

République Algérienne Démocratique et Populaire
Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

UNIVERSITE MOHAMED KHIDER DE BISKRA
FACULTE DES SCIENCES ET SCIENCES DE L'INGENIEUR
DEPARTEMENT ELECTROTECHNIQUE

AVIS DE SOUTENANCE DE MEMOIRE DE MAGISTER EN ELECTROTECHNIQUE

Présentée par : Melle HARRAT MERIEM

Le Mercredi 10 JANVIER 2007, à 11 H 00,

à la Bibliothèque centrale

-Thème-

Evaluation des courts circuits asymétriques sur la stabilité d'un générateur

Devant le jury composé de :

Président :	Dr. MIMOUNE SOURI Mohamed	Pr.	Univ. de Biskra
Rapporteur :	Dr. BOUNAYA Kamel	MC	Univ. de Guelma
Examineurs :	Dr. LABAR Hocine	MC	Univ. de Annaba
	Dr. ABOUBOU Abdenacer	MC	Univ. de Biskra

N. B. Le public est cordialement invité.

Problématique :

L'énergie électrique est acheminée vers les consommateurs par des liaisons en réseaux électriques, sur des distances plus au moins grandes. L'ensemble de ces réseaux remplissent, hiérarchiquement, les fonctions de transport, d'alimentation, et de distribution de l'énergie électrique. Pour des raisons de stabilité, de continuité de service et d'optimisation, les systèmes électriques régionaux, appartenant à un même territoire ou à des territoires voisins différents, sont interconnectés par des lignes (liaisons) en haute tension qui peuvent être, en fonction de l'envergure des territoires, de plus ou moins grandes longueurs.

Ces liaisons permettent, donc, de mettre en commun les ressources en énergie électrique des régions ou des pays frontaliers afin de palier à des éventuels problèmes de déséquilibre et de déficit.

Il est évident, donc, qu'on doit rechercher pour ces liaisons des performances conformes aux exigences de leurs fonctions. Dans ce sens, des problèmes techniques et économiques se posent.

En effet, soumises à des effets de flux de puissances assez importants, ces liaisons doivent faire, dans un premier temps, l'objet de choix optimal de leurs paramètres de système, et, dans un deuxième temps, d'un contrôle continu de leurs paramètres de régime.

L'un des indices de la performance de la liaison est la bonne distribution de la tension. Cette dernière peut être parfaitement contrôlée par la distribution rationnelle de la puissance réactive. Tel est le problème posé dans ce travail.

L'analyse faite dans ce travail est organisée en trois chapitres :

- 1- Traitement des données et description analytique :
Présentation, description et comparaison des différents modèles de la ligne. Choix du modèle adéquat et données essentielles ;
- 2- Analyse des régimes compensés de la ligne : différents aspects caractéristiques de la performance de la liaison. Evaluation des indices et des paramètres ;
- 3- Effets de l'interconnexion sur la stabilité du générateur : analyse et évaluation des effets de perturbation (courts circuits) sur la stabilité du générateur (source).

Introduction :

Les réseaux servent d'interfaces entre les moyens de production et les consommateurs. Ils permettent non seulement de transporter et de distribuer l'énergie électrique mais aussi de diminuer les dépenses d'investissement de production.

Le besoin, toujours croissant, en consommation de l'énergie électrique engendre le souci, plus que jamais actuel, de faire augmenter la puissance de transit ; laquelle se verra alors, accompagnée par l'élévation du niveau de tension de transport. Donc la présence d'un réseau plus évolué « réseau en THT » est justifiable.

En outre, ce réseau ne nécessite, chaque année, que la construction d'un minimum d'ouvrages, malgré la croissance de

la consommation. Ce souci conduit à rechercher les plus grandes performances techniques du réseau ; notamment à essayer de faire passer un maximum de puissance avec un minimum de pertes de tension par cet ouvrage.

Les problèmes de minimisation de la quantité d'ouvrages se heurtent naturellement aux problèmes de la tenue de la tension sur le réseau et de la consommation importante de la puissance réactive, d'où la nécessité de compensation du réactif au niveau des consommateurs.

Par ailleurs, le réglage de la tension au niveau du producteur est réalisé ; par des régulateurs de tension agissant sur le courant d'excitation des alternateurs, ou par les prises des transformateurs et autotransformateurs qui permettent de régler la tension dans un intervalle de 15% environ.

Problématique:

L'énergie électrique est acheminée vers les consommateurs par des liaisons en réseaux électriques, sur des distances plus au moins grandes. L'ensemble de ces réseaux remplit, hiérarchiquement, les fonctions de transport, d'alimentation, et de distribution de l'énergie électrique. Pour des raisons de stabilité, de continuité de service et d'optimisation, les systèmes électriques régionaux, appartenant à un même territoire ou à des territoires voisins différents, sont interconnectés par des lignes (liaisons) en haute tension qui peuvent être, en fonction de l'envergure des territoires, de plus ou moins grandes longueurs.

Ces liaisons permettent, donc, de mettre en commun les ressources en énergie électrique des régions ou des pays frontaliers afin de palier à des éventuels problèmes de déséquilibre et de déficit.

Il est évident, donc, qu'on doit rechercher pour ces liaisons des performances conformes aux exigences de leurs fonctions. Dans ce sens, des problèmes techniques et économiques se posent.

En effet, soumises à des effets de flux de puissances assez importants, ces liaisons doivent faire, dans un premier temps, l'objet de choix optimal de leurs paramètres de système, et, dans un deuxième temps, d'un contrôle continu de leurs paramètres de régime.

L'un des indices de la performance de la liaison est la bonne distribution de la tension. Cette dernière peut être parfaitement contrôlée par la distribution rationnelle de la puissance réactive. Tel est le problème posé dans ce travail.

L'analyse faite dans ce travail est organisée en trois chapitres :

- 1- Traitement des données et description analytique :
Présentation, description et comparaison des différents modèles de la ligne. Choix du modèle adéquat et données essentielles ;
- 2- Analyse des régimes compensés de la ligne : différents aspects caractéristiques de la performance de la liaison. Evaluation des indices et des paramètres ;
- 3- Effets de l'interconnexion sur la stabilité du générateur : analyse et évaluation des effets de perturbation (courts circuits) sur la stabilité du générateur (source).

Introduction :

Les réseaux servent d'interfaces entre les moyens de production et les consommateurs. Ils permettent non seulement de transporter et de distribuer l'énergie électrique mais aussi de diminuer les dépenses d'investissement de production.

Le besoin, toujours croissant, en consommation de l'énergie électrique engendre le souci, plus que jamais actuel, de faire augmenter la puissance de transit ; laquelle se verra alors, accompagnée par l'élévation du niveau de tension de transport. Donc la présence d'un réseau plus évolué « réseau en THT » est justifiable.

En outre, ce réseau ne nécessite, chaque année, que la construction d'un minimum d'ouvrages, malgré la croissance de la consommation. Ce souci conduit à rechercher les plus grandes performances techniques du réseau ; notamment à essayer de faire passer un maximum de puissance avec un minimum de pertes de tension par cet ouvrage.

Les problèmes de minimisation de la quantité d'ouvrages se heurtent naturellement aux problèmes de la tenue de la tension sur le réseau et de la consommation importante de la puissance réactive, d'où la nécessité de compensation du réactif au niveau des consommateurs.

Par ailleurs, le réglage de la tension au niveau du producteur est réalisé ; par des régulateurs de tension agissant sur le courant d'excitation des alternateurs, ou par les prises des transformateurs et autotransformateurs qui permettent de régler la tension dans un intervalle de 15% environ.

PREMIER CHAPITRE :

TRAITEMENT DES DONNEES
ET DESCRIPTION ANALYTIQUES

1.1 Description du modèle :

On se propose d'étudier et d'analyser un modèle de ligne de longueur allant jusqu'à **1000km**. La charge est prise variable en deux paliers entre les limites minimale et maximale, (**Fig1.1**). Le choix des paramètres du système de la ligne est fait suite à l'étude comparative, faite ci-dessous, de deux modèles de ligne à phase en faisceau; l'un sous une tension de **$U_N = 220kv$** ; et l'autre sous une tension de **$U_N = 400kv$** .

Il est vrai que pour les longueurs de **$\ell = 1000km$** les tensions utilisées sont, en principe, supérieures à **220kv**; mais dans ce travail, cette dernière est prise en comparaison seulement dans le souci de mettre en évidence l'effet déterminant du niveau de tension à utiliser. D'une manière générale, la section des conducteurs de la phase pour les niveaux de tensions considérés se détermine suite à une analyse technico-économique. On peut, également, utiliser la méthode des intervalles économiques; qui consiste à choisir la section à partir du courant maximal mais telle que les dépenses réduites **D_r** soient minimales. Dans ce cas les dépenses réduites s'expriment ;

$$D_r = a + b \cdot F + k \cdot \frac{I_{max}^2}{F} = f(I_{max}, F)$$

Ainsi; pour une valeur donnée (intervalle) du courant, on peut définir, en fonction de **F** (section), plusieurs valeurs de **D_r** ;

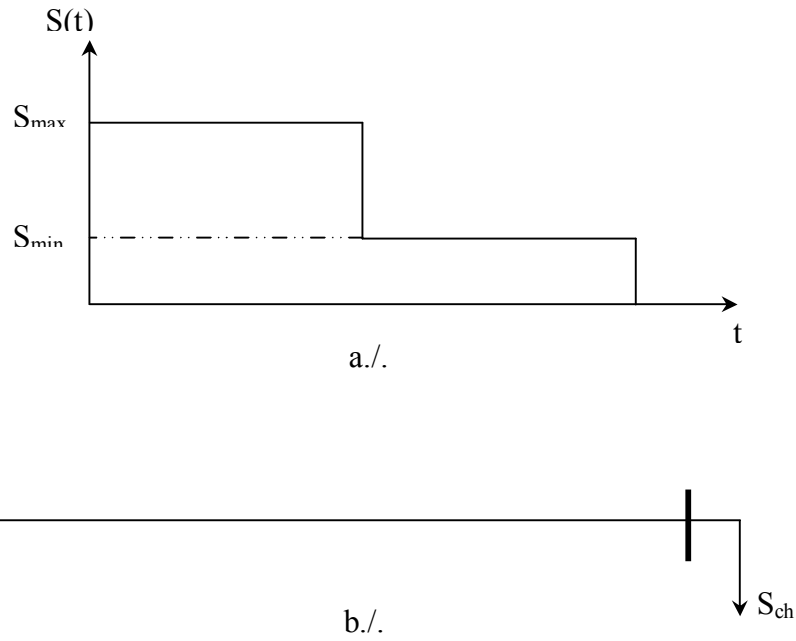


Fig.1.1. Graphique de charge (a), et schéma de principe (b).

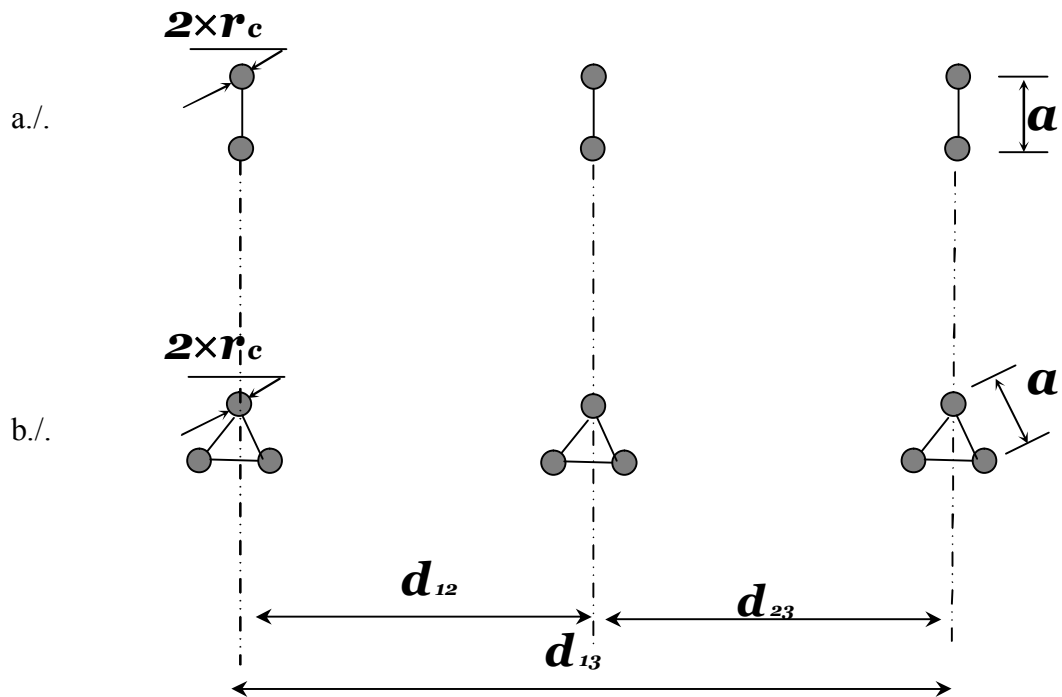


Fig.1.2. Modèles de ligne : Configuration de la phase

a./ $U_N=220kv$

b./ $U_N=400kv$

Tableau 1.1.

U_N		220kv	(220-400)kv	400kv
Paramètres				
Données	n	1	2	3
	F [mm²]	600	2×600	3×600
	2×r_c[mm]	31.5	31.5	31.5
	d [m]	10	10	10
	a [cm]	40	40	40
Paramètres calculés	D_m [m]	12.6	12.6	12.6
	d_m[cm]		40	40
	R_{éq} [cm]	1.575	7.937	13.608
	x_o [Ω/km]	0.217	0.162	0.144
	b_o [Ω⁻¹/km]	5.222×10 ⁻⁶	6.889×10 ⁻⁶	7.708×10 ⁻⁶
	α_o [° / km]	0.060	0.060	0.060
	Z_c [Ω]	203.85	153.60	136.68
	P_c [MW]	237.429	220-315.112 400-1041.694	1170.60
	ξ = S_N / P_c	1.348	220-1.016 400-0.768	0.683

on choisira alors la valeur de **F** qui correspond à **D_{rmin}**. Dans ce travail, on procède par comparaison de deux modèles (Fig1.2).

Pour le modèle sous tension **220kv**, on considère une ligne en faisceau de deux conducteurs (**n=2**) et de section **F=2×600mm²**. De même, le modèle à **U_N=400kv** est choisi tel que **n=3** et **F=3×600mm²**.

1.2 Détermination des paramètres de la ligne :

Une ligne peut être définie par ses paramètres primaires et secondaires. Les paramètres primaires se calculent comme suit :

a./ La résistance active (r_o) qui exprime l'effet joule au passage du courant dans le circuit longitudinal de la ligne ;

$$r_o = \frac{\varphi}{F} = \frac{1}{\gamma \cdot F}$$

Où ; r_o, φ, γ, F - respectivement, résistance, résistivité, conductivité, et section de conducteur.

b./ La réactance linéique (x_o) est engendrée par le champ magnétique variable établi à l'intérieur et l'extérieur de conducteur. Elle exprime l'effet de la résistance au passage du courant du circuit longitudinal de la ligne engendrée par la f.c.e.m auto-induite par ce dernier ;

$$x_o = 0.144 \times \log \frac{D_m}{R_{eq}} + \frac{0.016}{n}$$

Où ; $D_m = \sqrt[3]{d_{12} \cdot d_{13} \cdot d_{23}}$ - distance moyenne géométrique entre les phases, $R_{eq} = \sqrt[n]{d_m^{n-1} \cdot r_c}$ - rayon moyen équivalent de la phase en faisceau, $d_m = \sqrt[n]{\prod_{j \neq 1}^n a_{1-j}}$ - distance géométrique moyenne entre les conducteurs d'une phase, n - nombre de conducteurs dans une phase.

c./ La susceptance (b_o) où la capacité linéique (c_o) de la ligne qui caractérise l'effet du champ électrique autour du conducteur et particulièrement entre phase et la terre. Elle exprime les courants de fuites capacitifs (de déplacement) entre la ligne et la terre et, par ce fait, évalue la puissance réactive propre de la ligne du circuit transversal.

$$b_o = \omega \cdot l_o = \frac{7.58 \times 10^{-6}}{\log \frac{D_m}{R_{eq}}}$$

d./ La conductance linéique qui mesure les pertes de puissance active dans le circuit transversal de la ligne. Ces pertes sont dues aux courants de conduction dans le milieu isolant (très faibles et souvent négligés) où à l'effet de couronne engendré par la haute tension.

$$g_o = \frac{\Delta P_{cour}}{U_N^2}$$

Les formules de calcul de ces paramètres peuvent être trouvées, dans diverses documentations spécialisées utilisées.

En général, quand la section du conducteur augmente (ou R_{eq} augmente) la résistance et la conductance diminuent considérablement ; de ce fait, dans ce travail on suppose que $r_o \approx g_o \approx 0$. Ainsi, on peut écrire ;

$$Z_o = r_o + jx_o = jx_o$$

$$Y_o = g_o + jb_o = jb_o$$

Les paramètres linéiques secondaires de la ligne sont définis, en général, suite aux descriptions de processus ondulatoires à partir des équations des lignes de transport à grande distance, pour lesquelles l'effet de la répartition des

paramètres devient déterminant. Ces paramètres dépendent de ceux primaires et se définissent dans ;

e./ Le facteur complexe linéique d'onde (γ_o), qui définit, en même temps, l'amortissement du vecteur considéré et sa déviation (phase) pendant la propagation de l'onde électromagnétique le long de la ligne,

$$\gamma_o = \sqrt{Y_o \cdot Z_o} = \beta_o + j\alpha_o$$

où ; $\beta_o [1/km]$ -facteur d'amortissement. $\alpha_o [rd/km]$ ou $\alpha_o [^\circ/km]$ -facteur de phase,

f./ L'impédance caractéristique d'onde, qui dépend de la configuration des phases,

$$Z_c = \sqrt{\frac{Z_o}{Y_o}}$$

g./ La vitesse (v) et la longueur d'onde (λ);

$$v = \frac{dx}{dt} = \frac{\omega}{\alpha_o}$$
$$\lambda = v \cdot t = \frac{\omega}{\alpha_o} \cdot T = \frac{2\pi}{\alpha_o}$$

dans les cas considérés ($r_o \approx g_o \approx 0$) on peut écrire,

$$\gamma_o = \beta_o + j\alpha_o = j\alpha_o$$
$$Z_c = \sqrt{\frac{r_o + jx_o}{g_o + jb_o}} = \sqrt{\frac{x_o}{b_o}}$$

Les données concernant les modèles de la ligne à comparer ; ainsi que les résultats de calcul des paramètres sont présentés dans le **tableau 1.1.**

1.3 Modèles mathématiques de la ligne électrique:

Les équations de la ligne sous leurs formes générales s'expriment;

$$U_1 = U_2 \cdot \text{ch} \gamma_{ol} + \sqrt{3} Z_c \cdot I_2 \cdot \text{sh} \gamma_{ol}.$$

$$I_1 = \frac{U_2}{\sqrt{3} Z_c} \cdot \text{sh} \gamma_{ol} + I_2 \cdot \text{ch} \gamma_{ol}.$$

Dans ces expressions la longueur est comptée à partir de l'extrémité de la ligne, où la tension et le courant sont supposés être donnés. Ces équations représentent le premier modèle mathématique de la ligne ; ses coefficients sont des fonctions hyperboliques.

La ligne peut être représentée, également, par

a. un quadripôle: où les relations entre les grandeurs tension-courant sont exprimés comme suit,

$$U_1 = A \cdot U_2 + \sqrt{3} B \cdot I_2.$$

$$I_1 = \frac{C}{\sqrt{3}} \cdot U_2 + D \cdot I_2.$$

où; les constantes du quadripôle, par comparaison au modèle (1.10) s'expriment;

$$A = \text{ch}\gamma_0 l$$

$$B = Z_c \cdot \text{sh}\gamma_0 l$$

$$C = \frac{1}{Z_c} \cdot \text{sh}\gamma_0 l$$

$$D = A = \text{ch}\gamma_0 l$$

Pour une ligne sans pertes actives ;

$$A = \text{cos}\alpha_0 l$$

$$B = jZ_c \cdot \text{sin}\alpha_0 l$$

$$C = j\frac{1}{Z_c} \cdot \text{sin}\alpha_0 l$$

$$D = A$$

b. Des admittances propres et mutuelles :

$$U_1 = \frac{-Y_p}{-Y_p^2 + Y_m^2} \cdot U_2 + \frac{\sqrt{3}}{Y_m} \cdot I_2$$

$$I_1 = \frac{-Y_p^2 + Y_m^2}{\sqrt{3} \cdot Y_m} \cdot U_2 + \frac{-Y_p}{Y_m} \cdot I_2$$

Où; $Y_p = Y_{11} = Y_{22}$ - admittances propres, $Y_m = Y_{12} = Y_{21}$ - admittances mutuelles,

$$Y_p = \frac{1}{Z_c \cdot \text{tg}\alpha_0 l}$$

$$Y_m = \frac{1}{Z_c \cdot \text{sin}\alpha_0 l}$$

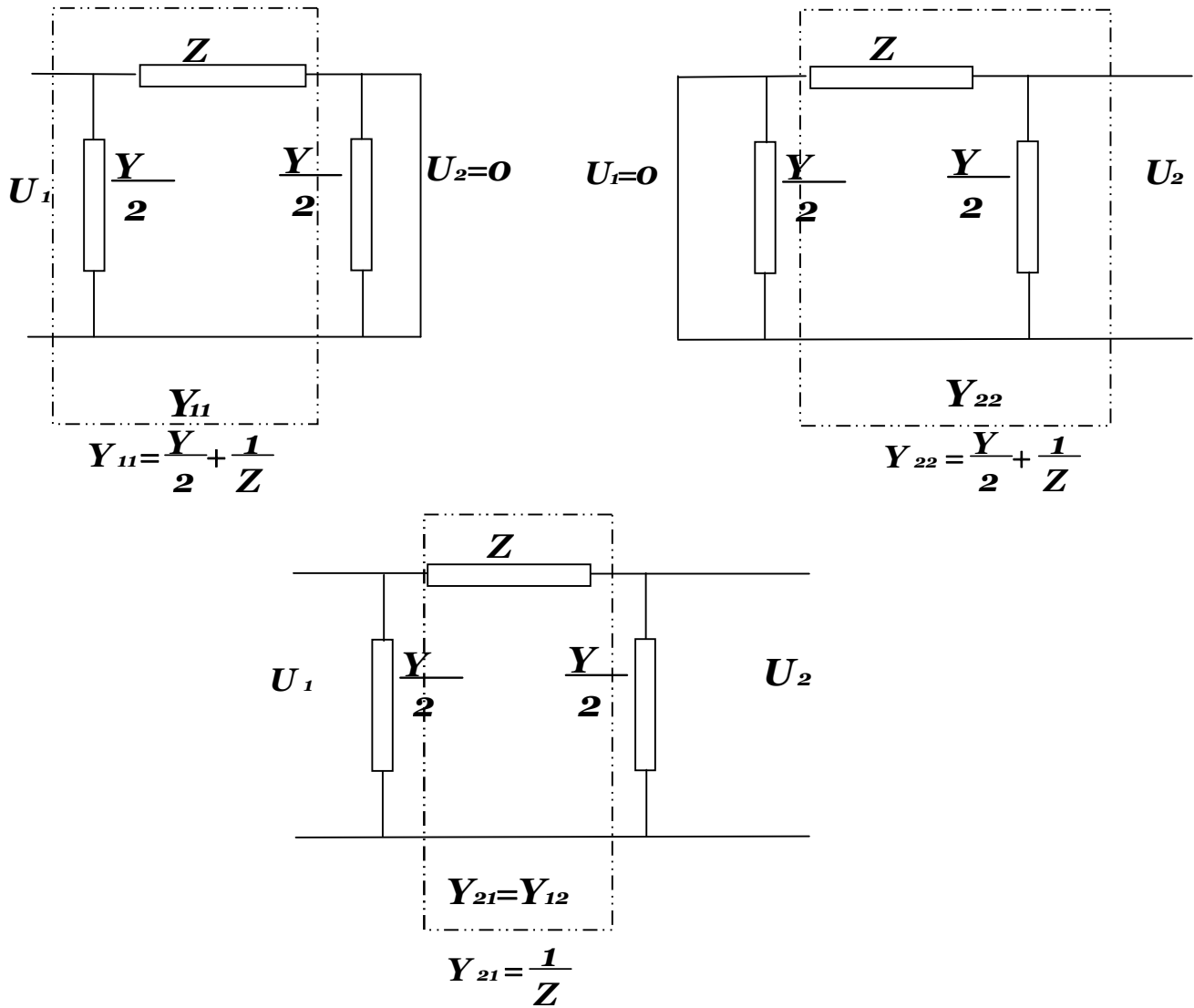


Fig.1.3. Les admittances propres et mutuelles de la ligne

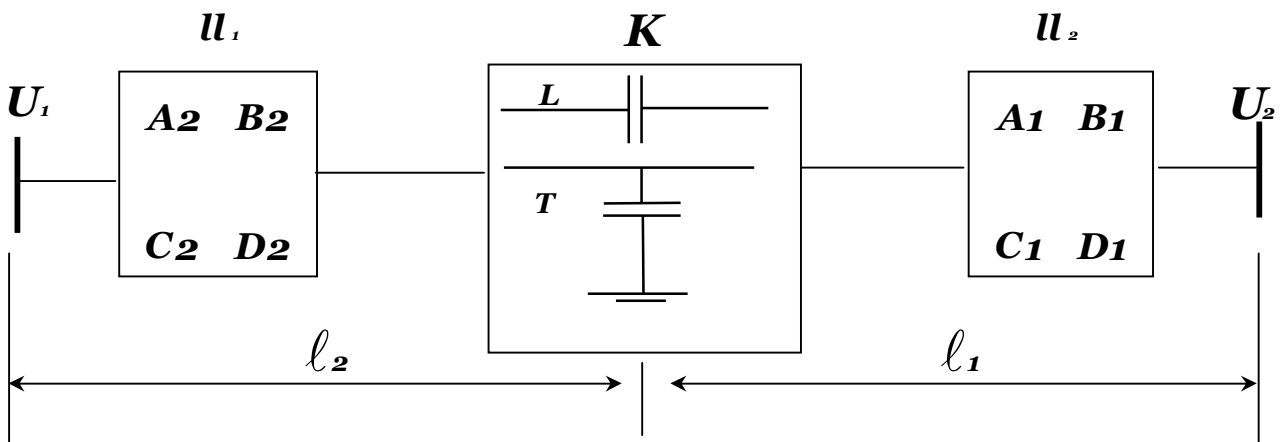


Fig.1.4. Représentation globale de la ligne avec compensation

c. Un schéma en Π : Dans ce cas, on peut définir;

$$U_1 = \left(1 + \frac{Z \cdot Y}{2}\right) \cdot U_2 + \sqrt{3} \cdot Z \cdot I_2.$$

$$I_1 = \left(2 + \frac{Z \cdot Y}{2}\right) \cdot \frac{Y}{2\sqrt{3}} \cdot U_2 + \left(1 + \frac{Z \cdot Y}{2}\right) \cdot I_2.$$

Où;

$$Z = Z_c \cdot \text{sh} \gamma_0 l$$

$$Y = \frac{2}{Z_c} \cdot \text{th} \frac{\gamma_0 l}{2}$$

Pour une ligne idéale,

$$Z = Z_c \cdot \sin \alpha_0 l$$

$$Y = \frac{2}{Z_c} \cdot \text{tg} \frac{\alpha_0 l}{2}$$

1.3.1 Introduction de l'élément compensateur :

Il est jugé plus pratique de modéliser la ligne par un quadripôle. Lors de l'insertion des batteries à une distance x de l'extrémité, la ligne peut être représentée par la matrice globale L .

$$L = [A \quad B ; C \quad D],$$

définie par le produit de trois matrices composantes, (Fig1.4);

$$L = u_1 \times K \times u_2.$$

Où;

$$\mathbf{u}_1 = [A_1 \quad B_1 ; C_1 \quad D_1]$$

$$\mathbf{u}_2 = [A_2 \quad B_2 ; C_2 \quad D_2]$$

$$\mathbf{K} = [A_K \quad B_K ; C_K \quad D_K]$$

Pour une insertion longitudinale de la batterie de condensateurs (BC);

$$\mathbf{K} = \mathbf{K}_L = [A_L \quad B_L ; C_L \quad D_L] = \begin{vmatrix} 1 & -j\mathbf{x}_c^* \\ \mathbf{0} & 1 \end{vmatrix} \quad \blacksquare$$

Pour une insertion transversale de la batterie de condensateurs;

$$\mathbf{K} = \mathbf{K}_T = [A_T \quad B_T ; C_T \quad D_T] = \begin{vmatrix} 1 & \mathbf{0} \\ j\frac{1}{\mathbf{x}_c^*} & 1 \end{vmatrix} \quad \blacksquare$$

Ainsi, conformément aux expressions (1.12)' appliquées aux matrices \mathbf{u}_1 , et \mathbf{u}_2 , l'expression (1.18) permet, en tenant compte de (1.19) et (1.20), d'écrire ;

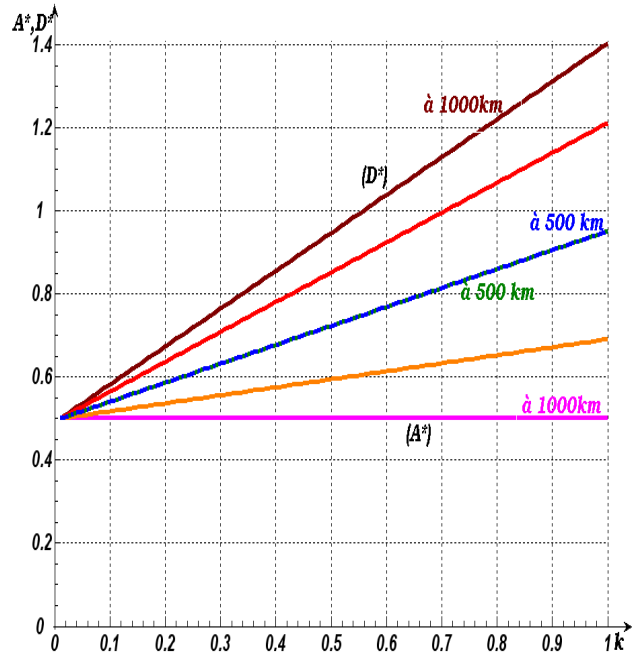
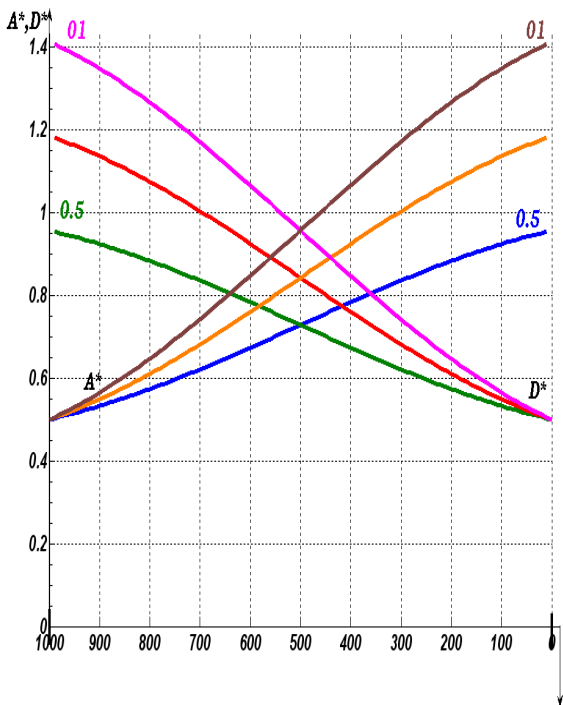
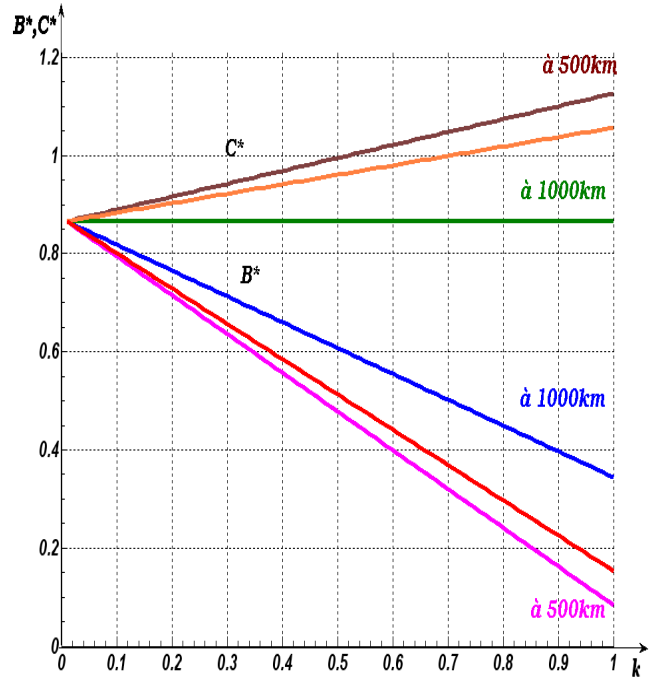
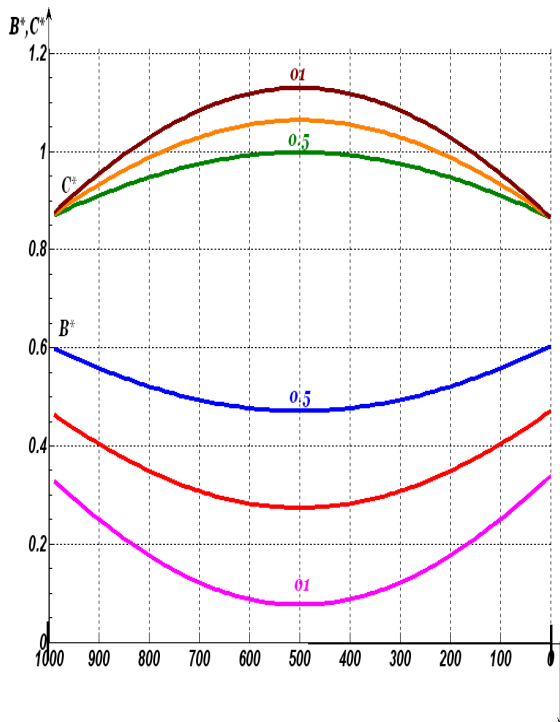


Fig.1.5. Variation des constantes A^* , B^* , C^* , et D^* en fonction de lieu d'installation et degré de compensation

Pour une insertion longitudinale,

$$\begin{aligned}
 A^* &= \cos\alpha_{ol} + \mathbf{x}_c^* \cdot \sin\alpha_{ol2} \cdot \cos\alpha_{ol1} \\
 B^* &= j(\sin\alpha_{ol} - \mathbf{x}_c^* \cdot \cos\alpha_{ol2} \cdot \cos\alpha_{ol1}). \\
 C^* &= j(\sin\alpha_{ol} + \mathbf{x}_c^* \cdot \sin\alpha_{ol2} \cdot \sin\alpha_{ol1}). \\
 D^* &= \cos\alpha_{ol} + \mathbf{x}_c^* \cdot \cos\alpha_{ol2} \cdot \sin\alpha_{ol1}
 \end{aligned}$$



et, pour une insertion transversale;

$$\begin{aligned}
 A^* &= \cos\alpha_{ol} - \frac{1}{\mathbf{x}_c^*} \cdot \cos\alpha_{ol2} \cdot \sin\alpha_{ol1}. \\
 B^* &= j(\sin\alpha_{ol} - \frac{1}{\mathbf{x}_c^*} \cdot \sin\alpha_{ol2} \cdot \sin\alpha_{ol1}). \\
 C^* &= j(\sin\alpha_{ol} + \frac{1}{\mathbf{x}_c^*} \cdot \cos\alpha_{ol2} \cdot \cos\alpha_{ol1}). \\
 D^* &= \cos\alpha_{ol} - \frac{1}{\mathbf{x}_c^*} \cdot \sin\alpha_{ol2} \cdot \cos\alpha_{ol1}.
 \end{aligned}$$



Où ; $B^* = B/Z_c$, $C^* = C \cdot Z_c$, $A^* = D^* = A$, $\mathbf{x}_c^* = k \cdot \mathbf{x}_o \cdot l / Z_c$,

k - évalue la quantité \mathbf{x}_c par rapport à la réactance de la ligne.

