_{\text{gaine ref.}}$   
 $M_{ii'}$  entre gaine et gaine de référence
- sous-matrices  $\underline{Z}'_E, \underline{Z}'_I$  hors diagonale et sous matrices  $\underline{Z}'_F, \underline{Z}'_H'$   $R'_{\text{gaine ref.}}$   
 $M_{ij'}$  entre gaines avec retour commun par gaine de référence

Il est évident que la gaine de référence doit être choisie parmi les gaines mises à terre aux deux extrémités.

### 3.4 Réduction de la matrice des impédances longitudinales linéiques

Afin de faciliter certains calculs, notamment le calcul des composantes symétriques des impédances, il est nécessaire de procéder à une réduction de la matrice complète  $[\underline{Z}']$ ; on exprime ainsi les accroissements de tensions uniquement en fonction des courants de phases. On pose donc la relation matricielle

$$[-\underline{U}'_{\text{cond}}] = [\underline{Z}'_{\text{équ}}] [\underline{I}_{\text{cond}}] \quad (15)$$

où  $[\underline{Z}'_{\text{équ}}]$  est appelée matrice des impédances linéiques équivalentes de phase. Cette matrice est déduite de l'équation (14) en fonction des diverses sous-matrices, soit

$$[\underline{Z}'_{\text{équ}}] = [\underline{Z}'_A] - [\underline{Z}'_B] [\underline{Z}'_E]^{-1} [\underline{Z}'_D] \quad (16)$$

Comme attendu, on constate que les sous-matrices des dernières rangée et colonne concernant les gaines mises à la terre à une extrémité n'interviennent pas dans le calcul et peuvent être éventuellement ignorées pour le calcul des impédances longitudinales. Toutefois, elles permettent de calculer les tensions induites dans les gaines en fonction des courants de phase, soit:

$$[-\underline{U}'_{\text{gaine 1}}] = [[\underline{Z}'_G] - [\underline{Z}'_H] [\underline{Z}'_E]^{-1} [\underline{Z}'_D']] [\underline{I}_{\text{cond}}] \quad (17)$$

De plus, on peut déterminer les courants des gaines mises à la terre aux deux extrémités en fonction des courants de phase par la relation

$$[\underline{I}_{\text{gaine 2}}] = -[\underline{Z}'_E]^{-1} [\underline{Z}'_D] [\underline{I}_{\text{cond}}] \quad (18)$$

### 3.5 Symétrisation de la matrice des impédances longitudinales linéiques [4] (liaison triphasée seulement)

Si la matrice  $[\underline{Z}'_{\text{équ}}]$  représentative de  $n$  circuits triphasés est ordonnée par circuits, et si chaque circuit triphasé est ordonné par phases R, S, T, on obtient la matrice des composantes symétriques:

$$[\underline{Z}'_{\text{sym}}] = [\underline{S}]^{-1} [\underline{Z}'_{\text{équ}}] [\underline{S}] \quad (19)$$

$$[\underline{S}] = \begin{bmatrix} [\underline{T}] & 0 & \dots & \dots & 0 \\ 0 & [\underline{T}] & & & \\ \vdots & & \ddots & & \\ \vdots & & & \ddots & \\ 0 & & & & [\underline{T}] \end{bmatrix} \quad (\text{matrices } 3n \times 3n) \quad (20)$$

$$[\underline{T}] = \frac{1}{\sqrt{3}} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & a & a^2 \end{bmatrix} \quad (21)$$

$$a = e^{j2\pi/3} \quad (22)$$

La matrice  $[\underline{T}]$  est appelée matrice de symétrisation.

