

République Algérienne Démocratique et Populaire
Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique
Université 8 Mai 1945 Guelma



Faculté des Sciences et de la Technologie
Département Génie Electrotechnique et Automatique

THÈSE

EN VUE DE L'OBTENTION DU DIPLOME DE
DOCTORAT EN SCIENCES

Filière : Electrotechnique

Présentée par

GOUAIDIA Said

Intitulée

Contrôle du réactif et impact sur la qualité de transport HT

Soutenue le : 05 /10 / 2023

Devant le Jury composé de :

Mr. MOUSSAOUI Abdelkrim	Professeur	Univ. de Guelma	Président
Mr. LEMZADMI Ahcene	Professeur	Univ. de Guelma	Rapporteur
Mr. LABAR Hocine	Professeur	Univ. de Annaba	Examineur
Mr. OMEIRI Amar	Professeur	Univ. de Annaba	Examineur
Mr. BOUNAYA Kamel	Professeur	Univ. de Guelma	Invité

Année Universitaire : 2022-2023

Remerciements

Que dieu le tout-puissant soit glorifié pour m'avoir donné le courage, la patience et la persistance pour aboutir et mener à terme mon travail.

Je remercie chaleureusement mon cher collègue et directeur de thèse le professeur Ahcène LEMZADMI et mon co-encadreur le professeur Kamel BOUNAYA pour avoir assuré de manière agréable le suivi de mon travail et pour m'avoir fait profiter de leurs expériences. Je tiens à leurs exprimer ma reconnaissance pour leurs soutien, encouragements, disponibilité et leurs conseils avisés qui m'ont permis de mener à bien ce travail.

Je remercie également tous des membres du jury, qui ont accepté de donner de leurs temps précieux pour participer à juger et porter des critiques à mon travail.

Je dédie ce travail tout particulièrement à ma femme, pour m'avoir encouragé de surmonter toutes les difficultés rencontrées. Je dédie ce travail à mes chers enfants Maria et Ahmed Arselane.

Résumé

L'utilisation des lignes pour le transport de l'énergie électriques sur de grandes portées s'accompagne par de processus complexes et de grande sensibilité. On en cite, du point de vue électrique, la relation de tension-écoulement de puissance, les pertes d'énergie et les relations entre la stabilité et les diverses réponses transitoires. En régimes normaux, ces sensibilités sont, de manière naturelle, liées aux variations des graphiques de charge (perturbations faibles). En perturbations fortes, comme les régimes anormaux, les courts-circuits, les connexions et les ruptures de centre de charge (ou de sources), ces sensibilités deviennent d'envergure plus importante. Dès lors, la nécessité de surveillance et de contrôle du système et des régimes devient incontournable. A cet effet, l'un des moyens est représenté en la compensation de l'énergie réactive ; laquelle utilise divers types, par leur composition, leur structure, leur propriété..., de compensateurs. L'utilisation de certains types, tels les compensateurs statiques par exemple, pose, alors le problème de leur commutation. Ceci est le sujet traité dans ce travail avec ses diverses interactions et divers impacts, c'est un modèle de liaison de grande portée comportant un élément de contrôle shunt.

Abstract

Complex and highly sensitive processes appear during the use of lines for the transport of electrical energy over large distances. From electric point of view, we can cite the relationship of voltage-flow of power, the energy losses and the stability and various transient response relationships. In normal regimes, these sensitivities are linked to the variation of load graphs (weak disturbances). In strong disturbances, such as abnormal regimes, short-circuits, connections and load center (or source) breaks, these sensitivities become more significant. Therefore, the need for monitoring and control of the system and regimes becomes unavoidable. For this purpose, one of the means is represented by the compensation of the reactive energy, which uses various types, by their composition, their structure, their properties, etc., of compensators. The use of certain types, such as static compensators for example, then raises the problem of their switching. Which is the subject treated in this work with its various interactions and various impacts. It is a model of connection of a large distance line having a shunt control element.