A l'aide des expressions (1.21) et (1.22), on peut définir l'effet du lieu d'installation du compensateur sur les paramètres globaux de la ligne ; ainsi que celui de la grandeur \mathbf{x}_c^* à insérer. Pour l'exemple on prend le cas correspondant au faisceau $n=3$ et $U_N=400kv$ (voir Tb.1.1).

La variation des constantes A^* , B^* , C^* , et D^* en fonction de la position du compensateur série pour $k \in (0.5 \div 1)$, et de k pour la position moyenne $l/2$ est représentée par la Fig.1.5, pour une insertion longitudinale.

On peut constater que, pour le cas considéré, l'installation des batteries séries au milieu de la ligne permet d'obtenir un meilleur effet sur les paramètres de régime de la ligne. En effet la valeur de B^* atteint son minimum à $l_2=l_1=l/2$; ce qui correspond à la valeur maximale de l'amplitude de la puissance transmise ($P_m=P_{m,max}$). La capacité de transport augmente. En plus, on aura une symétrie qui donnera $A^*=D^*$, ce qui réduira de l'unité de nombre d'équations. Ces paramètres sont encore plus améliorés si on intensifie la compensation par l'augmentation de k , (Fig.1.5, b, d). On peut faire la même observation pour l'impédance caractéristique d'onde $Z_{c(L)}$. En effet, cette dernière est définie comme,

$$Z_{c(L)} = \sqrt{\left| \frac{B^*}{C^*} \right|} \quad \blacksquare$$

et est représentée sur la Fig.1.6. L'impédance diminue de manière importante avec la compensation ; surtout quand le compensateur est installé au milieu de la ligne.

Les effets sur les constantes A^* , B^* , C^* , et D^* dans le cas d'une insertion transversale peuvent être définis de la même manière, à la seule différence que l'intervalle de la variation du rapport k , correspondant à cette insertion change. En effet, par ce mode d'insertion on recherche, en fait, à injecter (ou à consommer) une puissance réactive, laquelle représente un paramètre du régime. La valeur de cette puissance est évaluée par rapport à celle consommée par la charge.

La valeur de la réactance parallèle correspondante est déterminée par la quantité de la puissance réactive de la compensation sous une tension donnée.

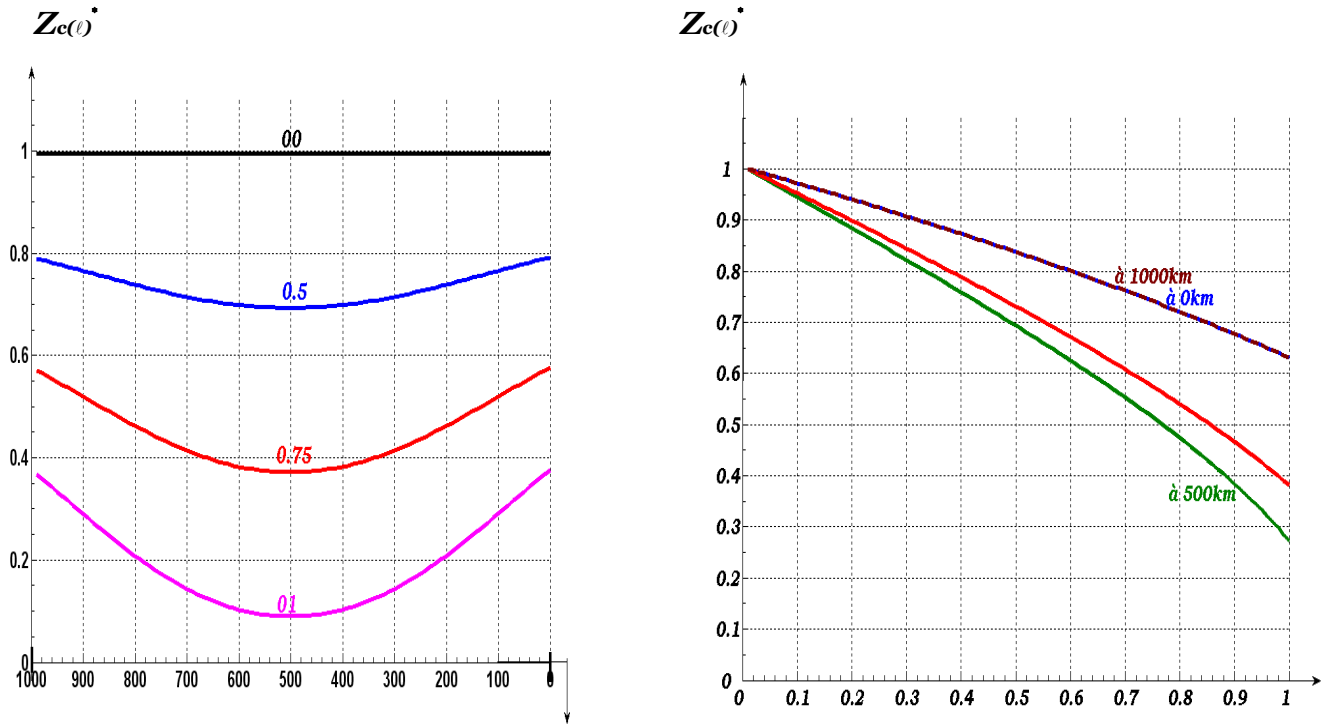


Fig.1.6. Effet de déplacement et de variation de compensation série sur l'impédance d'onde

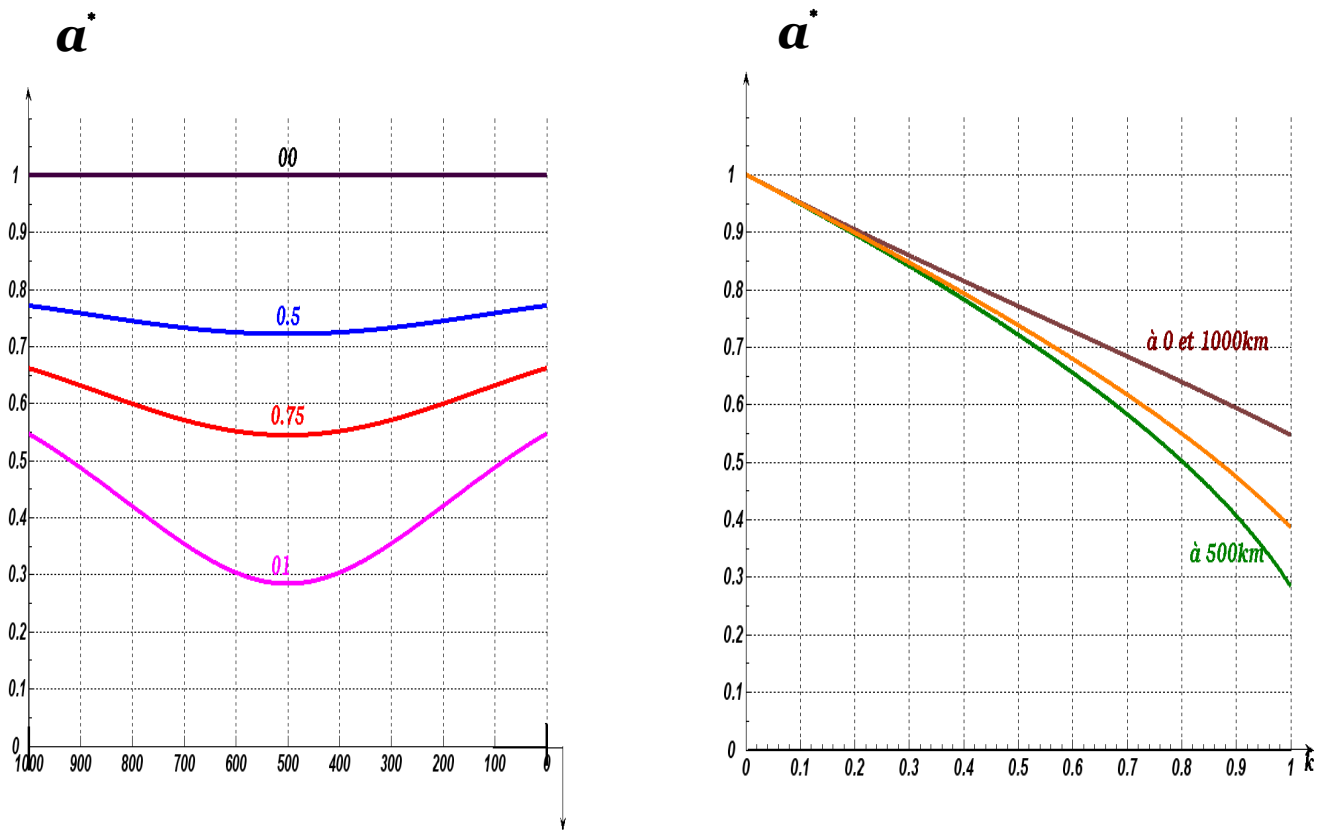


Fig.1.7. Effet de la variation de compensation série (valeur; et lieu) sur le facteur de phase

La réactance de compensation transversale peut être, également, évaluée par rapport à la susceptance de la ligne. L'analyse de ces cas de compensation sera développée dans le chapitre suivant.

Ainsi; en introduisant un compensateur, les constantes de l'équation (1.11) changent. Leurs nouvelles valeurs équivalentes, qui contiennent la capacité insérée, permettent de représenter la ligne avec le compensateur par une ligne simple. Le facteur équivalent de phase de l'onde (**a**) peut être déterminé, donc, comme suit;

$$\frac{|B^* \cdot C^*|}{|A^* \cdot D^*|} = \frac{|Z_c \cdot \sin a| \cdot \left| \frac{1}{Z_c} \cdot \sin a \right|}{|\cos a \cdot \cos a|} = \text{tga}^2$$

Ou bien ;

$$\text{tga} = \sqrt{\frac{|B^* \cdot C^*|}{|A^* \cdot D^*|}}$$

Cette équation a permis de tracer les courbes, **Fig.1.7**, conformément au **Tab.1.2**.

Le facteur de phase (**a**) a diminué considérablement avec l'introduction de **x_c^{*}**, **Fig.1.7.a**. Cette diminution est maximale quand **x_c^{*}** est installée au milieu de la ligne, **Fig.1.7.b**. Si on doit remplacer la ligne avec compensateur installé en son milieu par une ligne équivalente simple ayant la même configuration de phase, on peut alors écrire ;

$$a = \alpha_o \cdot l_{eq}$$

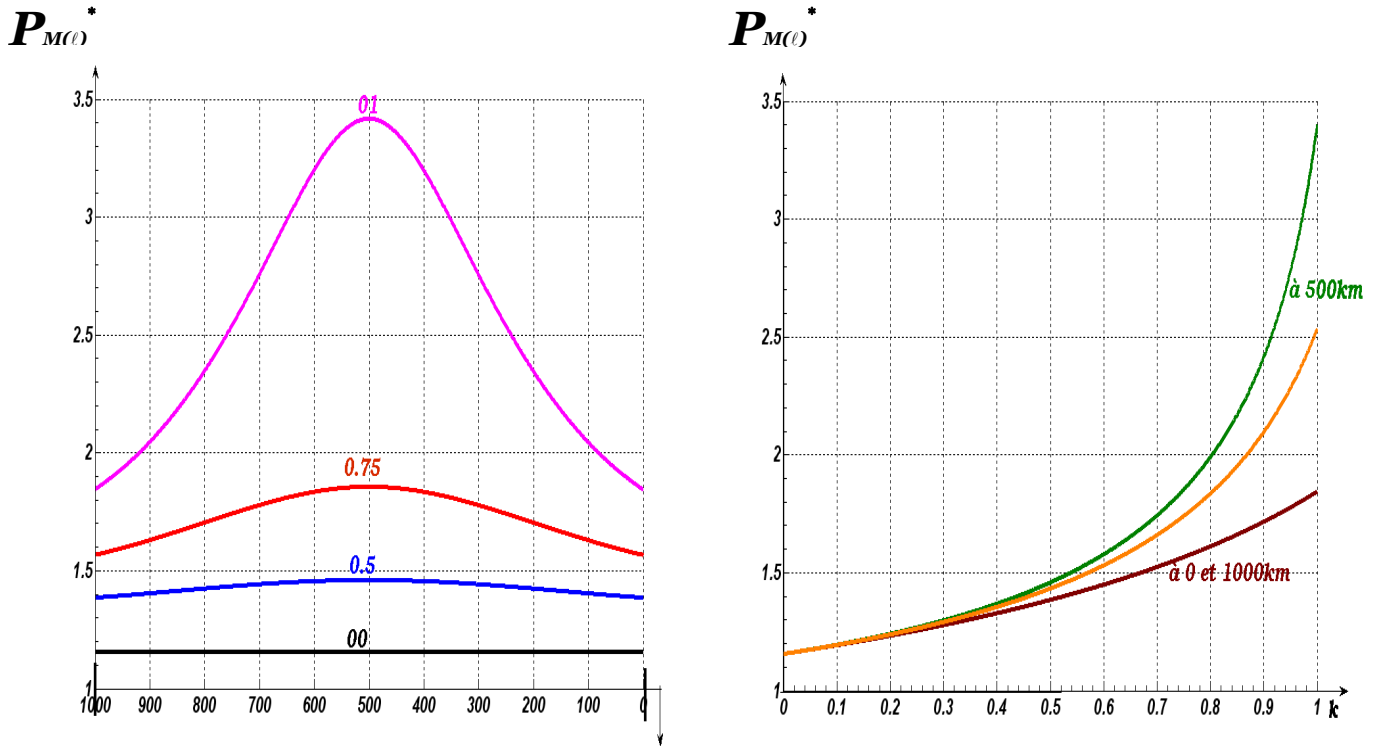


Fig.1.8. Amélioration de la capacité de transport pour une ligne de longueur donnée

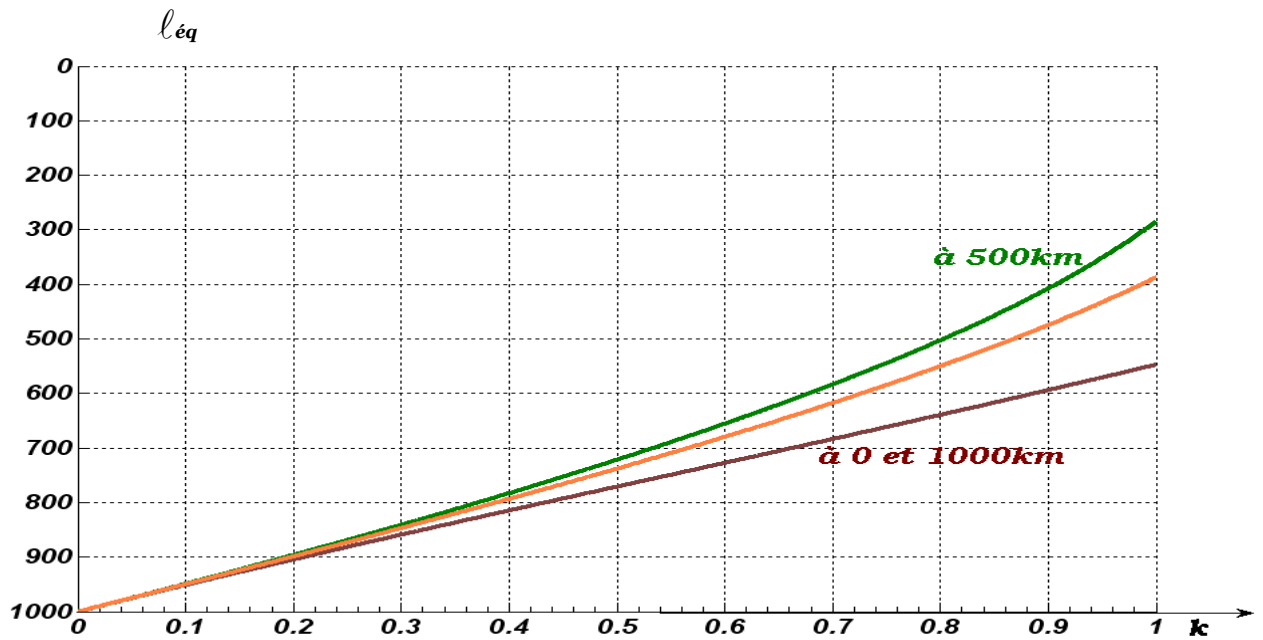


Fig.1.9. L'effet de la variation (lieu; degré) compensation série sur La longueur équivalente

Ce qui donne;

$$l_{eq} = \frac{\alpha}{\alpha_0}$$

La longueur équivalente est, donc, fonction du degré de compensation (**tab.1.3**). En outre, le facteur de phase renseigne sur la capacité de transport de la ligne. En effet, des expressions (1.11) pour une ligne sans pertes actives, on peut déduire la relation entre la puissance réactive Q_2^* aboutissant à l'extrémité de la ligne équivalente et la puissance active P_2^* consommée pour différents rapport k_u des tensions des deux extrémités ;

$$Q_2^* = -ctga + \sqrt{\left(\frac{k_u}{sina}\right)^2 - P_2^{*2}}$$

Où, Q_2^*, P_2^* ; sont exprimées **p.u** de la puissance caractéristique équivalente. La puissance P_{2m} maximale (amplitude) de la caractéristique de la machine peut être déterminée par l'égalité ;

$$\left(\frac{k_u}{sina}\right)^2 - P_{2m}^{*2} = 0.$$

Ce qui donne ;

$$P_{2m}^* = \frac{k_u}{sina}$$

Tableau.1.2. Variation du lieu d'installation

ℓ		0	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000
A_s^*	k=0.5	0.9563	0.9239	0.8830	0.8353	0.7830	0.7282	0.6735	0.6211	0.5735	0.5325	0.5002
	k=0.75	1.1844	1.1358	1.0744	1.0029	0.9244	0.8423	0.7601	0.6816	0.6101	0.5487	0.5002
	k=01	1.4124	1.3477	1.2659	1.1705	1.0658	0.9563	0.8468	0.7124	0.6467	0.5649	0.5002
D_s^*	k=0.5	0.9563	0.9239	0.8860	0.8353	0.7830	0.7282	0.6735	0.6211	0.5735	0.5325	0.5002
	k=0.75	0.5002	0.5487	0.6101	0.6816	0.7601	0.8423	0.9244	1.0029	1.0744	1.1358	1.1844
	k=01	0.5002	0.5649	0.6467	0.7421	0.8468	0.9563	1.0658	1.1705	1.2659	1.3477	1.4124
B_s^*	k=0.5	0.6025	0.5579	0.5211	0.4936	0.4766	0.4708	0.4766	0.4936	0.5211	0.5579	0.6025
	k=0.75	0.4707	0.4039	0.3487	0.3074	0.2819	0.2733	0.2819	0.3074	0.3487	0.4039	0.4707
	k=01	0.3390	0.2499	0.1763	0.1212	0.0872	0.0757	0.0872	0.1212	0.1763	0.2499	0.3390
C_s^*	k=0.5	0.8659	0.9105	0.9473	0.9748	0.9918	0.9976	0.9918	0.9748	0.9473	0.9105	0.8659
	k=0.75	0.8659	0.9327	0.9880	1.0292	1.0548	1.0634	1.0548	1.0292	0.9880	0.9327	0.8659
	k=01	0.8659	0.9550	1.0286	1.0837	1.1177	1.1292	1.1177	0.9880	1.0286	0.9550	0.8659
a^*	k=0.5	0.7540	0.7405	0.7269	0.7152	0.7073	0.7045	0.7073	0.7152	0.7269	0.7405	0.7540
	k=0.75	0.6318	0.5998	0.5666	0.5373	0.5175	0.5100	0.5175	0.5373	0.5666	0.5998	0.6318
	k=01	0.4991	0.4322	0.3554	0.2769	0.2103	0.1816	0.2103	0.2769	0.3664	0.4322	0.4991
$Z_{c(\ell)}^*$	k=0.5	0.8135	0.7643	0.7250	0.6963	0.6788	0.6729	0.6788	0.6963	0.7250	0.7643	0.8135
	k=0.75	0.7019	0.6249	0.5626	0.5160	0.4871	0.4772	0.4871	0.5160	0.5626	0.6249	0.7019
	k=01	0.5688	0.4533	0.3509	0.2623	0.1945	0.1667	0.1945	0.2623	0.3509	0.4533	0.5688
$P_{M(\ell)}^*$	k=0.5	1.6069	1.6304	1.6553	1.6775	1.6929	1.6984	1.6929	1.6775	1.6553	1.6304	1.6069
	k=0.75	1.8624	1.9487	2.0494	2.1490	2.2246	2.2532	2.2246	2.1490	2.0494	1.9487	1.8624
	k=01	2.2982	2.6264	3.1610	4.0244	5.2689	6.0891	5.2689	4.0244	3.1610	2.6264	2.2982

Tableau .1.3. Installation de compensateur au milieu de la ligne

k	0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	01
A_s^* et D_s^*	0.5403	0.5846	0.6290	0.6733	0.7176	0.7619	0.8062	0.8506	0.8949	0.9392	0.9835
B_s^*	0.8415	0.7603	0.6792	0.5981	0.5169	0.4358	0.3547	0.2735	0.1924	0.1113	0.0301
C_s^*	0.8415	0.8657	0.8899	0.9141	0.9383	0.9625	0.9868	1.0110	1.0352	1.0594	1.0836
a^*	1	0.9464	0.8906	0.8322	0.7704	0.7045	0.6330	0.5537	0.4626	0.3504	0.1816
$Z_{c(l)}^*$	1	0.9391	0.8779	0.8158	0.7524	0.6870	0.6186	0.5457	0.4660	0.3746	0.2589
$P_{M(l)}^*$	1.2703	1.3128	1.3641	1.4270	1.5053	1.6051	0.1736	1.9193	2.1928	2.6628	3.7620

La représentation graphique de (1.28) montre clairement l'effet du facteur **a** , donc l'effet de compensation, sur la variation de la puissance **P_{2m}^*** , (Fig1.8).

La capacité de transport pour une ligne de longueur donnée peut être nettement améliorée par le passage d'un niveau nominal de tension de transport à un autre plus élevé. L'expression (1.26) peut être mise, d'une manière générale et en l'absence de compensation, sous la forme :

$$\frac{\dot{U}_1}{U_2} = \cos\alpha_{ol} + Q_2^* \cdot \sin\alpha_{ol} + jP_2^* \cdot \sin\alpha_{ol}.$$

Pour une ligne donnée de tension nominale U_{N1} et, pour simplifier, une puissance réactive Q_2^* nulle, on écrit ;

$$\dot{k}_u = \frac{U_{1(1)}}{U_{N(1)}} = \cos\alpha_{ol} + j \cdot \frac{P_{2(1)}}{P_{c(1)}} \cdot \sin\alpha_{ol}$$

Si la même ligne est soumise à une tension U_{N2} ;

$$\dot{k}_u = \frac{U_{1(2)}}{U_{N(2)}} = \cos\alpha_{ol} + j \cdot \frac{P_{2(2)}}{P_{c(2)}} \cdot \sin\alpha_{ol}$$

Pour un rapport k_u donné des tensions d'extrémités de la ligne, le même pour les deux cas, on peut écrire ;

$$\frac{P_{2(2)}}{P_{c(2)}} = \frac{P_{2(1)}}{P_{c(1)}} \cdot$$

Ce qui donne ;

$$P_{2(2)} = P_{2(1)} \cdot \frac{P_{c(2)}}{P_{c(1)}}$$

Ou ; $P_{2(2)}, P_{2(1)}$ -Puissances transmises, respectivement, sous tensions **400kv, 220kv**, et $P_{c(2)}, P_{c(1)}$ - Puissances caractéristiques correspondantes.

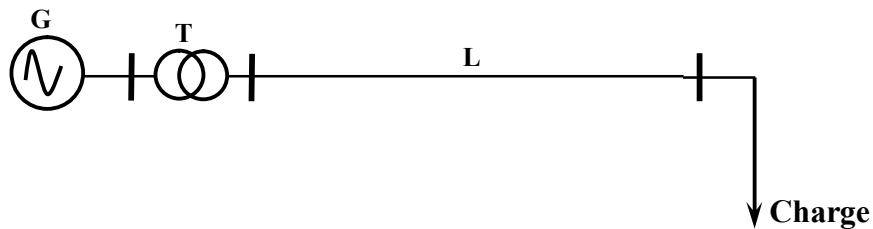
Ainsi, le rapport des puissances transmises, par la même ligne, sous des tensions nominales différentes et pour le même rapport des tensions d'extrémités, est égal au rapport des puissances caractéristiques (naturelles) correspondantes.

Pour les deux modèles considérés ; $P_{c(2)}=1170.6MVA$, et $P_{c(1)}=315.112MVA$; ce qui permet d'obtenir ;

$$P_{2(2)} = P_{2(1)} \cdot \frac{1170.6}{315.112} = 3.7 \times P_{2(1)}$$

La puissance qu'on peut transmettre sous $U_N=400kv$, dans les conditions données, représente **3.7** fois celle qu'on peut transmettre sous $U_N=220kv$.

1.3.2 Introduction de l'ensemble générateur-transformateur:



L'introduction de ces éléments ajoute au modèle global deux autres matrices ; celle du générateur et celle du transformateur.

$$g = [A_g \quad B_g ; C_g \quad D_g] ;$$



$$T = [A_t \quad B_t ; C_t \quad D_t] ;$$

Pour simplifier la procédure de mise en forme des expressions, on présente ces deux matrices par une seule;

$$G = g \times T = \begin{vmatrix} 1 & jx_G \\ 0 & 1 \end{vmatrix}$$



Donc, en tenant compte de l'ensemble générateur-transformateur, on définit la matrice équivalente ;

$$\mathbf{S} = [\mathbf{A}_s \quad \mathbf{B}_s ; \mathbf{C}_s \quad \mathbf{D}_s] = \mathbf{G} \times \mathbf{L}$$

Où ; \mathbf{x}_G - représente la somme des réactances du générateur et du transformateur. De la même manière que précédemment, on détermine les facteurs $\mathbf{A}_s, \mathbf{B}_s, \mathbf{C}_s, \mathbf{D}_s$. En effet, la multiplication des matrices (1.17) et (1.30) donne pour (1.31) ;

$$\mathbf{A}_s^* = \mathbf{A}^* + j\mathbf{x}_G^* \cdot \mathbf{C}^*$$

$$\mathbf{B}_s^* = \mathbf{B}^* + j\mathbf{x}_G^* \cdot \mathbf{D}^*$$

$$\mathbf{C}_s^* = \mathbf{C}^*$$

$$\mathbf{D}_s^* = \mathbf{D}^*$$

Donc ;

$$\mathbf{A}_s^* = \cos\alpha_{ol} - \mathbf{x}_G^* \cdot \sin\alpha_{ol} + \mathbf{x}_c^* \cdot (\sin\alpha_{ol2} \cdot \cos\alpha_{ol1} - \mathbf{x}_G^* \cdot \sin\alpha_{ol2} \cdot \sin\alpha_{ol1})$$

$$\mathbf{B}_s^* = j \cdot [\sin\alpha_{ol} + \mathbf{x}_G^* \cdot \cos\alpha_{ol} - \mathbf{x}_c^* \cdot (\cos\alpha_{ol2} \cdot \cos\alpha_{ol1} - \mathbf{x}_G^* \cdot \cos\alpha_{ol2} \cdot \sin\alpha_{ol1})]$$

$$\mathbf{C}_s^* = \mathbf{C}^*$$

$$\mathbf{D}_s^* = \mathbf{D}^*$$

Les constantes \mathbf{A}_s^* , et \mathbf{B}_s^* dépendent, dans ce cas, non seulement de la réactance \mathbf{x}_c^* du compensateur, mais aussi de la réactance \mathbf{x}_G^* de l'ensemble (G-T), laquelle est, elle même, un

paramètre variable suivant le type de réglage du générateur. Pour un générateur non réglable $x_G^*=1$; mais pour un réglage forcé $x_G^*=0$. Dans l'analyse considérée, cette réactance est prise variable dans l'intervalle $x_G^* \in [0;1]$, pour exprimer, également, l'effet du réglage proportionnel. La constante A_s^* ; renseigne en général, sur le rapport de tension entre les deux extrémités en cas de marche à vide; tandis que B_s^* , décrit la capacité de transport de la ligne, puisque la puissance débitée par la source en dépend. Il est donc très justifié d'analyser la constante B_s^* en fonction des éléments introduits pour assurer le contrôle de la puissance.

1.4 Effet du réglage du générateur :

L'ensemble (G-T) est représenté par la réactance x_G^* . D'une manière générale la puissance transmise s'exprime par ;

$$P = \frac{E \cdot U}{|B|} \sin \delta = P_m \cdot \sin \delta$$

Où ; P_m - Amplitude de la caractéristique de la machine (puissance maximale). δ - angle de déphasage entre la f.e.m E de la machine et la tension U à un nœud donné du système.

