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 entres ces deux nœuds. Sous sa forme la plus simplifiée, et pour une ligne sans pertes cette fonction s'éxprime,

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

La variation de la tension provoquée par celle de la charge, induit une variaion de la puissance fournie par le générateur. De même, le changement de la structure de la liaison qui s'éxprime par la variation de la réactance, implique un changement de la caratéristique 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,

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

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

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

3.1. Impédance de transfert :

L'immpédance de transfert Z_T (ou Z_{12}) est définie par l'impédance mutuèlle 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'éxtremité (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'éxtrémité 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**=400kv**, la réactance élémentaire (linéique) de la ligne x_0**=0.144pu**, l'impédance caractéristique Z_c**=136.68**, la réantance de transformateur $x_{(T)}$**=0.128pu**, et une charge $S_{sys}=S_2=(P_s+jQ_s)$ **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 progréssive, 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 considere un défaut à l'éxtremité et un autre en son milieu. En appliquant la relation entre le modèle du quadripôle et celui de schéma en Π, on peut détermimer la matrice globale du systeme, ainsi que son impédance de transfert.

Les courts circuits peuvent être de type symétrique où asymétrique. Dans ce deuxième cas, il 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 dependent des régimes de neutre du réseau considéré et des grouppages 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'addmittance 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 succésifs suivants, en négligant la période subtransitoire à cause de sa courte durée ;

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

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

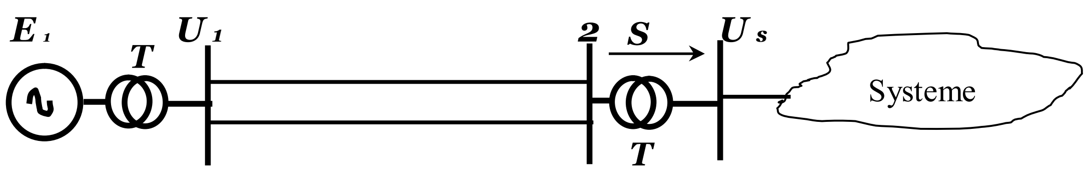


Fig.3.1. Schéma de principe de la liaison.

3.2 Modeles matricièls de la liaison :

3.2.1 Avant le défaut :

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

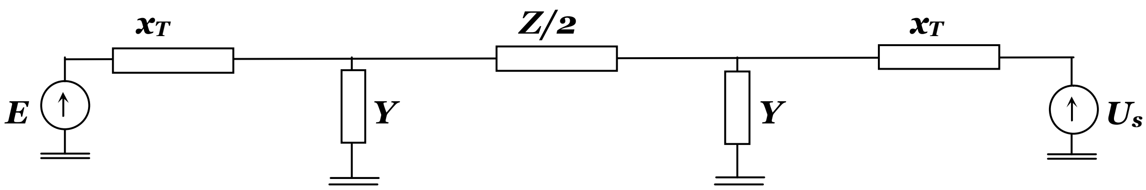


Fig.3.2. Modèle en régime normal.

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

$$\begin{aligned} G &= [1 \quad 0 \; ; \; j.x_G \quad 1] \; ; \\ T &= [1 \quad 0 \; ; \; j.x_T \quad 1] \; ; \\ L_{(\ell/2)} &= [A_{(\ell/2)}{}^{*} \quad B_{(\ell/2)}{}^{*} \; ; \; C_{(\ell/2)}{}^{*} \quad D_{(\ell/2)}{}^{*}] \; ; \end{aligned} \tag{3.3}$$

Où,

$$A_{(\ell/2)} = \cos(\alpha_o \ell)$$

$$B_{(\ell/2)} = j.\frac{Z_c}{2}.\sin(\alpha_o \ell)$$

$$C_{(\ell/2)} = j.\frac{2}{Z_c}.\sin(\alpha_o \ell)$$

$$D_{(\ell/2)} = \cos(\alpha_o \ell)$$

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

$$S = G \times L \times T. \qquad (3.4)$$

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

$$S_{av} = \begin{vmatrix} A_{av} & B_{av} \\ C_{av} & D_{av} \end{vmatrix},$$

où,

$$A_{av}^{*} = A_{(\ell/2)}^{*} - 2.x_G^{*}.A_{(\ell/2)}^{*}.tg(\alpha_o.\ell).$$

$$B_{av}^{*} = (1 - 4.x_G^{*}.x_T^{*}).B_{(\ell/2)}^{*} + 2.(x_G^{*} + x_T^{*}).B_{(\ell/2)}^{*}.cotg(\alpha_o.\ell)$$

$$C_{av}^{*} = C_{(\ell/2)}^{*}$$

$$D_{av}^{*} = D_{(\ell/2)}^{*} - 2.x_T^{*}.D_{(\ell/2)}^{*}.tg(\alpha_o.\ell) \qquad (3.4')$$

Toutes ces grandeurs sont réduites aux unités relatives; $x_G^{*} = x_G / Z_c$, $x_T^{*} = x_T / Z_c$, et $A_{av}^{*} = A_{av}$, $B_{av}^{*} = B_{av} / Z_c$, $C_{av}^{*} = C_{av} \times Z_c$, et $D_{av}^{*} = D_{av}$.
Ainsi, l'impédance de transfert s'exprime,

$$Z_{Tav}^{*} = \frac{Z_{Tav}}{Z_c} = B_{av}^{*}$$

$$Z_{Tav}^{*} = jx_{Tav}^{*}$$

$$x_{Tav}^{*} = (1 - 4.x_G^{*}.x_T^{*}).Z_{(\ell/2)}^{*} + 2.(x_G^{*} + x_T^{*}).Z_{(\ell/2)}^{*}.cotg(\alpha_o.\ell) \qquad (3.5)$$

Modèle 1

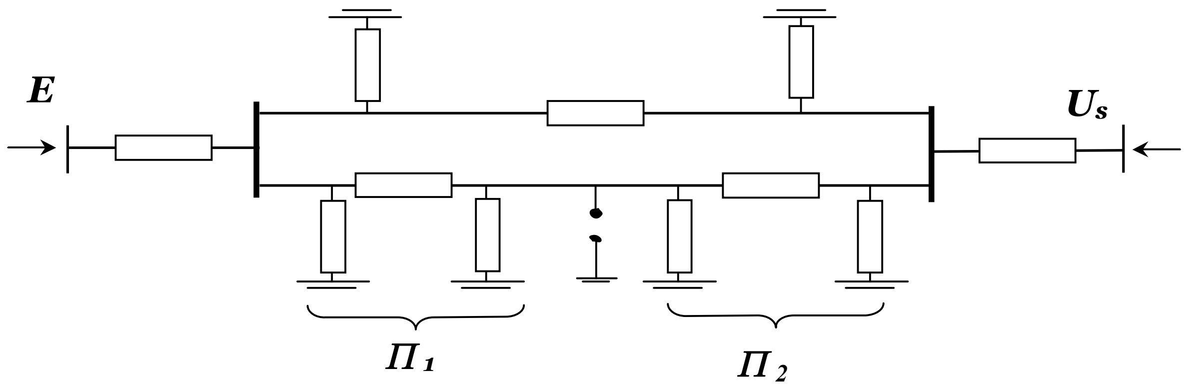
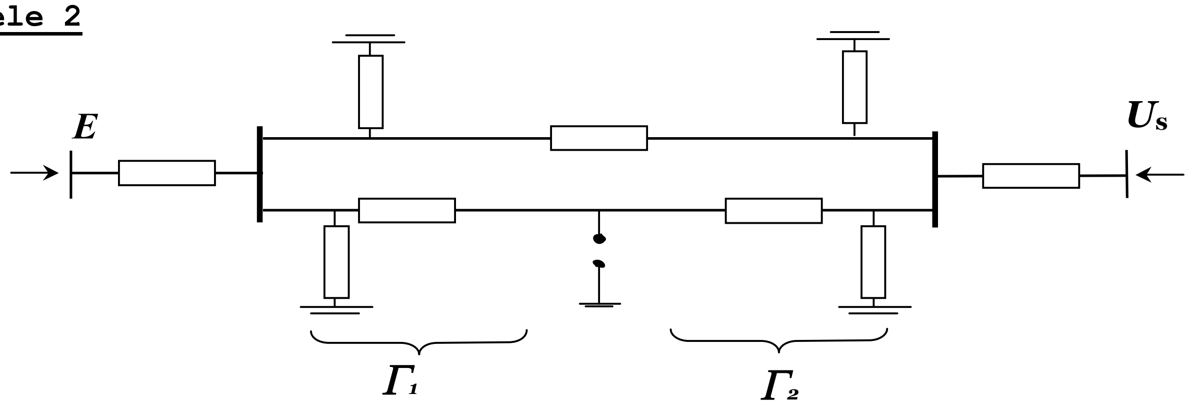


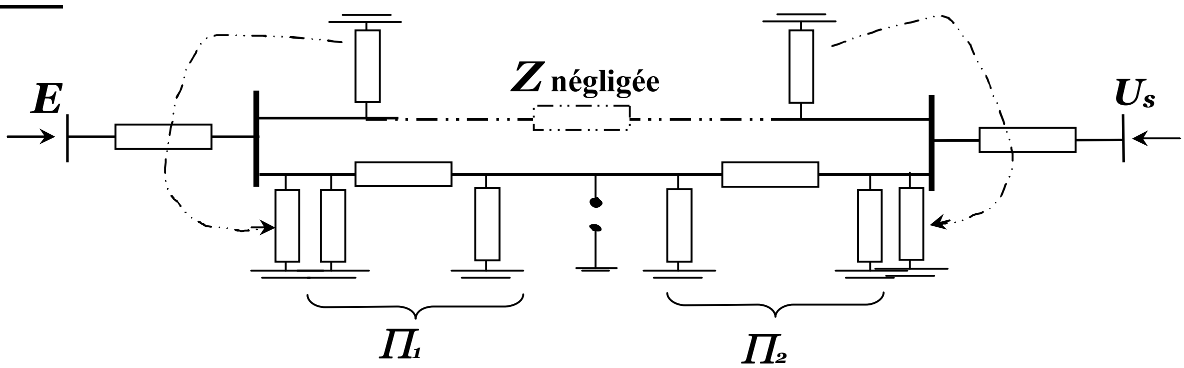
Fig.3.3. Modèle de la liaison en défaut

Modèle 2



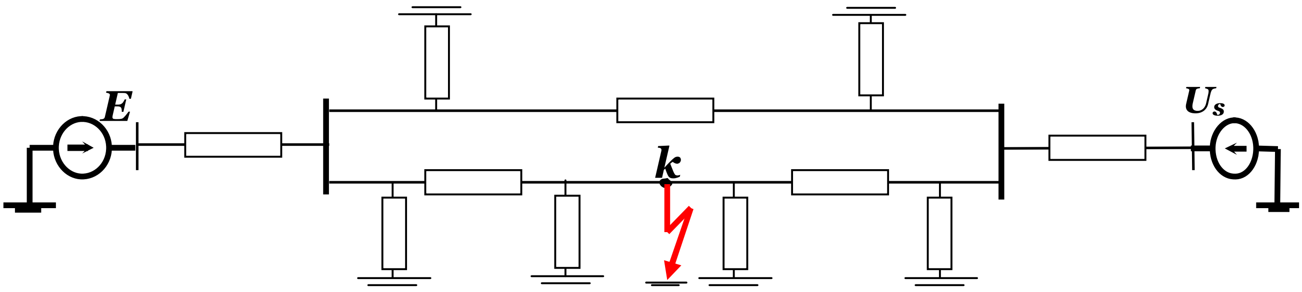
a)