La matrice  $[\underline{Z}'_{\text{sym}}]$  contient sur sa diagonale les impédances homopolaires, directes et inverses  $\underline{Z}'_h, \underline{Z}'_d$  et  $\underline{Z}'_i$  de chaque circuit triphasé, et les diagonales des sous-matrices contiennent les impédances mutuelles homopolaires, directes et inverses entre les circuits.

$$[\underline{Z}'_{\text{sym}}] = \begin{bmatrix} \text{1er circuit} & \text{2e circuit} & \text{ne circuit} \\ \underline{Z}'_{h1} & \underline{Z}'_{h12} & \underline{Z}'_{h1n} \\ \underline{Z}'_{d1} & \underline{Z}'_{d12} & \underline{Z}'_{d1n} \\ \underline{Z}'_{i1} & \underline{Z}'_{i12} & \underline{Z}'_{i1n} \\ \text{1er circuit} \\ \underline{Z}'_{h21} & \underline{Z}'_{h2} & \underline{Z}'_{h2n} \\ \underline{Z}'_{d21} & \underline{Z}'_{d2} & \underline{Z}'_{d2n} \\ \underline{Z}'_{i21} & \underline{Z}'_{i2} & \underline{Z}'_{i2n} \\ \text{2e circuit} \\ \underline{Z}'_{hn1} & \underline{Z}'_{hn2} & \underline{Z}'_{hn} \\ \underline{Z}'_{dn1} & \underline{Z}'_{dn2} & \underline{Z}'_{dn} \\ \underline{Z}'_{in1} & \underline{Z}'_{in2} & \underline{Z}'_{in} \\ \text{ne circuit} \end{bmatrix} \quad (23)$$

Les autres termes représentent des couplages mutuels entre les séquences directes, inverses et homopolaires lorsqu'on est en présence d'une dissymétrie géométrique des câbles. En fait, leurs valeurs sont souvent faibles et peuvent être négligées en première approximation. Pour quantifier cette dissymétrie, on définit pour chaque circuit un facteur de dissymétrie:

$$M_0 = Z'_{dh}/Z'_h \cdot 100 \% \quad (24)$$

où  $Z'_{dh}$  est l'impédance mutuelle linéique entre les séquences directe et homopolaire du circuit triphasé considéré et  $Z'_h$  l'impédance homopolaire linéique de ce circuit.

#### 4. Gains transposés

##### 4.1 Hypothèses

Le but de la transposition des gaines est de supprimer les courants de gaines en régime permanent symétrique. Pour tenir compte de cette transposition, on est amené à faire d'autres hypothèses simplificatrices en complément de celles indiquées au § 2, soit:

- le calcul présenté n'est valable que pour un circuit triphasé
- la transposition est complète et les sections sont d'égale longueur
- les trois câbles sont identiques, mais peuvent être disposés asymétriquement.

Comme la gaine, au sens général du terme, est souvent composée d'un ensemble de  $n$  éléments métalliques (écran, gaine, armure) court-circuités à intervalles réguliers et transposés globalement, on peut remplacer cet ensemble par une gaine résultante  $g$  dont le rayon moyen apparent  $r_g$  est déduit de [5]:

$$\ln r_g = \frac{(\ln r_{g1})/R'_{g1} + (\ln r_{g2})/R'_{g2} + \dots + (\ln r_{gn})/R'_{gn}}{1/R'_{g1} + 1/R'_{g2} + \dots + 1/R'_{gn}} \quad (25)$$

avec (fig. 2)  $r_{gi}$ : rayon moyen de la gaine  $i$ ;  $R'_{gi}$ : résistance linéique à courant alternatif et à la température  $\theta$  de l'élément  $i$ .

La résistance linéique de la gaine résultante  $R'_g$  est déduite de la relation:

$$1/R'_g = 1/R'_{g1} + 1/R'_{g2} + \dots + 1/R'_{gn} \quad (26)$$

##### 4.2 Matrice des impédances longitudinales linéiques

On établit la matrice  $[Z']$  suivant le modèle de l'équation (14), soit:

$$\begin{bmatrix} -\Delta U/\Delta X \\ \dots \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{Z}'_A & \underline{Z}'_B \\ \underline{Z}'_D & \underline{Z}'_E \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{I}_{cond} \\ \dots \\ \underline{I}_{gaine} \end{bmatrix} \quad (27)$$