ملخص

يُصاحَب استخدام الخطوط لنقل الطاقة الكهربائية على مسافات كبيرة عمليات معقدة وحساسة للغاية. ونذكر من بين هذه العمليات من جهة النظر الكهربائية ، علاقة تدفق الطاقة و الجهد ضياع الطاقة والعلاقات بين الاستقرار والاستجابات العابرة المختلفة. في الأنظمة العادية ، هذه العلاقات ترتبط بشكل طبيعي بالتغيرات في الرسوم البيانية للأحمال (اضطرابات ضعيفة). في الاضطرابات القوية ، مثل الأنظمة غير الطبيعية ,الدوائر القصيرة , الوصلات وانقطاع مركز التحميل (أو المصدر) ، تصبح هذه الحساسيات أكثر أهمية. لذلك ، فإن الحاجة إلى مراقبة ومراقبة النظام والأنظمة تصبح حتمية. لهذا الغرض ، تتمثل إحدى الوسائل في تعويض الطاقة الغير فعالة ؛و التي تستخدم على أشكال مختلفة ، من خلال تكوينها ، وهيكلها ، وخصائصها ، وما إلى ذلك من المعوضات. يؤدي استخدام أنواع معينة ، مثل المعوضات الثابتة على سبيل المثال ، إلى إثارة مشكلة تبديلها. هذا هو الموضوع الذي تمت معالجته في هذا العمل بتفاعلاته المختلفة وتأثيراته المختلفة ، إنه نموذج ارتباط طويل المدى يتميز بعنصر تحكم التحويلة.

Table des matières

Introduction générale	1
Chapitre 1. Généralités sur les potentiels dans les réseaux électriques	3
1.1. Introduction.....	3
1.2. Compensation de la puissance réactive.....	3
1.3. Moyens de compensation de l'énergie réactive.	4
1.3.1. Les condensateurs.	4
1.3.2. Les inductances.	4
1.3.3. Les générateurs.....	5
1.3.4. Les compensateurs synchrones.	5
1.3.5. Compensateurs statiques.	5
1.4. Réglage de la tension.	5
1.4.1. Relation « tension-puissance réactive».	6
1.4.2. Fluctuation de la tension.	8
1.4.2.1. Les surtensions.	8
1.4.2.2. Sources des surtensions.	9
1.5. Compensation de la puissance réactive dans une ligne.	10
1.5.1. Compensateur shunt au point milieu.....	10
1.5.2. Compensation série.	12
Chapitre 2. Impact d'un élément shunt sur une liaison électrique de grande portée ..	15
2.1. Introduction.....	15
2.2. Modèle matriciel de la liaison.....	15
2.2.1. Description des matrices.	17
2.2.2. Position de l'élément shunt.	20
2.3. Effet du shunt 'K' sur les constantes de la liaison.	24
2.4. Caractéristiques de puissances.....	29

Chapitre 3. Conditions d'équivalence entre deux états d'une liaison électrique.....	40
3.1. Impédance de la liaison.....	40
3.2. Sensibilité de la variation de l'impédance.	42
3.3. Relations paramétriques.....	45
3.4. Comparaison avec les lignes de courtes portées.	54
Chapitre 4. Commutation des Batteries de compensation.....	65
4.1. Introduction.....	65
4.2. Caractéristiques descriptives du modèle.....	66
4.3. Evaluation du facteur d'amortissement.	69
4.4. Caractérisation du régime transitoire.	77
4.4.1. Procédure grapho-analytique.....	78
4.4.2. Balayage par pulsation relative (3D).....	80
4.4.3. Expression des valeurs efficaces transitoires.	83
4.5. Relations requises entre grandeurs interactives.	87
4.5. Impédances caractéristiques.....	93
4.6. Caractéristique de contrôle des bancs de compensation.	97
Conclusion générale	99