De l'expression (1.32) le paramètre B_s^* peut être mis sous la forme ;

$$B_s^* = j \cdot (\sin \alpha_{ol} + x_G^* \cdot \cos \alpha_{ol} - x_c^* \cdot K_B)$$

Où,

$$K_B = \cos \alpha_{ol2} \cdot \cos \alpha_{ol1} - x_G^* \cdot \cos \alpha_{ol2} \cdot \sin \alpha_{ol1}$$

Pour une réactance \mathbf{x}_c^* donnée, la diminution de \mathbf{B}_s^* , donc l'augmentation de \mathbf{P}_m (capacité de transport), est directement proportionnelle au facteur \mathbf{K}_B . Mais ce dernier, dans les mêmes conditions, dépend de \mathbf{x}_G^* et du lieu d'installation du compensateur. En l'absence de compensation $\mathbf{K}_B=0$, la constante \mathbf{B}_s^* devient ;

$$\mathbf{B}_s^* = \mathbf{j} \cdot (\sin \alpha_{ol} + \mathbf{x}_G^* \cdot \cos \alpha_{ol})$$



et ne dépendra que de \mathbf{x}_G^* et de la longueur donnée de la ligne, (Fig.1.10). On constate, de l'expression et du graphique, qu'en passant d'un générateur non réglable $\mathbf{x}_G^*=1$ à un autre à réglage forcé $\mathbf{x}_G^*=0$; la réactance \mathbf{B}_s^* diminue et entraîne l'augmentation du \mathbf{P}_m , donc, celle de la capacité de transport. L'insertion de la réactance du compensateur changera, encore plus, l'état du régime ; puisque dans ce cas la constante \mathbf{B}_s^* sera déterminée non seulement par \mathbf{x}_G^* ; mais aussi par \mathbf{x}_c^* et le lieu de son insertion. Cet état de régime peut être décrit et analysé à partir de la représentation graphique Fig.1.11 des relations $\mathbf{K}_B = \mathbf{f}(\mathbf{x}, \mathbf{x}_G^*)$ (\mathbf{x} -lieu d'insertion du compensateur); Lesquelles suffiront pour évaluer \mathbf{B}_s^* et, par conséquent; la puissance \mathbf{P}_m maximale. En effet la variation de \mathbf{x}_G^* donne lieu à quelque

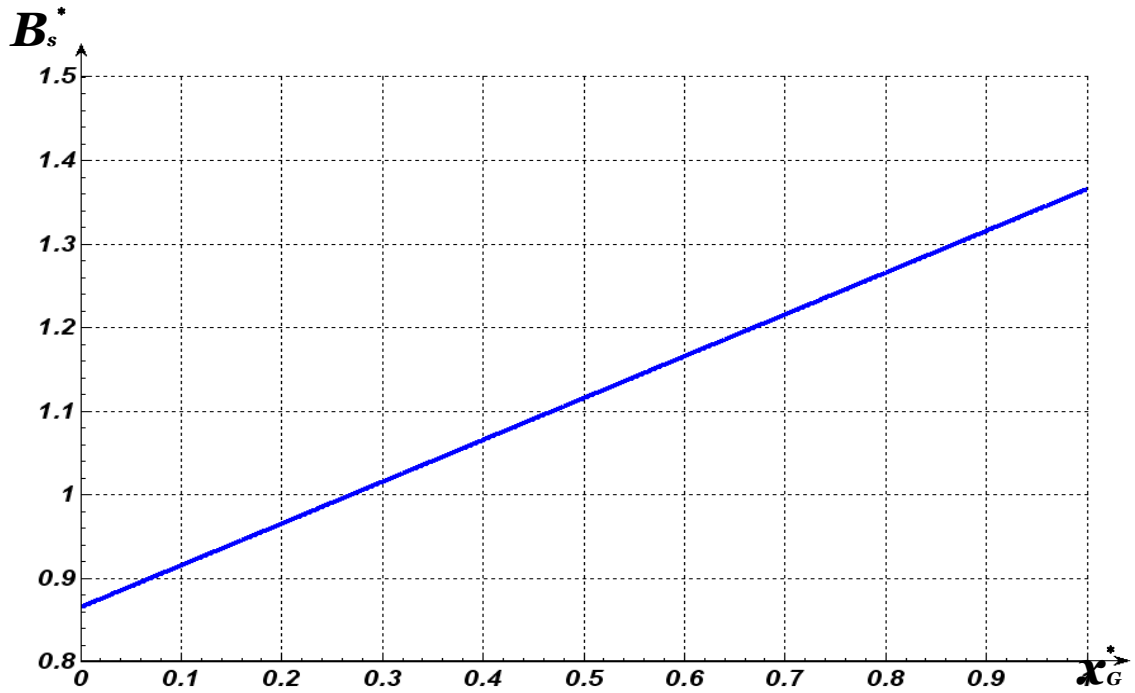


Fig.1.10. Influence de x_G^* sur le paramètre B_s^*

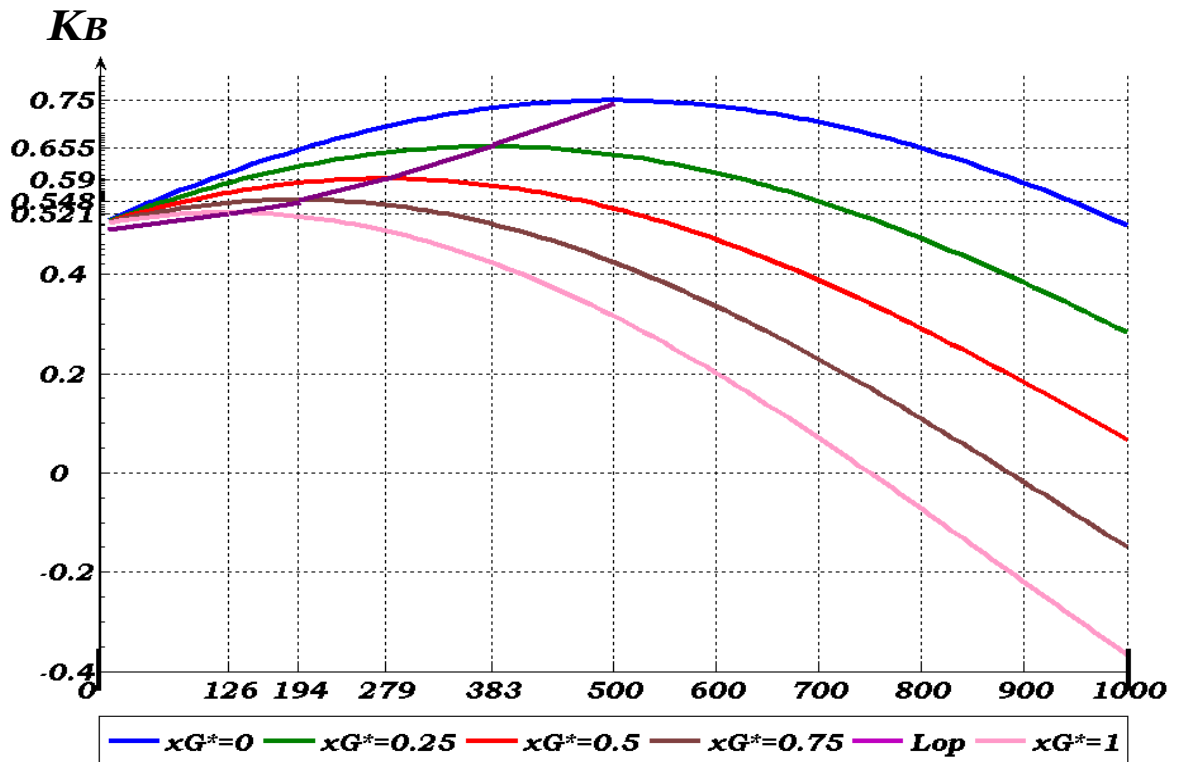


Fig.1.11. Lieux optimaux d'installation des batteries de compensation

caractéristiques de \mathbf{K}_B ; lesquelles représentent chacune une valeur maximale à une distance déterminée.

Ces valeurs maximales correspondent à des valeurs minimales de \mathbf{B}_s^* , donc, à des amplitudes maximales $\mathbf{P}_m = \mathbf{P}_{m,max}$ de la puissance . Comme on peut le constater, le réglage du générateur déplace le lieu optimal d'insertion du compensateur (BC) en amont de la ligne, et définit, ainsi, une courbe optimale correspondante à ce déplacement. Pour une meilleure quantification de ces effets, il serait utile d'analyser la relation $\mathbf{B}_s^* = \mathbf{f}(\mathbf{x}_c^*)$ conformément à cette courbe optimale. Pour se faire, on peut utiliser l'expression (1.34), dans laquelle on introduit pour chaque \mathbf{x}_G^* une valeur correspondante de \mathbf{K}_B . On obtiendra, ainsi, une série de caractéristiques linéaires, (Fig1.12). Chaque caractéristique $\mathbf{B}_s^* = \mathbf{f}(k)$ correspond à un lieu optimal donné d'insertion de \mathbf{x}_c^* et à un réglage donné du générateur. Il est clair qu'en augmentant $\mathbf{x}_c^*(k)$ la capacité de transport augmente. Mais les valeurs optimales de \mathbf{x}_c^* restent tributaires des conditions de stabilité. Ces valeurs doivent être, en effet, déterminées à partir des contraintes relatives aux marges de stabilité en angle et en puissance et conformément à la limite admissible de la tension aux bornes de la capacité de la batterie. Pour se faire il est nécessaire de développer une autre analyse ; laquelle sort du cadre de ce travail.

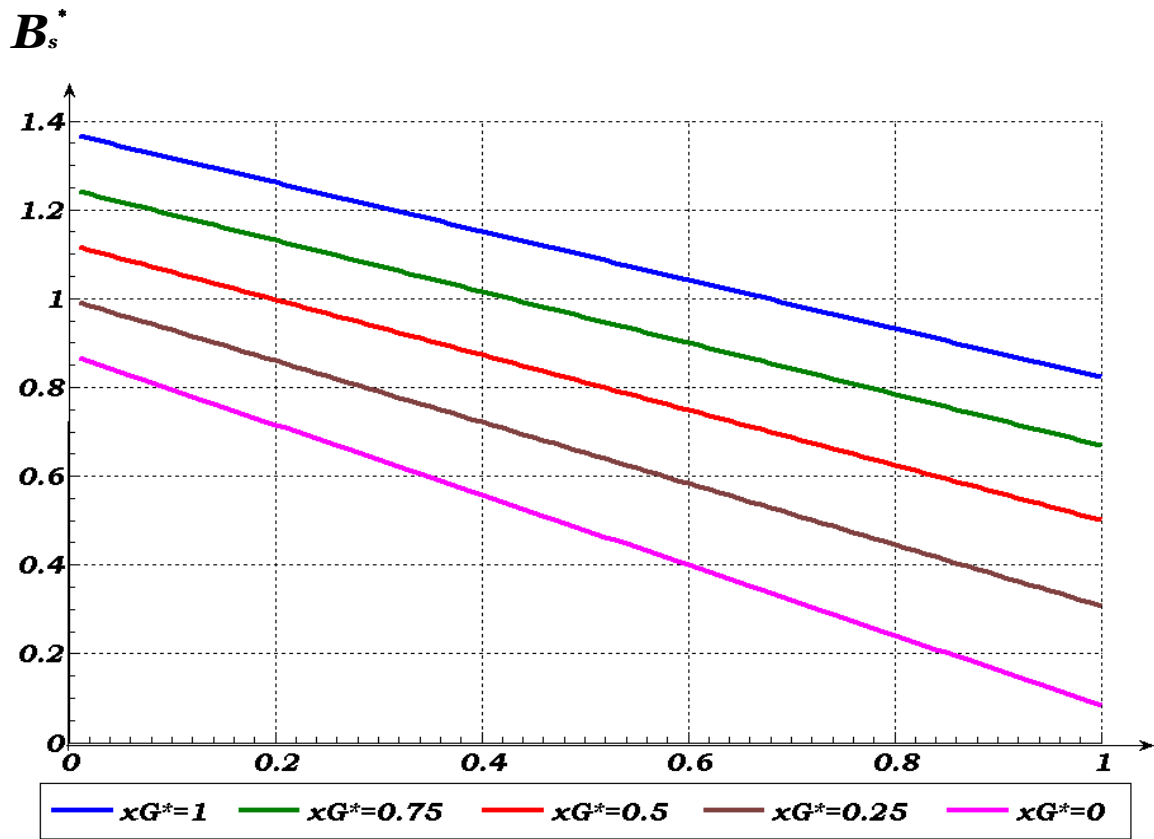


Fig.1.12. Valeurs optimales de B_s^*

DEUXIEME CHAPITRE :

ANALYSE DES REGIMES DE LA LIGNE

2.1 Régime en l'absence de compensation:

Dans cette partie on examine, pour un but de compensation, les différents régimes des deux modèles de ligne considérées sous, respectivement, deux niveaux de tension nominale. On analyse essentiellement les épures des tensions et des puissances réactives correspondantes. Ceci permettra de juger des effets sur les régimes, d'évaluer et de choisir les puissances de compensation.

2.1.1 Distribution de la tension :

A partir des équations principales (1.11), on peut déduire, pour le cas d'une ligne sans pertes ;

$$\begin{aligned}\dot{U}_x &= U_2 \cdot \cos \alpha_0 x + j \cdot \sqrt{3} \cdot Z_c \cdot I_2 \cdot \sin \alpha_0 x \\ \dot{I}_x &= U_2 \cdot \frac{j}{\sqrt{3} \cdot Z_c} \sin \alpha_0 x + j \cdot \sqrt{3} \cdot Z_c \cdot I_2 \cdot \cos \alpha_0 x\end{aligned}$$

où ; x - Distance comptée à partir de la fin de la ligne où la tension \dot{U}_2 et le courant \dot{I}_2 sont supposés être donnés. Si la puissance du nœud de la charge est exprimée par ;

$$\hat{S} = P_2 - jQ_2 = \sqrt{3} \cdot \hat{U}_2 \cdot \hat{I}_2$$

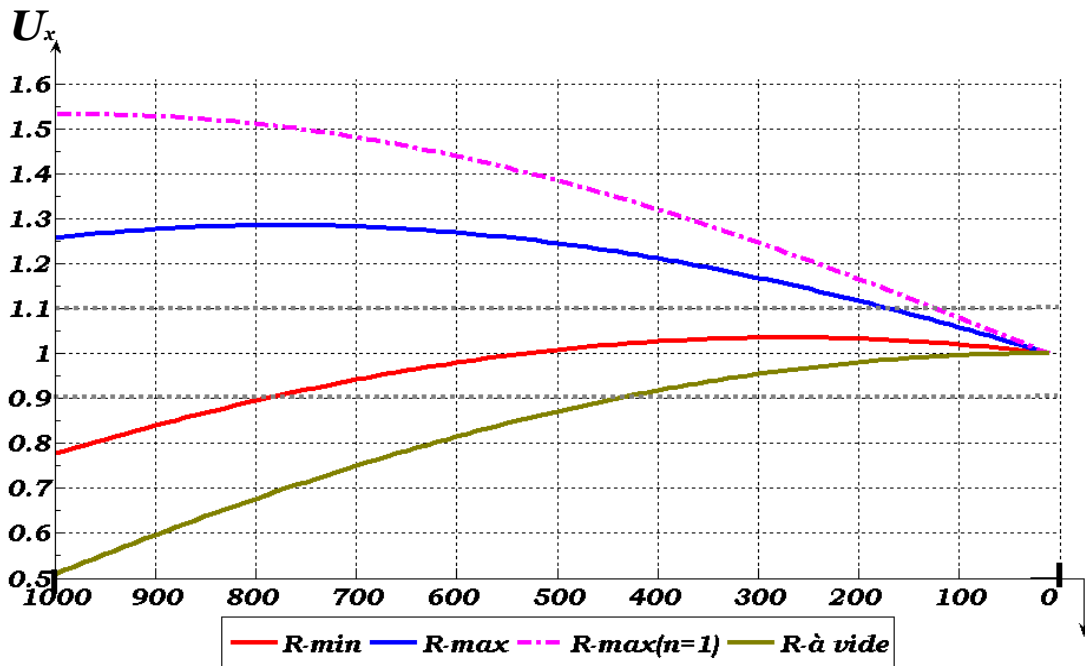


Fig.2.1. Epures de tension différents régimes $U_N=220kv; n=2$

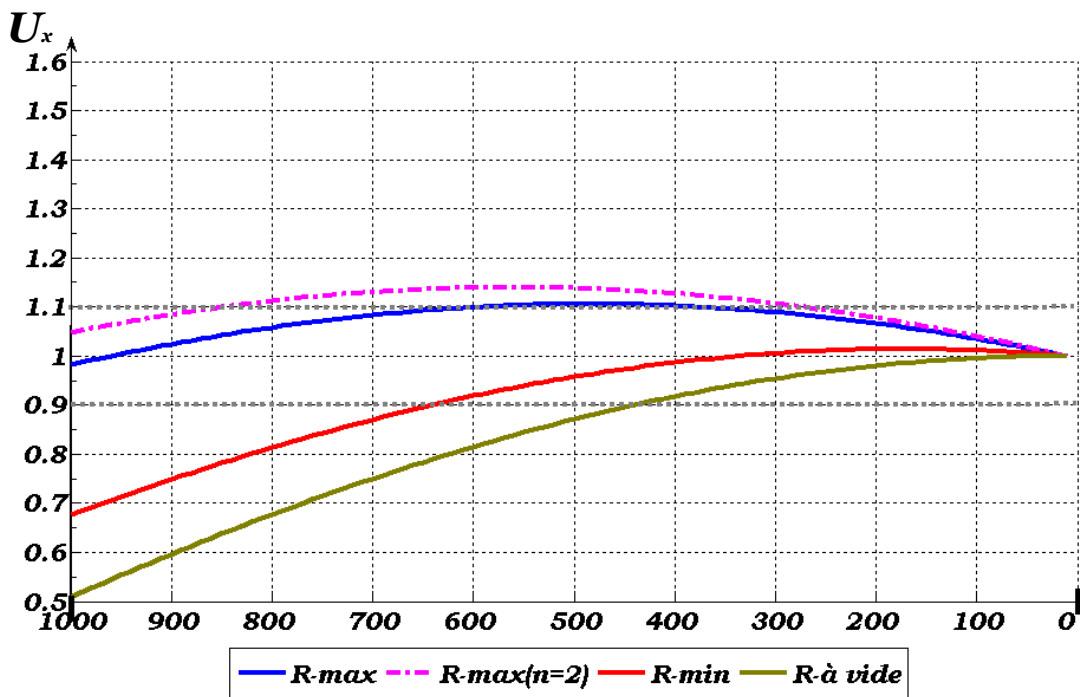


Fig.2.2. Epures de tension pour différents régimes ; $U_N=400kv; n=3$

et, $\dot{U}_2 = \hat{U}_2 = U_2$; on peut écrire, alors, pour la tension à une distance quelconque du nœud de charge,

$$\dot{U}_x = \cos\alpha_0 x + Q_2^* \cdot \sin\alpha_0 x + j \cdot P_2^* \cdot \sin\alpha_0 x \quad (2.2)$$

où ; P_2^*, Q_2^* - Puissances active et réactive en unité relative de la puissance caractéristique de la ligne $P_c = U_2^2 / Z_c$;

$$\dot{U}_x = \frac{\dot{U}_x}{U_2} = \dot{k}_u = k_u \cdot e^{j\delta_x}$$

où ; δ_x - Déphasage entre les tensions U_x et U_2 , et s'exprime,

$$\delta_x = \arctg\left(\frac{P_2^* \cdot \sin\alpha_0 x}{\cos\alpha_0 x + Q_2^* \cdot \sin\alpha_0 x}\right) = \arctg\left(\frac{P_2^* \cdot \operatorname{tg}\alpha_0 x}{1 + Q_2^* \cdot \operatorname{tg}\alpha_0 x}\right)$$

L'expression (2.2) permet d'obtenir les épures de la tension (Fig.2.1) pour les régimes à charge maximale, minimale et pour le régime à vide. Sur la même figure est représentée, à titre de comparaison, la caractéristique quand $n=1$ pour le régime à charge maximale. Les graphiques Fig.2.1 montrent clairement que, sous la tension $U_N = 220 \text{ kv}$, les régimes correspondants au graphique de charge donné ne peuvent être réalisés sur toute la longueur de la ligne si la tension correspondante doit être maintenue dans les limites $0.9 \leq U_x^* \leq 1.1$. Sous ce niveau de tension ; seul le régime à minimum de charge peut être relativement mieux assuré. Il est significatif de remarquer que le passage de la configuration $n=1$ à celle $n=2$ permet d'améliorer la tension, à une extrémité de la ligne, de **28%** environ. A la différence de ce cas, si on utilise le niveau de tension $U_N = 400 \text{ kv}$ pour une charge maximale égale à **2.5** fois

celle sous $U_N=220kv$ (Fig.2.2), on obtient une nette amélioration pour les régimes en charge. En effet, on peut y constater que sous $U_N=400kv$ ($n=3$), le degré de variation de la tension, en passant d'un régime à l'autre, est nettement plus réduit, Fig.2.2. Mais, comme on peut le constater, le passage à un niveau supérieur de tension ne suffit pas pour atteindre les régimes admissibles. L'absence de la charge (marche à vide) engendre, dans le cas considéré, un écart de tension de **50%**; ce qui ne peut être, en aucun cas, admissible. Le régime à vide peut être décrit par l'expression (2.2) si on y pose $P_2=Q_2=0$. Ce qui donne,

$$U_x^* = \cos\alpha_0 x .$$

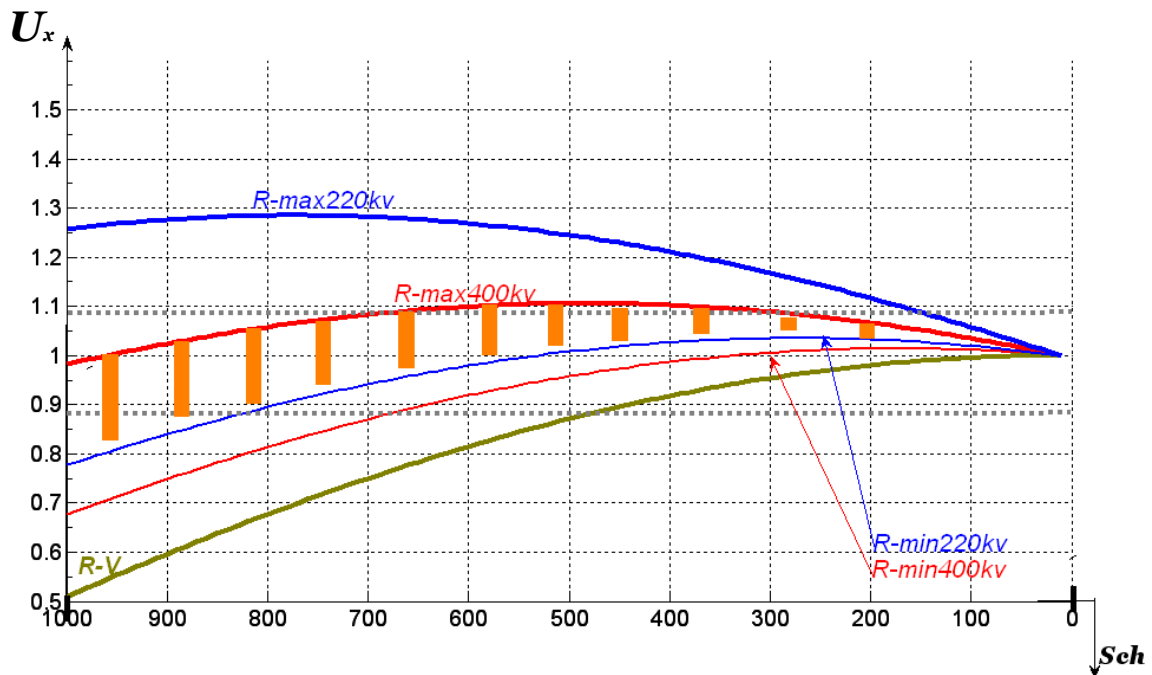


Fig.2.3. Comparaison des effets du niveau de tension sur sa distribution

2.1.2 Distribution de la puissance réactive :

Les écarts examinés de la tension sont liés à la circulation de la puissance réactive ; la distribution de laquelle le long de la ligne est déterminée par le rapport d'échange des énergies entre les éléments inductifs et capacitifs de la ligne. Les écarts de tension sont d'autant plus grands que le rapport entre les puissances réactives augmente. Cependant l'écart est négatif (pertes de tension), quand la puissance inductive est prépondérante, et positif (gain de tension) quand la puissance capacitive est prépondérante. Ce rapport d'effet, peut être illustré graphiquement. Les expressions (2.1) de la tension et du courant de la ligne permettent de déterminer la puissance apparente \mathbf{S}_x à n'importe quel point de la ligne distant de x à partir du nœud "2" ;

$$\hat{\mathbf{S}}_x = P_x + jQ_x = \sqrt{3} \cdot \hat{U}_x \cdot \hat{I}_x$$

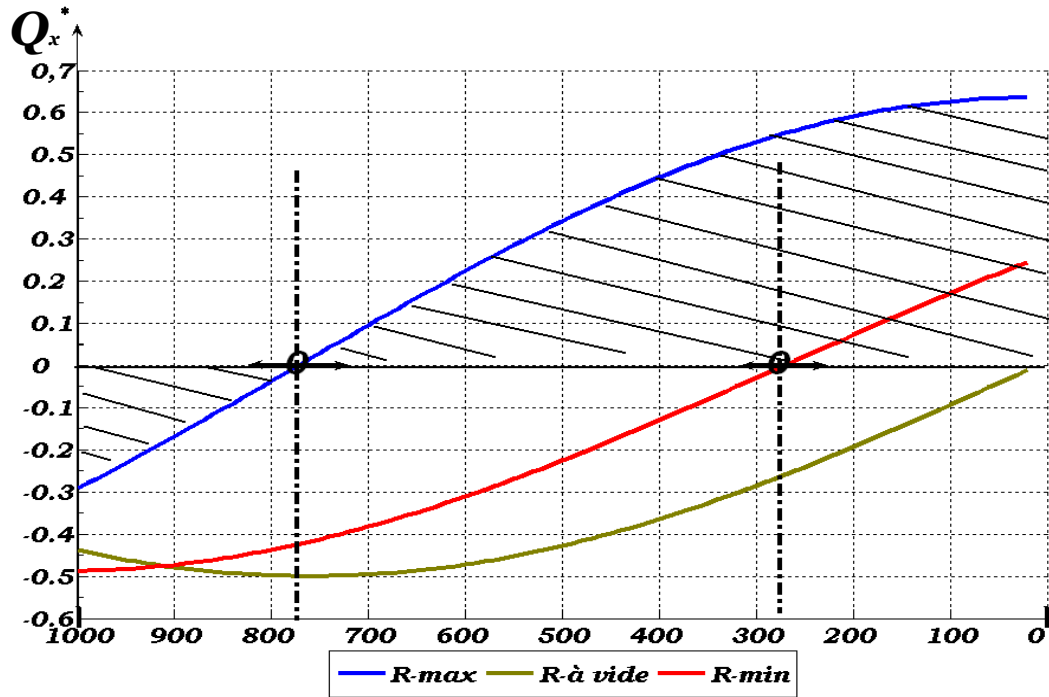
En posant dans (2.1) ;

$$\hat{I}_2 = \frac{\hat{\mathbf{S}}_2}{\sqrt{3} \cdot \hat{U}_2} = \frac{P_2 - jQ_2}{\sqrt{3} \cdot \hat{U}_2}$$

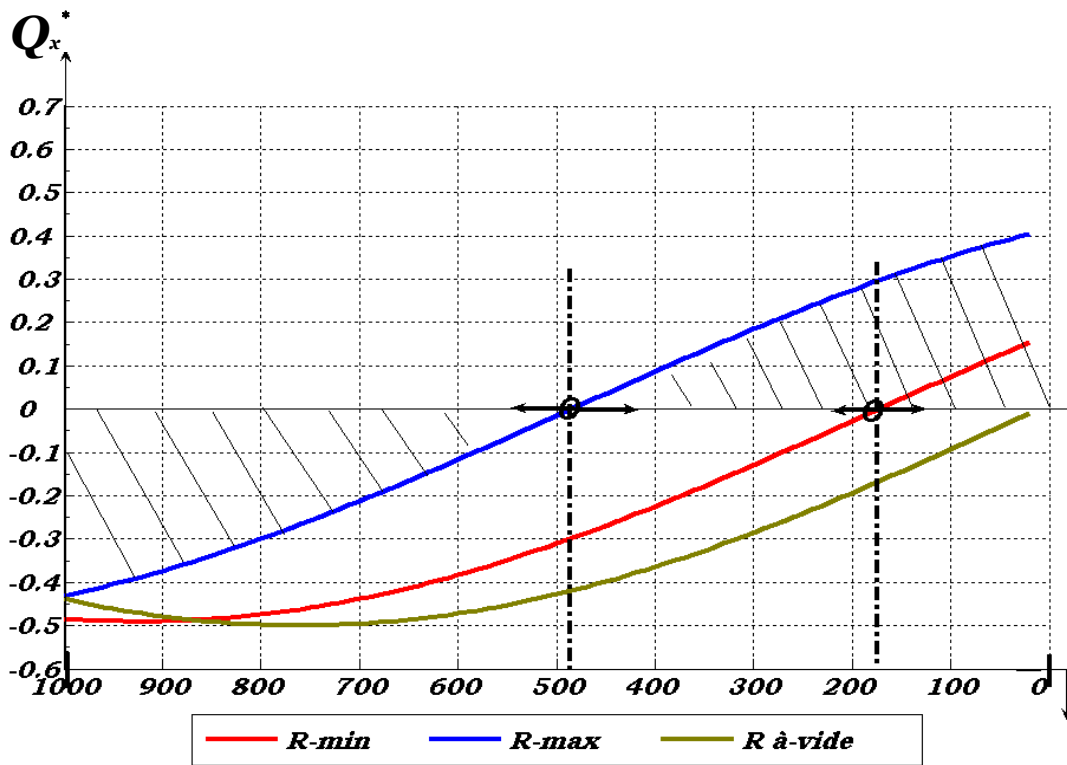
et moyennant quelques transformations, on peut définir, en unité relative ;

$$Q_x^* = (k_{ux}^2 - 1) \cdot \cot \alpha_{ox} - Q_2^*$$

où, la puissance Q_x^* s'exprime de (2.2) comme ;



a./



b./

Fig.2.4. Distribution de la puissance réactive

a./ $U_N=220\text{kv}$. $n=2$

b./ $U_N=400\text{kv}$. $n=3$

$$Q_2^* = - \cot \alpha_{ol} + \sqrt{\frac{k_u^2}{\sin^2 \alpha_{ol}} - P_2^*}$$

La puissance Q_2^* est la puissance aboutissante au nœud "2" de charge ; elle est déterminée pour une longueur " l " donnée de la ligne et un rapport k_u correspondant entre les tensions d'extrémités. La puissance réactive Q_x^* est déterminée par Q_2^* et par le rapport k_{ux} entre la tension U_x du point considéré et la tension U_2 du nœud de charge. Sur les courbes **Fig.2.4**; le lieu $Q_x^* = 0$ correspond à la valeur extrême de la tension et définit, ainsi, deux zones d'effets réactifs différents ; une zone où l'effet est capacitif (-), et une zone où l'effet est inductif (+). Le point 'zéro' correspond à leur auto-compensation. Le passage à un niveau supérieur de la tension déplace le point '0', dans le sens tel que l'espace inductif se réduit en élargissant celui capacitif. Ceci est encore d'autant plus marqué que la charge évolue vers son régime minimal. Quand la charge est nulle, le régime résultant est entièrement capacitif. Ces considérations permettent de déduire que l'insertion de la tension dans les limites admissibles est directement liée à une distribution adéquate du réactif, laquelle peut être assurée par l'introduction de l'élément compensateur aussi bien capacitif, quand la charge évolue vers des régimes maximaux, qu'inductif, quand le régime est minimal et surtout à vide. Le rapport des énergies, ainsi mise en jeu, définit les limites de la tension. L'exemple illustratif **Fig.2.5** montre, de façon très intéressante, l'effet de ce rapport d'énergie (courant, tension) sur le caractère résultant du régime de la ligne et, par conséquent, sur les écarts de la tension.

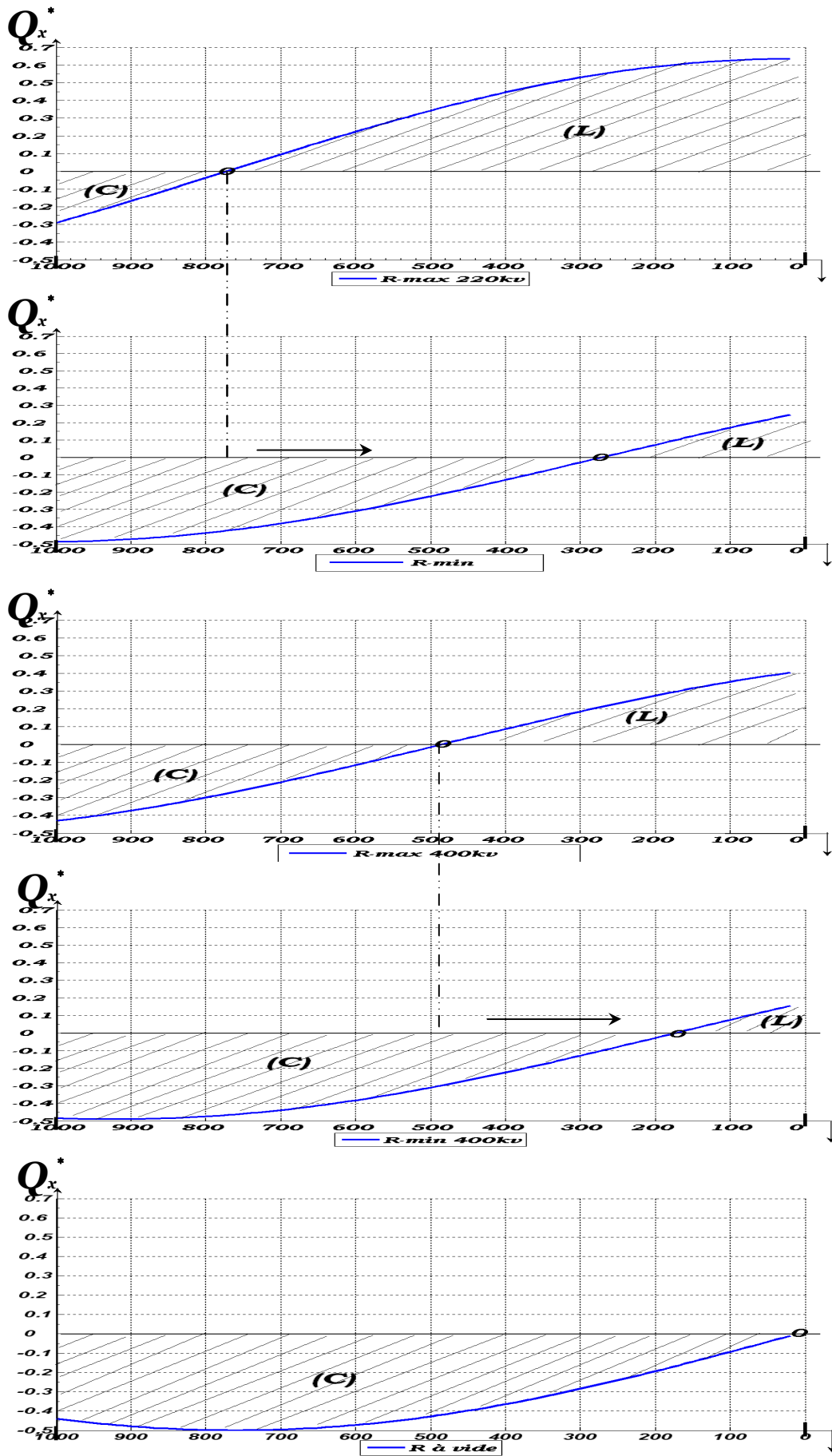


Fig.2.5. Rapport d'effet entre les énergies du courant et celles de la tension.