Modèle 3

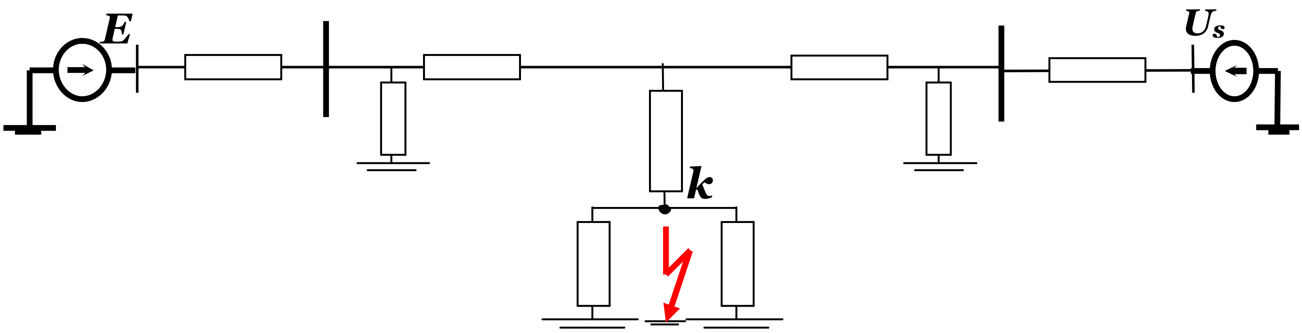


b)

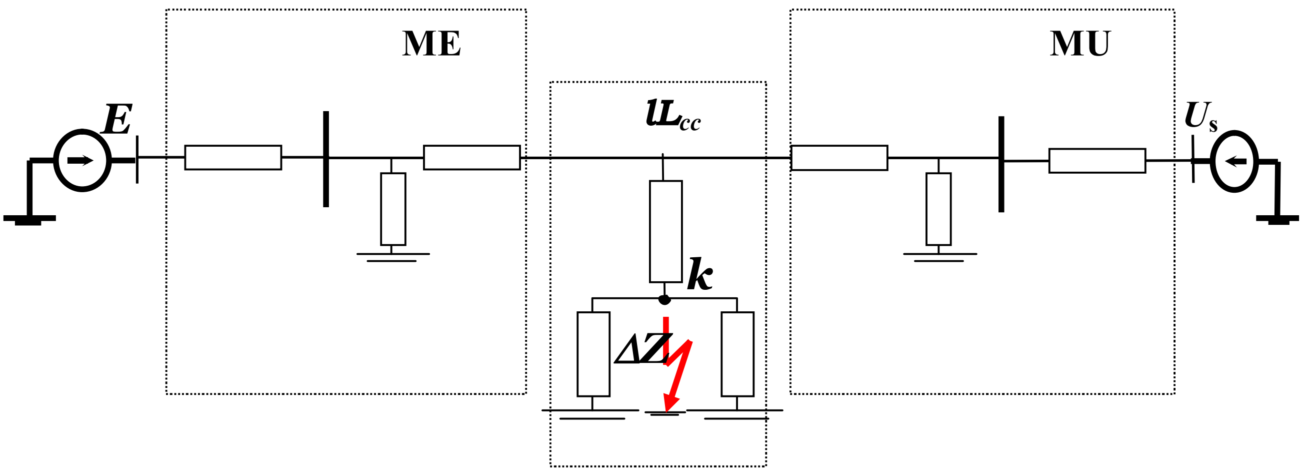
Fig.3.4. Modèles simplifiés de la liaison en défaut



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 IL_{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 **Fig3.6.** et permet d'écrire,

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

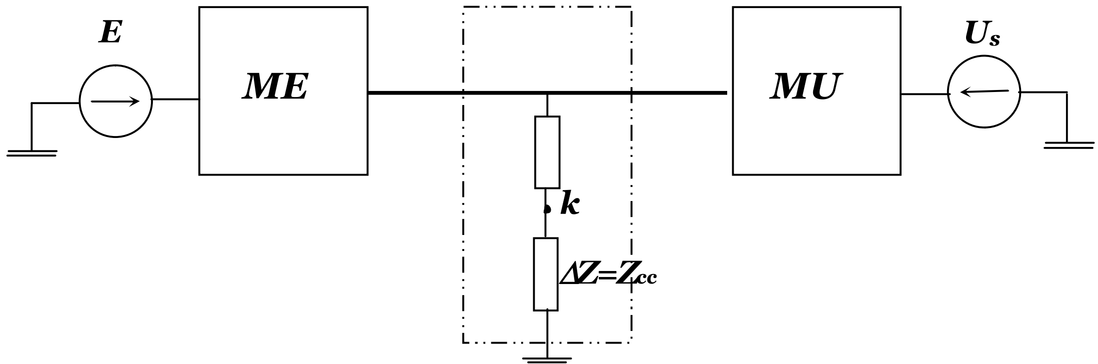


Fig.3.6. Modèle de défaut triphasé symétrique

où, $\Delta Z = Z_{cc}$ - impédance dans le court circuit du schéma complexe équivalent de la phase de référence relative au poin 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 régle générale, représentés par leurs composantes directes, inverses et homopolaires auxquelles corespondent 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 hompolaires et du type de défaut. Ainsi, par exemple, pour les courts circuits biphasés non à la terre, à la terre et le court ciruit 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 $\boldsymbol{\iota L}_{cc}$ 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 matrice $\mathbf{ME_i}$, et $\mathbf{MU_i}$ ne changent pas. Dans la matrice $\boldsymbol{\iota L}_{cc}$, les deux admittances parallèles s'annullent. 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 circuit de fuites ($\frac{Y}{2}$, et $\frac{Y}{2}$), les trois matrices changent. La matrice $\boldsymbol{\iota L}_{cc}$ sera déterminée uniquement par ΔZ, l'impédance serie étant nulle.