Liste des figures

<i>Figure 1.1 : Charge alimentée d'un jeu de barres de puissance infinie.....</i>	<i>7</i>
<i>Figure 1.2 : Transitoire impulsif.....</i>	<i>9</i>
<i>Figure 1.3 : Transitoire typique de commutation de condensateur.....</i>	<i>10</i>
<i>Figure 1.4. Ligne de transmission avec compensation médiane.....</i>	<i>11</i>
<i>Figure 1.6 : Puissance active et réactive en fonction de δ.....</i>	<i>13</i>
<i>Figure 1.7. Ligne électrique en compensation série.....</i>	<i>14</i>
<i>Figure 1.8. Diagramme du compensateur série.....</i>	<i>14</i>
<i>Fig. 2.1 : Schéma de principe de la liaison.....</i>	<i>16</i>
<i>Fig 2.2. Structure de la matrice de liaison.....</i>	<i>16</i>
<i>Fig. 2.3. Réduction de la structure de liaison.....</i>	<i>16</i>
<i>Fig.2.4. Réduction des matrices en cascade.....</i>	<i>18</i>
<i>Fig. 2.5. Position de l'élément 'K'.</i>	<i>20</i>
<i>Fig 2.6 : schéma équivalent de la liaison.....</i>	<i>25</i>
<i>Fig. 2.7a Allures graphique du paramètre A.....</i>	<i>27</i>
<i>Fig. 2.7b Allures graphique du paramètre B.....</i>	<i>27</i>
<i>Fig. 2.7c. Allures graphique du paramètre C.....</i>	<i>28</i>
<i>Fig.2.8. Valeurs caractéristiques du shunt « x_k et de l'impédance de liaison « B »</i>	<i>30</i>
<i>Fig. 2.9. Puissances au bout de la ligne en présence du shunt au milieu de la ligne.</i>	<i>32</i>
<i>Fig.2.10. Différend de compensation 'écart entre présence et absence du shunt.....</i>	<i>33</i>
<i>Fig. 2.11. Différend en puissance de ligne, respectivement, active maximale.....</i>	<i>34</i>
<i>Fig.2.12. Différend en écart de tension en régime à vide entre les cas x_k ($A=1$) et $k=\infty$.....</i>	<i>35</i>
<i>Fig.2.13. Relation entre puissance de transit, puissance limite et puissance réactive x_k ($A=1$).</i>	<i>37</i>
<i>Fig.2.14. Relation entre puissance de transit, puissance limite et puissance réactive ($x_k = \infty$).</i>	<i>38</i>

<i>Fig.2.15. Différend comparatif entre puissances limites.....</i>	<i>39</i>
<i>Fig. 3.1. Variation de $B(x_g)$ pour différentes valeurs de x_T.....</i>	<i>44</i>
<i>Fig.3.2. Sensibilité de variation $dB/dx_T(x_g, L)$.....</i>	<i>44</i>
<i>Fig.3.3. Caractéristique $x_T(x_g)$ pour des valeurs de B à atteindre</i>	<i>47</i>
<i>Fig.3.4. Effet de la longueur sur les écarts de contrôle.</i>	<i>48</i>
<i>Fig.3.5. Caractéristiques paramétriques équivalentes $B = f(x_T, x_g)$</i>	<i>50</i>
<i>Fig.3.6. Coordonnées des points « N » et « M »</i>	<i>50</i>
<i>Fig. 3.7. Schéma équivalent en π.....</i>	<i>52</i>
<i>Fig.3.8. Relations paramétriques $B^*_0 = f(x^*T_0)$</i>	<i>57</i>
<i>Fig.3.9. Caractéristiques comparatives des modèles ; « Ls » et « Lr »</i>	<i>60</i>
<i>Fig.3.10. Caractéristiques « $B^*r.s(xg.s = xg.r = xr,s)$ ».....</i>	<i>61</i>
<i>Fig.3.11. Dédution des équivalences entre modèles ;</i>	<i>62</i>
<i>Fig.3.12. Equivalence entre modèles : « Lr » et « Ls ».....</i>	<i>63</i>
<i>Fig.3.13. Relations requises pour les modèles équivalents.</i>	<i>64</i>
<i>Fig.4.1. Modèle du réseau traité.</i>	<i>67</i>
<i>Fig.4.2. Détermination du facteur d'amortissement.....</i>	<i>70</i>
<i>Fig. 4.3. Evolution du degré d'absorption des oscillations dans la hiérarchie du réseau.</i>	<i>76</i>
<i>Fig. 4.4. Estimation des caractéristiques d'amortissement,</i>	<i>77</i>
<i>Fig.4.5. Réponses transitoires de la tension</i>	<i>79</i>
<i>Fig.4.6. Caractéristiques extrémales transitoires $ku.m(\omega^*_0)$</i>	<i>79</i>
<i>Fig.4.7. Flux des valeurs instantanées de la tension.....</i>	<i>82</i>
<i>Fig.4.8. Flux des valeurs instantanées du courant.....</i>	<i>83</i>
<i>Fig.4.9. Valeurs optimales de la capacité.....</i>	<i>91</i>
<i>Fig. 4.10. Valeurs optimales de la capacité pour différentes valeurs de « A ».....</i>	<i>93</i>