La lecture descriptive des épures Q_x^* montre, qu'en passant d'un régime maximal à un régime minimal le point '0' se déplace en s'éloignant de la source ; tout en augmentant l'aire (C), correspondante à l'énergie de la tension, et en diminuant celle (L) correspondante à l'énergie du courant. le rapport des aires peut renseigner sur celui des écarts de tension dus aux deux formes d'énergies. Par exemple l'écart de la tension entre la source et le point '0' en régime maximal est inférieur à celui entre le point '0' et la charge ; puisque (C) < (L). En marche à vide le courant de conduction de la ligne s'annule et toutes l'énergie de la ligne est potentielle (déterminée par la tension).

2.2 Régime en présence d'une compensation aux bornes de la charge:

On examine, dans ce paragraphe, le comportement de la ligne du point de vue distribution de la tension et de la puissance réactive en présence d'une compensation installée au niveau de la charge, **Fig.2.6**. Ces régimes sont analysés pour les deux modèles et sous les deux niveaux de tensions considérés. Puisque la charge est variable, il est nécessaire de déterminer les limites de variation de la puissance de compensation conformément à des conditions données. Pour se faire, on doit déterminer la puissance réactive Q_2 de la ligne aboutissante au nœud de charge conformément aux contraintes données (k_u) ; ce qui permet de déterminer, ensuite, la puissance réactive nécessaire pour réaliser le régime voulu.

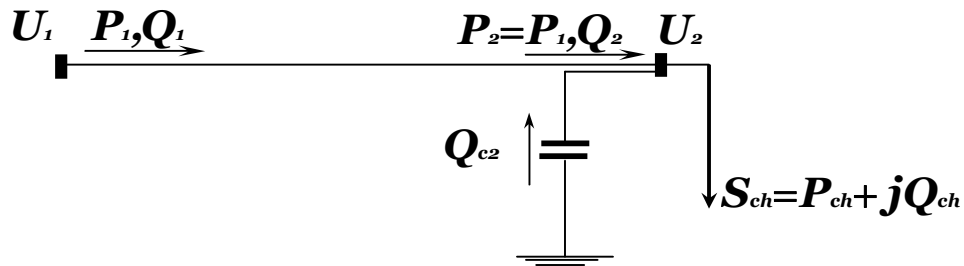


Fig.2.6. Compensation transversale au niveau de la charge

L'introduction du compensateur change la valeur de la puissance Q_2 à l'extrémité de la ligne, par rapport à celle en absence du compensateur ; laquelle était égale à celle de la charge. La forme des expressions déterminant la tension et la puissance réactive le long de la ligne reste la même que (2.2) et (2.4) à la seule différence que, dans ce cas, elle doit contenir l'effet de Q_{c2} . Ainsi, conformément aux modèles Fig.2.6, on écrit respectivement,

$$\dot{U}_x = \cos \alpha_0 x + Q_2^* (ku) \cdot \sin \alpha_0 x + j \cdot P_2^* \cdot \sin \alpha_0 x$$

$$Q_x^* = (k_{ux}^2 - 1) \cdot \cot g \alpha_0 x - Q_2^* (ku)$$

La puissance réactive nécessaire correspondante sera alors ;

$$Q_{c2}^* (ku) = Q_{ch}^* - Q_2^* (ku)$$

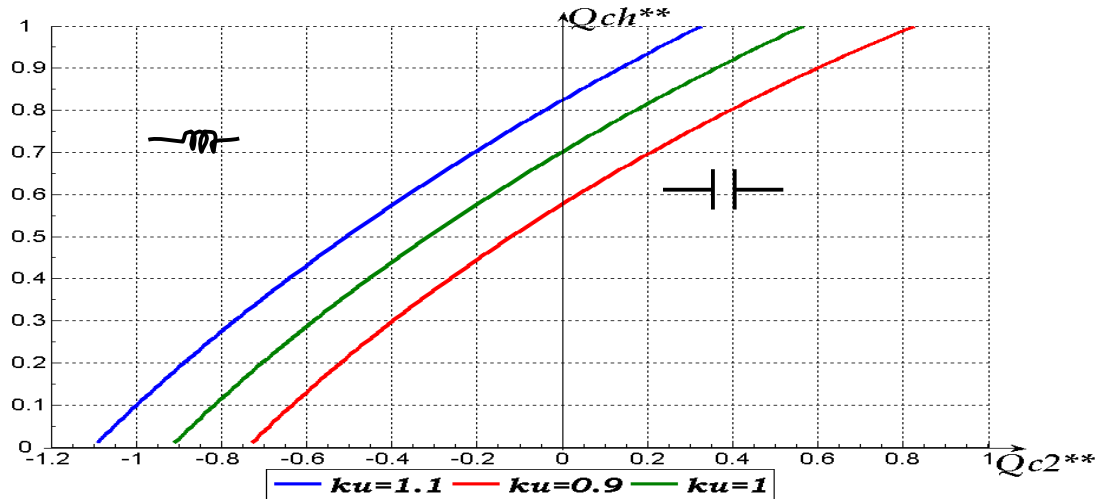


Fig.2.7. Puissances de compensation en fonction de la charge sous $k_u = (0.9, 1, 1.1), U_N=220kv$

Tableau .2.1.

k_u	Q_2^*	$Q_{ch}^{**} = Q_{ch}^* / Q_{max}^*$	Q_2^*	Q_{c2}^*	Q_{ch}^*	$Q_{c2}^{**} = Q_2^* / Q_{max}^*$
1.1	0		0.6928	-0.6928	0	-1.0916
	0.2		0.6829	-0.5559	0.1269	-0.8759
	0.4		0.6525	-0.3987	0.2539	-0.6281
	0.6		0.6002	-0.2194	0.3808	-0.3457
	0.8		0.5229	-0.0151	0.5078	-0.0238
	1		0.4145	0.2202	0.6347	0.3469
1.0	0		0.5774	-0.5774	0	-0.9096
	0.2		0.5664	-0.4395	0.1269	-0.6924
	0.4		0.5329	-0.2790	0.2539	-0.4396
	0.6		0.4747	-0.0938	0.3808	-0.1478
	0.8		0.3873	0.1205	0.5078	0.1899
	1		0.2616	0.3731	0.6347	0.5878
0.9	0		0.4619	-0.4619	0	-0.7277
	0.2		0.4497	-0.3228	0.1269	-0.5085
	0.4		0.4122	-0.1584	0.2539	-0.2495
	0.6		0.3464	0.0344	0.3808	0.0542
	0.8		0.2455	0.2622	0.5078	0.4132
	1		0.0939	0.5408	0.6347	0.8521

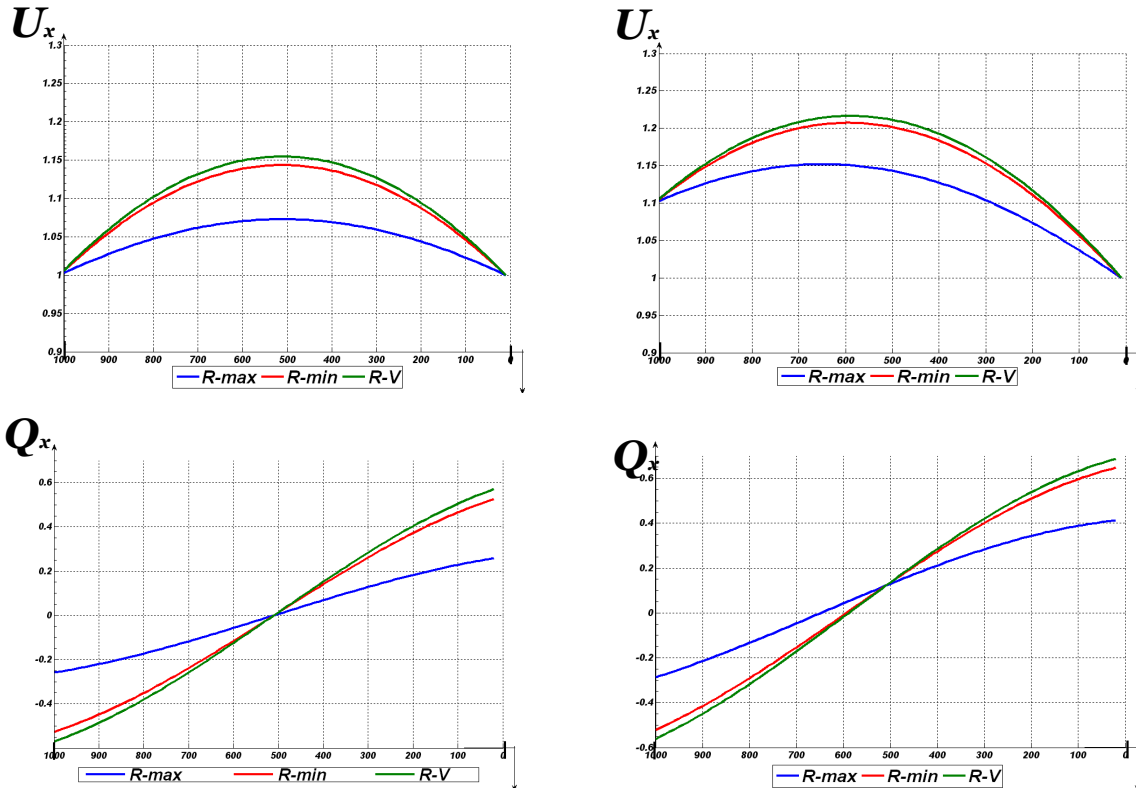


Fig.2.08. Distribution de la tension et de la puissance réactive sous compensation

$U_N=220kv, n=2$

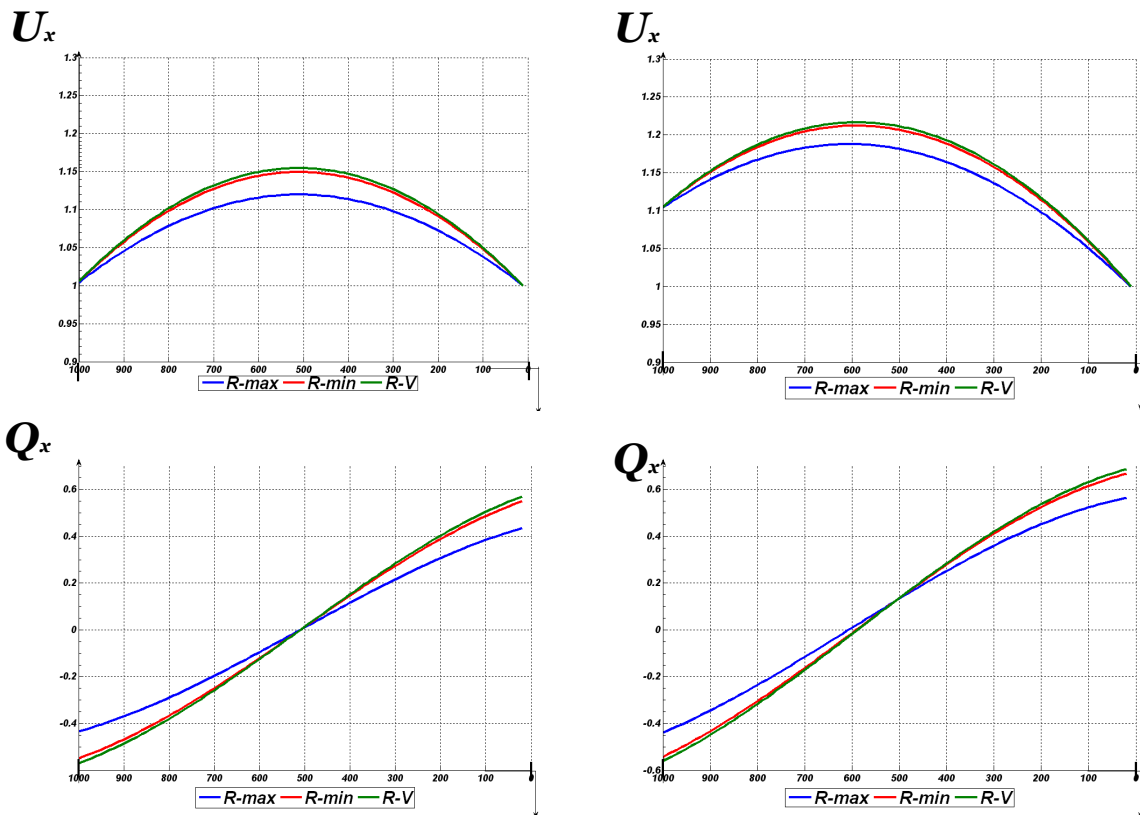


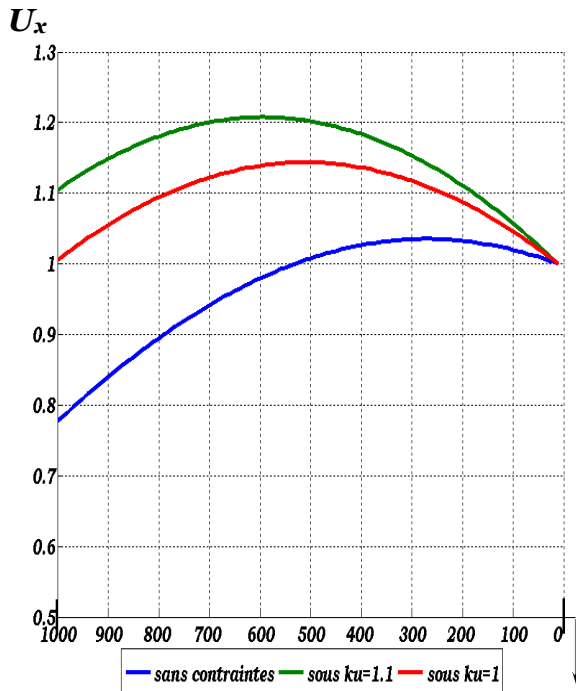
Fig.2.09. Distribution de la tension et de la puissance réactive sous compensation

$U_N=400kv, n=3$

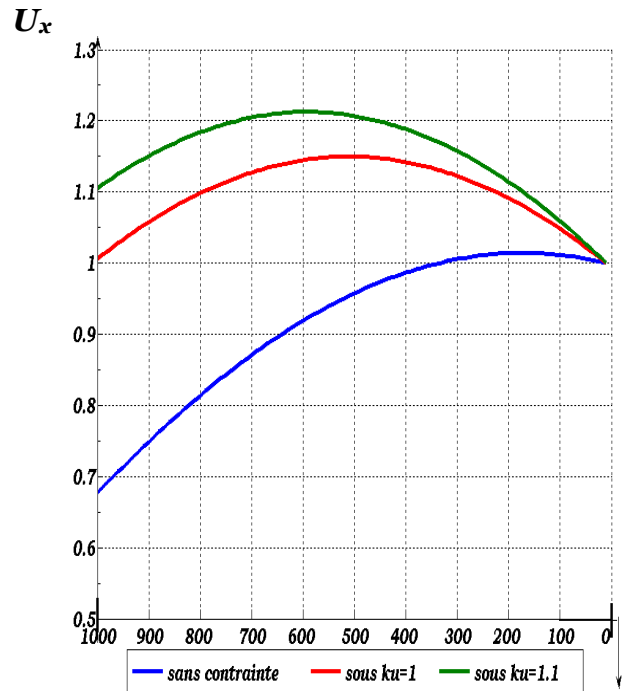
Tableau.2.2.

k_u	ℓ	0	200	400	600	800	1000
1	R-max	1	1.04	1.061	1.061	1.04	1
	R-min	1	1.085	1.13	1.13	1.085	1
	R-vide	1	1.098	1.148	1.148	1.098	1
1.1	R-max	1	1.072	1.122	1.145	1.137	1.1
	R-min	1	1.111	1.179	1.2	1.172	1.1
	R-vide	1	1.122	1.195	1.21	1.183	1.1

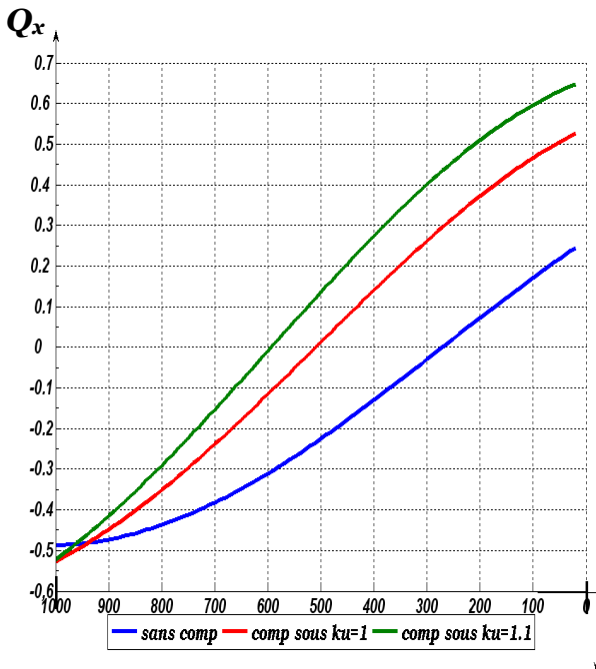
où ; la puissance $Q_2^*(k_u)$ peut être déterminée par la formule (2.5). La variation de la puissance réactive de compensation, correspondante à celle de la charge de sa valeur maximale à sa valeur nulle (marche à vide), est représentée graphiquement sur la **Fig. 2.7, Tb2.1** pour $U_N=220kv$ $n=2$ et $0.9 \leq U_N \leq 1.1$. Ces courbes donnent les valeurs de la puissance de compensation pour que la tension à l'entrée de la ligne soit égale à $U_I=0.9U_N$ et $U_I=1.1U_N$, la tension à la sortie de la ligne $U_2=U_N$ étant maintenue constante. On constate que, dans le cas considéré, pour une charge représentant **50%** du régime maximal $Q_{ch}^{**}=0.5$, la puissance réactive nécessaire pour réaliser les contraintes données (k_u), est de nature inductive. Pour une charge représentant **75%** du maximum ($Q_{ch}^{**}=0.75$), $0.5 \leq Q_{ch}^{**} \leq 0.75$, la puissance de compensation peut être aussi bien capacitive qu'inductive. Ces considérations permettent de dire que pour réaliser les graphiques de charge, en règle générale variable, tout en respectant des contraintes données, il est nécessaire d'avoir des compensateurs aussi bien producteurs que consommateurs de la puissance réactive.



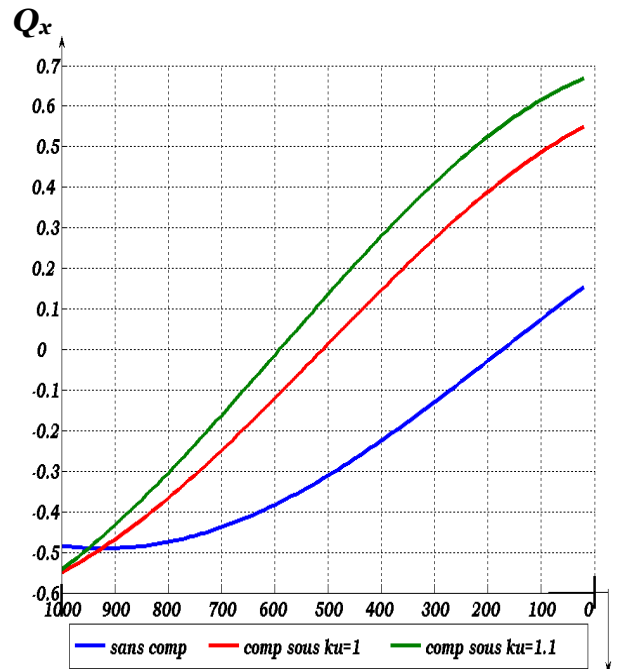
a./ $U_N=220kv$



b./ $U_N=400kv$



a./ $U_N=220kv$



b./ $U_N=400kv$

Fig.2.10. Comparaison des effets sans et sous compensation

L'injection de la puissance réactive au bout de la ligne change les distributions de la tension et de la puissance réactive. Il est intéressant de savoir dans quelle mesure est réduite la tension le long de la ligne si elle doit être, à son entrée, maintenue égale à $U_i=0.9U_N$ et $U_i=1.1U_N$. Pour l'évaluation de ces mesures, on donne les courbes des **Fig.2.8, 9** obtenues pour les deux modèles examinés. On constate clairement que la tension n'est insérée, sur toute la longueur de la ligne, dans les limites admissibles ($\Delta U \leq 10\%$) par simple compensation aux bornes de la charge, que pendant le régime à charge maximale et pour, seulement, le modèle à **$U_N=220kv$** . Pour tous les autres cas, les régimes sont caractérisés par un excès de la puissance réactive capacitive dans les parties centrales de la ligne. Ces zones sont d'autant plus larges que l'on va vers les charges minimales où vers un niveau de tension plus élevé **Fig.2.9**. L'effet global engendré par l'installation de la compensation est montrée sur **Fig.2.10** comparativement au cas sans compensation. On a représenté, pour l'exemple, le cas du régime à charge minimale seulement. L'effet de variation est visiblement assez important ; mais reste largement insuffisant pour satisfaire les conditions admissibles.

2.3. Compensation répartie en deux lieux :

2.3.1. Procédure d'analyse :

Pour maintenir la tension tout le long de la ligne, dans les limites admissibles ; on doit faire suivre la distribution recherchée de la tension par celle adéquate de la puissance réactive. Cette dernière peut être obtenue par une installation distribuée des compensateurs. Dans ce qui suit,

on propose d'installer des compensateurs au niveau de la charge et au milieu de la ligne, **Fig2.11**. Comme précédemment, on impose des valeurs de tensions sur les deux bouts de la ligne et au milieu (U_2, U_1, U_M) ; on détermine ensuite les relations correspondantes entre les puissances réactives ; Q_{cM} et Q_{c2} des compensateurs. Ces dernières sont définies, respectivement, par les coefficients k_{o2M} , et k_{o2} . Le modèle donné peut être subdivisé en deux tronçons distincts, **Fig.2.11, b, c**, les régimes desquels peuvent être analysés séparément.

Tronçon II :

Pour ce tronçon, on peut écrire ;

$$\begin{aligned} \dot{U}_{M2}(x_2) &= \cos \alpha_0 x_2 l + (1 - k_{o2}) Q_{ch}^* \cdot \sin \alpha_0 x_2 l + j \cdot P_{ch}^* \cdot \sin \alpha_0 x_2 l \\ Q_{M2}^*(x_2) &= (k_{uM2}^2 - 1) \cdot \cot g \alpha_0 x_2 l - (1 - k_{o2}) Q_{ch}^* \end{aligned}$$

où ; $x_2 = (0 \div 0.5)$, k_{o2} - valeur relative par rapport à Q_{ch} de la puissance réactive du compensateur au niveau de la charge, U_{M2} - rapport de la tension U_M et U_2 . Toutes les valeurs des paramètres de régime sont exprimées en unités relatives par rapport à $U_2 = U_N$ et à $P_c = U_2^2 / Z_c$.

Tronçon I :

Les formules appliquées à ce tronçon ont la même forme que (2.8) aux différences près des valeurs des grandeurs ;

$$\begin{aligned} \dot{U}_{1M}(x_1) &= \cos \alpha_0 x_1 l + Q_M^* \cdot \sin \alpha_0 x_1 l + j \cdot P_{ch}^* \cdot \sin \alpha_0 x_1 l \\ Q_{1M}^*(x_1) &= (k_{u1M}^2 - 1) \cdot \cot g \alpha_0 x_1 l - Q_M^* \end{aligned} \quad (2.9)$$

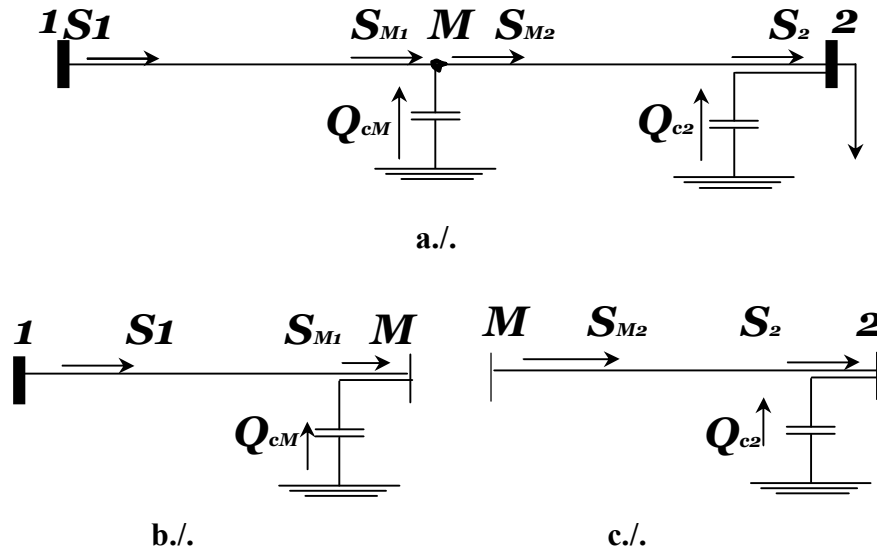


Fig.2.11. Compensation transversale en deux points de la ligne

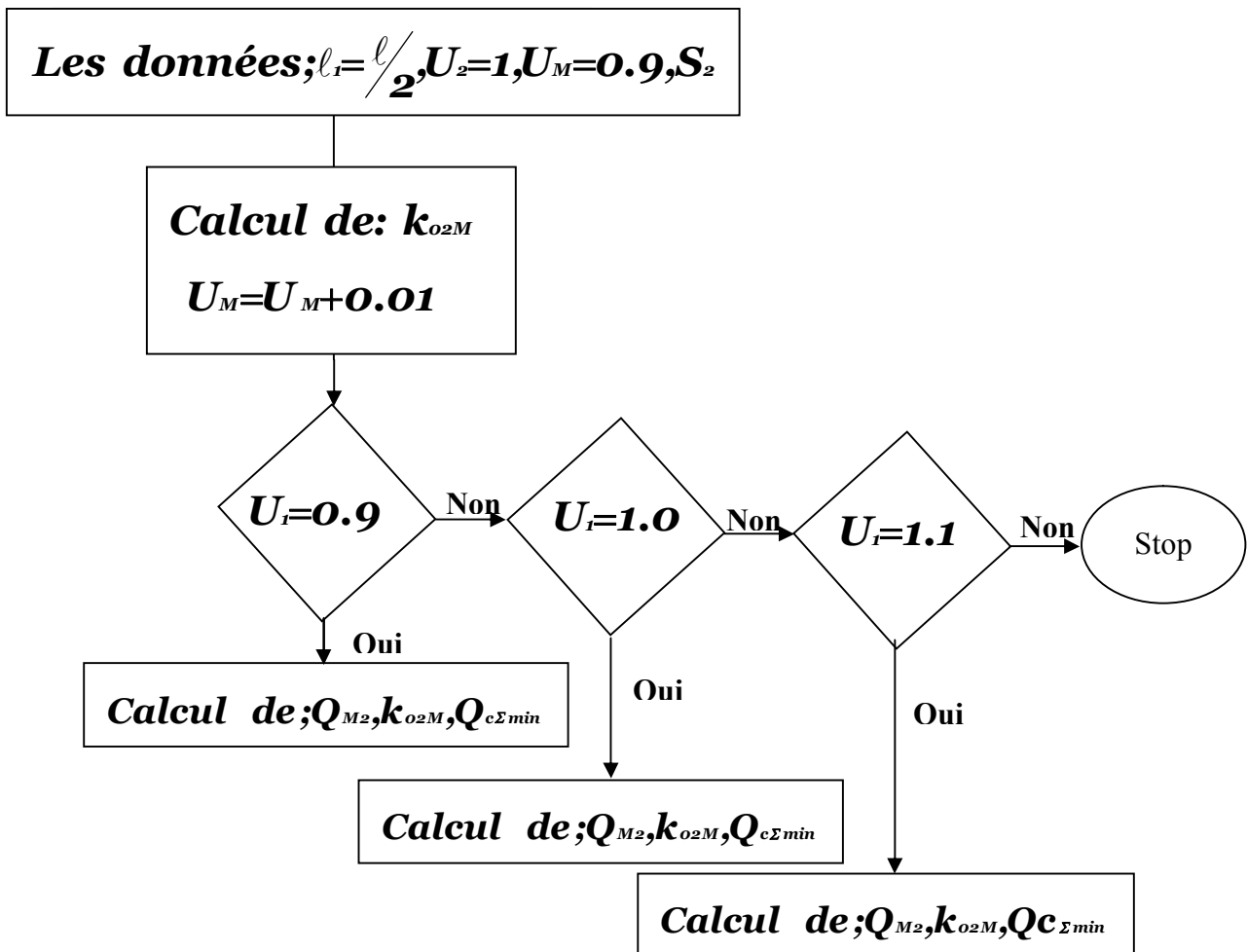


Fig.2.12. Algorithme de calcul

$$Q_{iM}^*(x_i) = (k_{uM}^2 - 1) \cdot \cot g \alpha_0 x_i \ell - (Q_{M2}^* - Q_{cM}^*)$$

où ; k_{uM} - rapport de tension entre U_1 et U_M tel que $x_i = (0 \div 0.5)$.