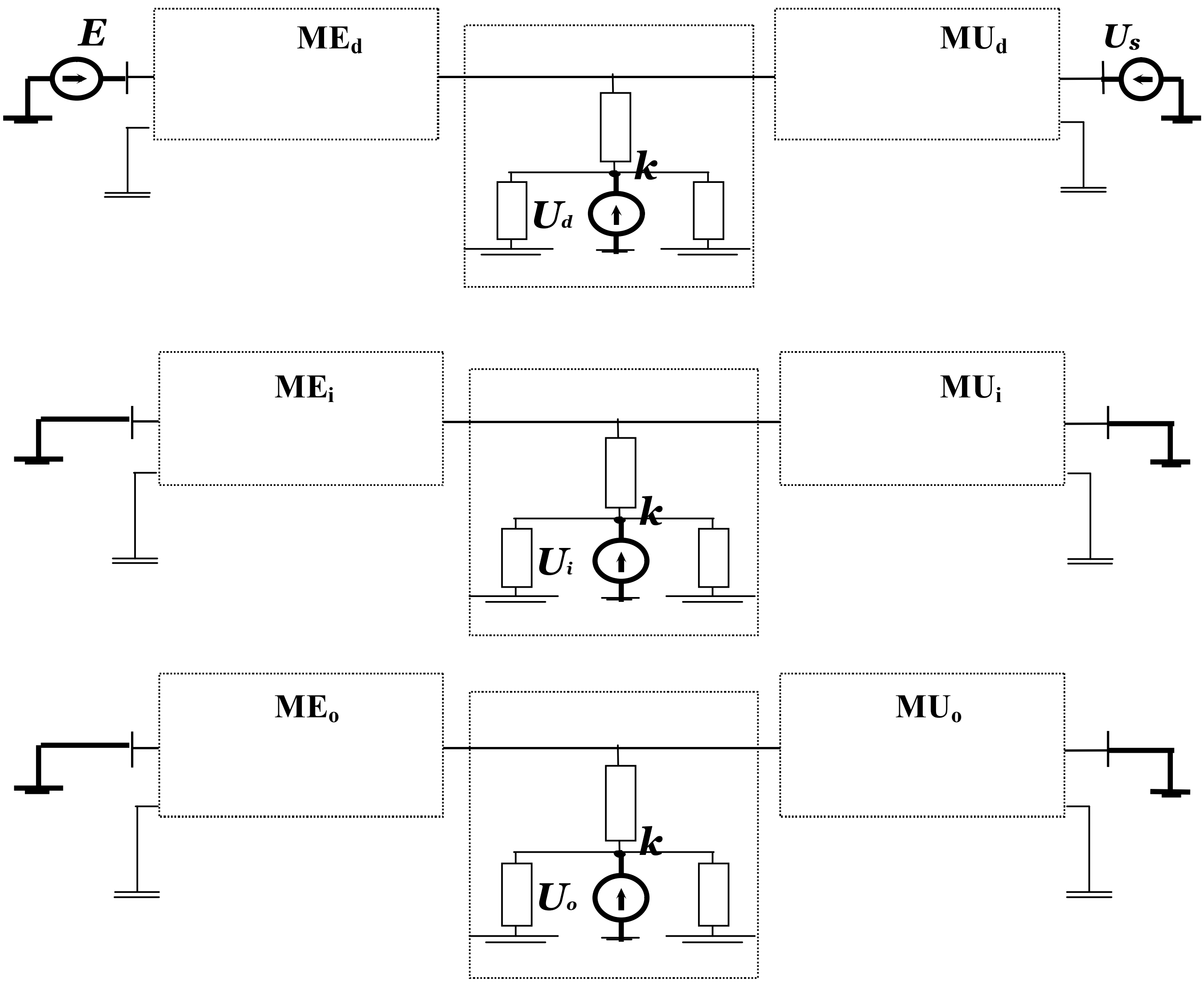


Fig.3.7. Schéma équivalents des composantes symétriques

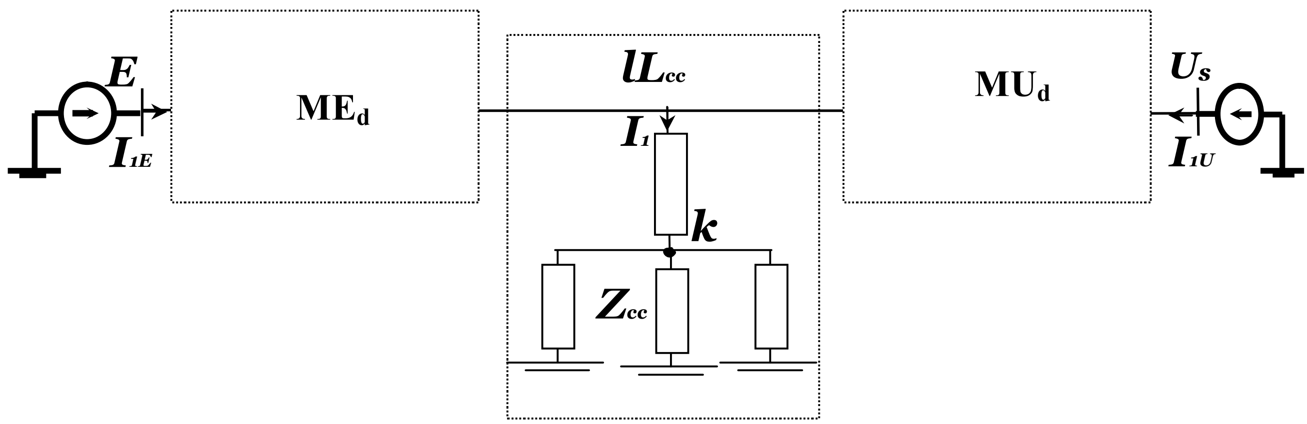
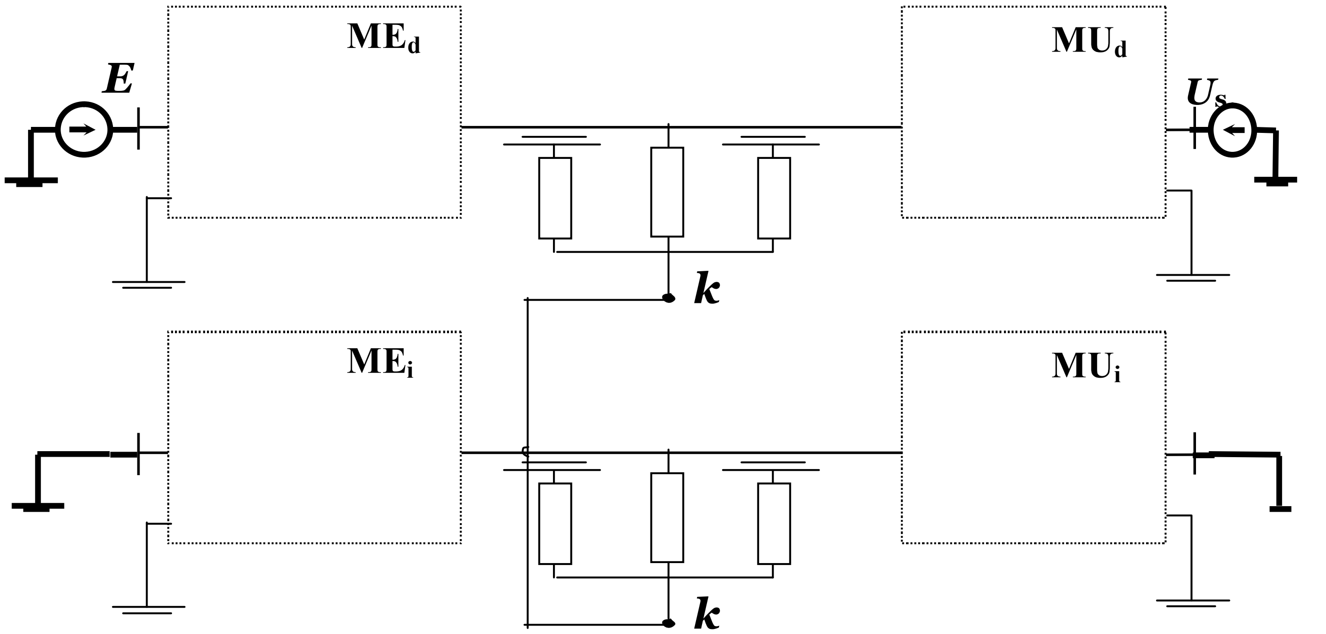
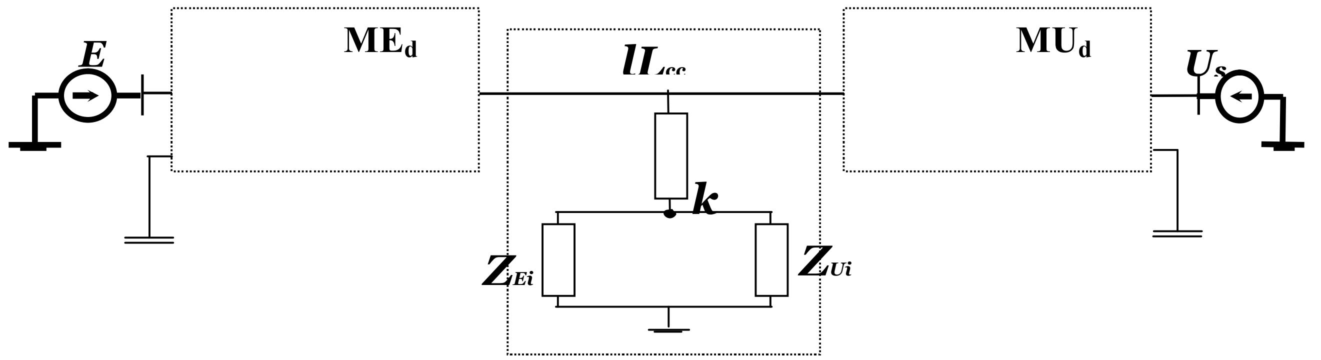


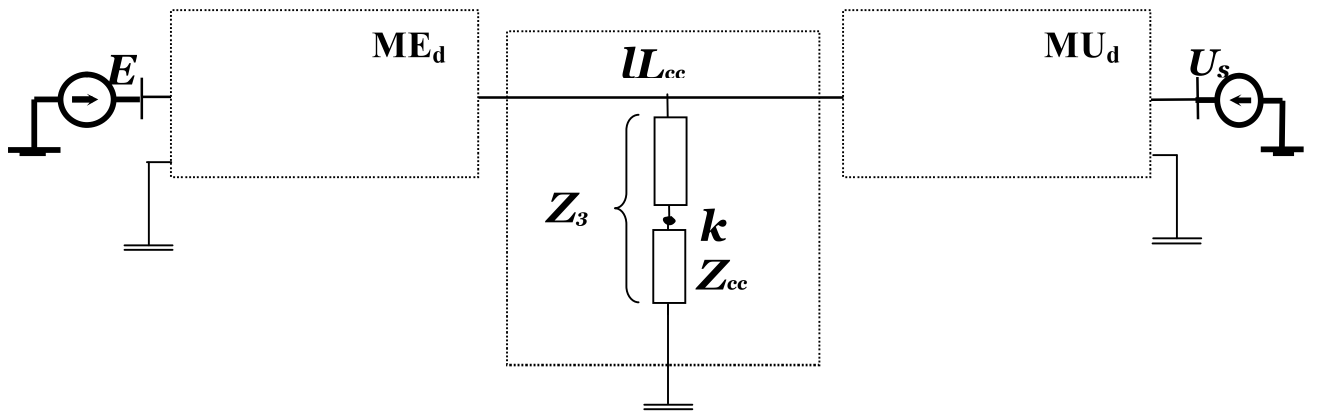
Fig.3.8 . Schéma équivalent complexe de la phase de référence



a./.

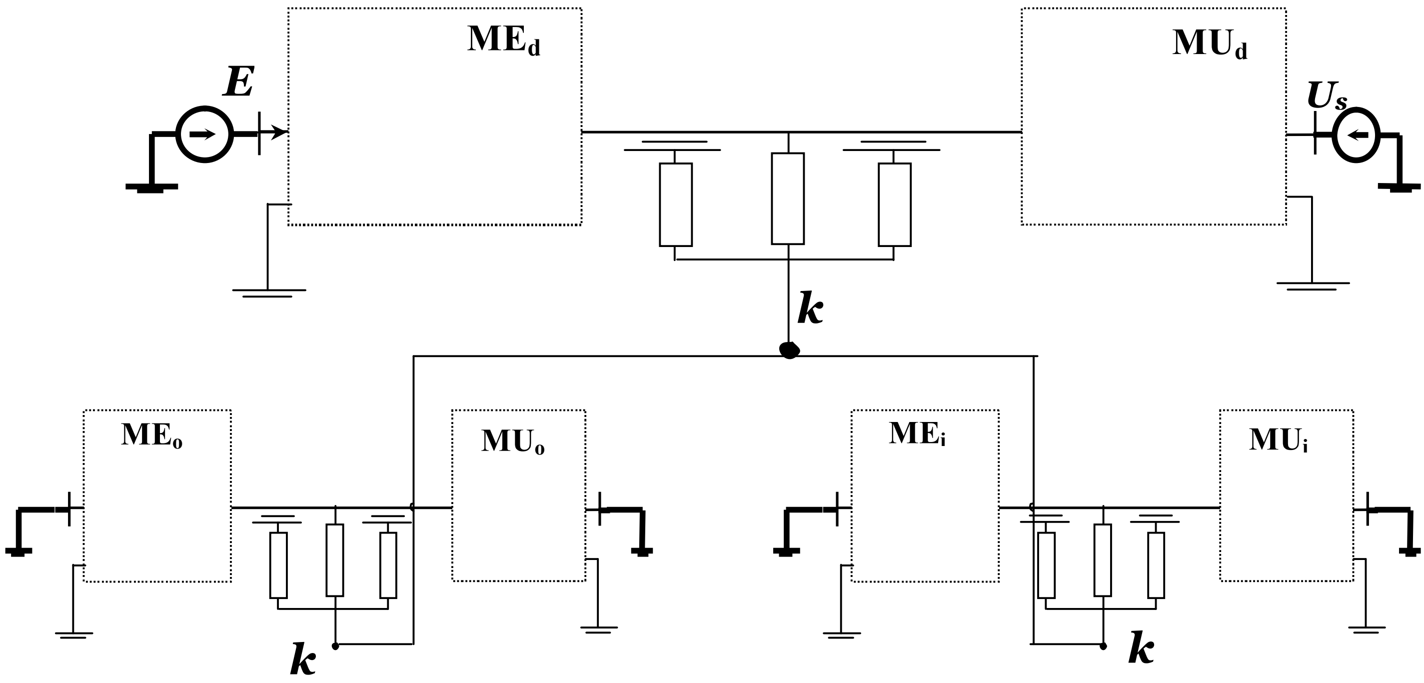


b./.