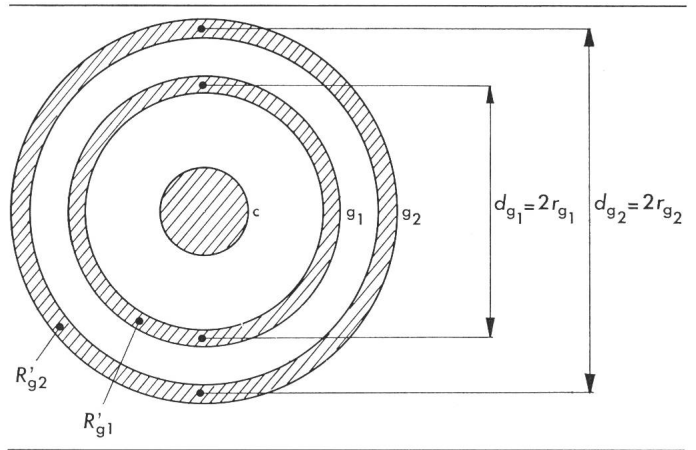


Fig. 2

Si l'on détaille les quatre sous-matrices en calculant les impédances par rapport à la gaine 6 (référence) et en tenant compte de la transposition de la fig. 3, on obtient

$$[Z'] = \begin{bmatrix} \underline{Z}'_{11} & \underline{Z}'_{12} & \underline{Z}'_{13} & \underline{Z}'_{44}/2 & \underline{Z}'_{44}/2 \\ \underline{Z}'_{21} & \underline{Z}'_{22} & \underline{Z}'_{23} & \underline{Z}'_{44}/2 & \underline{Z}'_{44}/2 \\ \underline{Z}'_{31} & \underline{Z}'_{32} & \underline{Z}'_{33} & \underline{Z}'_{44}/2 & \underline{Z}'_{44}/2 \\ \underline{Z}'_{44}/2 & \underline{Z}'_{44}/2 & \underline{Z}'_{44}/2 & \underline{Z}'_{44} & \underline{Z}'_{44}/2 \\ \underline{Z}'_{44}/2 & \underline{Z}'_{44}/2 & \underline{Z}'_{44}/2 & \underline{Z}'_{44}/2 & \underline{Z}'_{44} \end{bmatrix} \quad (28)$$

Sous-matrice A:

$$\underline{Z}'_{ii} = R'_c + R'_g + j\omega \left( \frac{\mu_0}{2\pi} \cdot \frac{1}{3} \cdot \ln \frac{d_{ij}^2 d_{ik}^2}{g_{ii}^3 r_g} \right) \quad (29)$$

$$\underline{Z}'_{ij} = R'_g + j\omega \left( \frac{\mu_0}{2\pi} \cdot \frac{1}{3} \cdot \ln \frac{d_{ik} d_{jk}}{d_{ij} r_g} \right) \quad (30)$$

pour  $(i, j, k) = (1, 2, 3), (2, 3, 1), (3, 1, 2)$

Sous-matrices E, B, D:

$$\underline{Z}'_{44} = \underline{Z}'_{55} = 2 R'_g + j\omega \left( \frac{\mu_0}{2} \cdot \frac{2}{3} \cdot \ln \frac{d_{12} d_{23} d_{13}}{r_g^3} \right) \quad (31)$$

$$\underline{Z}'_{ij} = \underline{Z}'_{44}/2 \quad (32)$$

##### 4.3 Réduction

Pour la réduction on applique l'équation (16) et l'on déduit:

$$[Z]^{éq} = [Z]^{A'} - \frac{1}{3} \begin{bmatrix} \underline{Z}'_{44} & \underline{Z}'_{44} & \underline{Z}'_{44} \\ \underline{Z}'_{44} & \underline{Z}'_{44} & \underline{Z}'_{44} \\ \underline{Z}'_{44} & \underline{Z}'_{44} & \underline{Z}'_{44} \end{bmatrix} \quad (33)$$

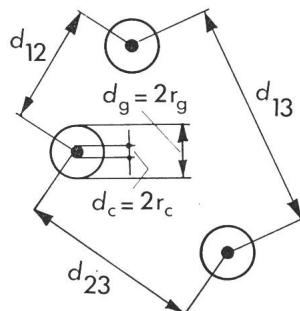
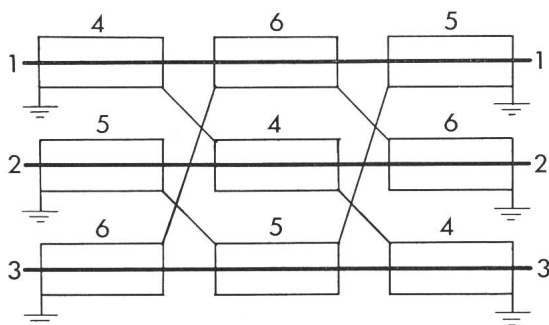