A la différence du cas (2.8), les valeurs des grandeurs de (2.9) sont exprimées en unités relatives par rapport à U_M et $P_{cM} = U_M^2 / Z_c$. Pour rendre directement comparables les régimes des deux modèles, il est nécessaire de les réduire à une même base. Ainsi, en exprimant ;

$$P_c = \frac{U_2^2}{Z_c} ; P_{cM} = \frac{U_M^2}{Z_c},$$

on définit,

$$P_{cM} = k_{uM2}^2 \times P_c$$

Ce qui permet d'obtenir ;

$$Q_{M1}^* = \frac{Q_{M1}}{P_{cM}} = \frac{1}{k_{uM2}} \times \frac{Q_{M1}}{P_c} = \frac{1}{k_{uM2}^2} \times (Q_{M2}^* - k_{o2M} Q_{ch}^*)$$

$$P_{2M}^* = \frac{P_2}{P_{cM}} = \frac{1}{k_{uM2}^2} \times P_2^*$$

$$Q_{M2}^* = \frac{Q_{M2}}{P_{cM}} = \frac{1}{k_{uM2}^2} \times Q_{M2}^*$$

$$Q_{cM}^* = \frac{Q_{cM}}{P_{cM}} = \frac{1}{k_{uM2}^2} \times Q_{cM}^*$$

$$k_{uM} = \frac{U_1}{U_M} = \frac{U_1}{k_{uM2} \times U_2} = \frac{k_u}{k_{uM2}}$$

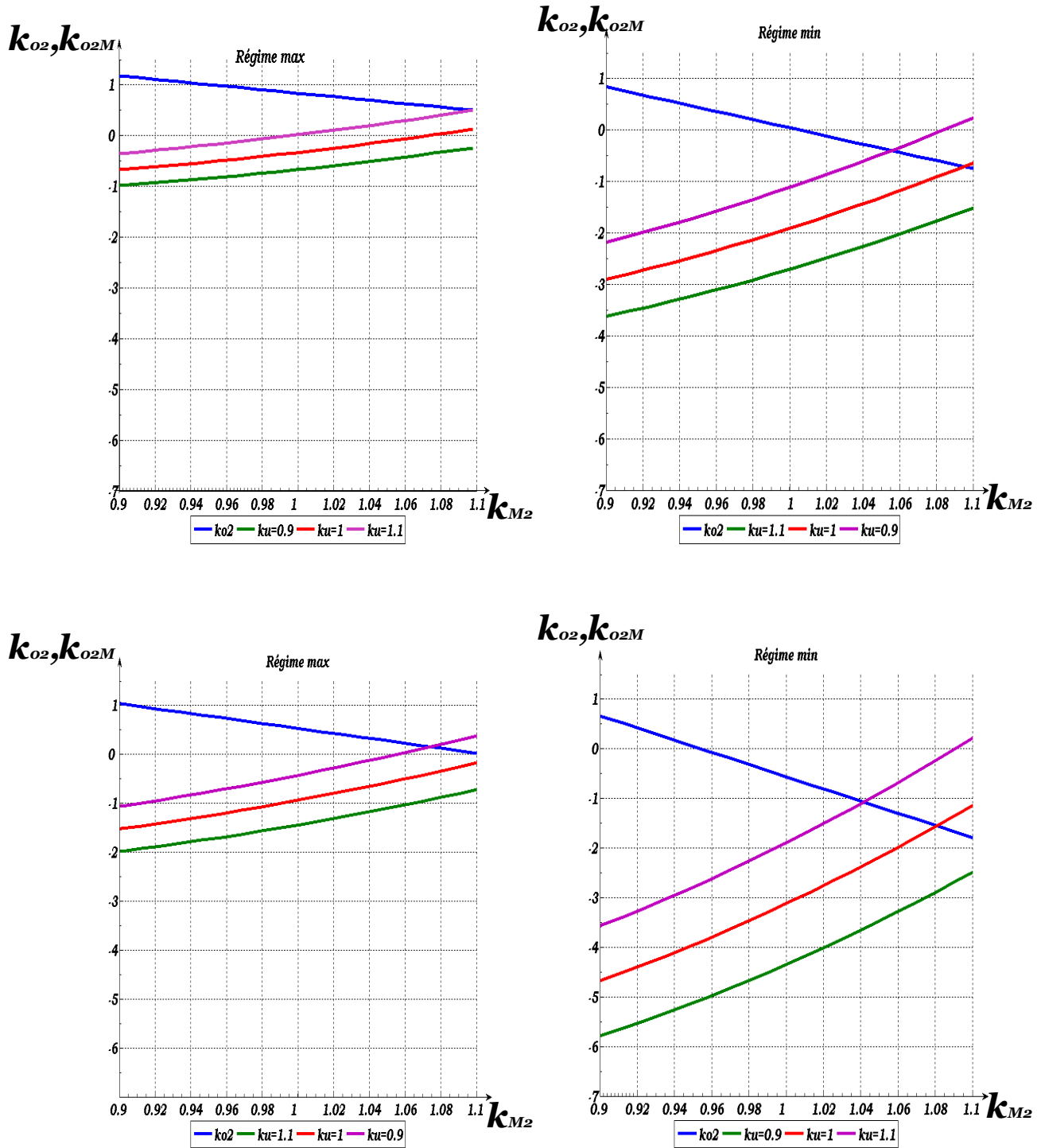


Fig.2.13. La quantité du réactif à injectée au bout et au milieu de la ligne afin de réaliser les contraintes imposées

En introduisant ces dernières expressions dans (2.9), on peut obtenir, après transformation,

$$\dot{U}_1(x_1) = \frac{1}{k_{uM2}} \times (k_{uM2}^2 \cdot \cos \alpha_0 x_1 l + (Q_{M2}^* - k_{o2M} Q_{ch}^*) \cdot \sin \alpha_0 x_1 l + j \cdot P_2^* \cdot \sin \alpha_0 x_1 l)$$

$$Q_1^*(x_1) = (k_{uM2}^2(x_1) - k_{uM2}^2) \cdot \cot g \alpha_0 x_1 l - (Q_{M2}^* - k_{o2M} Q_{ch}^*) \quad (2.10)$$

Les expressions (2.8) et (2.9) permettent, en fonction de x_1, x_2 et d'autres paramètres, de déterminer les distributions de $U_{(x_1, x_2)}$ et de $Q_{(x_1, x_2)}$ pour différents cas du régime. Pour cette raison, les grandeurs dans les expressions sont munies de variables x_1, x_2 . En même temps, elles offrent la possibilité de déterminer les puissances réactives de compensation k_{o2} , et k_{o2M} correspondantes aux contraintes données (k_u , et k_{uM2}) imposées aux tensions U_1 et U_M ; ce qui permet, donc, de définir la relation correspondante $k_{o2} = f(k_{o2M})$. Cette relation donne les quantités de puissance réactive injectées au bout et au milieu de la ligne et, par ce fait, définit leur somme. On peut, alors, rechercher une relation telle que cette somme soit minimale. Pour une contrainte $U_M^* = k_{uM2}$ et un régime donné, le coefficient k_{o2} peut être définie à partir de (2.8), et s'exprime, en posant $x = l/2$;

$$k_{o2} = \frac{1}{Q_{ch}^*} \times \left[Q_{ch}^* + \cot g \frac{\alpha_0 l}{2} - \sqrt{\left(\frac{k_{uM2}}{\sin \frac{\alpha_0 l}{2}} \right)^2 - P_{ch}^{*2}} \right] \quad (2.11)$$

De la même manière, on peut définir k_{o2M} à partir de (2.10) en y remplaçant k_{o2} par sa valeur, $x_1=l/2$ et en se conformant à la contrainte $U_2^*=k_u$.

$$k_{o2M} = \frac{1}{Q_{ch}^*} \times \left[Q_{M2}^* + k_{uM2}^2 \cdot \text{ctg} \frac{\alpha_{ol}}{2} - \sqrt{\left(\frac{k_u \cdot k_{uM2}}{\sin \frac{\alpha_{ol}}{2}} \right)^2 - P_{ch}^{*2}} \right] \quad (2.12)$$

Dans cette dernière expression la grandeur Q_{M2}^* est définie de (2.8) en y remplaçant k_{o2} par sa valeur, et $x_2=l/2$,

$$Q_{M2}^* = (k_{uM2}^2 - 1) \cdot \text{ctg} \frac{\alpha_{ol}}{2} - (1 - k_{o2}) \cdot Q_{ch}^*$$

Les expressions (2.11) et (2.13) donnent $k_{o2M} = f(k_{o2})$ et ensuite ;

$$Q_{c\Sigma min} = \text{Min}(k_{o2} + k_{o2M}) \quad (2.13)$$

2.3.2 Résultats et interprétations :

Les résultats de calculs effectués par les expressions (2.8) et (2.12) suivant l'algorithme **Fig2.12**, pour différentes régimes en tenant compte des différentes conditions, sont donnés dans le **Tb 2.2**. Pour les deux niveaux de tension. La programmation sur MATLAB conformément à la procédure algorithmique donnée à permis d'obtenir les courbes représentées sur la **Fig2.13**. on constate que la puissance réactive injectée au niveau de la charge est déterminée par cette dernière et par la contrainte sur $U_M(k_{uM2})$.

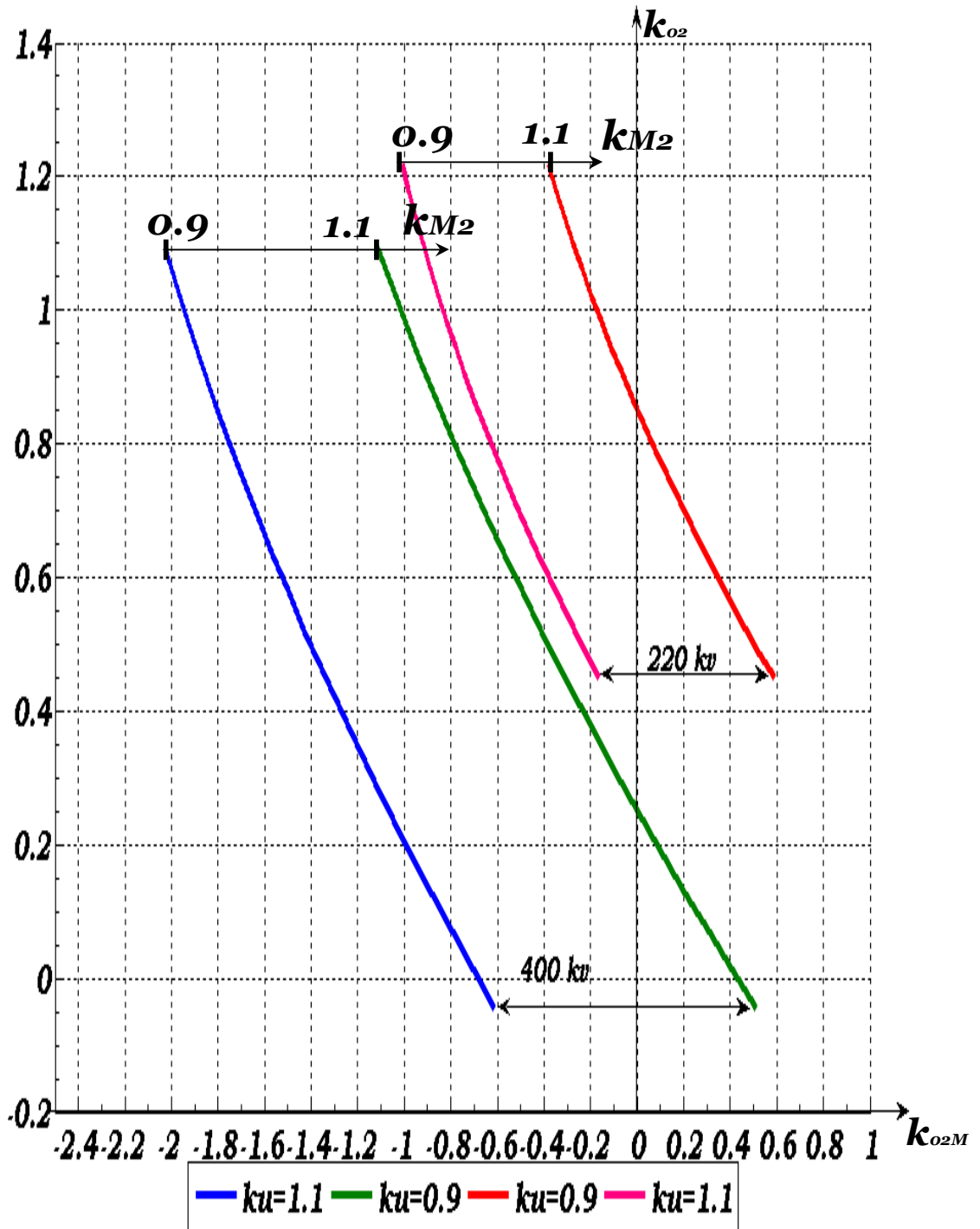


Fig.2.14. La relation quantitative entre les deux compensateurs en régime à charge maximale.

Tableau.2.3

U_M		<i>Régime maximal</i>					<i>Régime minimal</i>					
		0.9	0.95	1	1.05	1.1	0.9	0.95	1	1.05	1.1	
$U_N=$ 220kv	k_{02}		1.2181	1.0642	0.9119	0.7609	0.6111	0.9237	0.5719	0.2205	-0.1305	-0.4811
	k_{02M}	$k_u=0.9$	-0.3806	-0.2391	-0.0729	0.1173	0.3312	-2.3894	-2.4921	-2.5403	-2.5341	-2.4737
		$k_u=01$	-0.6982	-0.5681	-0.4137	-0.2355	-0.0339	-3.1030	-3.2398	-3.3220	-3.3499	-3.3237
		$k_u=1.1$	-1.0079	-0.8898	-0.7478	-0.5820	-0.3930	-3.8142	-3.9851	-4.1016	-4.1637	-4.1718
	$Q_{e\Sigma}$	$k_u=0.9$	0.8275	0.8251	0.8390	0.8782	0.9423	-1.4657	-1.9202	-2.3198	-2.6646	-2.9548
		$K_u=01$	0.5199	0.4961	0.4982	0.5254	0.5772	-2.1783	-2.6679	-3.1015	-3.4804	-3.8048
		$K_u=1.1$	0.2102	0.1744	0.1641	0.1789	0.2181	-2.8905	-3.4132	-3.8811	-4.2942	-4.6529
$U_N=$ 400kv	k_{02}		1.1094	0.8835	0.6587	0.4349	0.2118	0.7966	0.2558	-0.2847	-0.8249	-1.3648
	k_{02M}	$K_u=0.9$	-1.0772	-0.8307	-0.5492	-0.2329	0.1178	-4.0087	-4.1530	-4.2141	-4.1922	-4.0874
		$K_u=01$	-1.5382	-1.3117	-1.0503	-0.7543	-0.4240	-5.1042	-5.3017	-5.4160	-5.4473	-5.3959
		$K_u=1.1$	-1.9939	-1.7877	-1.5468	-1.2714	-0.9617	-6.1978	-6.4486	-6.6162	-6.7009	-6.7028
	$Q_{e\Sigma}$	$K_u=0.9$	0.0322	0.0528	0.1095	0.4258	0.3296	-3.2121	-3.8972	-4.4377	-4.4769	-5.4524
		$K_u=01$	-0.4288	-0.4282	-0.3916	-0.3194	-0.2122	-4.3076	-3.8972	-5.7007	-6.2719	-6.7607
		$K_u=1.1$	-0.8845	-0.9042	-0.8881	-0.8365	-0.7499	-5.4012	-6.1928	-6.901	-7.5259	-8.0676

A une tension U_M donnée, maintenue constante, correspond une valeur, de la puissance réactive k_{o2} qui ne dépend pas de la tension U_I à maintenir à l'entrée de la ligne. Cette dernière est déterminée par la compensation dans le point considéré. L'allure du profil de la tension est donné, pour le cas du régime maximale $k_u=0.9, k_{uM2}=1.05$ sur la **fig.2.14**. la puissance réactive circule conformément à la variation de la tension.

Les courbes représentées sur la **Fig.2.14** montrent que le passage à un niveau supérieur de la tension change considérablement les quantités de la puissance réactive de la ligne (ou de compensation). Pour le même graphique de charge et des contraintes données, le passage $U_N=400kv$ met en jeu de grandes quantités d'énergie capacitive ; ce qui oblige, pour éviter des surtensions, d'installer des consommateurs régulateurs ou, du fait de réserve ainsi offerte, d'augmenter la charge. Pour une estimation globale de ces effets, on présente les courbes **Fig.2.15**; donnant séparément les écarts de variation des compensations k_{o2} , et k_{o2M} si on passe de **220kv** à **400kv** et pour $k_u=1$; $k_{uM2}=0.9\div 1.1$. Les courbes montrent que les écarts de compensation capacitive au niveau de la charge augmente, si on fait relever la tension du milieu de la ligne $U_M=0.9$ à $U_M=1.1$ sous $U_I=1$. En même temps, l'excès capacitif engendré par l'application de **$U_N=400kv$** doit être consommé par un compensateur (ou charge) inductif dont l'écart dévie dans le même sens.

Tableau.2.4.

k_{M2}	0.9	0.95	1	1.05	1.1	
Δk_{o2}	0.0187	0.1807	0.2530	0.3260	0.3990	— —
Δk_{o2M}	0.8400	0.7436	0.6366	0.5188	0.3900	— —

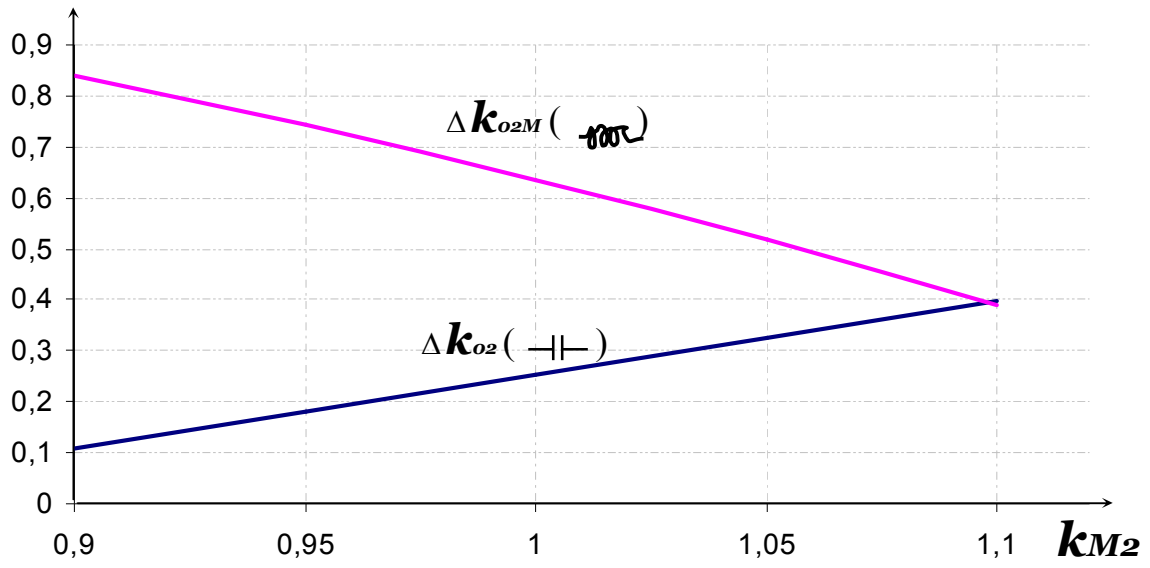


Fig.2.15. Ecart de variation de compensation sous changement de niveau de tension

TROISIEME CHAPITRE :

**IMPACT DES COURTS CIRCUITS
ASYMETRIQUES SUR LA STABILITE D'UN GENERATEUR**

La transmission de l'énergie électrique entre deux nœuds d'un réseau électrique est fonction des tensions de ces deux nœuds, du déphasage entre ces deux tensions, et de l'impédance de la liaison entre ces deux nœuds. Sous sa forme la plus simplifiée, et pour une ligne sans pertes cette fonction s'exprime,

$$P = \frac{E \cdot U}{x_{12}} \cdot \sin \delta \quad (3.1)$$

La variation de la tension provoquée par celle de la charge, induit une variation de la puissance fournie par le générateur. De même, le changement de la structure de la liaison qui s'exprime par la variation de la réactance, implique un changement de la caractéristique de puissance générée, en même temps qu'une variation de l'angle δ .

Donc, tout changement de la configuration du réseau modifiera la quantité d'énergie fournie par le générateur, et on peut écrire,

$$P = f(x_{12}, E, U, \delta) \quad (3.2)$$

où, pour les conditions, $U = cte$, et $E = cte$

$$P = f(x_{12}, \delta) \quad (3.2')$$

3.1. Impédance de transfert :

L'impédance de transfert Z_T (ou Z_{12}) est définie par l'impédance mutuelle entre les deux nœuds concernés du réseau, dite aussi impédance de la liaison. Pour une ligne sans pertes ($r_T \approx 0$, et $Z_T \approx x_T$), l'insertion d'une impédance à une distance x de l'extrémité (où de l'origine) de la ligne, engendre un changement de la valeur de la réactance x_T de transfert. Cette observation est spécifiée dans le premier chapitre par une analyse détaillée. En effet, on peut y constater que pour des tensions d'extrémité maintenues constantes, la distribution de la réactance de transfert en fonction de lieu d'insertion est symétrique par rapport au milieu de la ligne. Ainsi, pour avoir, dans ce cas, un meilleur effet de la compensation (serie) on doit installer des batteries au milieu de la ligne ; puisque la réactance y aura une valeur minimale. Une perturbation (court circuit) peut être considérée comme étant une impédance « shunt » déterminée par le type de court circuit. Cette impédance relie le point de défaut à la terre. Sa valeur varie selon le type de défaut (rupture de phase, court circuit phase-terre, phase-phase, deux phases à la terre, et triphasé). Dans cet analyse, on considère le modèle où la tension au bout de la ligne $U_N = 400 \text{ kv}$, la réactance élémentaire (linéique) de la ligne $x_0 = 0.144 \text{ pu}$, l'impédance caractéristique $Z_c = 136.68$, la réactance de transformateur $x(T) = 0.128 \text{ pu}$, et une charge $S_{sys} = S_2 = (P_s + jQ_s) \text{ pu}$.

Le calcul de l'impédance de transfert est effectué par la détermination du paramètre B^* à partir de la matrice globale de transfert. L'impédance de transfert peut être obtenue en simplifiant le schéma du réseau par réduction progressive, en utilisant différentes transformations.

Pour simplifier la procédure de détermination du schéma de défaut en gardant une symétrie dans la structure de la liaison, on considère un défaut à l'extrémité et un autre en son milieu. En

appliquant la relation entre le modèle du quadripôle et celui de schéma en Π , on peut déterminer la matrice globale du système, ainsi que son impédance de transfert.

Les courts circuits peuvent être de type symétrique ou asymétrique. Dans ce deuxième cas, ils sont caractérisés par des courants et des tensions dits directes, inverses et homopolaires. Les effets engendrés par ces courants et ces tensions dépendent des impédances des circuits de circulation, lesquelles dépendent des régimes de neutre du réseau considéré et des groupages de transformateurs.

En haute et très haute tension, les composantes directes et inverses des impédances, et des admittances sont respectivement égales. Par contre, la valeur de l'impédance homopolaire est trois fois celle directe, et l'admittance homopolaire est six fois celle directe $Z_o=3 \times Z_d=3 \times Z_i$, $Y_o=6 \times Y_d=6 \times Y_i$ [1]. Le calcul de l'impédance de transfert doit être fait pour les trois régimes successifs suivants, en négligeant la période subtransitoire à cause de sa courte durée ;

- 1- Avant le défaut.
- 2- En défaut.
- 3- Après suppression de défaut.

Le modèle à analyser est représenté par la **Fig.3.1**.

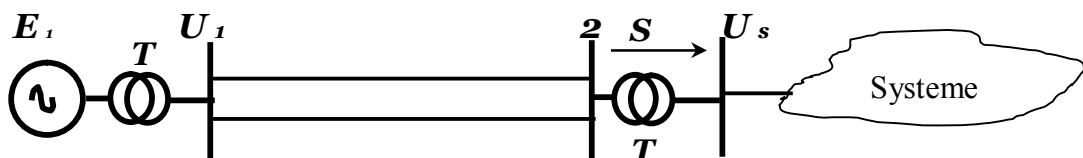


Fig.3.1. Schéma de principe de la liaison.

3.2 Modeles matriciels de la liaison :

3.2.1 Avant le défaut :

Avant le court circuit le modèle peut être réduit à la forme Fig.3.2.

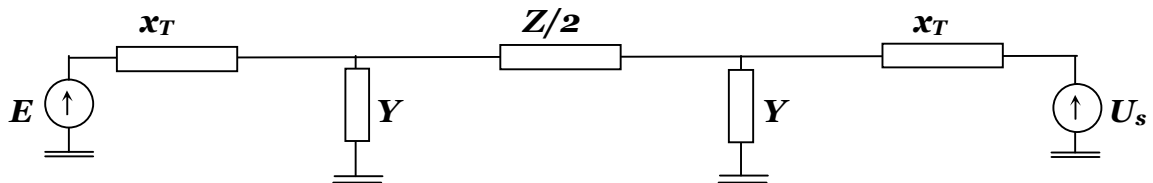


Fig.3.2. Modèle en régime normal.

Les matrices représentant le générateur, le transformateur et la ligne sont déterminées dans le premier chapitre.

$$\begin{aligned}
 \mathbf{G} &= [1 \quad 0 ; \mathbf{j} \cdot \mathbf{x}_G \quad 1] ; \\
 \mathbf{T} &= [1 \quad 0 ; \mathbf{j} \cdot \mathbf{x}_T \quad 1] ; \\
 \mathbf{L}^{(\ell/2)} &= [\mathbf{A}^{(\ell/2)*} \quad \mathbf{B}^{(\ell/2)*} ; \mathbf{C}^{(\ell/2)*} \quad \mathbf{D}^{(\ell/2)*}] ;
 \end{aligned}
 \tag{3.3}$$

Où,

$$\begin{aligned}
 \mathbf{A}^{(\ell/2)} &= \cos(\alpha_{ol}) \\
 \mathbf{B}^{(\ell/2)} &= \mathbf{j} \cdot \frac{\mathbf{Z}_c}{2} \cdot \sin(\alpha_{ol}) \\
 \mathbf{C}^{(\ell/2)} &= \mathbf{j} \cdot \frac{2}{\mathbf{Z}_c} \cdot \sin(\alpha_{ol}) \\
 \mathbf{D}^{(\ell/2)} &= \cos(\alpha_{ol})
 \end{aligned}$$

le produit de ces trois matrices donne la matrice globale du transfert.

$$\mathbf{S}=\mathbf{G}\times\mathbf{L}\times\mathbf{T}. \quad (3.4)$$

Donc, le modèle de liaison est ainsi déterminé par la matrice globale,

$$\mathbf{S}_{av} = \begin{vmatrix} \mathbf{A}_{av} & \mathbf{B}_{av} \\ \mathbf{C}_{av} & \mathbf{D}_{av} \end{vmatrix},$$

où,

$$\begin{aligned} \mathbf{A}_{av}^* &= \mathbf{A}_{(\ell/2)}^* - 2 \cdot \mathbf{x}_G^* \cdot \mathbf{A}_{(\ell/2)}^* \cdot \text{tg}(\alpha_o \cdot \ell). \\ \mathbf{B}_{av}^* &= (1 - 4 \cdot \mathbf{x}_G^* \cdot \mathbf{x}_T^*) \cdot \mathbf{B}_{(\ell/2)}^* + 2 \cdot (\mathbf{x}_G^* + \mathbf{x}_T^*) \cdot \mathbf{B}_{(\ell/2)}^* \cdot \text{cotg}(\alpha_o \cdot \ell) \\ \mathbf{C}_{av}^* &= \mathbf{C}_{(\ell/2)}^* \\ \mathbf{D}_{av}^* &= \mathbf{D}_{(\ell/2)}^* - 2 \cdot \mathbf{x}_T^* \cdot \mathbf{D}_{(\ell/2)}^* \cdot \text{tg}(\alpha_o \cdot \ell) \end{aligned} \quad (3.4')$$

Toutes ces grandeurs sont réduites aux unités relatives; $\mathbf{x}_G^* = \mathbf{x}_G / \mathbf{Z}_c$, $\mathbf{x}_T^* = \mathbf{x}_T / \mathbf{Z}_c$, et $\mathbf{A}_{av}^* = \mathbf{A}_{av}$, $\mathbf{B}_{av}^* = \mathbf{B}_{av} / \mathbf{Z}_c$, $\mathbf{C}_{av}^* = \mathbf{C}_{av} \times \mathbf{Z}_c$, et $\mathbf{D}_{av}^* = \mathbf{D}_{av}$. Ainsi, l'impédance de transfert s'exprime,

$$\begin{aligned} \mathbf{Z}_{Tav}^* &= \frac{\mathbf{Z}_{Tav}}{\mathbf{Z}_c} = \mathbf{B}_{av}^* \\ \mathbf{Z}_{Tav}^* &= j \mathbf{x}_{Tav}^* \\ \mathbf{x}_{Tav}^* &= (1 - 4 \cdot \mathbf{x}_G^* \cdot \mathbf{x}_T^*) \cdot \mathbf{Z}_{(\ell/2)}^* + 2 \cdot (\mathbf{x}_G^* + \mathbf{x}_T^*) \cdot \mathbf{Z}_{(\ell/2)}^* \cdot \text{cotg}(\alpha_o \cdot \ell) \end{aligned} \quad (3.5)$$

Modèle 1

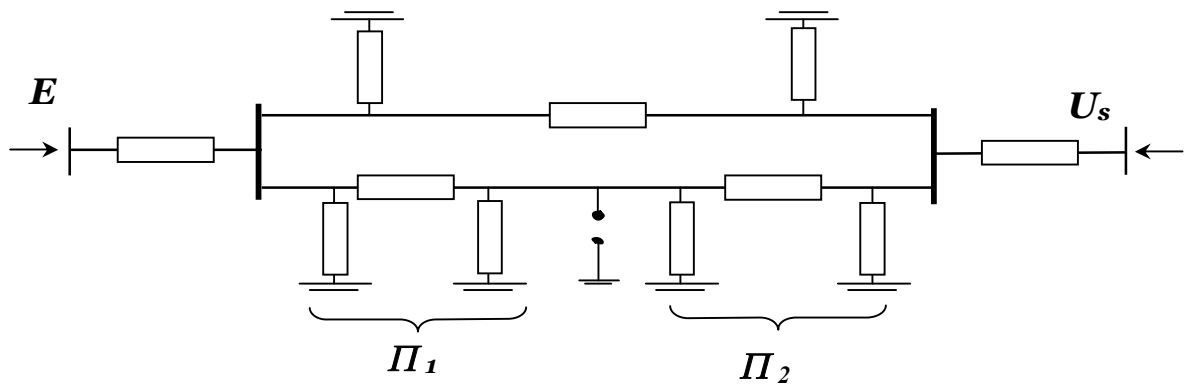
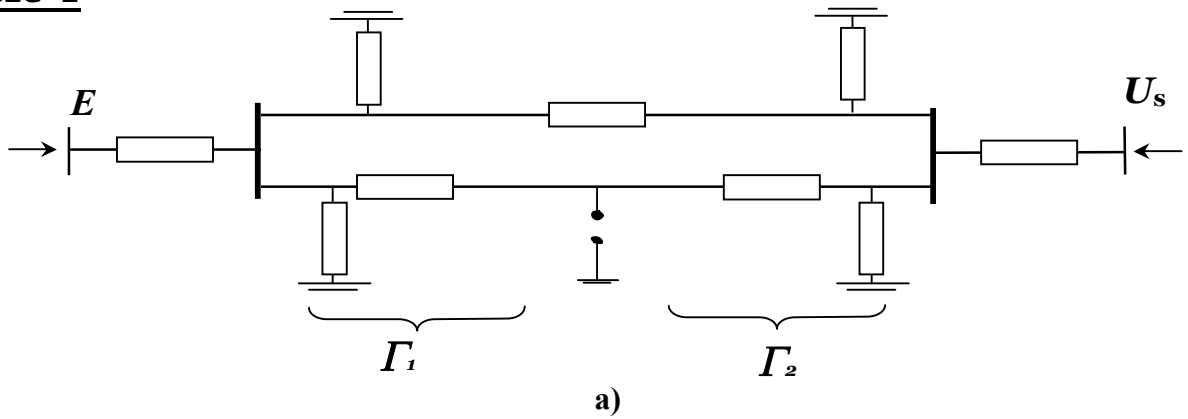


Fig.3.3. Modèle de la liaison en défaut

Modèle 2



Modèle 3

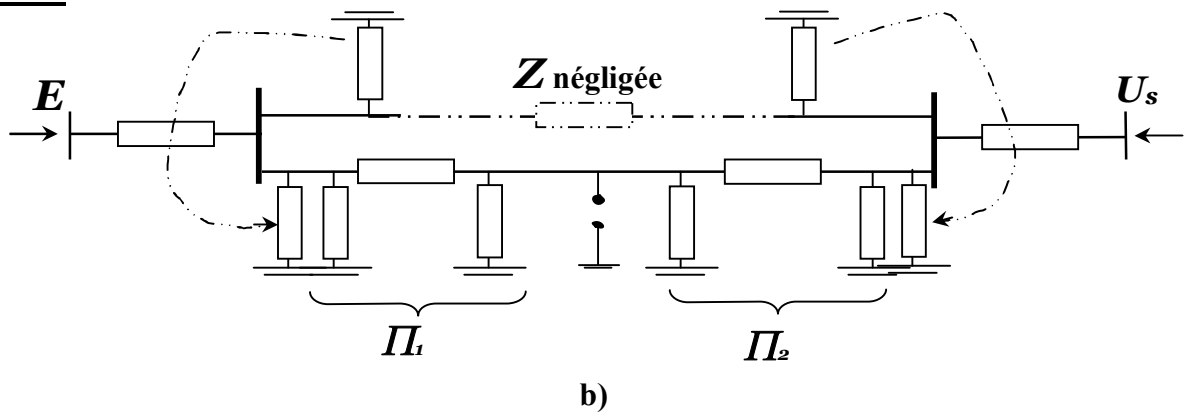
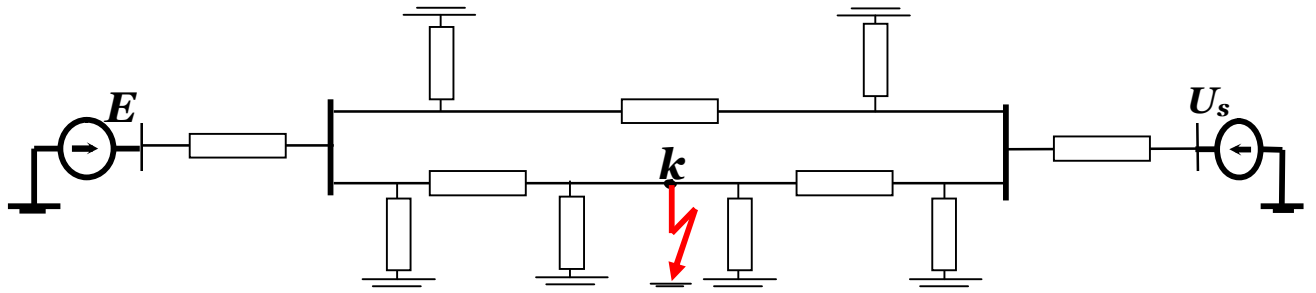
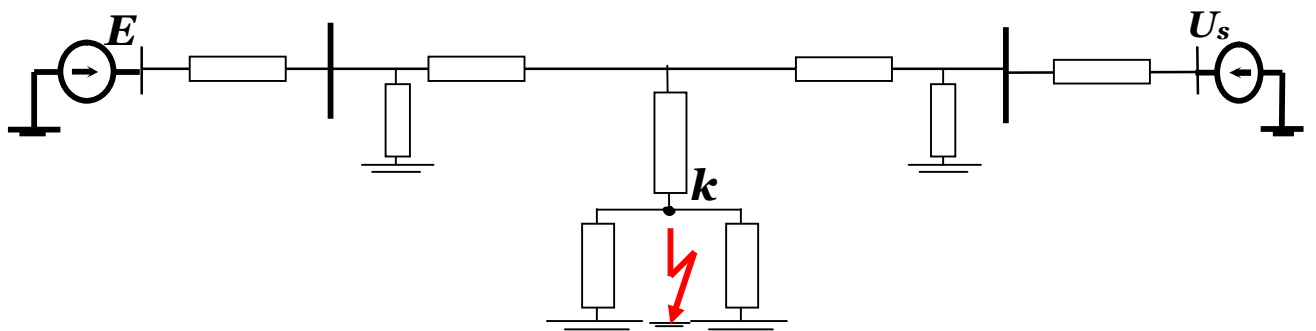


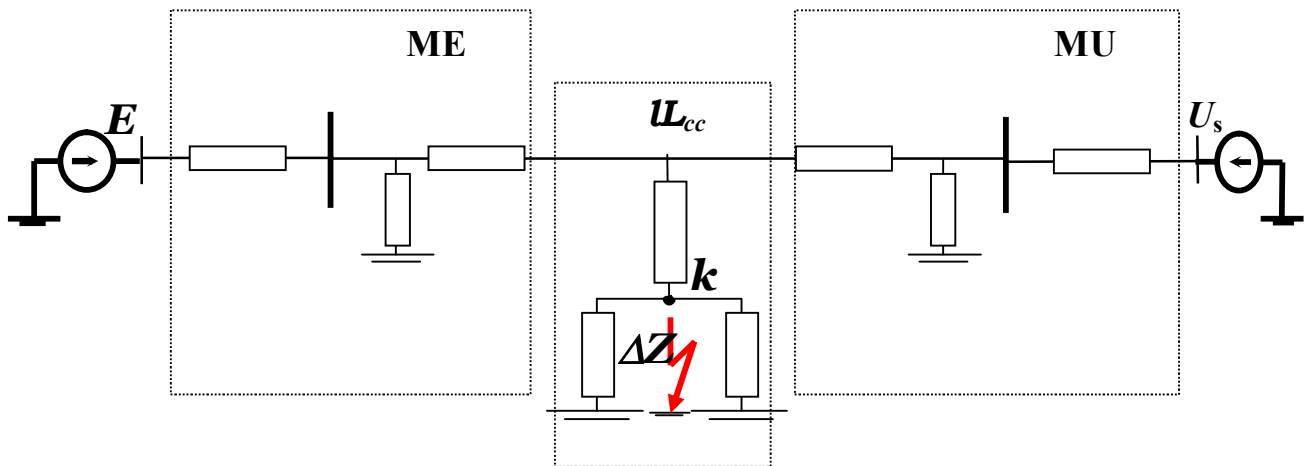
Fig.3.4. Modèles simplifiés de la liaison en défaut



a./



b./



c./

Fig.3.5. Transformation du schéma (modèle 1)

3.2.2 Pendant le défaut :

Les modèles considérés de liaison en défaut sont représentés par les Fig.3.3,4. Le premier modèle tient compte de tous les paramètres de la liaison (sans pertes actives) ; il porte, donc, un caractère général. Les deux autres modèles sont plus simplifiés, en fonction du lieu de court circuit, en négligeant ou bien deux branches transversales (shuntées par le défaut), ou bien la branche longitudinale de la ligne saine.