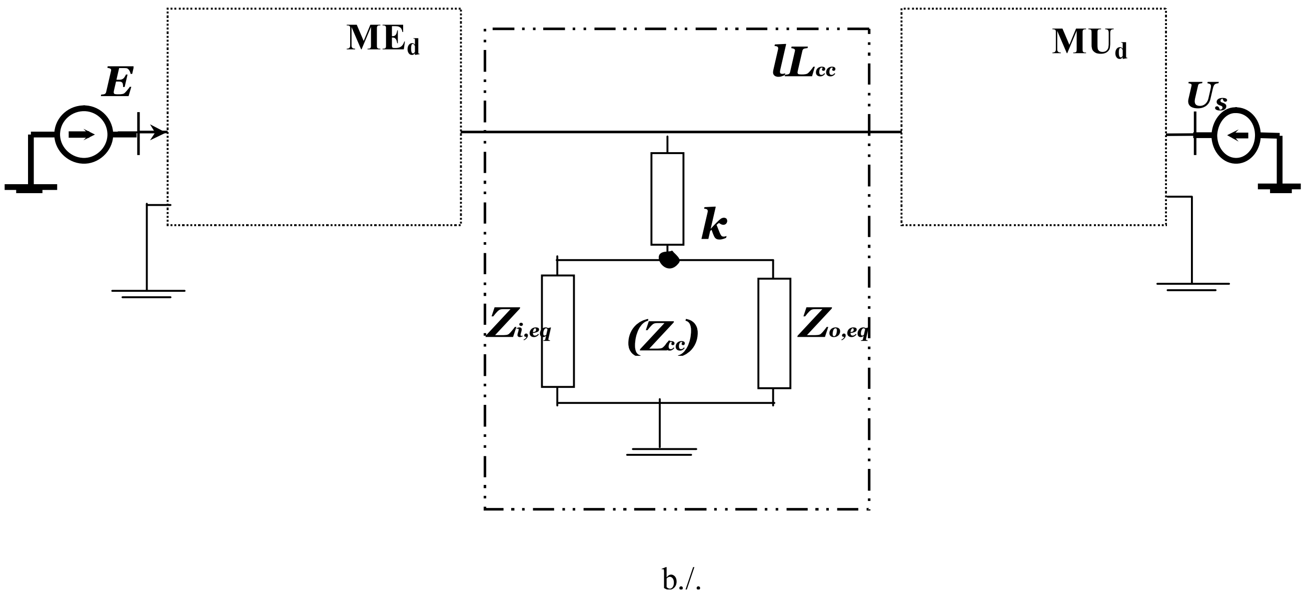


c./.

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

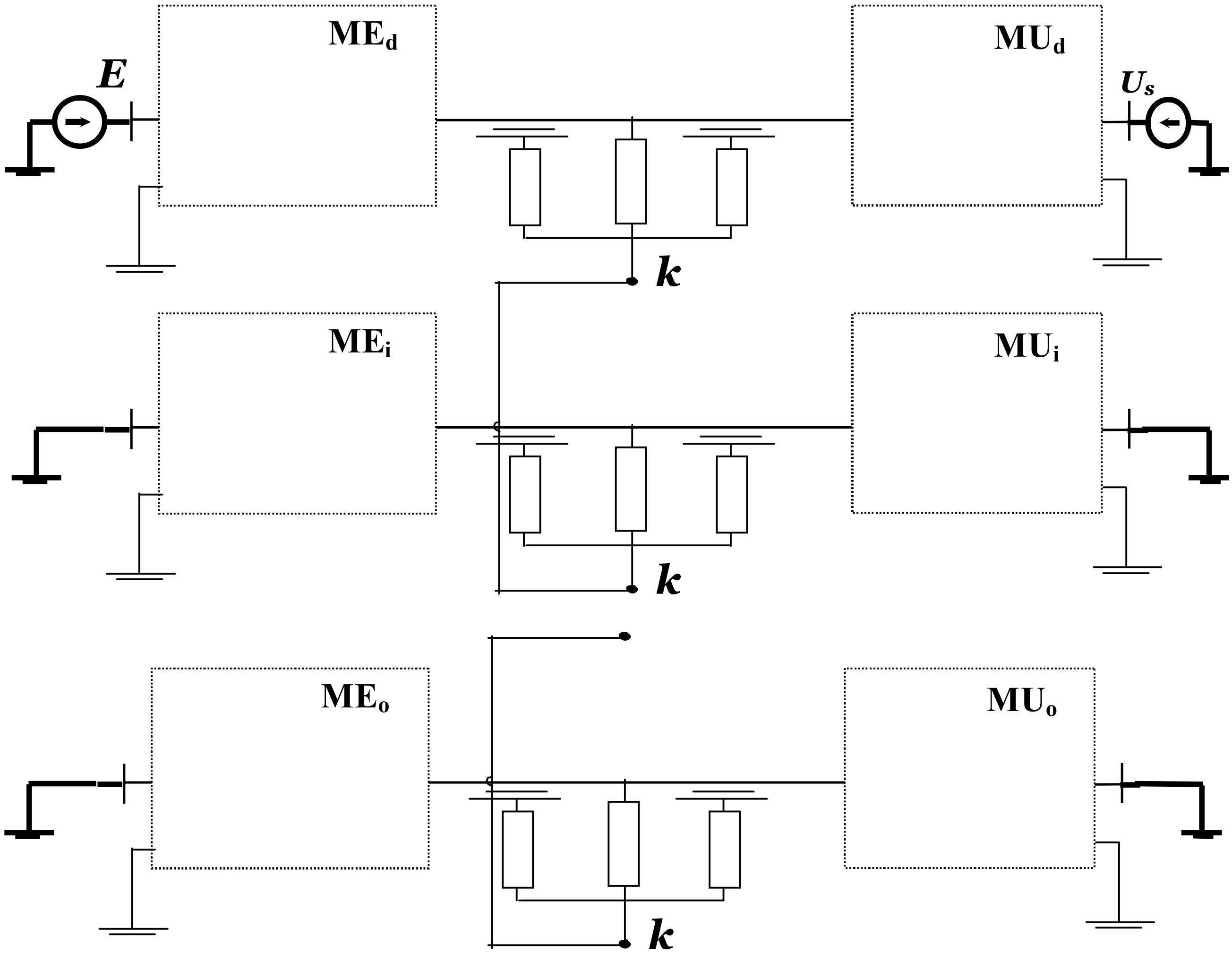


a./.

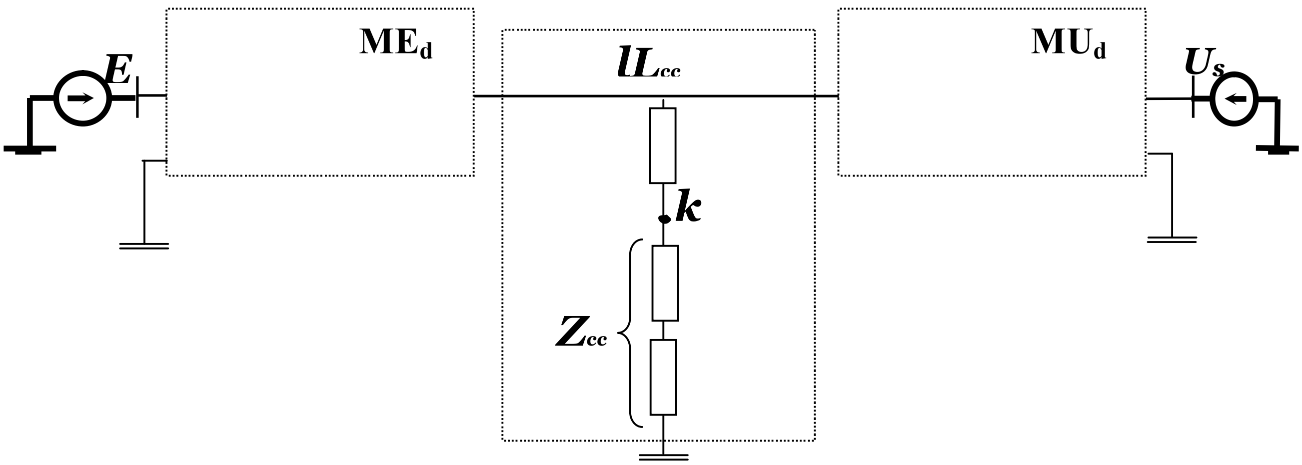


b./.

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



a./

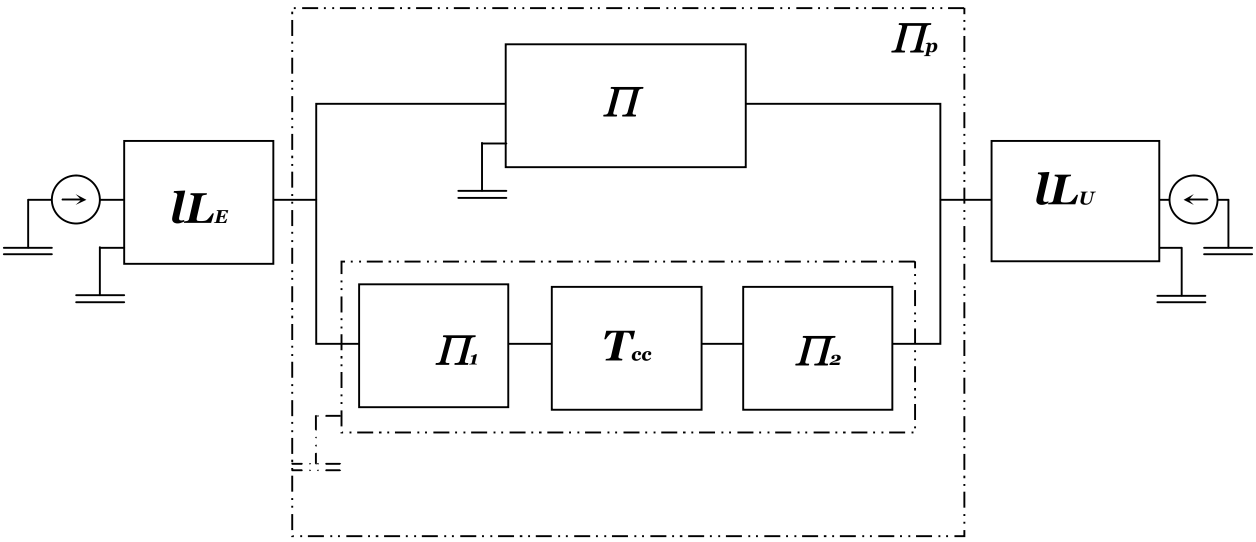


b./.

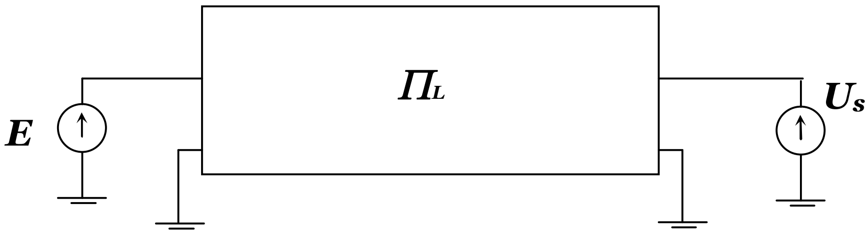
Fig.3.11. Modele de court circuit monophasé ; $Z_{cc}=Z_{i,eq}+Z_{o,eq}$

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 lL_{cc} . Ainsi la liaison en défaut peut être représentée par la matrice Π_L de liaison, laquelle s'éxprime.

$$\Pi_L = lL_E \cdot \Pi_p \cdot lL_U \quad (3.7)$$



a./.



b./.