<i>Fig.4.11. Impédance caractéristique et capacité de résonance</i>	96
<i>Fig.4.12 Caractéristiques de contrôle des BC</i>	98

Introduction générale

Les acteurs de l'énergie électrique sont continuellement confrontés à des problèmes liés à des contraintes incessamment croissantes qui touchent différents aspects de la production, du transport et de la distribution de cette énergie ; puisque ces aspects sont directement tributaires de l'évolution des centres de charges, de leur diversification, de leur déploiement... Dès lors, il devient incontournable d'instaurer une veille de suivie, de gestion et de contrôle divers pour maintenir les régimes des systèmes d'énergie électrique dans l'adéquation requise. Cette dernière sous entend ; planification de l'exploitation du système, son extension... ; maintien du plan du potentiel des réseaux dans les limites requises ; optimisation et stabilité des régimes de fonctionnement ; disposition de réserve en énergie électrique...

La problématique de la recherche des états de régimes optimaux des systèmes d'énergie électrique, dans leur ensemble, met en évidence l'impact du contrôle du plan de leur potentiel. Ce dernier est fondamentalement tributaire de celui de la répartition des flux de la puissance réactive de ligne. Cette relation déterminante implique la nécessité d'installation et de distribution adéquate des bancs de compensation dans les différents nœuds de la structure hiérarchique du système.

Le contrôle des régimes du système d'énergie électrique par celui des flux de puissance réactive représente une orientation déterminante dans la recherche des régimes optimaux et dans la planification du plan de tension et des indices de sa qualité.

Le développement récent des dispositifs F ACTS (Flexible AC Transmission System) ouvre de nouvelles perspectives pour une exploitation plus dense des réseaux par action continue et rapide sur les différents paramètres du réseau (déphasage, tension, impédance).

Ainsi, les transits de puissance seront mieux contrôlés et les tensions mieux tenues, ce qui permettra d'augmenter les marges de stabilité ou de tendre vers les limites thermiques des lignes.

Ce travail est réalisé dans le cadre global de ces conceptions et est structuré en quatre chapitres :

Le premier chapitre porte des notions générales et des définitions concernant le potentiel et sa relation avec la puissance réactive et les moyens de base utilisés pour le contrôle de cette dernière.

Dans le deuxième, on procède à un traitement analytique descriptif d'un modèle de liaison de grande portée. On y présente une caractérisation du comportement de la liaison suite à l'insertion d'un élément de contrôle.

Le troisième chapitre traite des conditions d'équivalence entre un modèle de ligne réelle à paramètres répartie et un modèle de ligne simplifiée, rendue à paramètres concentrés. Ce qui a permis de déduire les relations paramétriques requises correspondantes.

Dans le quatrième chapitre, on traite du problème spécifique au commutation des batteries de condensateurs pour un but de compensation du réactif. On y détermine le caractère de variation de l'amortissement des réponses transitoires dues à la commutation dans sa relation avec la hiérarchie du système électrique. On y détermine, également, les conditions requises pour réduire les surtensions et les surintensités impliquées jusqu'à des valeurs objectives très admissibles.

Chapitre 1. Généralités sur les potentiels dans les réseaux électriques.