Fig. 3

Elément  $\Delta x$  complètement transposé

Isolant	$\epsilon_r$
Papier imprégné	4
Chlorure de polyvinyle	8
Polyéthylène	2,3
Caoutchouc butyle	4,5

En appliquant l'équation (18), on déduit:

$$\begin{bmatrix} \underline{I}_4 \\ \underline{I}_5 \end{bmatrix} = -\frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & 1 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \underline{I}_1 \\ \underline{I}_2 \\ \underline{I}_3 \end{bmatrix} \quad (34)$$

On voit tout de suite qu'en régime symétrique ( $\underline{I}_2 = a^2 \underline{I}_1$  et  $\underline{I}_3 = a \underline{I}_1$ ), les courants de gaine  $\underline{I}_4$  et  $\underline{I}_5$  sont nuls, de même que  $\underline{I}_6 = -(\underline{I}_1 + \underline{I}_2 + \underline{I}_3 + \underline{I}_4 + \underline{I}_5)$  par définition.

#### 4.4 Symétrisation

Pour la symétrisation on applique également la relation (19). Dans le cas particulier de la disposition des câbles sur les sommets d'un triangle équilatéral avec  $d = d_{12} = d_{13} = d_{23}$ , on déduit après symétrisation

$$\underline{Z}_{d1}' = \underline{Z}'_{\text{équi}11} - \underline{Z}'_{\text{équi}12} = R_c' + j\omega \left( \frac{\mu_0}{2\pi} \ln d/g_{11} \right) \quad (35)$$

$$\underline{Z}_{h1}' = \underline{Z}'_{\text{équi}11} + 2\underline{Z}'_{\text{équi}12} = R_c' + R_g' + j\omega \left( \frac{\mu_0}{2\pi} \ln r_g/g_{11} \right) \quad (36)$$

Comme attendu on constate que l'impédance directe est indépendante des caractéristiques des gaines et que l'impédance homopolaire est indépendante de la distance entre câbles. Il faut ajouter que contrairement aux lignes aériennes,  $X_{h1}' < X_{d1}'$  puisque  $r_g < d$ . Ceci est dû au fait que la réactance mutuelle équivalente est négative et vaut:

$$M'_{\text{équi}12} = -\frac{\mu_0}{2\pi} \cdot \frac{1}{3} \ln d/g_{11} \quad (37)$$

### 5. Constantes linéiques transversales

#### 5.1 Capacité

Contrairement au calcul des inductances qui considère une gaine de référence, on calcule les capacités partielles en prenant directement le sol de résistivité nulle comme référence. Comme tous les écrans, gaines, armures sont mis à la terre au moins à une extrémité, on peut admettre que les tensions induites dans ce cas sont faibles comparées à la tension du conducteur contre gaine, donc que les courants capacitifs entre gaine, écran, armure et le sol sont négligeables par rapport au courant capacitif entre conducteur et gaine. Ainsi, tous les câbles sont entièrement entourés du conducteur sol et seule la capacité partielle entre le conducteur et l'élément métallique le plus proche (écran ou gaine) d'un câble unipolaire intervient dans les calculs. L'emploi de plus en plus répandu de câbles tripolaires HT avec écran ou gaine autour de chaque conducteur se ramène à l'étude de trois câbles unipolaires du point de vue électrostatique. De ce fait on ne traitera pas dans cet article le problème des câbles multipolaires à champ non radial.

Il n'y a donc ni influence électrostatique, ni capacités partielles entre les éléments de deux câbles, ce qui permet de traiter chaque câble individuellement sans passer par les équations matricielles générales.