Fig.3.12 . Représentation matricièlle de la liaison.

Avec,

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

et,

$$\Pi_s = \Pi_1 . T_{cc} . \Pi_2 . \qquad (3.8)$$

- **Conversion en matrice équivalente :**

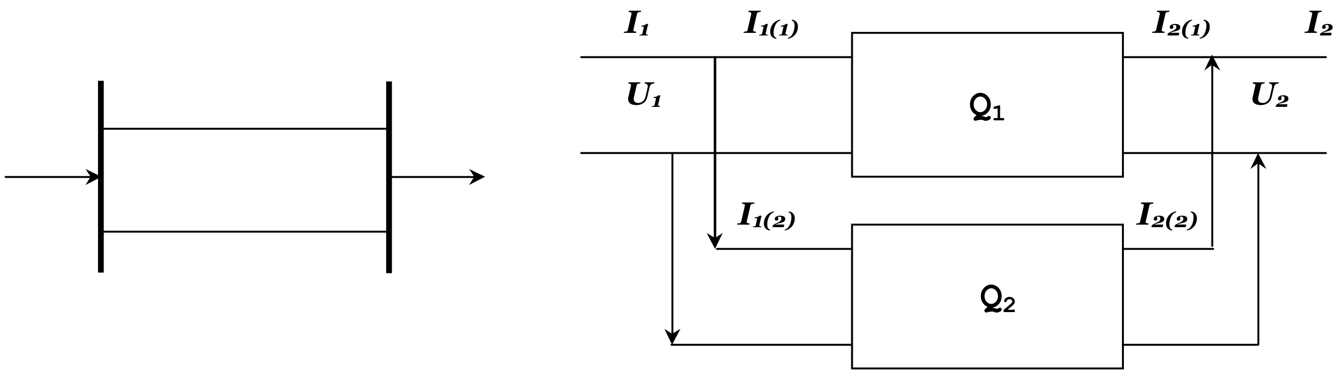


Fig.3. 13. Conversion équivalente.

Les deux quadripôles sont représentés comme suit,

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

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

$$I_1 = I_{1(1)} + I_{1(2)}.$$

$$I_2 = I_{2(1)} + I_{2(2)}. \qquad (3.)$$

l'expréssion **(3.)** donne,

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

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

$$I_{2(1)}=\frac{U_1-A_1U_2}{B_1},\qquad I_{2(2)}=\frac{U_1-A_2U_2}{B_2}. \qquad \textbf{(5.)}$$

L'expréssion **(4.)** prend, alors, la forme,

$$I_1=\left(C_1+C_2-\frac{D_1A_1}{B_1}-\frac{D_2A_2}{B_2}\right)U_2+\left(\frac{D_1B_2+D_2B_1}{B_1B_2}\right)U_1.$$

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

$$U_1=\frac{A_1B_2+A_2B_1}{B_1+B_2}U_2+\frac{B_1B_2}{B_1+B_2}I_2$$

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

$$I_1=\frac{(C_1+C_2)(B_1+B_2)-(A_1-A_2)(D_1-D_2)}{B_1+B_2}U_2+\frac{D_1B_2+D_2B_1}{B_1+B_2}I_2$$

or,

$$U_1=AU_2+BI_2$$

$$I_1=CU_2+DI_2$$

d'où,

$$A=\frac{A_1B_2+A_2B_1}{B_1+B_2}$$

$$B=\frac{B_1B_2}{B_1+B_2}$$

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

$$D=\frac{D_1B_2+D_2B_1}{B_1+B_2}$$

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 $B=\frac{B_1}{2}=\frac{B_2}{2}$.

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 determine l'impédance de liaison. Cette dernière permèttra 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,

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

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

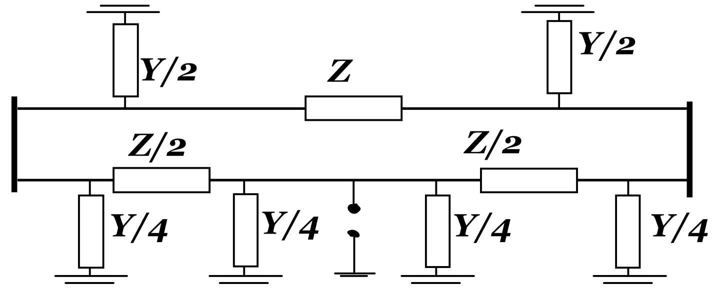
i -indique le lieu de défaut, ($i=1$ -défaut coté générateur , $i=2$ -un défaut côté charge).

j -indique le type de défaut.

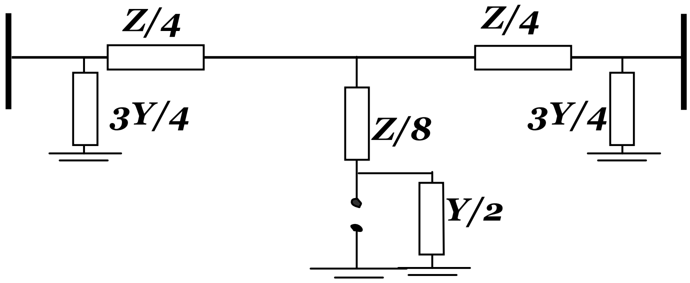
Pour un court circuit au milieu de la ligne, la simplification du schéma de réseau donne les schémas équivalents de la **Fig.3.14.** Le système peut être, donc, représenté par la matrice globale de transmission ci-dessous ;

$$S_{cc(1/2,j)}=G.lL_{(\ell/2)}.lL_{cc(1/2,j)}.lL_{(\ell/2)}.T \qquad (3.10)$$

Transformation des lignes parallèles :



(a)



(b)

Schéma dirècte :

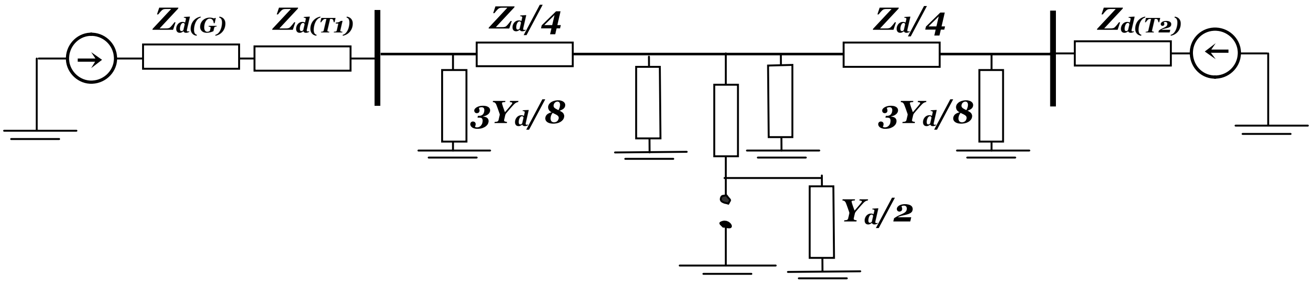


Schéma inverse :

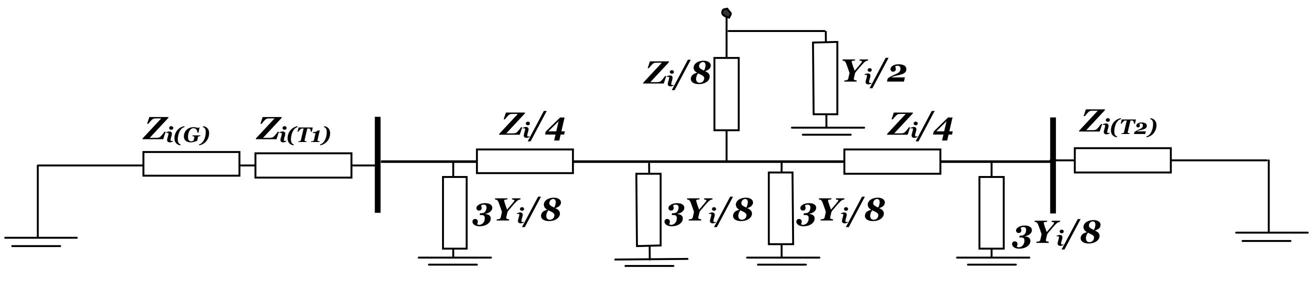


Schéma homopolaire :

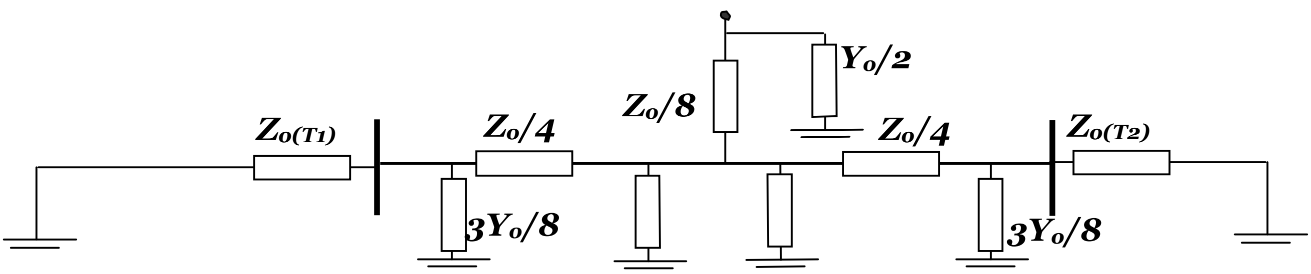


Fig.3.14. Schéma simplifié pour un défaut au milieu de la ligne

$$= \begin{vmatrix} A_{cc(1/2,j)} & B_{cc(1/2,j)} \\ C_{cc(1/2,j)} & D_{cc(1/2,j)} \end{vmatrix},$$

où, la matrice $ll_{(\ell/2)}$ 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.

$$lL_{(\ell/2)} = \begin{vmatrix} (1+\frac{Z_1 Y_1}{2}) & Z_1 \\ \frac{Y_1}{2}(2+\frac{Z_1 Y_1}{2}) & (1+\frac{Z_1 Y_1}{2}) \end{vmatrix}, \qquad (3.11)$$

et,

$$lL_{cc(1/2,j)} = \begin{vmatrix} 1 & 0 \\ \frac{1}{Z_3} & 1 \end{vmatrix}, \qquad (3.12)$$