On étudie d'abord le premier modèle. Les deux autres seront commentés plus loin. Pour le premier modèle la procédure de transformation est montrée par la Fig.3.5.

la matrice \mathbf{U}_{cc} dépend du type et du lieu du défaut. Pour un court circuit triphasé les composantes inverses et homopolaires sont nulles ; le schéma de calcul est ainsi simplifié. En supposant que le court circuit a lieu à travers une résistance nulle, le schéma de la phase de référence prend une forme plus simplifiée Fig.3.6. et permet d'écrire,

$$\Delta Z = Z_{cc} = f(Z_i, Z_o) = 0 \quad (3.6)$$

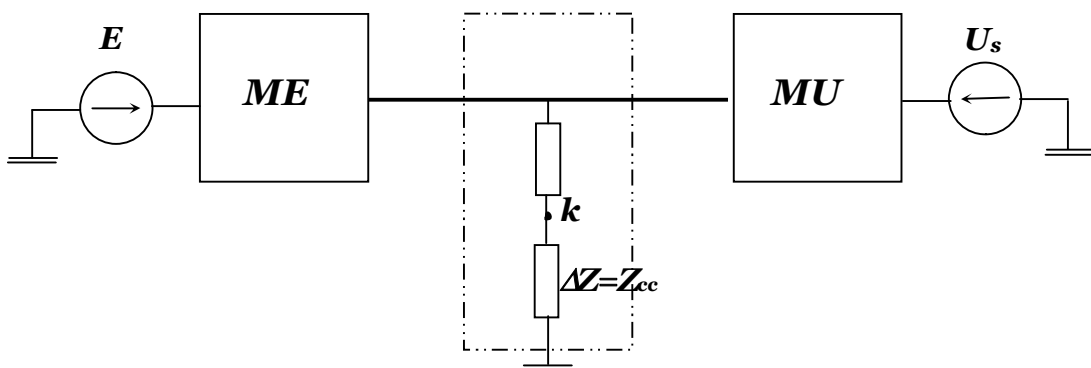


Fig.3.6. Modèle de défaut triphasé symétrique

où, $\Delta Z = Z_{cc}$ - impédance dans le court circuit du schéma complexe équivalent de la phase de référence relative au point de court circuit ; Z_i, Z_o - impédances sommaires respectivement des composantes inverses et homopolaires ; les deux impédances parallèles au court circuit étant shuntées (**Fig.3.5**).

En cas de court circuit (défaut) asymétrique les courants et les tensions de la liaison peuvent être, en règle générale, représentés par leurs composantes directes, inverses et homopolaires auxquelles correspondent des schémas respectifs, (**Fig.3.7**).

Les trois schémas peuvent donner lieu à un schéma équivalent complexe (**Fig.3.8**) de circulation de la composante directe (dans la phase référence), dans lequel l'impédance ΔZ est une fonction des impédances équivalentes inverses et homopolaires et du type de défaut. Ainsi, par exemple, pour les courts circuits biphasés non à la terre, à la terre et le court circuit monophasé, les schémas des différentes composantes peuvent être connectés comme le montrent les **Fig.3.9, 10, 11**.

Les matrices **ME** et **MU** restent les mêmes pour un même modèle de représentation de la ligne en défaut ; seule la matrice \mathbf{U}_{cc} change en fonction du type de défaut.

En simplifiant le modèle par la représentation ' Γ ' des deux tronçons de ligne en défaut (**Fig.3.4,a**), les matrices **ME_i**, et **MU_i** ne changent pas. Dans la matrice \mathbf{U}_{cc} , les deux admittances parallèles s'annulent. En passant au troisième modèle (**Fig.3.4,b**) dans lequel, pour un court circuit au milieu de la ligne, on néglige l'impédance de la ligne saine, mais on conserve les circuits de fuites ($\frac{\mathbf{Y}}{2}$, et $\frac{\mathbf{Y}}{2}$), les trois matrices changent. La matrice \mathbf{U}_{cc} sera déterminée uniquement par ΔZ , l'impédance série étant nulle.

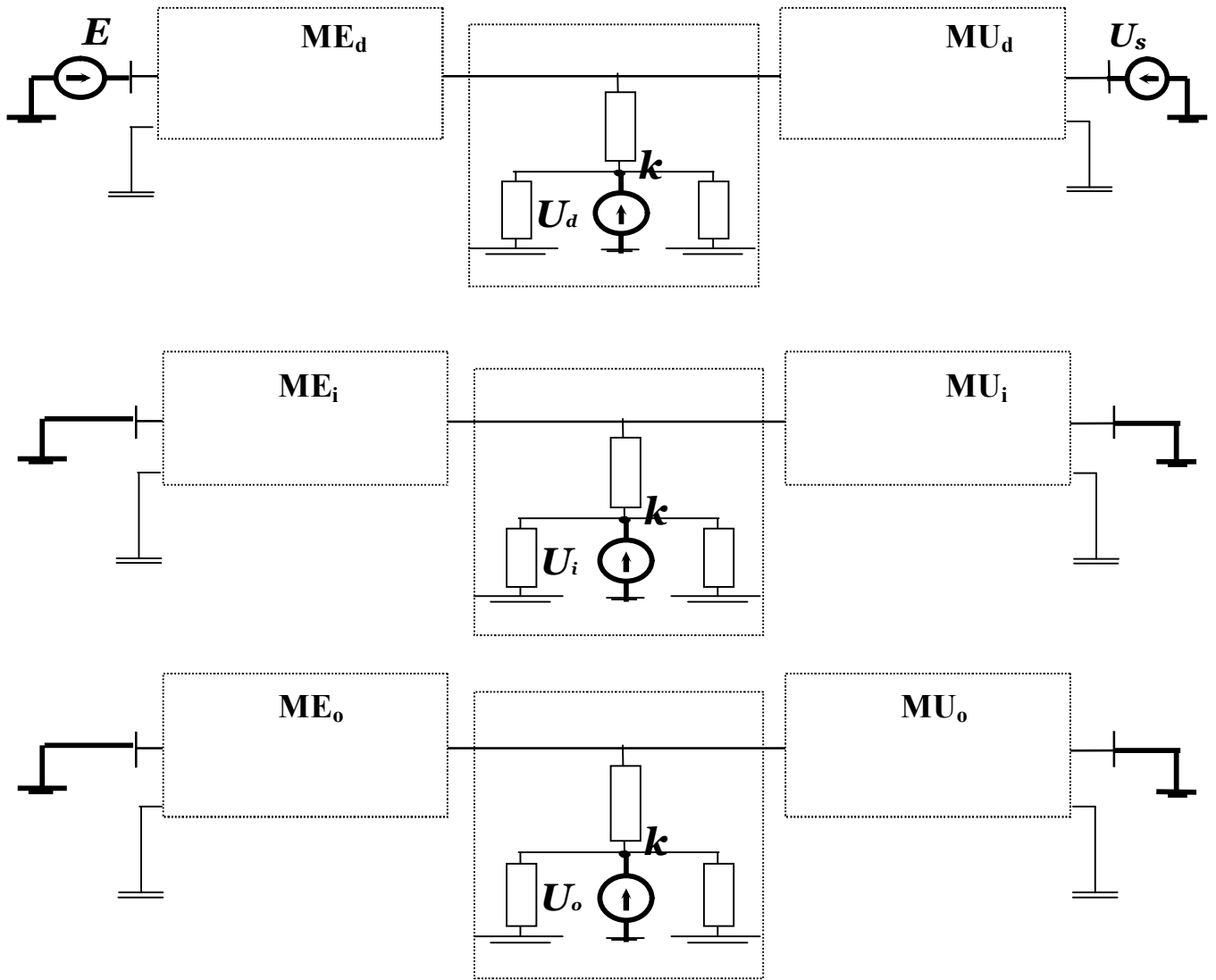


Fig.3.7. Schéma équivalents des composantes symétriques

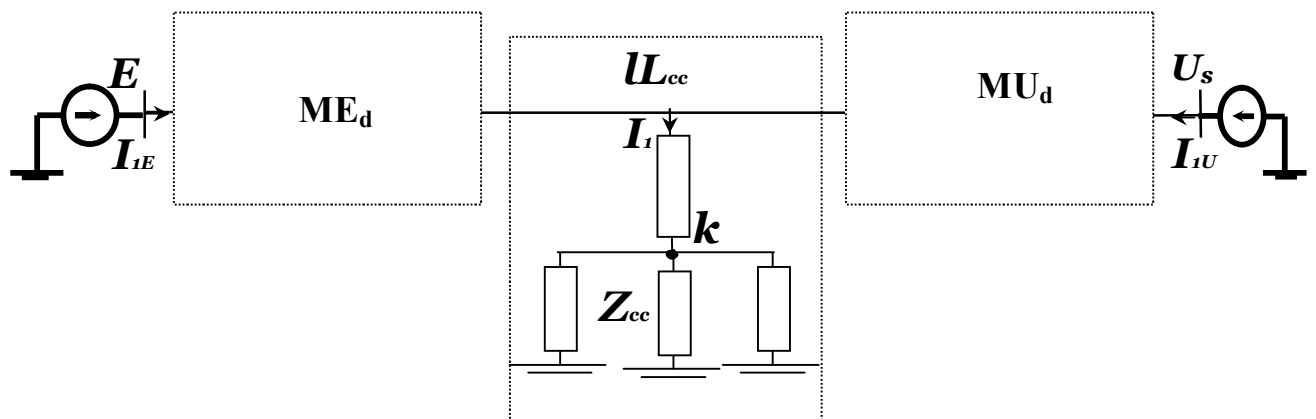
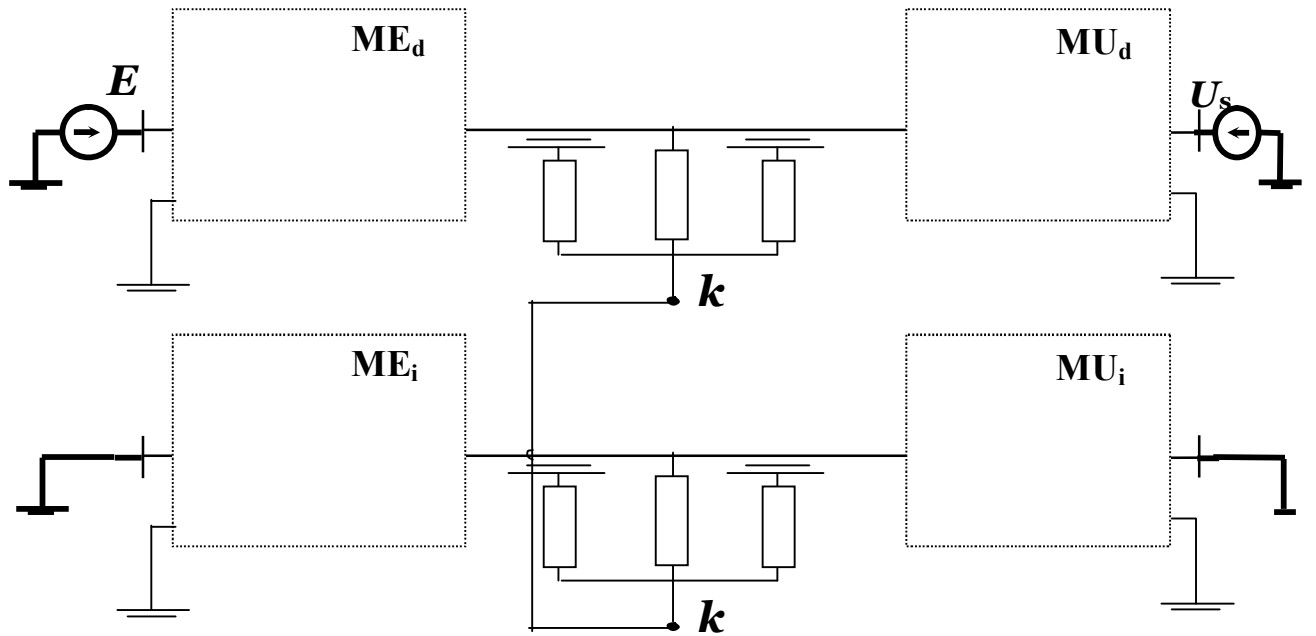
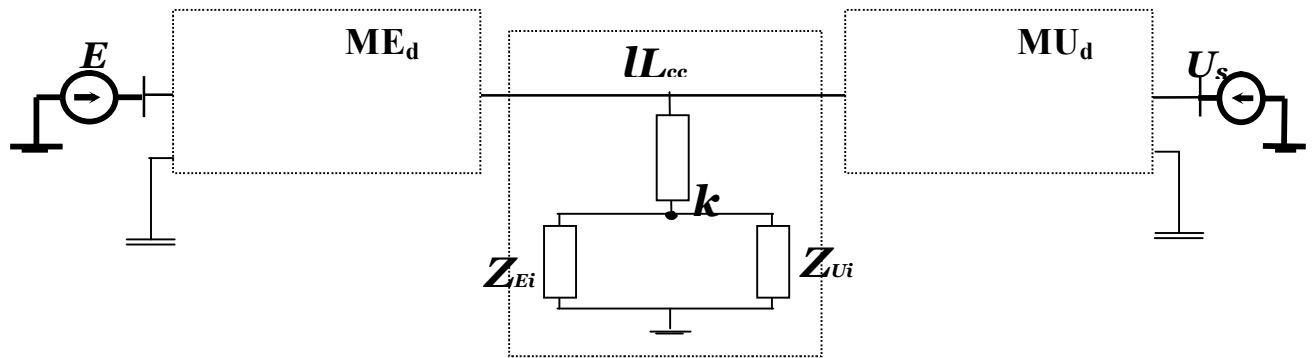


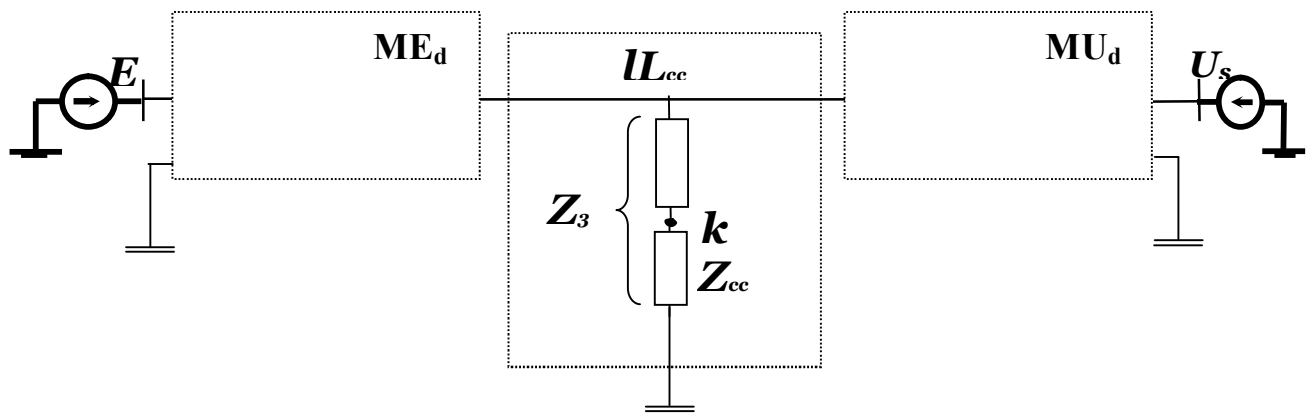
Fig.3.8 . Schéma équivalent complexe de la phase de référence



a./

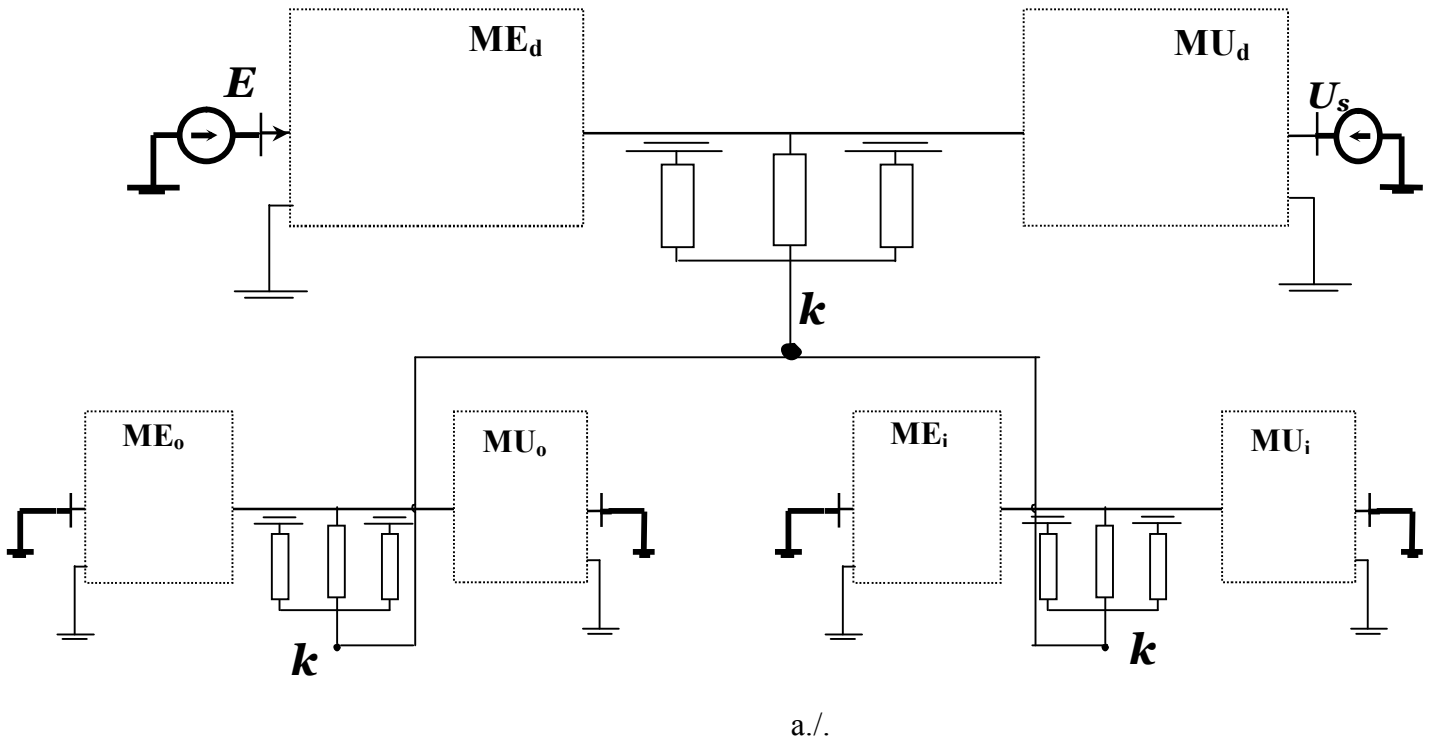


b./

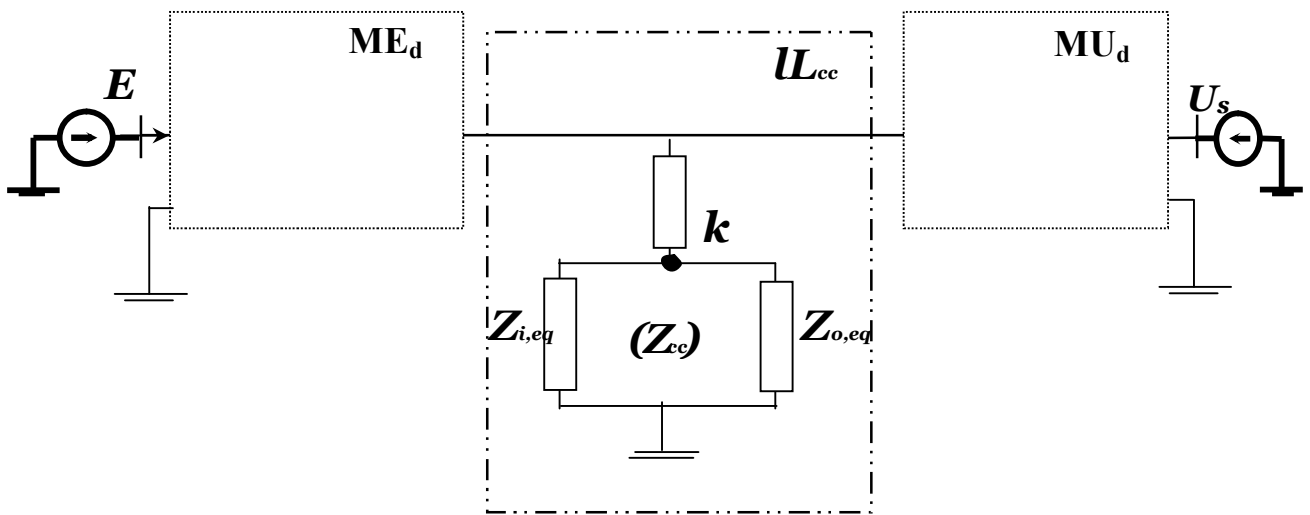


c./

Fig.3.9. Modèle de court circuit biphasé non à la terre ; $Z_{cc} = Z_{i,eq}$



a./



b./

Fig.3.10. Modèle de court circuit biphasé à la terre ; $Z_{cc} = Z_{i,eq} // Z_{o,eq}$

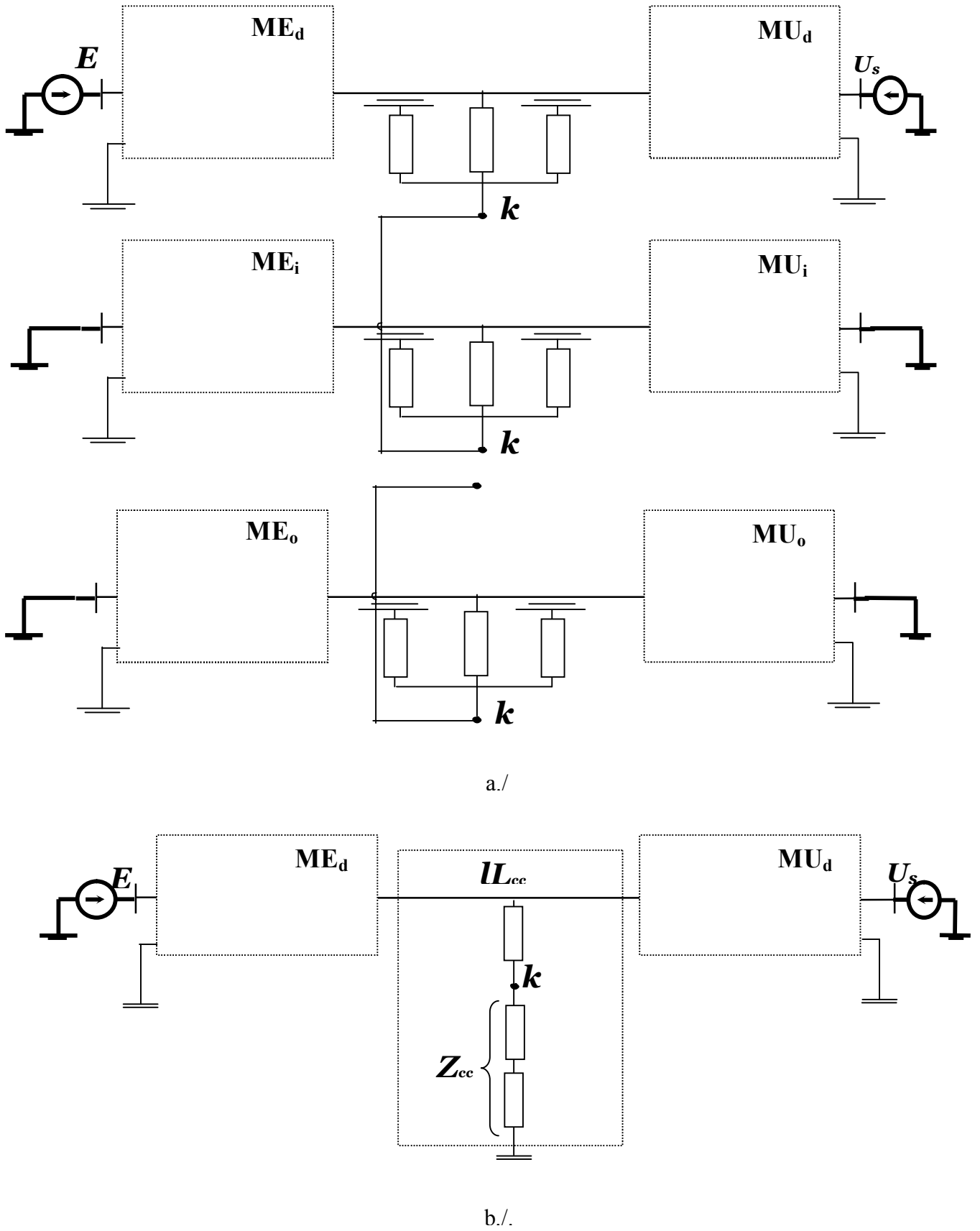
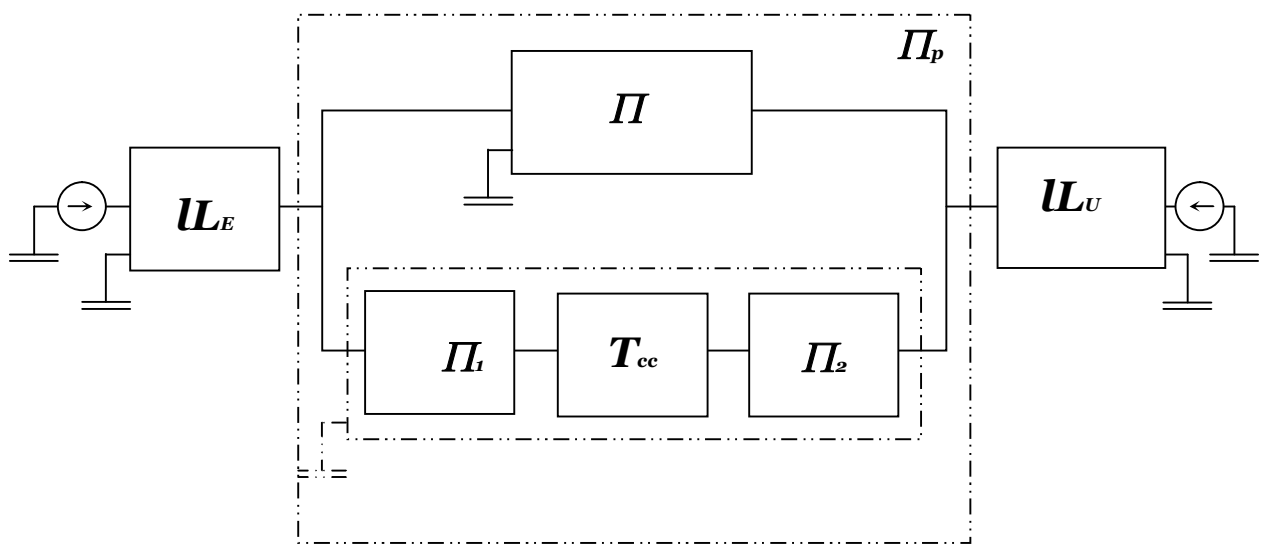


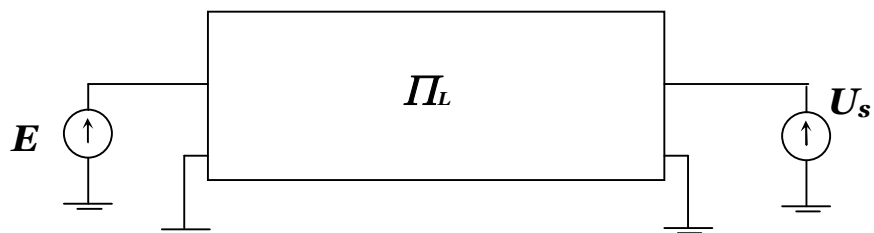
Fig.3.11. Modele de court circuit monophasé ; $Z_{cc}=Z_{i,eq}+Z_{o,eq}$

Pour la détermination de la matrice globale, on peut, également, utiliser la structure serie-parallèle des matrices, (Fig.3.12, a) ; dans laquelle il suffit de déterminer, pour chaque type de défaut, la matrice \mathbf{U}_{cc} . Ainsi la liaison en défaut peut être représentée par la matrice $\mathbf{\Pi}_L$ de liaison, laquelle s'exprime.

$$\mathbf{\Pi}_L = \mathbf{U}_E \cdot \mathbf{\Pi}_p \cdot \mathbf{U}_U \quad (3.7)$$



a./



b./

Fig.3.12 . Représentation matricielle de la liaison.

Avec,

$$\Pi_p = \Pi // \Pi_s$$

et,

$$(3.8)$$

$$\Pi_s = \Pi_i \cdot T_{cc} \cdot \Pi_2 .$$

- Conversion en matrice équivalente :

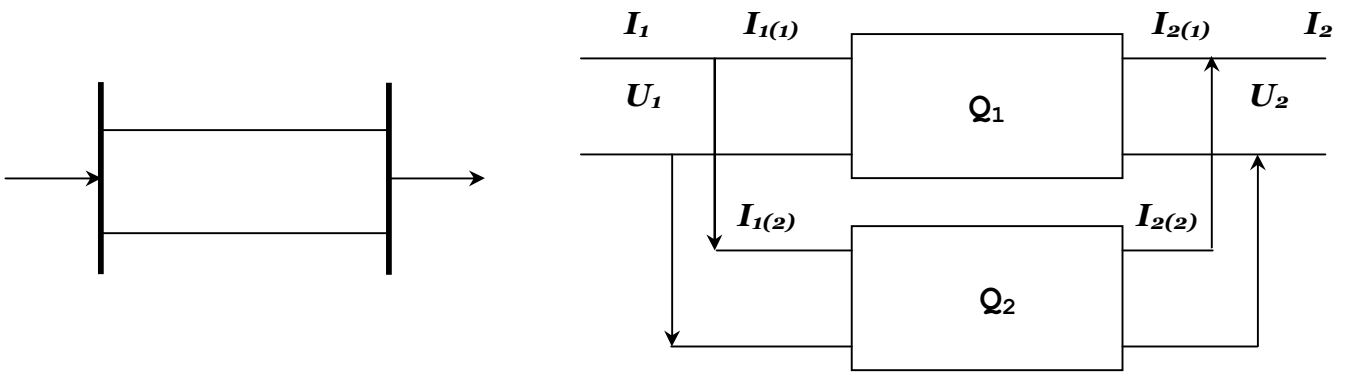


Fig.3. 13. Conversion équivalente.

Les deux quadripôles sont représentés comme suit,

$$Q1 \begin{cases} U_1 = A_1 U_2 + B_1 I_{2(1)} \\ I_1 = C_1 U_2 + D_1 I_{2(1)} \end{cases} \quad (1.)$$

$$Q2 \begin{cases} U_1 = A_2 U_2 + B_2 I_{2(2)} \\ I_1 = C_2 U_2 + D_2 I_{2(2)} \end{cases} \quad (2.)$$

$$\begin{aligned} I_1 &= I_{1(1)} + I_{1(2)}. \\ I_2 &= I_{2(1)} + I_{2(2)}. \end{aligned} \quad (3.)$$

l'expression (3.) donne,

$$I_1 = (C_1 + C_2) U_2 + D_1 I_{2(1)} + D_2 I_{2(2)}. \quad (4.)$$

Mais (1.), et (2.) permettent d'exprimer,

$$\begin{aligned} I_{2(1)} &= \frac{U_1 - A_1 U_2}{B_1}, \\ I_{2(2)} &= \frac{U_1 - A_2 U_2}{B_2}. \end{aligned} \quad (5.)$$

L'expression (4.) prend, alors, la forme,

$$I_1 = (C_1 + C_2 - \frac{D_1 A_1}{B_1} - \frac{D_2 A_2}{B_2}) U_2 + (\frac{D_1 B_2 + D_2 B_1}{B_1 B_2}) U_1.$$

Les expressions (3.) et (5.) permettent, alors, d'obtenir

$$U_1 = \frac{A_1 B_2 + A_2 B_1}{B_1 + B_2} U_2 + \frac{B_1 B_2}{B_1 + B_2} I_2$$

En remplaçant dans l'expression de I_1 , U_1 par sa valeur, on obtient, après transformation,

$$I_1 = \frac{(C_1 + C_2)(B_1 + B_2) - (A_1 - A_2)(D_1 - D_2)}{B_1 + B_2} U_2 + \frac{D_1 B_2 + D_2 B_1}{B_1 + B_2} I_2$$

or,

$$U_1 = A U_2 + B I_2$$

$$I_1 = C U_2 + D I_2$$

d'où,

$$A = \frac{A_1 B_2 + A_2 B_1}{B_1 + B_2}$$

$$B = \frac{B_1 B_2}{B_1 + B_2}$$

$$C = \frac{(C_1 + C_2)(B_1 + B_2) - (A_1 - A_2)(D_1 - D_2)}{B_1 + B_2}$$

$$D = \frac{D_1 B_2 + D_2 B_1}{B_1 + B_2}$$

Pour le cas où, $A_1=A_2=D_1=D_2$, $C_1=C_2$, et $B_1=B_2$ (ligne parallèles identiques), on obtient, $A=A_1=A_2$, $D=D_1=D_2$, $C=2 \times C_1=2 \times C_2$, et $B=\frac{B_1+B_2}{2}$.