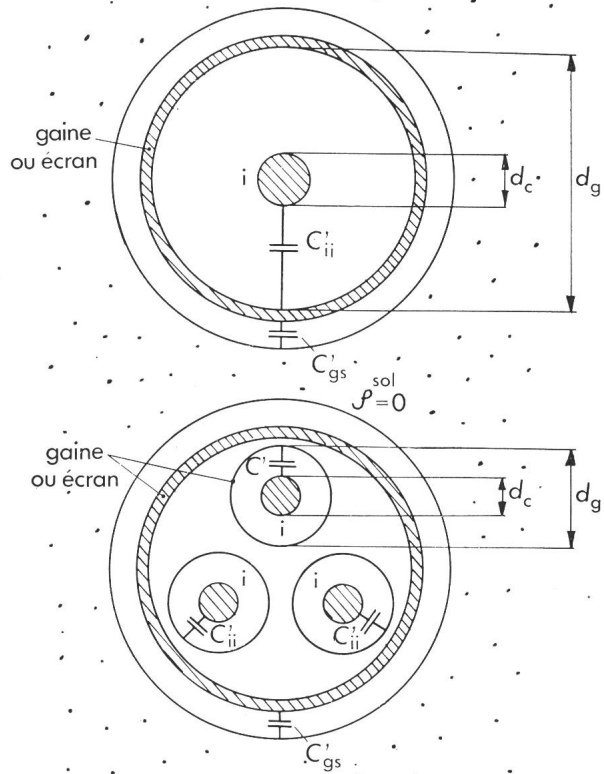


Fig. 4

La capacité partielle linéique du conducteur contre gaine (ou écran)  $C'_{ii}$  (fig. 4) s'exprime par la relation:

$$C'_{ii} = 2\pi \epsilon_0 \epsilon_k \frac{1}{\ln d_g/d_c} \text{ (F/m)} \quad (38)$$

où  $\epsilon_0 = 8,854 \cdot 10^{-12}$  As/Vm permittivité du vide  
 $\epsilon_k$  permittivité relative de l'isolant du câble k (tab. III)

Bien entendu, cette relation reste valable dans le cas des gaines transposées. On admet que le conducteur est parfaitement circulaire. Cette hypothèse est justifiée du fait que l'on entoure souvent le conducteur d'un ruban conducteur pour uniformiser la surface, donc le champ. Pour un circuit triphasé constitué de 3 câbles unipolaires ou d'un câble tripolaire avec écran ou gaine autour de chaque conducteur, les capacités linéiques directe, inverse et homopolaire sont égales à la capacité partielle linéique:

$$C_{d1}' = C_{i1}' = C_{h1}' = C'_{ii} \quad (39)$$

#### 5.2 Conductances transversales

Les courants de fuite entre phase et terre sont liés à la valeur de la conductance linéique  $G'$ . Celle-ci dépend de beaucoup de facteurs extérieurs qui rendent le calcul approximatif et aléatoire. On diminue l'effet de  $G'$  par rapport aux effets de  $C'$  en assurant une isolation du conducteur de qualité suffisante. On peut ainsi admettre que  $G'$  est négligeable si l'on ne s'intéresse pas aux pertes diélectriques.

### 6. Exemple

Dans ce paragraphe on compare les calculs d'un cas réel (liaison 50 kV Praz-Séchaud-Lutry des Services Electriques de Lausanne) avec des mesures effectuées in situ.

Grandeur	Valeur mesurée	Valeur calculée	Ecart relatif en % par rapport à la valeur mesurée
$R_d$ ( $\Omega$ )	0,421	0,416	-1,2
$X_d$ ( $\Omega$ )	1,609	1,577	-2,0
$Z_d$ ( $\Omega$ )	1,663	1,631	-1,9
$R_h$ ( $\Omega$ )	2,014	1,970	-2,2
$X_h$ ( $\Omega$ )	0,837	0,618	-26,2
$Z_h$ ( $\Omega$ )	2,181	2,065	-5,3
$C_{d,i,h}$ ( $\mu F$ )	1,56	1,53	-1,9