1.1. Introduction.

Le rôle principal de toute entreprise de production et de distribution d'énergie électrique est d'assurer en permanence et en tout lieu la fourniture de la puissance active et réactive appelées des consommateurs, d'assurer une sécurité d'alimentation et de garantir la qualité requise de l'énergie électrique. La mise en fonctionnement des lignes, sous l'appel en énergie électrique utile des centres de charge, met en évidence divers régimes. Diversité due aux limites, par leur valeur, respectivement, maximale et minimale, de la puissance utile appelée, aux fluctuations des graphiques de charge, aux diverses perturbations. Une des caractéristiques fondamentales des régimes de ces lignes est la sensibilité importante de variation entre les flux de puissance d'écoulement et le plan du potentiel de la ligne. Pour une liaison donnée, le potentiel est un paramètre d'impact déterminant du problème de stabilité, de capacité de transport, de pertes... etc. Il s'avère que le recours à des moyens de contrôle, à des fins de performance, est incontournable. Ces derniers sont divers et amplement utilisés dans les systèmes d'énergie électrique ; on en cite, par exemple, la diversité des compensateurs flexibles (FACTS).

1.2. Compensation de la puissance réactive.

L'analyse des variations de la demande de puissance réactive montre que le problème d'adaptation entre l'offre et la demande présente deux aspects qui nécessitent l'utilisation des équipements et des installations dont les caractéristiques et les propriétés sont très différentes.

Le premier concerne les variations ou les perturbations lentes des graphique de charge qui s'expriment, généralement, par des fluctuations périodiques des charges ; donc largement prévisibles. Une grande partie du réglage peut donc être faite par des sources statiques de la puissance réactive dont l'action est discontinue et avec un temps de réponse relativement long.

Cette catégorie comprend ainsi les batteries de condensateurs et les inductances installées sur le réseau.

Le second est de gérer des variations brusques et aléatoires ; c.-à.-d. ; les perturbations fortes. Cela nécessite la mise en œuvre des sources de de puissance réactive dont le temps de réponse est très court. Cette catégorie comprend les unités de production, les compensateurs synchrones, les compensateurs statiques à contrôle continu et les systèmes flexibles de transmission à courant alternatif FACTS [1]-[4].

1.3. Moyens de compensation de l'énergie réactive.

1.3.1. Les condensateurs.

Leurs rôle est de produire une partie de la puissance réactive demandée par les charges du réseau ; nécessaire pour leur fonctionnement.

On distingue deux types :

- ✓ Bancs de condensateurs connectés aux jeux de barres de charge haute tension et des sous-stations de transmission. Ils sont principalement destinés à compenser les pertes (les déficits) réactives sur le réseau de haute tension en réalisant, ainsi, la balance requise de l'énergie correspondante.
- ✓ Bancs de condensateurs connectés aux jeux de barres de charge moyenne tension des sous-stations de distribution. Ces condensateurs permettent de compenser l'appel global d'énergie réactive des réseaux de distribution à partir des réseaux de transport. Ils sont localisés et dimensionnés individuellement en fonction du réglage de tension.

1.3.2. Les inductances.

Elles sont utilisées pour compenser l'énergie réactive pendant les régimes à minimum de charge (heures creuses) en jouant le rôle de consommateurs régulateurs pour maintenir la balance potentielle requise. Elles sont ; soit directement raccordées au réseau, soit branchées sur les tertiaires des postes de transformation. Par conséquent, elles permettent une limitation des surtensions dans le réseau ; dues au potentiel réactif propre du réseau amont (lignes).

1.3.3. Les générateurs.

Les générateurs participent, fondamentalement, et assurent les besoins en énergie réactive du réseau. Leurs performances dynamiques permettent de faire face aux fluctuations soudaines de la demande. En revanche, ils ne peuvent assurer qu'une compensation partielle des charges réactives, du fait des chutes de tension importantes engendrées par les transits de l'énergie réactive et au risque de perturber l'équilibre requis de la puissance utile fournie (active).

1.3.4. Les compensateurs synchrones.

Les générateurs synchrones, par une décharge de leur puissance utile (active), peuvent être utilisés pour générer ou absorber de la puissance réactive. Dans ce cas, une machine surexcitée, c'est-à-dire avec une excitation supérieure à la valeur nominale, génère de la puissance réactive tandis qu'une machine sous-excité l'absorbe. Les compensateurs synchrones sont donc une des principales sources de l'énergie réactive.