Dans ce cas,

$$Z_3 = \frac{Z}{8} + (\Delta Z // \frac{2}{Y}), \qquad (3.13)$$

avec,

$$Z_1 = \frac{Z}{4}, \; Y_1 = \frac{3Y}{4}$$

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

$$Z_a = Z_G + \frac{Z}{4} = jx_G + j\frac{Z_c}{4}.\sin(\alpha_o \ell)$$

$$Z_b = Z_T + \frac{Z}{4} = jx_T + j\frac{Z_c}{4}.\sin(\alpha_o \ell)$$

$$Z_3 = \Delta Z + \frac{Z}{8} = jx_{cc} + j\frac{Z_c}{8}.\sin(\alpha_o \ell) \qquad (3.14)$$

Les impédances Z_a, Z_b dépendent du lieu de défaut, mais ΔZ 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,

$$Z_{i,eq} = \frac{Z_{a,i} \times Z_{b,i}}{Z_{a,i} + Z_{b,i}} + \frac{Z_i}{8}$$

$$Z_{o,eq} = \frac{Z_{a,o} \times Z_{b,o}}{Z_{a,o} + Z_{b,o}} + \frac{Z_o}{8} \qquad (3.15)$$

Ce qui permet d'obtenir,

$$Z_T = Z_a + Z_b + \frac{Z_a \times Z_b}{Z_3}. \qquad (3.16)$$

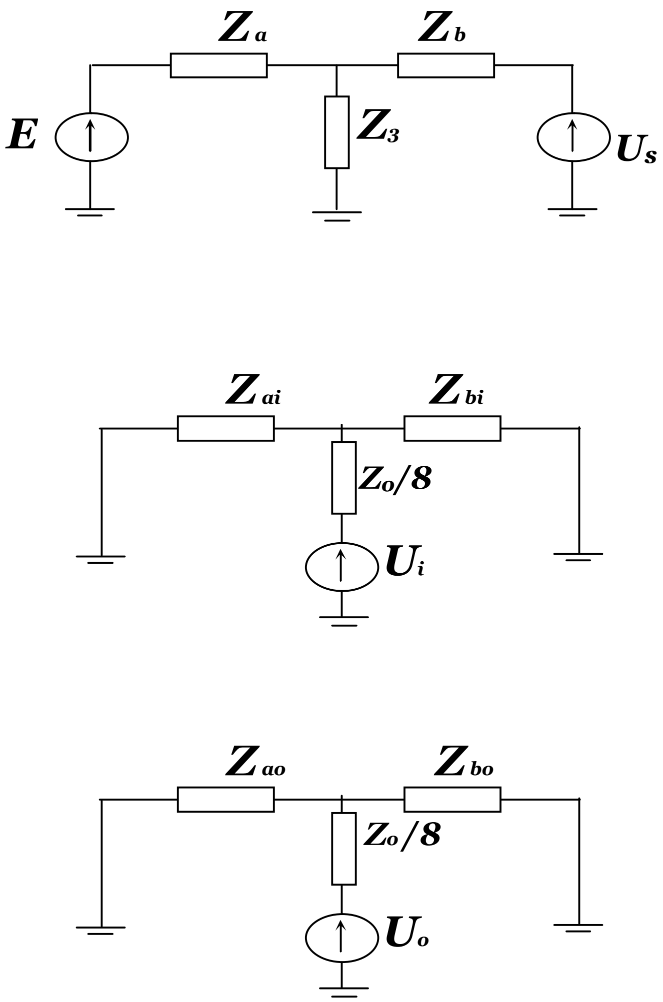


Fig.3.13. Schéma descriptif de la liaison (pour ***Y*=0**).

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
$\Delta Z = Z_{cc}$	$Z_{cc} = 0$	$Z_{cc} = \dfrac{Z_{i,eq} \times Z_{o,eq}}{Z_{i,eq} + Z_{o,eq}}$	$Z_{cc} = Z_{i,eq}$	$Z_{cc} = Z_{o,eq} + Z_{i,eq}$

3.2.3 Après le défaut :

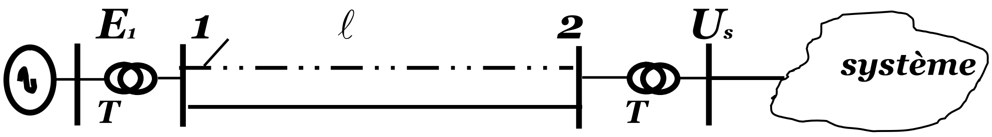


Fig.3. 15. Modèle d'analyse après défaut.

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

$$
\begin{aligned}
A_{(\ell)} &= \cos(\alpha_o \ell) \\
B_{(\ell)} &= j.Z_c.\sin(\alpha_o \ell) \\
C_{(\ell)} &= j.\frac{1}{Z_c}.\sin(\alpha_o \ell) \\
D_{(\ell)} &= \cos(\alpha_o \ell)
\end{aligned}
\qquad (3.17)
$$

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

$$A_{ap}^{*}=A_{(\ell)}^{*}-x_{G}^{*}.A_{(\ell)}^{*}.tg(\alpha_{o}.\ell)\ .$$

$$Z_{Tap}^{*}=B_{ap}^{*}=(1-x_{G}^{*}.x_{T}^{*}).B_{(\ell)}^{*}+(x_{G}^{*}+x_{T}^{*}).B_{(\ell)}^{*}.ctg(\alpha_{o}.\ell)$$

$$C_{ap}^{*}=C_{(\ell)}^{*}$$

$$D_{ap}^{*}=D_{(\ell)}^{*}-x_{T}^{*}.D_{(\ell)}^{*}.tg(\alpha_{o}.\ell) \qquad (3.18)$$

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 formulle,

$$\dot{U}_{1} = cos(a) + Q_{2}sin(a) + jP_{2}sin(a) \qquad (3.19)$$

ou, a-le facteur de phase de propagation de l'onde électromagnétique. (voir chap n°1), $P_{2}=P_{s}$ la puissance active fournie par le générateur, $Q_{2}=Q_{s}$- la puissance réactive au bout de la ligne.

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

$$\dot{U}_{1} = U_{2}\times(cos(a) + \frac{Z_{c}}{U_{2}^{2}}.Q_{2}sin(a) + j.\frac{Z_{c}}{U_{2}^{2}}.P_{2}sin(a))$$

ou bien,

$$\dot{U}_{1} = U_{2}\times(cos(\sqrt{b_{o}x_{o}}\ell) + \frac{Q_{2}}{U_{2}^{2}}.x_{o}.\ell.\ \frac{sin\sqrt{b_{o}x_{o}}\ell}{\sqrt{b_{o}x_{o}}\ell} + j.\frac{P_{2}}{U_{2}^{2}}.x_{o}.\ell.\ \frac{sin\sqrt{b_{o}x_{o}}\ell}{\sqrt{b_{o}x_{o}}\ell})$$

si b_o tend vers zéro, alors,

$$\dot{U}_1 = U_2 \times \left(1 + \frac{Q_2}{U_2^2}.x_o.\ell. + j.\frac{P_2}{U_2^2}.x_o.\ell\right)$$

Mais les puissances doivent être exprimées par rapport à P_c,

$$\dot{U}_1^* = 1 + \frac{Z_c}{Z_c}\,\frac{Q_2}{U_2^2}.x_o.\ell. + j.\frac{Z_c}{Z_c}\,\frac{P_2}{U_2^2}.x_o.\ell)$$

ce qui donne,

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

et,

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

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,

$$M.\frac{d^2\delta}{dt^2} = P_{acc}$$
$$P_{acc} = P_o - P_M.\sin\delta - P_a \qquad (3.21)$$

où, P_o - puissance mécanique de la turbine, $P_M.\sin\delta$ - puissance électrique d'amplitude P_M de la machine, P_a -puissance d'amortissement des masses tournantes (negligeable), M - moment d'énertie 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 reserve k_r admissible,

$$
\begin{aligned}
&P_{2,Max}^{*} < \frac{k_u}{\sin\alpha_o \ell} \\
&k_r = \frac{P_{2,Max} - P_o}{P_o} \times 100 \leq k_{r,ad}
\end{aligned}
\qquad (3.22)
$$

La stabilité de la machine dépend de sa réserve en énergie (marge de stabilité), qui peut être évaluée,essentièllement, 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 énergitique, impliqués par les différents défauts sera insuffisante (voire nulle). Il est donc necessaire 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 energie 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'éffectue 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.

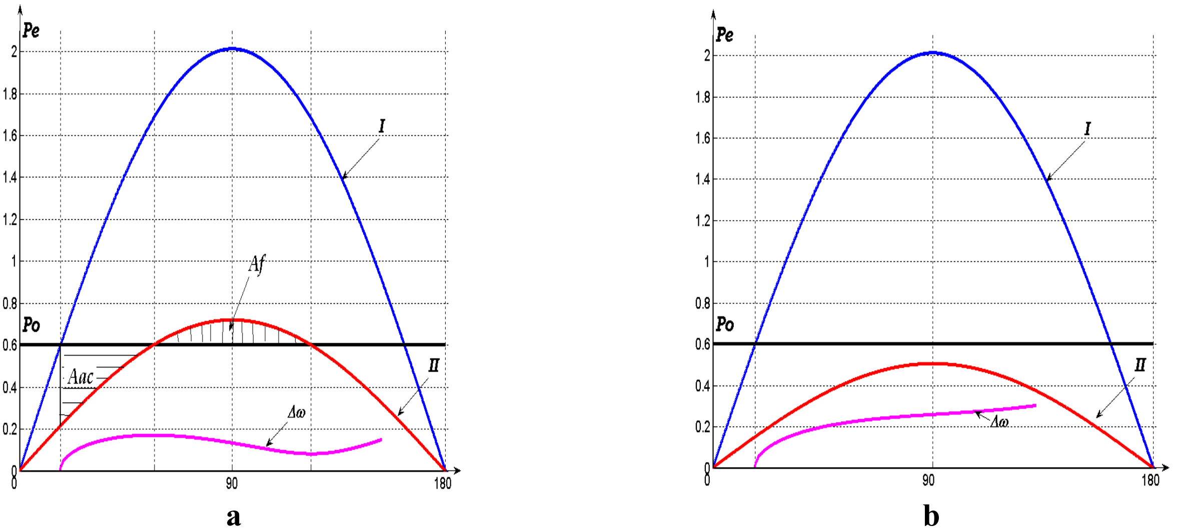


Fig.3.16 .