Pour chaque type de défaut défini par la matrice $T_{cc}(\Delta Z)$, correspondra une matrice Π_L de liaison à partir de laquelle on détermine l'impédance de liaison. Cette dernière permettra de définir, pour chaque cas, une caractéristique statique de la machine. Cette représentation permet de traiter tous les cas de défaut et en fonction de leur lieu d'apparition. Pour étudier le cas général, Il suffit, donc, de varier la matrice Π_1 ou Π_2 , jusqu'à leur valeur unitaire. Ainsi, en représentant la matrice globale par $S_{(i,j)}$, on peut écrire pour la liaison donnée en défaut,

$$S_{cc(i,j)} = G \cdot \Pi_p \cdot T$$

$$= \begin{vmatrix} A_{cc(i,j)} & B_{cc(i,j)} \\ C_{cc(i,j)} & D_{cc(i,j)} \end{vmatrix} \quad (3.9)$$

i -indique le lieu de défaut, ($i=1$ -défaut coté générateur, $i=2$ -un défaut côté charge).

j -indique le type de défaut.

Pour un court circuit au milieu de la ligne, la simplification du schéma de réseau donne les schémas équivalents de la Fig.3.14. Le système peut être, donc, représenté par la matrice globale de transmission ci-dessous ;

$$S_{cc(1/2,j)} = G \cdot \mathbb{L}_{(\ell/2)} \cdot \mathbb{L}_{cc(1/2,j)} \cdot \mathbb{L}_{(\ell/2)} \cdot T \quad (3.10)$$

Transformation des lignes parallèles :

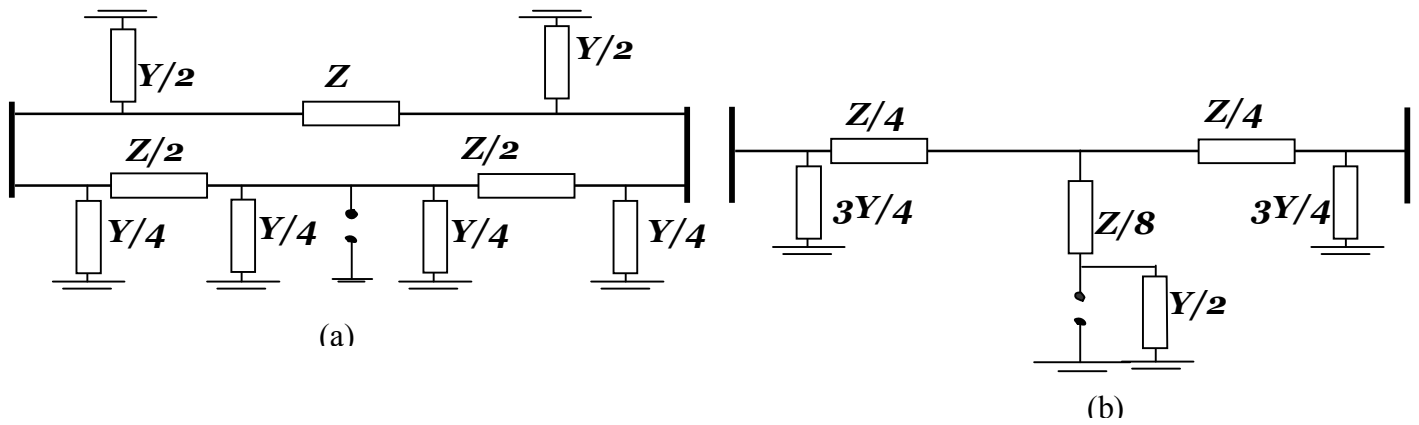


Schéma directe :

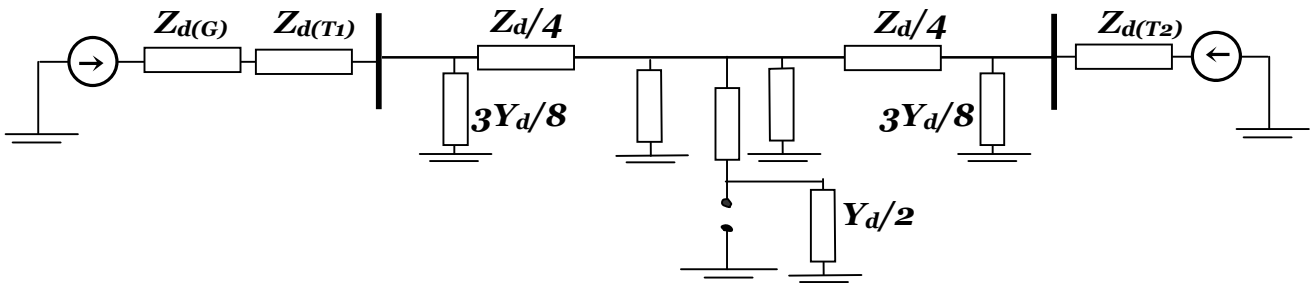


Schéma inverse :

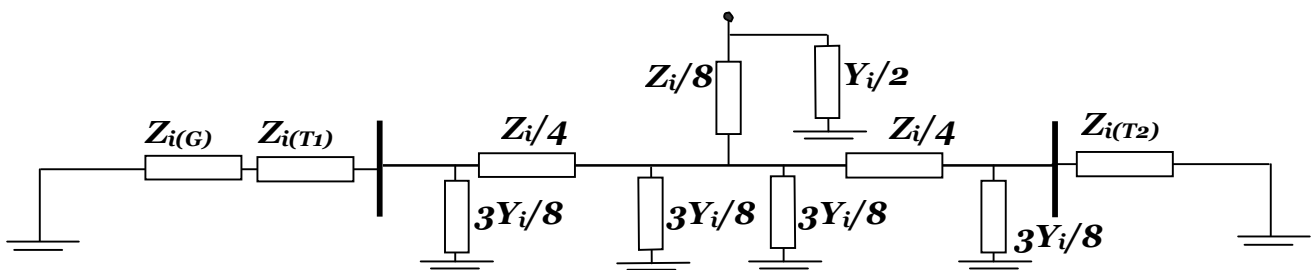


Schéma homopolaire :

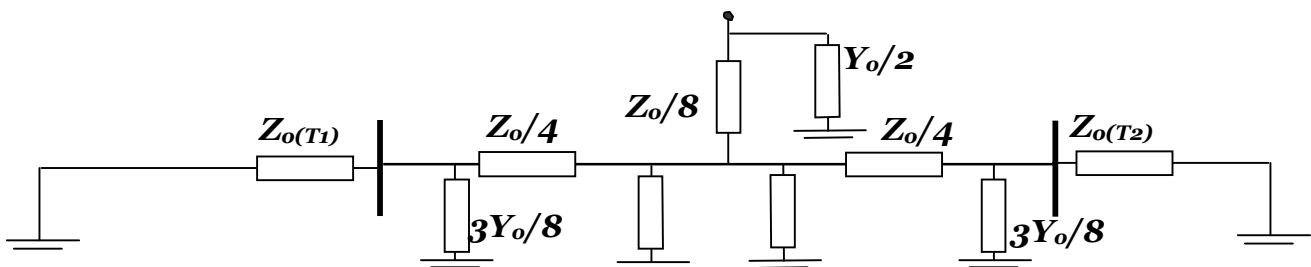


Fig.3.14. Schéma simplifié pour un défaut au milieu de la ligne

$$= \begin{vmatrix} \mathbf{A}_{cc(1/2,j)} & \mathbf{B}_{cc(1/2,j)} \\ \mathbf{C}_{cc(1/2,j)} & \mathbf{D}_{cc(1/2,j)} \end{vmatrix},$$

où, la matrice $\mathbf{U}_{(l/2)}$ représente les deux tronçons égaux de la ligne en défaut et peut être définie par la relation entre le modèle de quadripôle et le schéma en Π .

$$\mathbf{U}_{(l/2)} = \begin{vmatrix} (1 + \frac{\mathbf{Z}_1 \mathbf{Y}_1}{2}) & \mathbf{Z}_1 \\ \frac{\mathbf{Y}_1 (2 + \frac{\mathbf{Z}_1 \mathbf{Y}_1}{2})}{2} & (1 + \frac{\mathbf{Z}_1 \mathbf{Y}_1}{2}) \end{vmatrix}, \quad (3.11)$$

et,

$$\mathbf{U}_{cc(1/2,j)} = \begin{vmatrix} \mathbf{1} & \mathbf{0} \\ \frac{1}{\mathbf{Z}_3} & \mathbf{1} \end{vmatrix}, \quad (3.12)$$

Dans ce cas,

$$\mathbf{Z}_3 = \frac{\mathbf{Z}}{8} + (\Delta \mathbf{Z} // \frac{2}{\mathbf{Y}}), \quad (3.13)$$

avec,

$$\mathbf{Z}_1 = \frac{\mathbf{Z}}{4}, \quad \mathbf{Y}_1 = \frac{3\mathbf{Y}}{4}$$

Les impédances inverses et homopolaires équivalentes sont déterminées en utilisant les transformations des schémas. L'impédance de transfert, comme on a vu précédemment, est déterminée par le paramètre $\mathbf{B}_{cc(1/2,j)}^*$ de la matrice globale de transmission. En négligeant les admittances de la ligne, on obtient des résultats différents en expression et en valeur de l'impédance de transfert,

$$\begin{aligned} \mathbf{Z}_a &= \mathbf{Z}_G + \frac{\mathbf{Z}}{4} = \mathbf{j}x_G + \mathbf{j}\frac{\mathbf{Z}_c}{4} \cdot \sin(\alpha_0 l) \\ \mathbf{Z}_b &= \mathbf{Z}_T + \frac{\mathbf{Z}}{4} = \mathbf{j}x_T + \mathbf{j}\frac{\mathbf{Z}_c}{4} \cdot \sin(\alpha_0 l) \\ \mathbf{Z}_3 &= \Delta\mathbf{Z} + \frac{\mathbf{Z}}{8} = \mathbf{j}x_{cc} + \mathbf{j}\frac{\mathbf{Z}_c}{8} \cdot \sin(\alpha_0 l) \end{aligned} \quad (3.14)$$

Les impédances \mathbf{Z}_a , \mathbf{Z}_b dépendent du lieu de défaut, mais $\Delta\mathbf{Z}$ dépend du lieu et du type de défaut, ainsi que la résistance de terre, supposée nulle dans le cas considéré. Les impédances équivalentes directes, inverses et homopolaires s'expriment,

$$\begin{aligned} \mathbf{Z}_{i,eq} &= \frac{\mathbf{Z}_{a,i} \times \mathbf{Z}_{b,i}}{\mathbf{Z}_{a,i} + \mathbf{Z}_{b,i}} + \frac{\mathbf{Z}_i}{8} \\ \mathbf{Z}_{o,eq} &= \frac{\mathbf{Z}_{a,o} \times \mathbf{Z}_{b,o}}{\mathbf{Z}_{a,o} + \mathbf{Z}_{b,o}} + \frac{\mathbf{Z}_o}{8} \end{aligned} \quad (3.15)$$

Ce qui permet d'obtenir,

$$\mathbf{Z}_T = \mathbf{Z}_a + \mathbf{Z}_b + \frac{\mathbf{Z}_a \times \mathbf{Z}_b}{\mathbf{Z}_3} \quad (3.16)$$

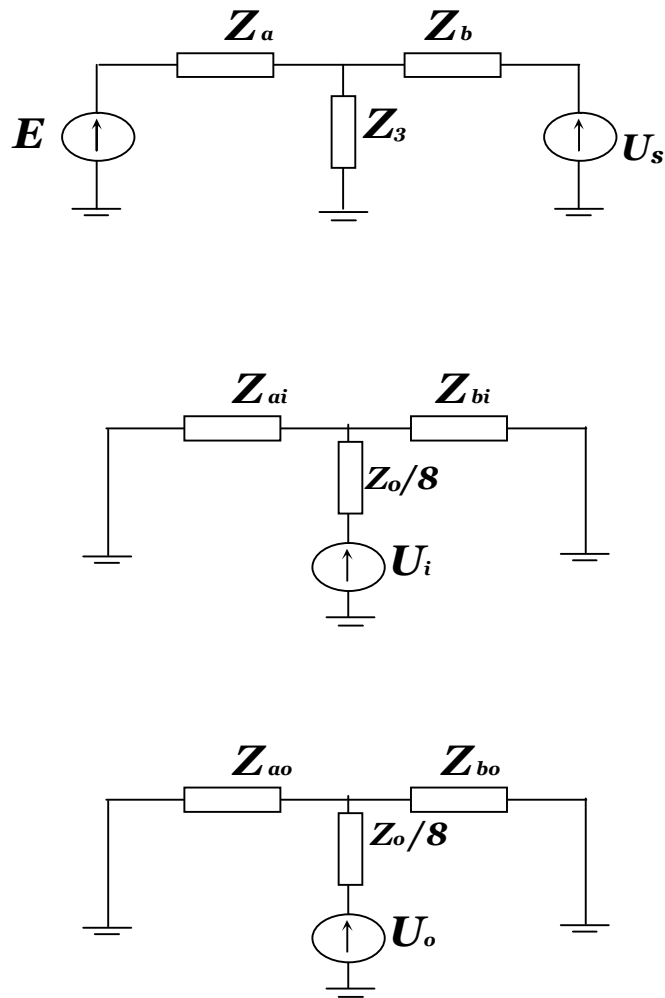


Fig.3.13. Schéma descriptif de la liaison (pour $Y=0$).

Les types de défaut peuvent être classés selon leurs effets sur l'impédance de liaison. Cette impédance augmente dans l'ordre suivant des courts circuits :

- triphasé
- biphasé à la terre
- biphasé
- monophasé.

Ces impédances sont définies et données dans le **tableau.3.1**.

Tableau 3.1.

Type de défaut	C.c. symétrique	C.c.asymétrique		
	3Φ	2Φ-T	2Φ isolé	1Φ-T
$\Delta Z = Z_{cc}$	$Z_{cc} = 0$	$Z_{cc} = \frac{Z_{i,eq} \times Z_{o,eq}}{Z_{i,eq} + Z_{o,eq}}$	$Z_{cc} = Z_{i,eq}$	$Z_{cc} = Z_{o,eq} + Z_{i,eq}$

3.2.3 Après le défaut :

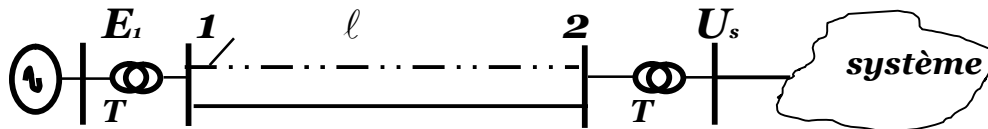


Fig.3. 15. Modèle d'analyse après défaut.

Après le débranchement de la ligne en défaut, les éléments de la matrice \mathbf{L} de la ligne saine s'expriment

$$A_{(l)} = \cos(\alpha_0 l)$$

$$B_{(l)} = j \cdot Z_c \cdot \sin(\alpha_0 l)$$

(3.17)

$$C_{(l)} = j \cdot \frac{1}{Z_c} \cdot \sin(\alpha_0 l)$$

$$D_{(l)} = \cos(\alpha_0 l)$$

Ce qui permet d'obtenir pour la matrice sommaire correspondante,

$$\begin{aligned}
 \mathbf{A}_{ap}^* &= \mathbf{A}_{(l)}^* - \mathbf{x}_G^* \cdot \mathbf{A}_{(l)}^* \cdot \text{tg}(\alpha_o \cdot l) . \\
 \mathbf{Z}_{Tap}^* = \mathbf{B}_{ap}^* &= (\mathbf{1} - \mathbf{x}_G^* \cdot \mathbf{x}_T^*) \cdot \mathbf{B}_{(l)}^* + (\mathbf{x}_G^* + \mathbf{x}_T^*) \cdot \mathbf{B}_{(l)}^* \cdot \text{ctg}(\alpha_o \cdot l) \\
 \mathbf{C}_{ap}^* &= \mathbf{C}_{(l)}^* \\
 \mathbf{D}_{ap}^* &= \mathbf{D}_{(l)}^* - \mathbf{x}_T^* \cdot \mathbf{D}_{(l)}^* \cdot \text{tg}(\alpha_o \cdot l)
 \end{aligned} \tag{3.18}$$

3.3 Effet sur la stabilité du générateur.

Pour simplifier l'analyse, en montrant uniquement l'effet de la liaison sur la puissance caractéristique de la ligne, donc, sur la stabilité de générateur, on considère une tension constante aux bornes de l'ensemble générateur-transformateur. Cette dernière peut être calculée par la formule,

$$\dot{U}_1 = \cos(\mathbf{a}) + \mathbf{Q}_2 \sin(\mathbf{a}) + j \mathbf{P}_2 \sin(\mathbf{a}) \tag{3.19}$$

ou, \mathbf{a} -le facteur de phase de propagation de l'onde électromagnétique. (voir chap n°1), $\mathbf{P}_2 = \mathbf{P}_s$ la puissance active fournie par le générateur, $\mathbf{Q}_2 = \mathbf{Q}_s$ - la puissance réactive au bout de la ligne.

Si on néglige l'admittance de la ligne ($\mathbf{b}_o \rightarrow \mathbf{0}$), l'expression (3.19) prend une autre forme. En effet, pour les grandeurs exprimées en unité naturelles, on écrit,

$$\dot{U}_1 = U_2 \times (\cos(\mathbf{a}) + \frac{Z_c}{U_2} \cdot \mathbf{Q}_2 \sin(\mathbf{a}) + j \cdot \frac{Z_c}{U_2} \cdot \mathbf{P}_2 \sin(\mathbf{a}))$$

ou bien,

$$\dot{U}_1 = U_2 \times (\cos(\sqrt{\mathbf{b}_o \mathbf{x}_o l}) + \frac{\mathbf{Q}_2}{U_2} \cdot \mathbf{x}_o \cdot l \cdot \frac{\sin \sqrt{\mathbf{b}_o \mathbf{x}_o l}}{\sqrt{\mathbf{b}_o \mathbf{x}_o l}} + j \cdot \frac{\mathbf{P}_2}{U_2} \cdot \mathbf{x}_o \cdot l \cdot \frac{\sin \sqrt{\mathbf{b}_o \mathbf{x}_o l}}{\sqrt{\mathbf{b}_o \mathbf{x}_o l}})$$

si \mathbf{b}_o tend vers zéro, alors,

$$\dot{U}_1 = U_2 \times \left(1 + \frac{Q_2}{U_2} \cdot x_o \cdot l + j \cdot \frac{P_2}{U_2} \cdot x_o \cdot l \right)$$

Mais les puissances doivent être exprimées par rapport à P_c ,

$$\dot{U}_1^* = 1 + \frac{Z_c}{Z_c} \frac{Q_2}{U_2} \cdot x_o \cdot l + j \cdot \frac{Z_c}{Z_c} \frac{P_2}{U_2} \cdot x_o \cdot l$$

ce qui donne,

$$\dot{U}_1^* = 1 + Q_2^* \cdot x^* + j \cdot P_2^* \cdot x^*$$

et,

$$U_1^* = \sqrt{(1 + Q_2^* \cdot x^*)^2 + (P_2^* \cdot x^*)^2} \quad (3.20)$$

où, Q_2^* , P_2^* , et x^* sont exprimées respectivement par rapport à P_c et Z_c .

Durant son fonctionnement normal, l'équation d'équilibre du générateur s'exprime,

$$M \cdot \frac{d^2 \delta}{dt^2} = P_{acc} \quad (3.21)$$

$$P_{acc} = P_o - P_M \cdot \sin \delta - P_a$$

où, P_o - puissance mécanique de la turbine, $P_M \cdot \sin \delta$ - puissance électrique d'amplitude P_M de la machine, P_a - puissance d'amortissement des masses tournantes (négligeable), M - moment d'énergie des masses tournantes.

Pour une ligne idéale sans pertes actives, la puissance fournie par la machine est égale à celle de la charge ($P_2 = P_o$).

La puissance de la charge transmise par le générateur est limitée par son amplitude, et en tenant compte d'une réserve k_r admissible,

$$P_{2,Max}^* < \frac{k_u}{\sin \alpha_0 l} \quad (3.22)$$

$$k_r = \frac{P_{2,Max} - P_o}{P_o} \times 100 \leq k_{r,ad}$$

La stabilité de la machine dépend de sa réserve en énergie (marge de stabilité), qui peut être évaluée, essentiellement, par la puissance et l'angle δ de transfert. Mais la puissance transmise dépend des tensions, sur les deux extrémités de la ligne et de la réactance de la liaison. Ainsi, tout changement de la configuration de la liaison engendre la variation de la réactance correspondante (donc de la tension dans les nœuds) ; laquelle se traduit par un changement de la caractéristique de puissance de la machine.

Dans ces conditions ; le générateur peut être dans un état tel que la réserve en énergie pour couvrir les effets sur l'équilibre énergétique, impliqués par les différents défauts sera insuffisante (voire nulle). Il est donc nécessaire d'analyser et quantifier ces effets sur les caractéristiques statiques de la machine pour extraire les conditions où les limites à respecter pour conserver la stabilité de la machine.

Sur la **Fig.3.16** on représente deux cas de déficit en énergie de réserve suite à deux défaut d'effet différents. Suite de l'apparition du premier défaut, la machine passe du fonctionnement sur la caractéristique (**I**) à celui sur la caractéristique (**II**). Ce changement s'effectue dans un régime transitoire dans lequel deux énergies se trouvent en interaction : l'énergie accélératrice de la turbine correspondante à l'aire $A_{ac}=a-b-c-a$ et l'énergie de freinage $A_f=c-d-e-c$. on peut constater que $A_{ac} > A_f$; C'est à dire l'énergie de freinage ne peut pas « contenir » celle d'accélération, par conséquent, sous l'effet du défaut maintenu, la machine sort du synchronisme. Dans le cas du deuxième défaut la réserve du freinage est nulle, la machine est de fait hors du synchronisme.

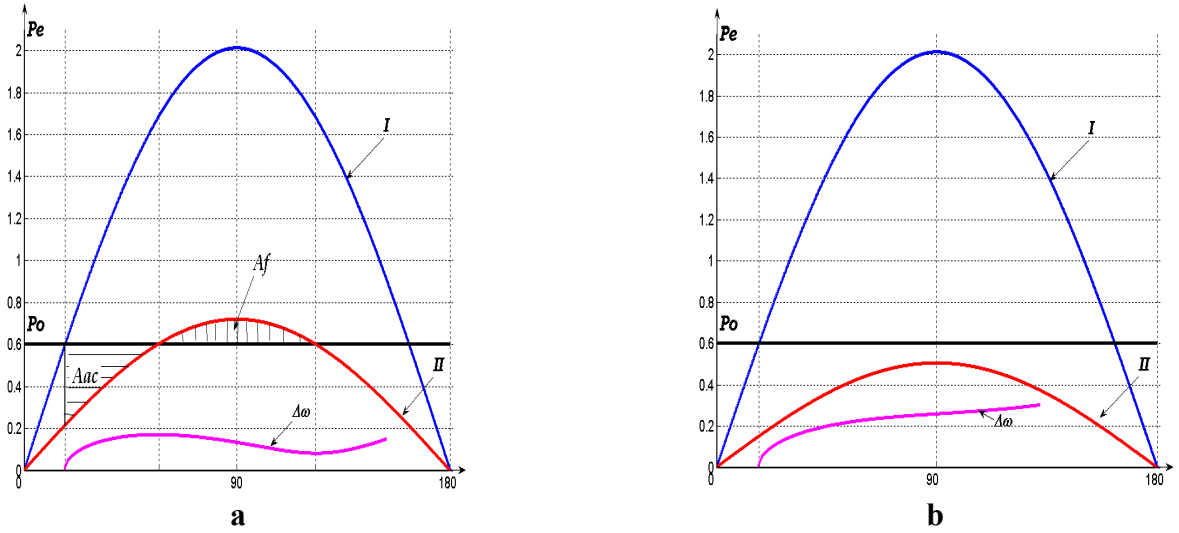


Fig.3.16 .

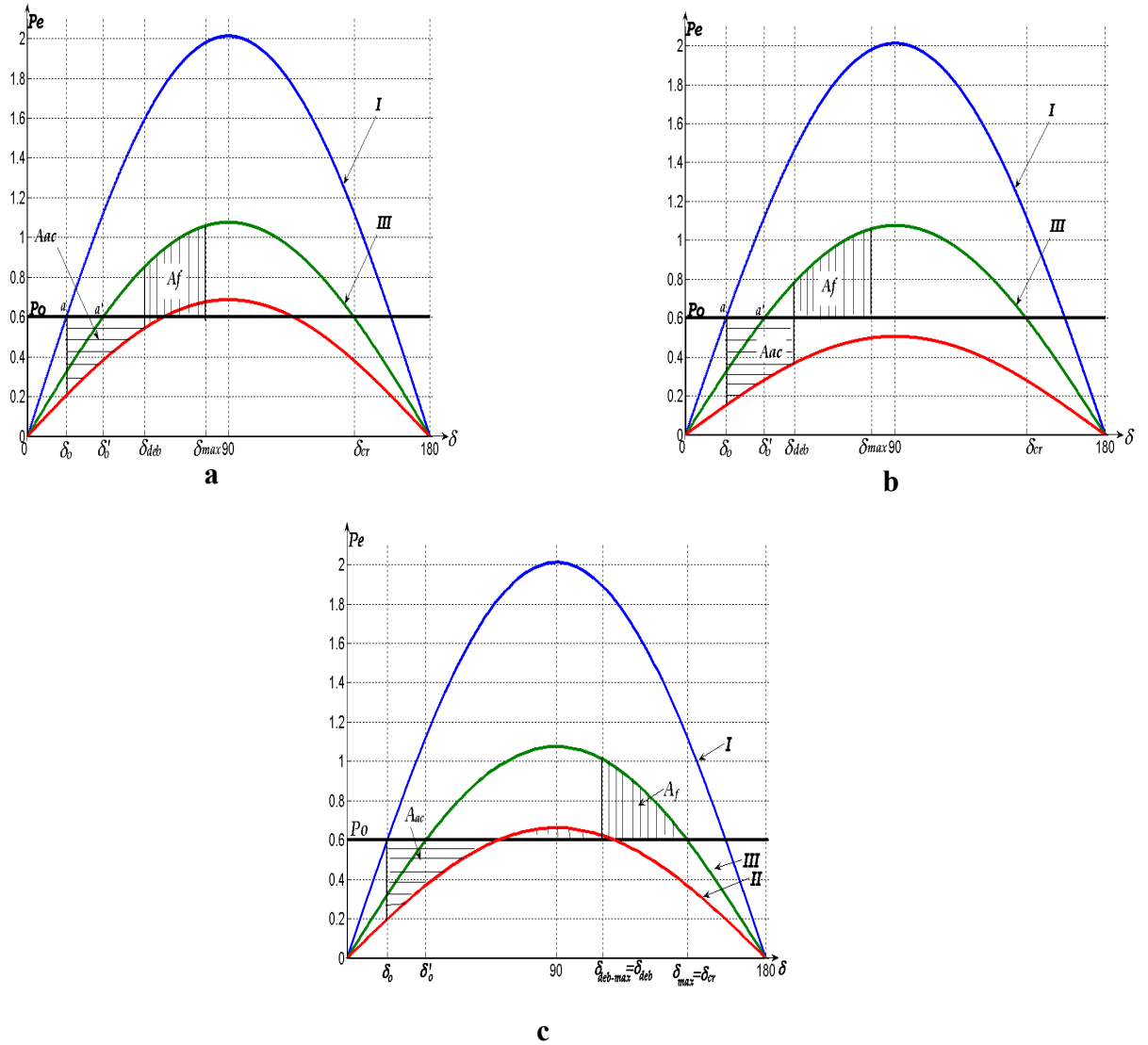


Fig.3.17 .

La réserve de la stabilité peut être rétablie, si on débranche à temps les défaut, **Fig.3.17, a, b.**

Si le défaut est débranché à $\delta = \delta_{deb}$, Le régime de la machine passe de la caractéristique "II" à la caractéristique "III". Si l'égalité $A_{ac} = A_f$ est atteinte pour $\delta_{max} < \delta_{cr}$, la machine reprend, après des oscillations, sa stabilité en établissant un équilibre avec la turbine dans le point "a' ". Si ce défaut est telle que cette égalité est atteinte pour $\delta_{max} = \delta_{cr}$ (ou, δ_{max} - la première amplitude des oscillations) la machine sera à la limite de conservation de sa stabilité ; dans ce cas $\delta_{deb} = \delta_{deb,max}$, (**Fig.3.17, c**).

Cet angle de débranchement peut être déterminé par l'expression,

$$\delta_{deb,max} = \frac{P_o (\delta_{cr} - \delta_o) - P_{m,cc} \cos \delta_o + P_{m,ap} \cos \delta_{cr}}{P_{m,ap} - P_{m,cc}} \quad (3.24)$$

Cette expression est obtenue à partir de l'équation

$$A_{ac} + A_f = 0 \quad (3.25)$$

Où bien

$$\int_{\delta_o}^{\delta_{cr}} \Delta P_i d\delta = 0 \quad (3.25')$$

A l'angle de débranchement limite correspond un temps de débranchement limite également. Pour la détermination du temps de débranchement il est nécessaire de résoudre l'équation (3.21) du mouvement transitoire relative à l'interaction électromécanique entre le rotor et le champs variable du stator. On utilise pour cette résolution la méthode des approximations progressive (itérative). La résolution doit donner la relation transitoire,

$$\delta = f(t)$$

laquelle, sachant $\delta_{deb-max}$, permet d'obtenir le temps maximal de débranchement correspondant.

3.3.1. Simplification et comparaison des impédances de transfert :

la valeur de la puissance débitée, la puissance réactive correspondante (charge), la tension de l'ensemble générateur-transformateur et celle du système sont supposées constantes ;

$P_2 = P_s = 0.6$ et $U_s = U_i = 1$. Il est défini également ;

$$Z_{(T)} = jZ_c \cdot x_{(T)}^* , Z_{(l)} = jZ_c \cdot \sin \alpha_0 l , Z_{d(l)} = Z_{i(l)} = (1/3) \times (Z_{o(l)}) ,$$

$$Z_{d(T)} = Z_{i(T)} = Z_{o(T)} , [2] ,$$

4- Avant le défaut :

$$Z_{S(av)} = \frac{Z_{(l)}}{2} + Z_{(T)} ;$$

b. Après le défaut :

$$Z_{S(ap)} = Z_{(l)} + Z_{(T)} ;$$

c. Pendant le défaut :

$$Z_{S(cc)} = \frac{Z_{(l)}}{2} + Z_{(T)} + \frac{Z_{(l)} \times Z_{(T)}}{\Delta Z} ;$$

où, ΔZ dépend du type de défaut.