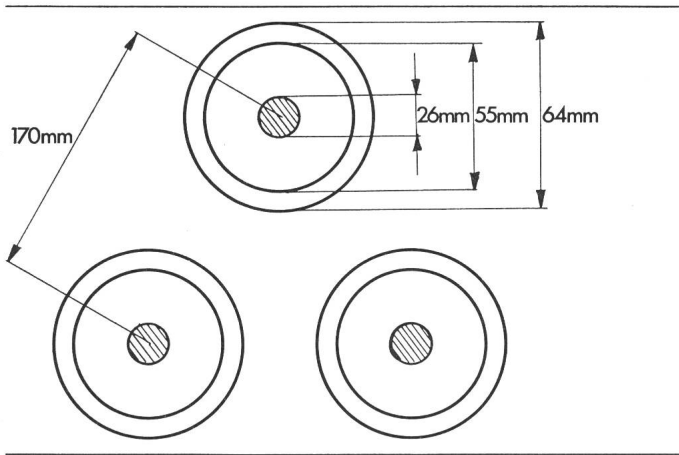


Fig. 5

On a les données suivantes (fig. 5)

- longueur de la liaison par câble: 8880 m
- 3 câbles unipolaires 60 kV à isolation polyéthylène disposés sur les sommets d'un triangle équilatéral avec gaines transposées tous les kilomètres environ
- conducteurs de cuivre 400 mm<sup>2</sup>, 61 brins,  $R'_{20} = 0,0451 \Omega/km$
- écran ruban de cuivre,  $R'_{20} = 0,504 \Omega/km$  (moyenne sur 30 mesures)
- armure d'aluman,  $R'_{20} = 0,243 \Omega/km$

Il faut inclure pour les jonctions et les transpositions des gaines 190 m par phase de câble en cuivre 35 mm<sup>2</sup>,  $R'_{20} = 0,514 \Omega/km$ .

Le tableau IV résume et compare les résultats obtenus des mesures et des calculs. On observe qu'à l'exception de la réactance homopolaire, l'écart relatif entre les valeurs demeure très faible. L'erreur sur la réactance homopolaire est probablement due au fait que, contrairement à l'hypothèse simplifica-

trice, le courant retourne partiellement par le sol et augmente le rayon équivalent de la «gaine équivalente» de retour. Toutefois, comme la valeur absolue de l'erreur est assez petite par rapport à la valeur de la résistance homopolaire, on obtient une bonne approximation de l'impédance homopolaire.

**Bibliographie**

- [1] Calcul du courant admissible dans les câbles en régime permanent (facteur de charge 100%). Publication de la CEI No. 287, 1969.
- [2] G. H. Marchal et R. Poncelet: Les réseaux de transport et de distribution de l'énergie électrique. Première partie. Bruxelles, Presses Universitaires, 1971.
- [3] M. Aguet et U. Cavalli: Méthode de calcul de l'influence des câbles à haute tension sur les lignes de télétransmission. Bull. ASE/USC 67(1976)16, p. 846...853.
- [4] Line constants of overhead lines, user's manual. Portland, Oregon, Bonneville Power Administration, 1971.
- [5] F. W. Grover: Inductance calculations. Working formulas and tables. New York, Van Nostrand, 1946.

**Adresse de l'auteur**

P.-A. Chamorel, ingénieur SIA, Chaire d'Installations Electriques EPFL, 16, chemin de Bellerive, CH-1007 Lausanne.