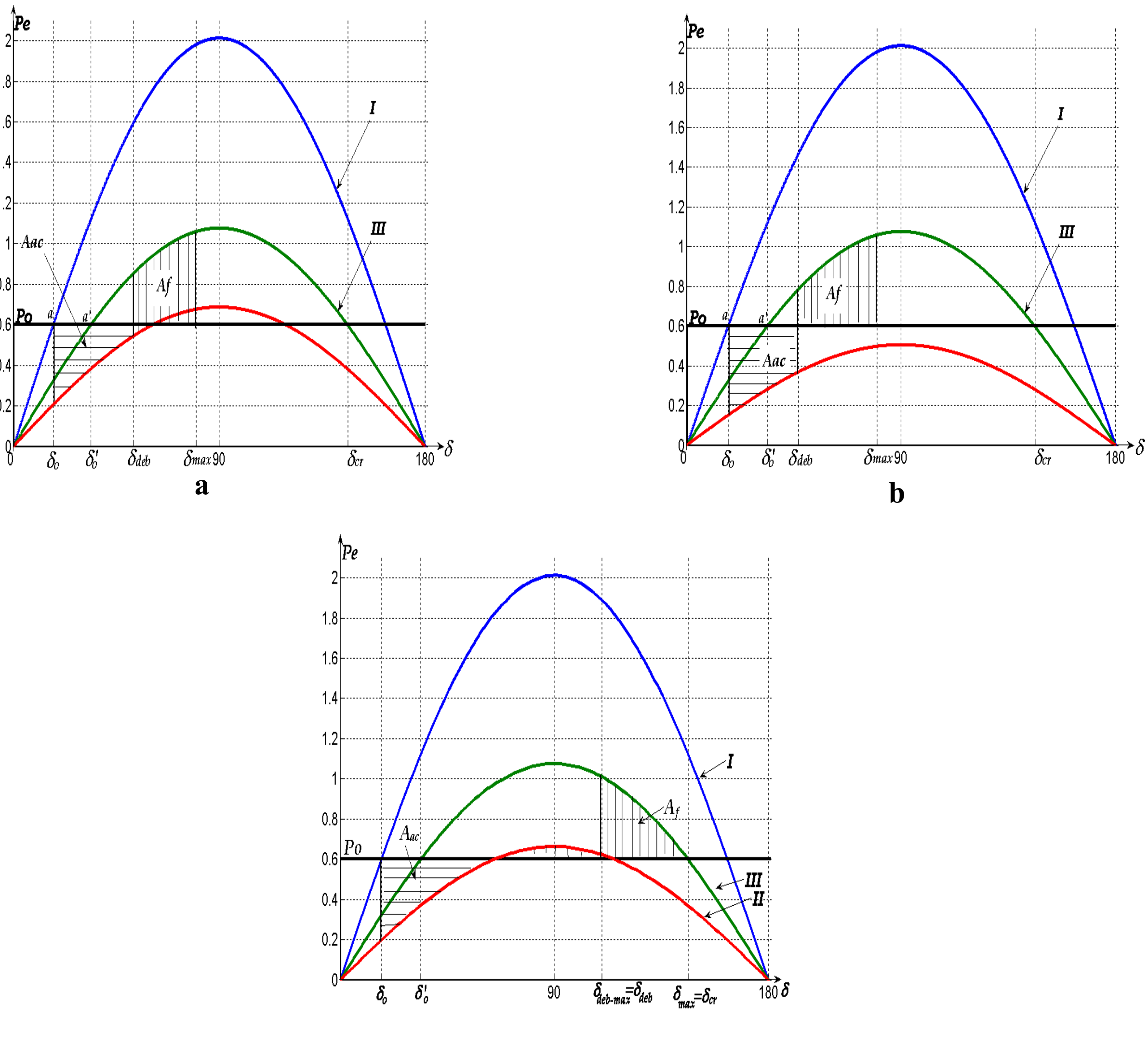


Fig.3.17 .

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 $\delta = \delta_{déb}$, 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,

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

Cette expréssion est obtenue à partir de l'équation

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

Où bien

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

A l'angle de débranchement limite correspond un temps de débranchement limite également. Pour la détermination du temps de débranchement il est necessaire 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 progréssive (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-tansformateur et celle du système sont supposées constantes ;
$P_2=P_s=0.6$ et $U_S=U_1=1$. Il est défini également ;
$Z_{(T)}=jZ_c.x_{(T)}^{*}$, $Z_{(\ell)}=jZ_c.\sin\alpha_o\ell$, $Z_{d(\ell)}=Z_{i(\ell)}=(1/3)\times(Z_{o(\ell)})$,
$Z_{d(T)}=Z_{i(T)}=Z_{o(T)}$,[2],

4- Avant le défaut :

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

b. Après le défaut :

$$Z_{S(ap)}=Z_{(\ell)}+Z_{(T)} \quad ;$$

c. Pendant le défaut :

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

où, ΔZ dépend du type de défaut.

La composante inverse équivalente :

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

La composante homopolaire équivalente :

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

- **Court circuit monophasé :**

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

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

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

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

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

L'expression ΔZ permet de déterminer,

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

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

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

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

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

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

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

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

- **Court circuit biphasé isolé :**

$$\Delta Z=Z_i \quad ;$$

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

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

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

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

- **Court circuit biphasé à la terre :**

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

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

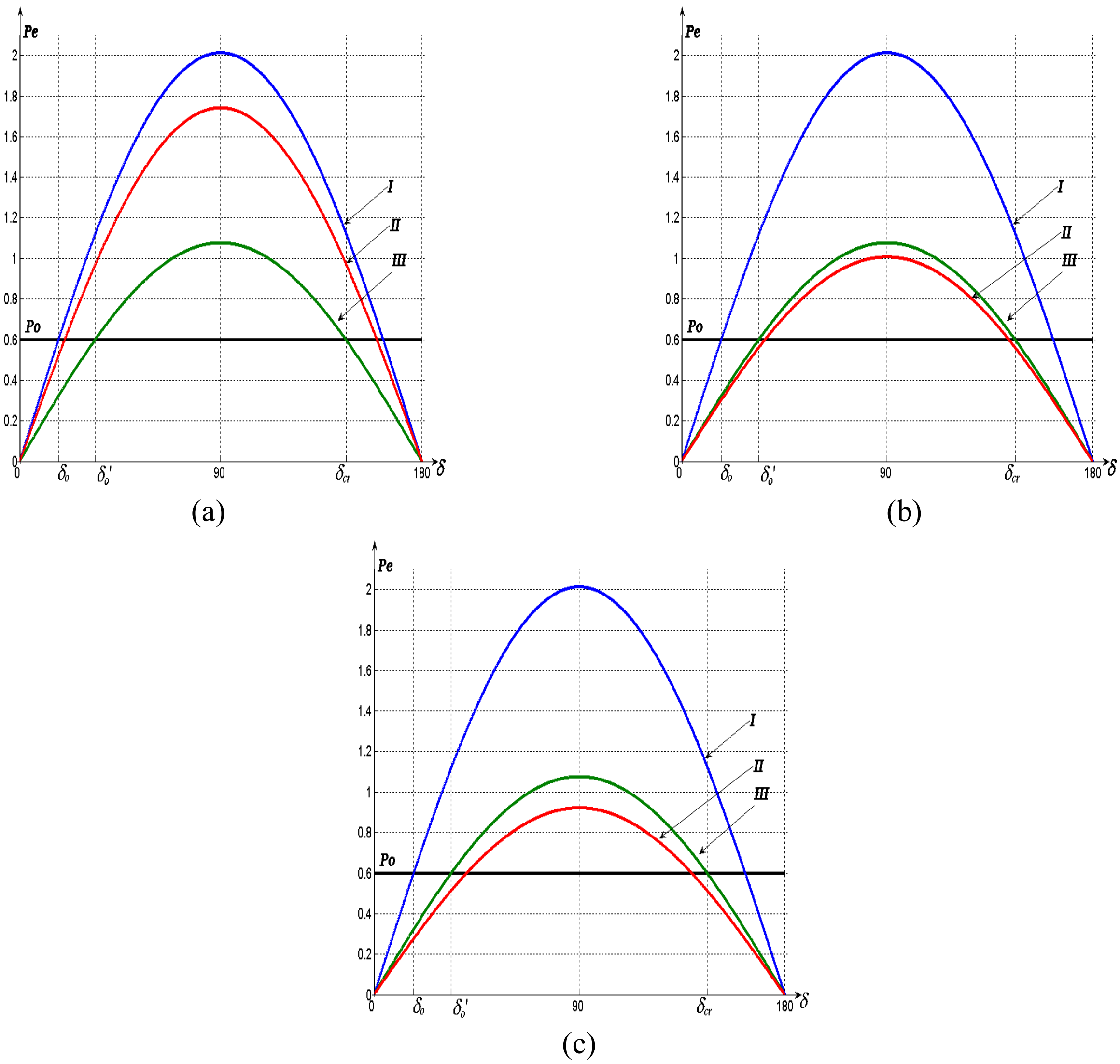


Fig.3.18. Les caractéristiques de puissance ; (a)- court circuit monophasé, (b)- court circuit biphasé, (c)- court circuit biphasé à la terre. (***Y≠O***)

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

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

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

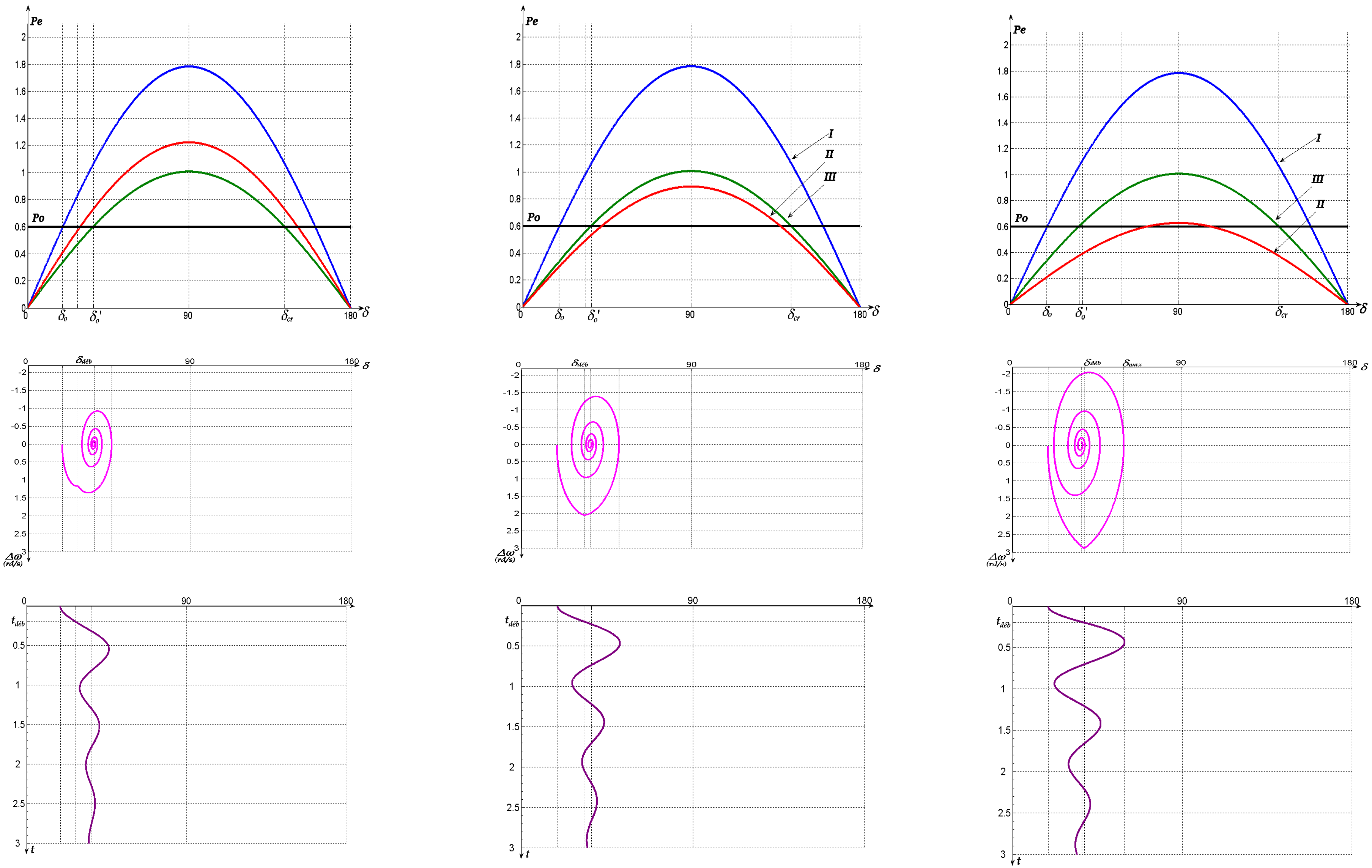
$$Z_{S(cc)} = \frac{3}{2}Z_{(\ell)} + \frac{7}{3}Z_{(T)} \text{ , et, } Z_{S(cc)} > Z_{S(ap)} > Z_{S(av)}$$