La composante inverse équivalente :

$$Z_i = \frac{\frac{Z_{i(O)} \times Z_{i(T)}}{2}}{\frac{Z_{i(O)} + Z_{i(T)}}{2}} = \frac{Z_{(O)} \times Z_{(T)}}{Z_{(O)} + 2Z_{(T)}} ;$$

La composante homopolaire équivalente :

$$Z_o = \frac{\frac{Z_{o(O)} \times Z_{o(T)}}{2}}{\frac{Z_{o(O)} + Z_{o(T)}}{2}} = \frac{Z_{(O)} \times Z_{(T)}}{Z_{(O)} + (\frac{2}{3})Z_{(T)}} ;$$

- Court circuit monophasé :

$$\Delta Z = Z_i + Z_o ;$$

$$\Delta Z = \frac{Z_{(O)} \times Z_{(T)}}{Z_{(O)} + 2Z_{(T)}} + \frac{Z_{(O)} \times Z_{(T)}}{Z_{(O)} + (\frac{2}{3})Z_{(T)}}$$

$$\Delta Z = Z_{(O)} \times Z_{(T)} \times \frac{(Z_{(O)} + 2Z_{(T)} + Z_{(O)} + (\frac{2}{3})Z_{(T)})}{(Z_{(O)} + 2Z_{(T)}) \times (Z_{(O)} + (\frac{2}{3})Z_{(T)})} ;$$

$$\Delta Z = 2 \times Z_{(O)} \times Z_{(T)} \times \frac{(Z_{(O)} + (\frac{4}{3})Z_{(T)})}{(Z_{(O)} + (\frac{4}{3})Z_{(T)} + (\frac{2}{3})Z_{(T)}) \times (Z_{(O)} + (\frac{4}{3})Z_{(T)} - (\frac{2}{3})Z_{(T)})}$$

$$\Delta Z = 2 \times Z_{(O)} \times Z_{(T)} \times \frac{(Z_{(O)} + \frac{4}{3}Z_{(T)})}{(Z_{(O)} + \frac{4}{3}Z_{(T)})^2 - (\frac{2}{3}Z_{(T)})^2}$$

L'expression ΔZ permet de déterminer,

$$Z_{S(cc)} = \frac{Z_{(l)} + Z_{(T)} + \frac{Z_{(l)} \times Z_{(T)}}{2}}{2 \times Z_{(l)} \times Z_{(T)} \times \frac{Z_{(l)} + \frac{4}{3} Z_{(T)}}{(Z_{(l)} + \frac{4}{3} Z_{(T)})^2 - (\frac{2}{3} Z_{(T)})^2}}$$

$$Z_{S(cc)} = \frac{Z_{(l)} + Z_{(T)} + \frac{(Z_{(l)} + \frac{4}{3} Z_{(T)})^2 - (\frac{2}{3} Z_{(T)})^2}{4 \times (Z_{(l)} + \frac{4}{3} Z_{(T)})}}{2}$$

$$Z_{S(cc)} = \frac{Z_{(l)} + Z_{(T)} + \frac{1}{4} (Z_{(l)} + \frac{4}{3} Z_{(T)}) - \frac{(\frac{2}{3} Z_{(T)})^2}{4 \times (Z_{(l)} + \frac{4}{3} Z_{(T)})}}{2}$$

$$Z_{S(cc)} = \frac{3}{4} Z_{(l)} + \frac{4}{3} Z_{(T)} - \frac{1}{9} \frac{(Z_{(T)})^2}{(Z_{(l)} + \frac{4}{3} Z_{(T)})}$$

où le terme, $\frac{1}{9} \times \frac{(Z_{(T)})^2}{(Z_{(l)} + \frac{4}{3} Z_{(T)})}$ peut être négligé. On peut

écrire, donc,

$$Z_{S(cc)} = \frac{3}{4} Z_{(l)} + \frac{4}{3} Z_{(T)}$$

La comparaison de cette expression avec celles des impédances de transfert avant et après le défaut donne,

$$Z_{S(ap)} > Z_{S(cc)} > Z_{S(av)}$$

Si le terme considéré n'est pas négligé l'impédance de transfert aura pour expression

$$x_{s(cc)} = \frac{9x_{(l)}^2 + 20x_{(T)}^2 + 28x_{(l)}x_{(T)}}{12x_{(l)} + 16x_{(T)}}$$

- Court circuit biphasé isolé :

$$\Delta Z = Z_i ;$$

$$\Delta Z = \frac{Z_{(l)} \times Z_{(T)}}{Z_{(l)} + 2Z_{(T)}} ; \text{ et,}$$

$$Z_{S(cc)} = \frac{Z_{(l)}}{2} + Z_{(T)} + \frac{\frac{Z_{(l)} \times Z_{(T)}}{2}}{\frac{Z_{(l)} \times Z_{(T)}}{Z_{(l)} + 2Z_{(T)}}$$

$$Z_{S(cc)} = \frac{Z_{(l)}}{2} + Z_{(T)} + \frac{1}{2} Z_{(l)} + Z_{(T)}$$

$$Z_{S(cc)} = Z_{(l)} + 2Z_{(T)} , \text{ et, } Z_{S(cc)} > Z_{S(ap)} > Z_{S(av)}$$

- Court circuit biphasé à la terre :

$$\Delta Z = \frac{Z_i \times Z_o}{Z_i + Z_o} ;$$

$$\Delta Z = \frac{\frac{Z_{(l)} \times Z_{(T)}}{Z_{(l)} + 2Z_{(T)}} \times \frac{Z_{(l)} \times Z_{(T)}}{Z_{(l)} + \frac{2}{3}Z_{(T)}}}{\frac{Z_{(l)} \times Z_{(T)}}{Z_{(l)} + 2Z_{(T)}} + \frac{Z_{(l)} \times Z_{(T)}}{Z_{(l)} + \frac{2}{3}Z_{(T)}}}$$

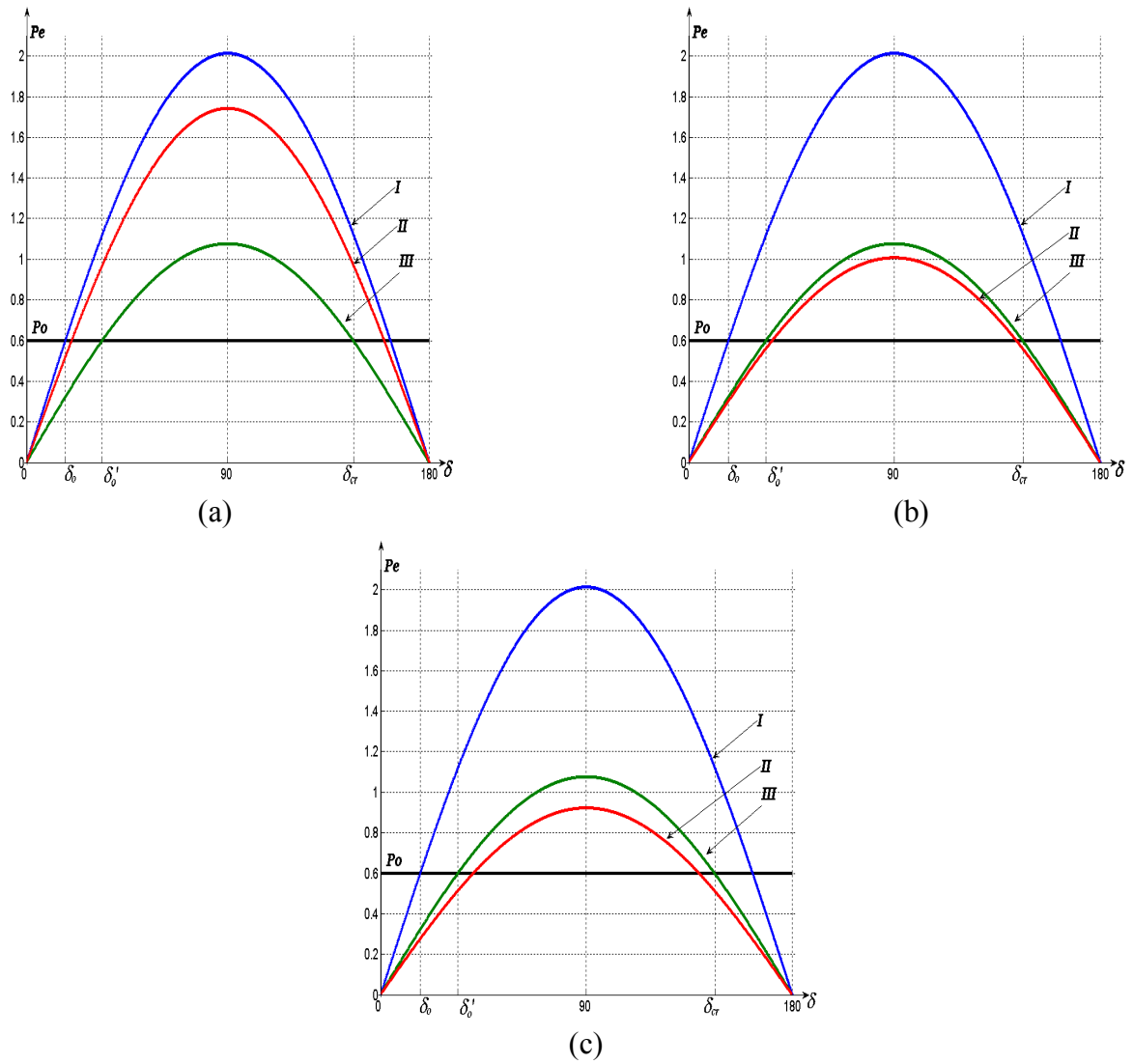


Fig.3.18. Les caractéristiques de puissance ; (a)- court circuit monophasé, (b)- court circuit biphase, (c)- court circuit biphase à la terre. ($Y \neq 0$)

$$\Delta Z = Z_{(0)} \times Z_{(T)} \frac{\frac{1}{Z_{(0)} + 2Z_{(T)}} \times \frac{1}{Z_{(0)} + \frac{2}{3}Z_{(T)}}}{(Z_{(0)} + \frac{2}{3}Z_{(T)}) + (Z_{(0)} + 2Z_{(T)})}$$

$$\frac{(Z_{(0)} + \frac{2}{3}Z_{(T)}) \times (Z_{(0)} + 2Z_{(T)})}{(Z_{(0)} + \frac{2}{3}Z_{(T)}) \times (Z_{(0)} + 2Z_{(T)})}$$

$$\Delta Z = Z_{(0)} \times Z_{(T)} \frac{1}{(Z_{(0)} + \frac{2}{3}Z_{(T)}) + (Z_{(0)} + 2Z_{(T)})}$$

$$Z_{S(cc)} = \frac{Z_{(0)}}{2} + Z_{(T)} + \frac{\frac{Z_{(0)} \times Z_{(T)}}{2}}{Z_{(0)} \times Z_{(T)} \frac{1}{(Z_{(0)} + 2Z_{(T)}) + (Z_{(0)} + \frac{2}{3}Z_{(T)})}}$$

$$Z_{S(cc)} = \frac{3}{2}Z_{(0)} + \frac{7}{3}Z_{(T)}, \text{ et, } Z_{S(cc)} > Z_{S(ap)} > Z_{S(av)}$$

- Court circuit triphasé:

$$\Delta Z = 0 ;$$

$$Z_{S(cc)} = \frac{Z_{(0)}}{2} + Z_{(T)} + \frac{\frac{Z_{(0)} \times Z_{(T)}}{2}}{0},$$

$$Z_{S(cc)} = \infty, \text{ et, } Z_{S(cc)} > Z_{S(ap)} > Z_{S(av)}$$

Evaluation des effets des courts circuits asymétriques sur la stabilité d'un générateur

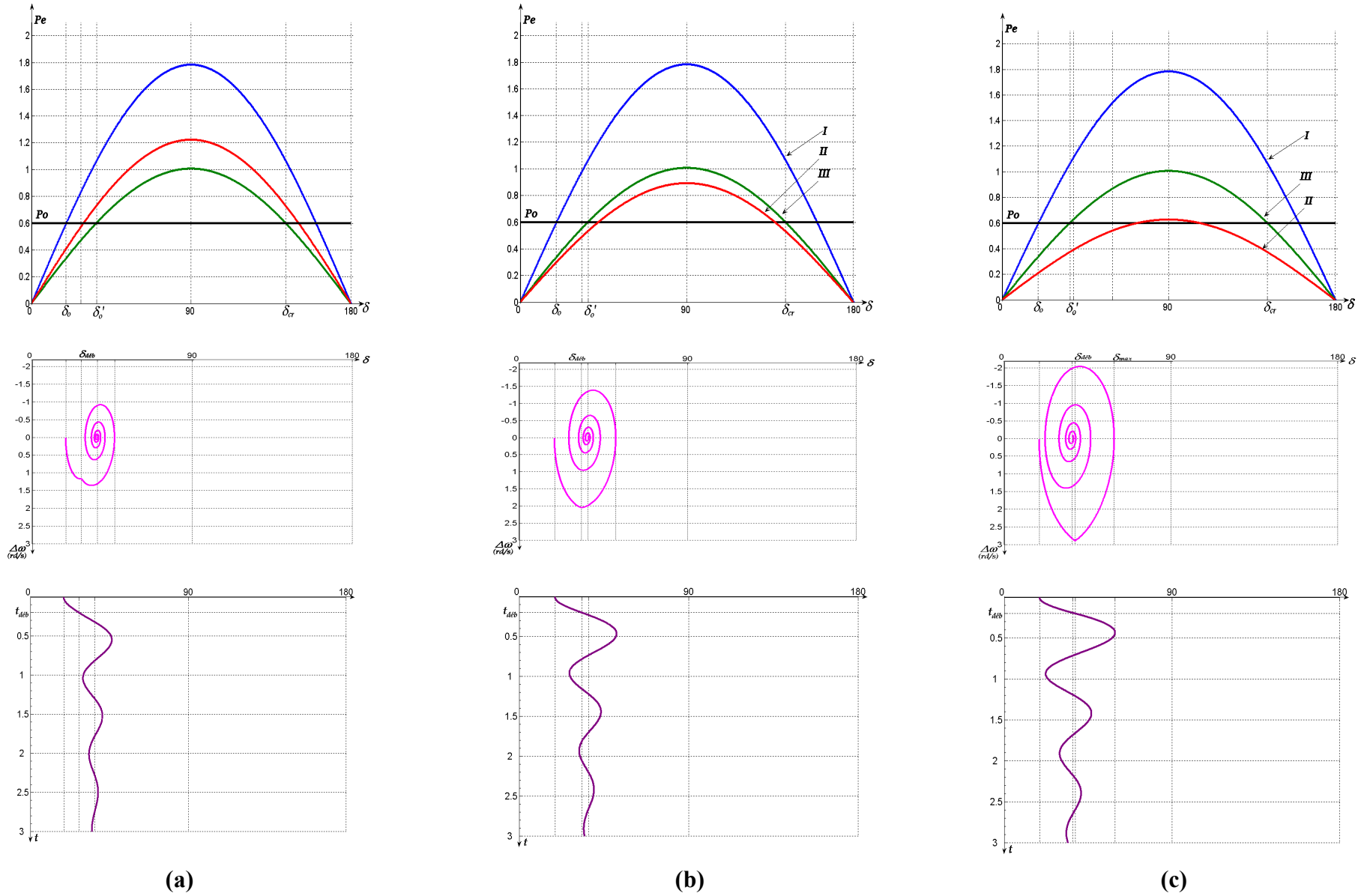


Fig.3.19. L'effet des régime asymétrique sur la stabilité angulaire de générateur ; (a)- court circuit 1Φ -T, (b)- 2Φ isolé, (c)-2Φ-T
 Pour un même temps de débranchement $t=0.2$ sec, ($Y=0$)

En haute et très haute tension, les admittances de la ligne ont un effet considérable sur la valeur globale de l'impédance de transfert, ainsi que sur la capacité de transport de la ligne ; cet effet peut être évalué en comparant les résultats obtenus pour une même puissance active de charge et mêmes tensions d'extrémités (voir l'annexe). La ligne joue le rôle d'une grande capacité où la terre est l'une de ces deux armatures ; par son effet transversal, elle diminue l'impédance de transfert, et améliore en valeur la puissance caractéristique maximale (capacité de transport) de la ligne, (Fig.3. 18, 19), ainsi que l'angle de transfert. Donc une augmentation de la réserve de puissance ($\Delta P = P_0 - P_e$).

3.3.2. L'influence de la distance de point du défaut :

L'impédance du transfert en défaut est inversement proportionnelle à l'éloignement du point du défaut de son point de référence (nœud 2), en cas d'un court circuit symétrique [2]. La procédure du calcul de la stabilité du générateur, peut être déduite des **Fig.3. 20, 21**, et l'effet de l'éloignement sur la puissance transférée est illustré sur les **Fig.3. 22**. (pour un court circuit asymétrique voir annexe n°2).

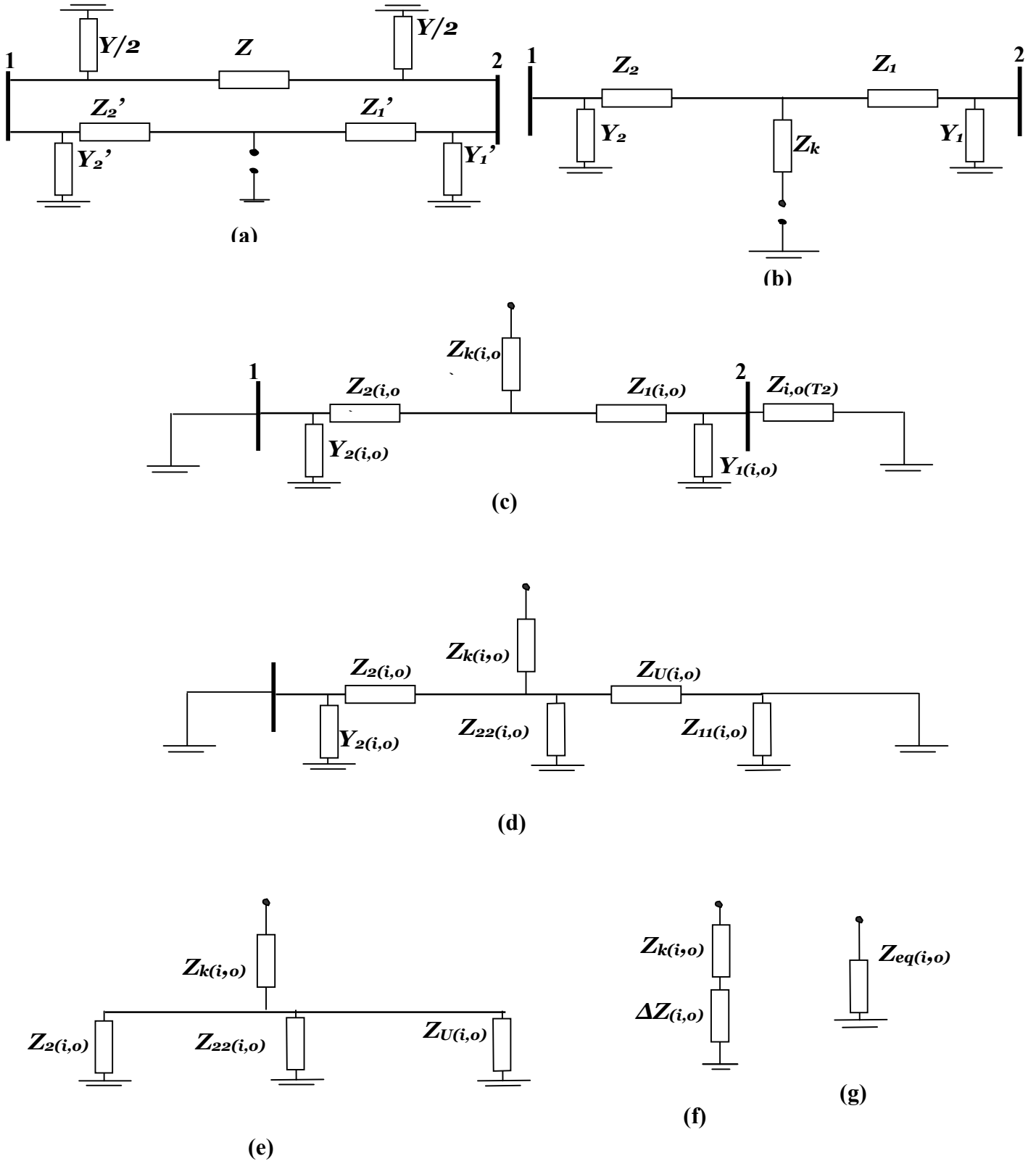


Fig.3.20. Impédances équivalentes ; inverse et homopolaire
(Transformations et réduction)

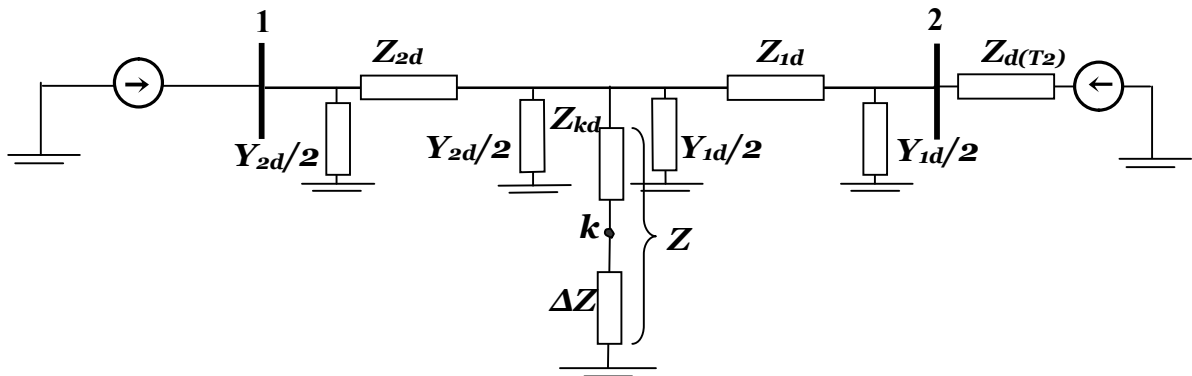


Fig.3.21. Circuit équivalent d'un défaut à une distance x

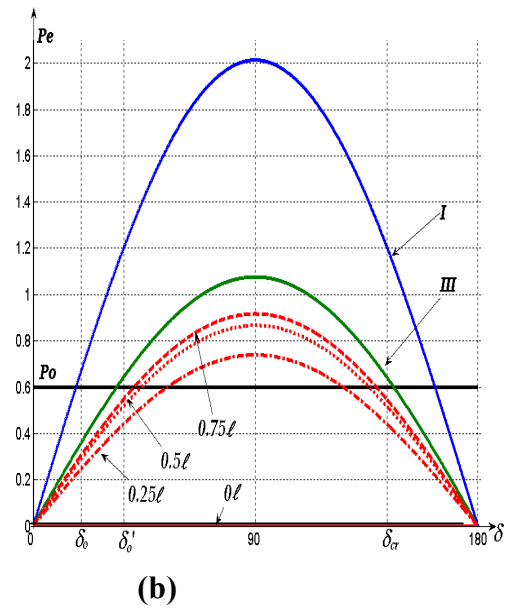
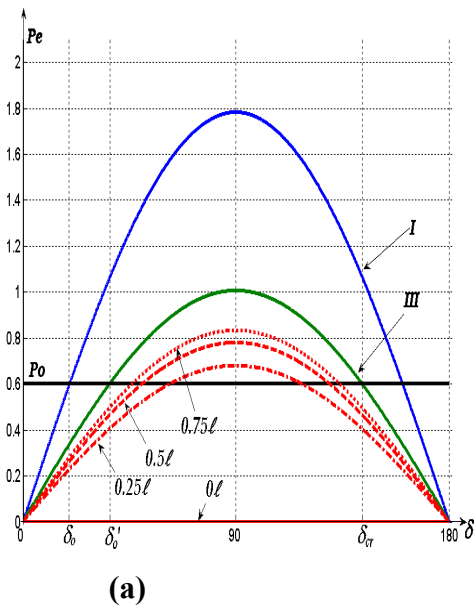


Fig.3. 22. L' effet de l'éloignement du point d'un court circuit symétrique sur la caractéristique de puissance, (a)- $Y=0$, (b)- $Y \neq 0$.

La procédure de calcul :

*-fixer les donnée

$$U_s = 1 ; Z_c = 136.68 ; \alpha = 0.06^\circ ; \ell = 1000 \text{ km} ; P_o = 0.6 ; x_T = 0.128 ;$$

**-Avant le défaut

5- Calculer l'impédance de transfert:

$$Z = j \sin(\alpha \ell) ; Y = j \tan(\alpha \ell / 2) ; X = [1 \quad jx_T ; 0 \quad 1] ; \%Y = 0 ;$$

$$L_{(\ell/2)} = [1 + (Z * Y / 2) \quad Z / 2 ; Y * (2 + (Z * Y / 2)) \quad 1 + (Z * Y / 2)] ;$$

$$S = L_{(\ell/2)} * X ; \text{et } S = [A_{s(av)} \quad B_{s(av)} ; C_{s(av)} \quad D_{s(av)}] ; \text{et } Z_{s(av)} = B_{s(av)} / Z_c ;$$

1.1- Calculer α si $Y \neq 0$;

1.2- Calculer Q_o

1.3- Calculer et fixer U_1

2- Tracer $P_{(av)}$

***- En défaut

1- Calculer l'impédance de transfert :

$$Z_1' = j \sin(\alpha k \ell) ; Y_1' = j \tan(\alpha k \ell / 2) ; \%Y_1' = 0 ;$$

$$Z_2' = j \sin(\alpha (1-k) \ell) ; Y_2' = j \tan(\alpha (1-k) \ell / 2) ; \%Y_2' = 0 ;$$

$$Z_1 = j (1/2) \sin(\alpha k \ell) ; Y_1 = j ((Y/2) + \tan(\alpha k \ell / 2)) ; \%Y_1 = 0 ;$$

$$Z_2 = j (1/2) \sin(\alpha (1-k) \ell) ; Y_2 = j ((Y/2) + \tan(\alpha (1-k) \ell / 2)) ; \%Y_2 = 0 ;$$

$$Z_k = 2 * Z_1 * Z_2 / Z ;$$

$$L_{(1)} = [1 + (Z_1 * Y_1 / 2) \quad Z_1 ; (Y_1 / 2) * (2 + (Z_1 * Y_1 / 2)) \quad 1 + (Z_1 * Y_1 / 2)] ;$$

$$L_{(2)} = [1 + (Z_2 * Y_2 / 2) \quad Z_2 ; (Y_2 / 2) * (2 + (Z_2 * Y_2 / 2)) \quad 1 + (Z_2 * Y_2 / 2)] ;$$

1.1- Calculer l'impédance inverse

$$Z_{1i} = Z_1 ; Z_{2i} = Z_2 ; Z_{ki} = Z_k ; Y_{2i} = Y_2 ; Y_{1i} = Y_1 ;$$

$$Z_{Ei} = Z_{2i} ;$$

$$Z_{Ui} = Z_{1i} + x_{Ti} + (Z_{1i} * x_{Ti} * Y_{1i}) ;$$

$$Z_{22i} = Z_{1i} + (1/Y_{1i}) + Z_{1i} / (x_{Ti} * Y_{1i}) ;$$

$$Z_{eq(i)} = Z_{ki} + (Z_{Ei} // Z_{Ui} // Z_{22i}) ;$$

1.2- Calculer l'impédance homopolaire

$$Z_{10} = 3 * Z_1 ; Z_{20} = 3 * Z_2 ; Z_{k0} = 3 * Z_k ; Y_{20} = 6 * Y_2 ; Y_{10} = 6 * Y_1 ;$$

$$Z_{E0} = 3 * Z_{2i} ;$$

$$Z_{U0} = 3 * Z_{i1} + x_{T1} + (3 * Z_{i1} * x_{T1} * 6 * Y_{i1});$$

$$Z_{220} = 3 * Z_{i1} + (1/6 * Y_{i1}) + 3 * Z_{i1} / (x_{T1} * 6 * Y_{i1});$$

$$Z_{eq(0)} = Z_{k0} + (Z_{E0} // Z_{U0} // Z_{220});$$

1.3- Calculer l'impédance transversale ($Z_3 = Z_k + \Delta Z$) selon le type de défaut, et ensuite la représentée par une matrice ;

$L_{cc(k)} = [1 \quad 0 ; 1/Z_3 \quad 1]$; en déduisant la matrice globale de liaison ;

$$S = L^{(12)} * L_{cc(k)} * L^{(11)} * X ; \text{ et } Z_{s(cc)} = B_{s(cc)} / Z_c ;$$

2- Tracer $P_{(cc)}$.

****- Après le défaut

1- Calculer l'impédance de transfert :

$$L = [1 + (Z * Y / 2) \quad Z ; (Y / 2) * (2 + (Z * Y / 2)) \quad 1 + (Z * Y / 2)] ;$$

$$S = L * X ; \text{ et } S = [A_{s(ap)} \quad B_{s(ap)} ; C_{s(ap)} \quad D_{s(ap)}] ; \text{ et } Z_{s(ap)} = B_{s(ap)} / Z_c ;$$

2- Tracer $P_{(ap)}$.

*****- calculer $\delta_{déb-max}$, et par une méthode itérative (ex ; R-K4) $t_{déb-max}$ équivalent et tracer $\delta(t)$.

Conclusion:

Dans ce travail nous avons recherché à analyser certains aspects spécifiques du comportement d'une liaison d'interconnexion, liées aux effets de distribution des paramètres du système et sous différentes perturbations.

A l'issue de ce travail et conformément au problème posé, on peut faire les conclusions suivantes:

1. Détermination des effets du niveau de tension et de configurations des phases sur les paramètres caractéristiques descriptifs du modèle de l'interconnexion;
2. La manipulation des flux de puissance réactive permet d'améliorer fortement et nettement les conditions de fonctionnement de la ligne. De ce fait, la distribution adéquate des compensateurs aussi série inductifs que capacitifs; en fonction des régimes et des différents éléments du réseau; permet indiscutablement, de réaliser la performance requise de la ligne,
3. En l'absence des moyens de contrôle et de protection, les régimes perturbés (courts circuits) ont un impact très négatif sur la stabilité du générateur;
4. Les modèles de la liaison déterminés le long de ce travail, permettent d'aller plus profondément dans les différentes analyses; aussi bien pour rechercher un contrôle adéquat de la tension en régime permanent que pour rechercher un contrôle de la stabilité suite aux perturbations fortes de la liaison; et avec cette spécificité de tenir compte des effets de répartition des paramètres.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- 1- ANICIMOVA N.D, VENIKOV V.A, EJKOV V.V, et autres, 'Exemple et calculs des régimes des lignes de transport ayant des systèmes de réglage automatique et de commande', Mosc, 1967,
- 2- MOVCEKOVA N.V, KHRAMOCNIVA A.M, 'Elaboration des systèmes électriques et équipements électriques', Mosc, 1981,
- 3- ALEXANDROV G.N, 'Transport de l'énergie électrique à courant alternatif', Mosc, 1981,
- 4- VENIKOV V.A, RIJOV Y.P, 'Transmission à grandes distances en courant alternatif et continu', Mosc, 1985,
- 5- FEDCHENKO V.G, 'Qualité de l'énergie dans les systèmes et moyens de sa réalisation', Mosc, Ed, Inst Energ, 1992,
- 6- JELESKO L.C, 'Compensation de la puissance réactive et amélioration de la qualité de l'énergie électrique', Mosc, 1985,
- 7- CLAUDINE BARBIER, YVES LOGEAY, HENRI PERSONZ, GERARD SANTUCCI, 'La tenue de tension et mode d'exploitation des condensateurs shunt', Revue générale de l'électricité, France, Juillet 1980,
- 8- JEAN-PAUL BARRET, GERARD PIOGER, PHILIPPE ESCLANGEAN, GUY SIMONNET, 'La tenue de tension du réseau du transport', Revue générale de l'électricité, France, Juillet 1980,
- 9- [1], [2], BENOIT DE METZ-NOBLAT, 'Analyse des réseaux triphasé en régimes perturbé à l'aide des composantes symétriques', Cahier technique Schneider Electric n°18, Décembre 2002,
- 10- GDANOV A.L, 'La stabilité des systèmes d'énergie électriques', Mosc, Energie, 1975,
- 11- FOUAD A.A, VITTAL V., KLEMANA W., STARRET S.K, LIN C.M, 'ANALYSIS of stressed interconnected power network EPRI', Report, mars 1994,
- 12- JAN MATCHOWSKI, JANUASZ W.BLALEK, JAMES R.BUMBY, 'Power system dynamics and stability', 1997,
- 13- ARTHUR R. BERGEN, VIJAY VITTAL, 'Power system analysis', Second Edition P-H, Inc, 2000,
- 14- MICHEL PAYS, MAURICE CHAROY, LUCIEN DESCHAMPS, ERIC DORISON, PIERRE GAUTHIER, J-PIERRE ISNARD, ALAIN PINET, 'Câbles de transport d'énergie', Technique d'ingénieur, Doc. D 4520,
- 15- GROSS C.A, HASKEW T.A, GRIGSBY L.L, ANDREW HANSON, 'POWER system analysis and simulation', CRC Press LLC, 2001,

A mes chers parents

Avant propos

*Il m'est agréable de remercier monsieur **K. Bounaya (M.C)** qui bien voulu guider et orienter ce travail en faisant profiter de sa large expérience qui m'a été bénéfique. Et j'espère qu'il trouve ici l'expression de ma profonde gratitude.*

*Je remercie vivement **Mr Mrd. S. Mimoune** pour l'honneur qu'il me fait en présidant cette commission d'examen, et pour sa bienveillance et son soutien permanent.*

*Mes remerciements vont également aux **Mr H. Labar (M. C), Mr A. Aboubou (Dr)**, qu'ils me font en acceptant d'examiner mon travail et de faire partie du jury de soutenance.*

*Je tiens à remercier **Mr K. Srairi , Mr S. Zouzou** pour leurs esprits coopératifs et l'aide qu'il m'ont apportés.*

*J'exprime toutes mes connaissances à **Mr E. Ennaimi**, pour son aide précieuse.*

Mes remerciements vont également à toutes les personnes qui m'ont soutenu au cours de mes études.

TABLE DES MATIERES

TABLE DES MATIERES

INTRODUCTION ET PROBLEMATIQUE	1
Problématique	2
Introduction	3

PREMIER CHAPITRE :

TRAITEMENT DES DONNEES ET DESCRIPTION

ANALYTIQUE,	5
1.1 Description du modèle	6
1.2 Détermination des paramètres de la ligne	9
1.3 Modèles mathématiques de la ligne électrique	12
1.3.1 Introduction de l'élément compensateur	15
1.3.2 Introduction de l'ensemble générateur - transformateur	27
1.4 L'effet du réglage du générateur	29

DEUXIEME CHAPITRE :

ANALYSE DES REGIMES DE LA LIGNE,

ANALYSE DES REGIMES DE LA LIGNE,	34
2.1 Régime en l'absence de compensation	35
2.1.1 Distribution de la tension	35
2.1.2 Distribution de la puissance réactive	39
2.2 Régime en présence d'une compensation aux bornes de la charge	43
2.3 Compensation répartie entre deux lieux	49
2.3.1 Procédure d'analyse	49
2.3.2 Résultats et interprétations	58

TROISIEME CHAPITRE :

IMPACTS DES COURTS CIRCUITS ASYMETRIQUES

SUR LA STABILITE D'UN GENERATEUR	60
3.1 Impédance de transfert	61

3.2	Modèle matricielle de liaison	64
3.2.1	Modèle avant de défaut	64
3.2.2	Modèle en défaut	68
3.2.3	Modèle après le défaut	82
3.3.	Effet sur la stabilité du générateur	83
3.3.1.	Simplification et comparaison des impédances du du transfert	88
3.3.2.	Influence de la distance du point de défaut ...	95
	CONCLUSION	100
	REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUE	102
	ANNEXES	104
	Annexe n°1.....	105
	Annexe n°2.....	106