1.3.5. Compensateurs statiques.

Ils sont constitués par un ensemble de batteries de condensateurs et d'inductances commandées par des installations complexes de contrôle ; utilisant les semis conducteurs dans des connexions diverses, conformément aux exigences de réglage et à des critères requis vis-à-vis de la qualité de l'énergie. Il peuvent être de contrôle discret, continu ou hybride et constituer, de ce fait, un moyen efficace aussi bien de production que de consommateur de puissance réactive en répondant, ainsi, au divers états de régime du système.

1.4. Réglage de la tension.

Le réglage de la tension consiste à maintenir le niveau de tension à des limites admissibles aux niveaux de tous les jeux de barres du réseau. Si la tension n'est pas dans une limite acceptable, des modifications sur un ou plusieurs paramètres sont alors nécessaires.

1.4.1. Relation « tension-puissance réactive ».

Considérons le cas simple d'une charge alimentée par un jeu de barre de puissance infinie à travers une ligne, comme représenté sur la *figure 1.1*. La tension de la charge est fonction de la puissance active P et la puissance réactive Q , à partir du schéma on peut écrire :

$$VI^* = P + jQ$$

$$I = \frac{P - jQ}{V^*}$$

Si on prend comme référence la tension de la charge, donc $V^* = V$

La tension de la source :

$$V_1 = V + (R + jX) \left[\frac{P - jQ}{V} \right]$$

$$= \left[V + \frac{PR + QX}{V} \right] + j \left[\frac{PX - QR}{V} \right]$$

La chute de tension,

$$\Delta V = V_1 - V = \frac{PR + QX}{V} + j \frac{PX - QR}{V}$$

Deux composantes de ΔV :

$$\Delta V_a = \frac{PR + QX}{V}$$

$$\Delta V_r = \frac{PX - QR}{V}$$

Habituellement dans les réseaux de distributions

$$\Delta V_r \ll V + \Delta V_a$$

Donc

$$V_1 = V + \frac{PR + QX}{V}$$

et

$$\Delta V = \frac{PR + QX}{V}$$

Dans les lignes de transport $R \approx 0$ donc,

$$V_1 - V = \frac{QX}{V}$$

C'est-à-dire que l'amplitude de la tension ne dépend que de Q .

Ainsi, pour une puissance active consommée P donnée, la tension reste constante aux deux extrémités de la ligne si et seulement si la puissance réactive Q de la charge est de valeur.

$$Q \approx \frac{-PR}{X}$$

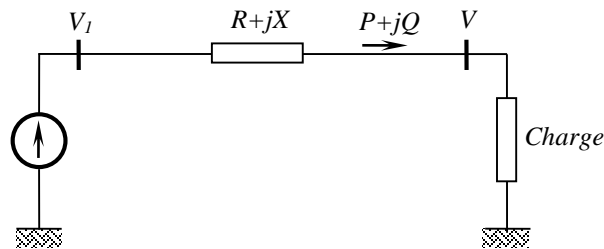


Fig.1.1. Charge alimentée d'un jeu de barres de puissance infinie.

V : tension aux bornes de la charge.

R : Résistance de la ligne.

X : Réactance de la ligne.

P : Puissance active de la charge.

Q : Puissance réactive de la charge.

1.4.2. Fluctuation de la tension.

La cause principale de la variation de la tension est la variation temporelle de la puissance réactive appelée par une charge fluctuante. Les charges fluctuantes sont, typiquement, les fours à arc, les laminoirs, les installations de conversion (redressements, ondulations), etc..., en règle générale, des charges fortement fluctuantes et dont la puissance est proche de la puissance de court-circuit au point de raccordement de charge.

1.4.2.1. Les surtensions.

Les surtensions transitoires sont des augmentations de la tension nominale d'une durée inférieure à un cycle, parfois beaucoup moins. Habituellement, le terme de transitoire est utilisé dans l'analyse des variations du système électrique pour désigner un événement indésirable et de nature momentanée.

Les phénomènes transitoires peuvent être impulsifs et oscillatoires. Ce qui reflète la forme d'onde du courant ou de la tension transitoire. Un exemple typique de signal impulsif est illustré sur la *Figure 1.2* [5].