- **Court circuit triphasé:**

$$\Delta Z = 0 \quad ;$$

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

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



(a) **(b)** **(c)**

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=0.2sec,** (*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).

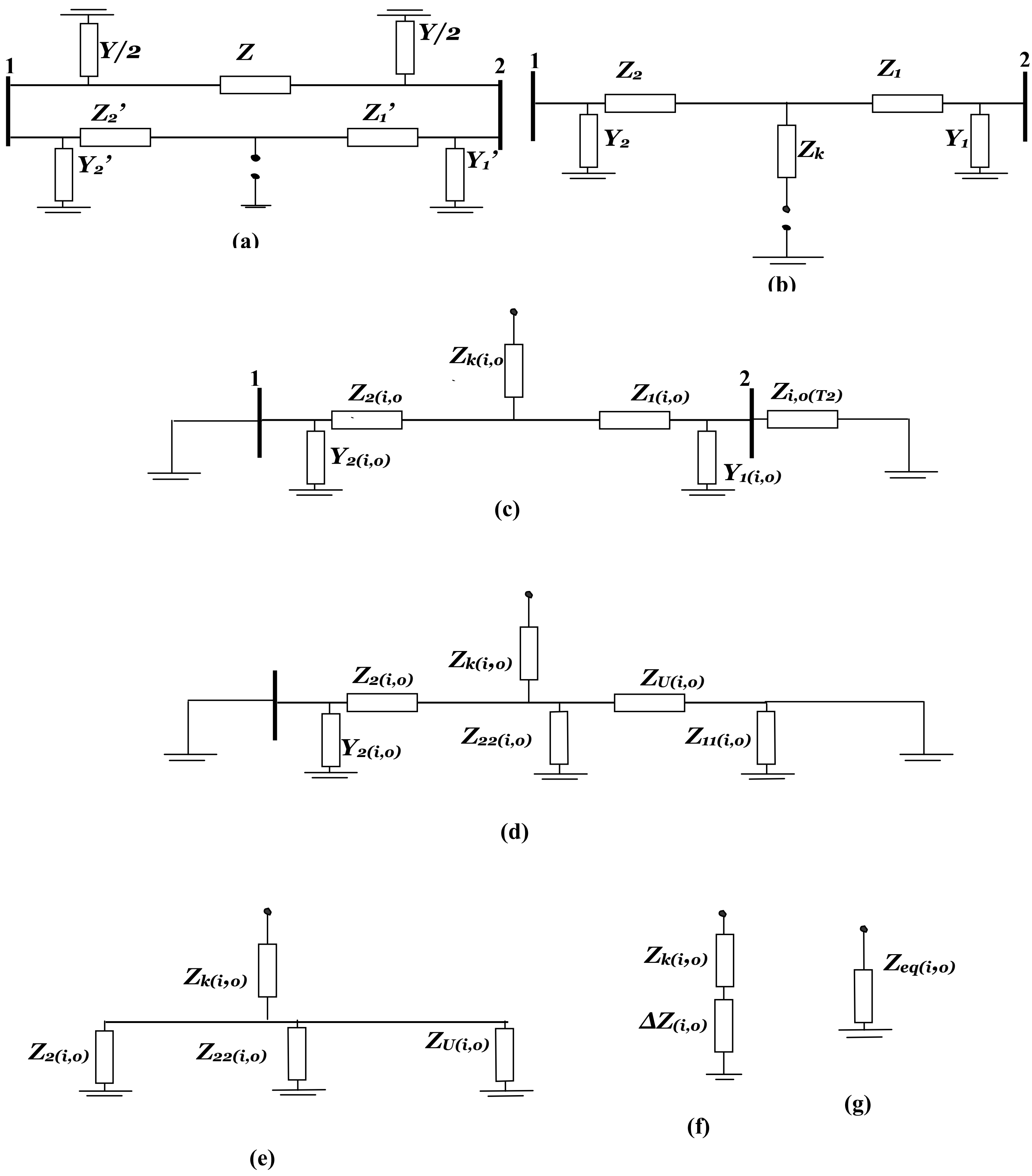


Fig.3.20. **Impédances équivalentes ; inverse et homopolaire (Transformations et réduction)**

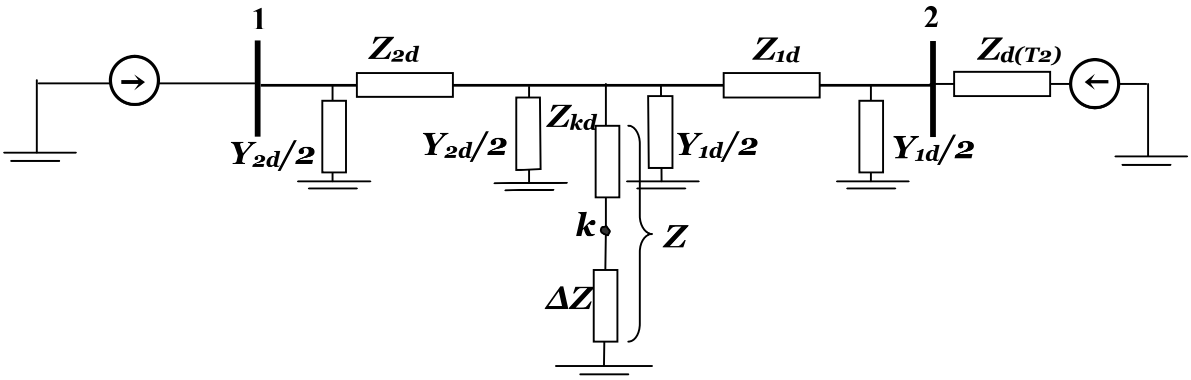
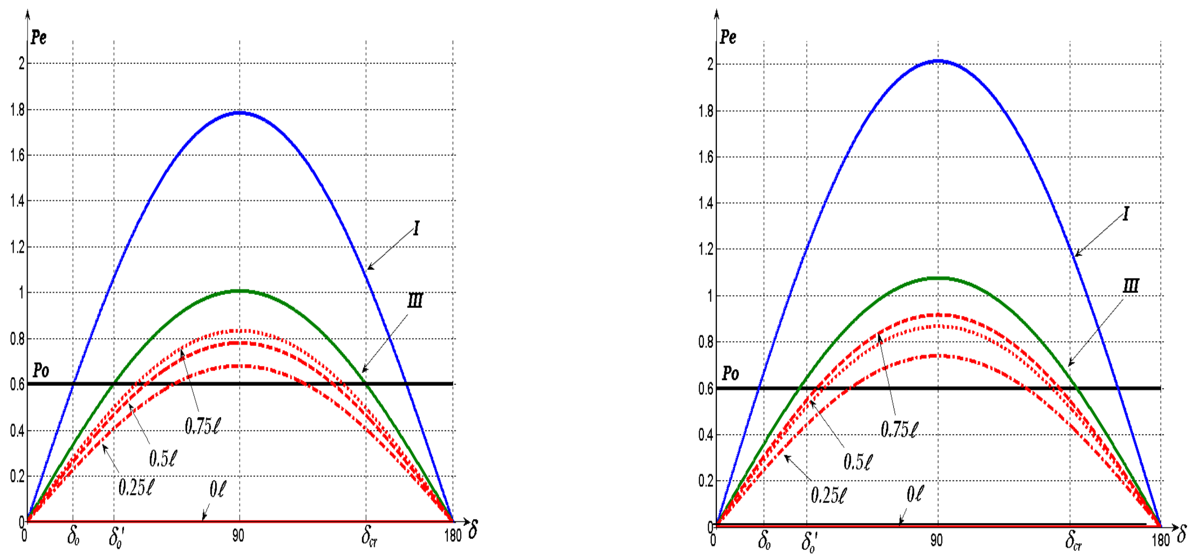


Fig.3.21. **Circuit équivalent d'un défaut à une distance** ***x***



(a) (b)

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

La procédure de calcul :

*-fixer les donnée

$U_s = 1$; $Z_c = 136.68$; $\alpha = 0.06°$; $\ell = 1000km$; $P_o = 0.6$; $x_T = 0.128$;

**-Avant le défaut

5- Calculer l'impédance de transfert:

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

$Z_{1o} = 3*Z_1$; $Z_{2o} = 3*Z_2$; $Z_{ko} = 3*Z_k$; $Y_{2o} = 6*Y_2$; $Y_{1o} = 6*Y_1$;

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

(3.7)

$Z_{Uo} = 3*Z_{1i} + x_{Ti} +(3*Z_{1i} * x_{Ti} *6* Y_{1i});$

$Z_{22o} =3* Z_{1i} + (1/6*Y_{1i}) +3*Z_{1i}/(x_{Ti} *6* Y_{1i});$

$Z_{eq(o)}= Z_{ko}+(Z_{Eo}// Z_{Uo}// Z_{22o});$

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 du liaison ;*

$S=L_{(\ell 2)} *L_{cc(k)}*L_{(\ell 1)} *X$; et $Z_{s(cc)}= B_{s(cc)}/Z_c$;

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

*****- Après le défaut*

1- Calculer l'impédance de transfert :

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

$S=L*X$;et $S=[A_{s(ap)} \quad B_{s(ap)}; C_{s(ap)} \quad D_{s(ap)}]$; 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* $\delta(t)$.