**250°C**

Kurzschluss-  
temperatur

**130°C**

Notbetrieb

**90°C**

Dauer-  
betrieb

# XLPE

ederspannungskabel mit vernetzter  
Polyäthylenisolation

Câbles de réseau basse tension  
à isolation polyéthylène réticulé



**Studer**  
**Draht- und Kabelwerk AG**  
**4658 Däniken SO**  
Tel. 062 65 14 44 Telex 68963



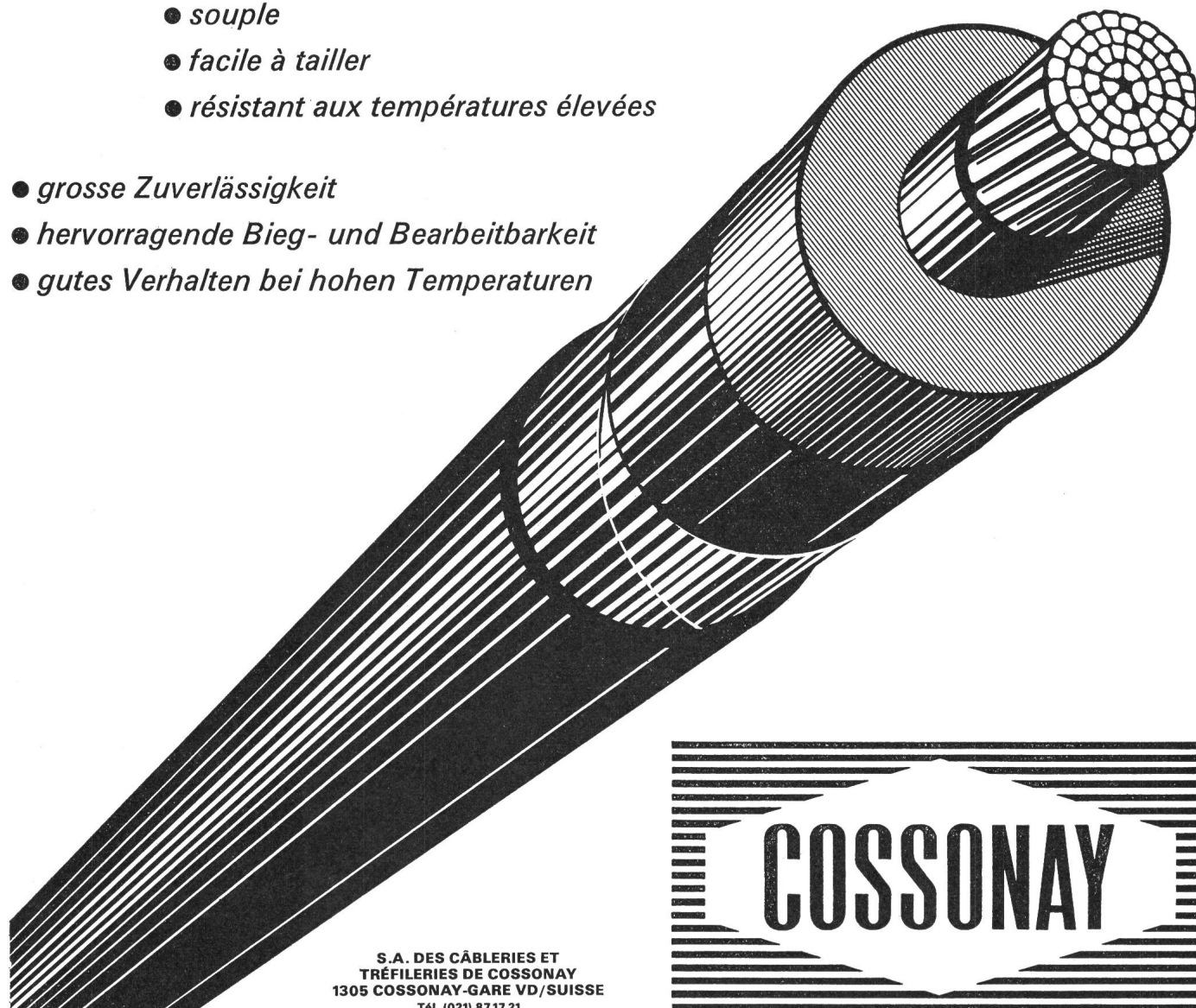
**CÂBLES A HAUTE TENSION  
HOCHSPANNUNGSKABEL**

**EPR**

TYPE / TYP **GT**

**10 kV ÷ 60 kV**

- *fiable*
  - *souple*
  - *facile à tailler*
  - *résistant aux températures élevées*
- 
- *grosse Zuverlässigkeit*
  - *hervorragende Bieg- und Bearbeitbarkeit*
  - *gutes Verhalten bei hohen Temperaturen*



S.A. DES CÂBLERIES ET  
TRÉFILERIES DE COSSONAY  
1305 COSSONAY-GARE VD/SUISSE  
Tél. (021) 8717 21