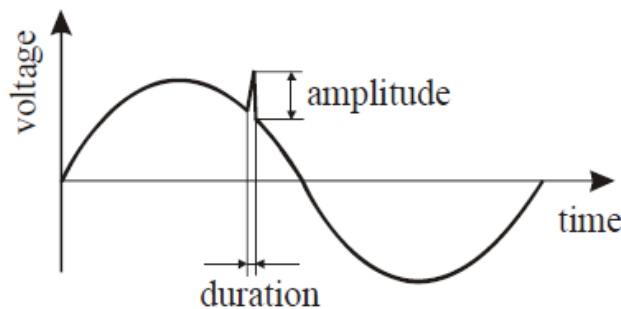


Figure 1.2 : Transitoire impulsif.

Un transitoire impulsif est un changement non-énergétique brusque de la tension, du courant ou des deux par rapport aux conditions nominales. Il est unidirectionnel en polarité (positive ou négative). Les sources des transitoires impulsifs comprennent la foudre, une mauvaise

mise à la terre, le fonctionnement normal des charges électroniques, la commutation des charges inductives et l'élimination des défauts par les dispositifs de protection du système électrique [6].

Un transitoire oscillatoire est un changement non-énergétique brusque de la tension, du courant ou les deux, en régime permanent, dont la valeur instantanée change rapidement de polarité. Cette perturbation est caractérisée et reconnue comme une oscillation décroissante.

Une surtension est une augmentation de la tension alternative efficace supérieure à $1,1 p.u.$. Elle est le résultat habituel de la commutation de charge. Les surtensions résultent du fait que le système est, soit trop faible pour la régulation de tension souhaitée, soit que les systèmes de contrôle de tension sont inadéquats.

1.4.2.2. Sources des surtensions.

On distingue deux sources principales de surtension transitoire dans les systèmes électriques :

- la commutation des condensateurs et la foudre. Certains appareils d'électroniques de puissance génèrent des transitoires importants lorsqu'ils commutent.
- La commutation des condensateurs est l'un des événements de commutation les plus courants dans les réseaux de distribution. Les condensateurs sont utilisés pour fournir de la puissance réactive afin d'améliorer le facteur de puissance, de régler la tension de filtrer les harmoniques par la combinaison des filtres passifs. Ils représentent des solutions très économiques pour les systèmes de distribution.

L'amplitude de la surtension génère un transitoire de l'ordre de 1 à 2 p.u. en fonction de l'amortissement du système. Les transitoires de commutation des condensateurs sont généralement de l'ordre de 1,3 à 1,4 p.u., mais ont également été observés près du maximum théorique.

- La foudre est une source potentielle de transitoires impulsifs. Les surtensions sont causées par des coups de foudre directs ou indirects.

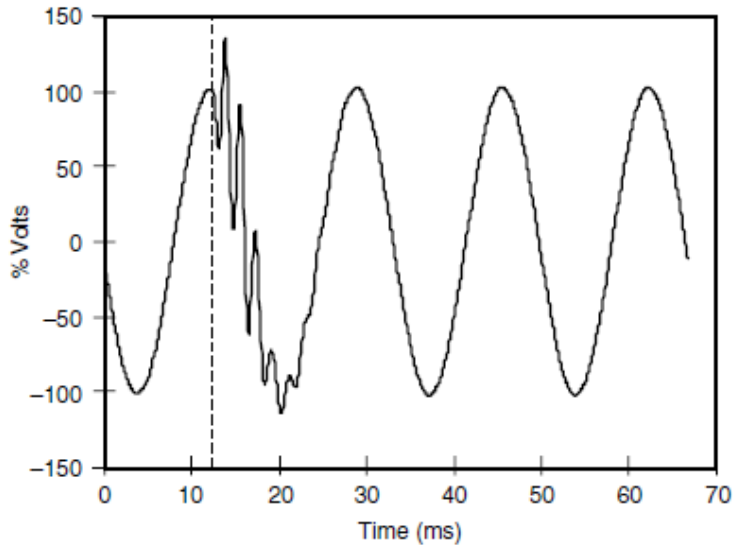


Figure 1.3 : Transitoire typique de commutation de condensateur [7].

1.5. Compensation de la puissance réactive dans une ligne.

La compensation de la puissance réactive consiste à appliquer tous les dispositifs de puissance réactive dans un réseau électrique pour les objectifs suivants :

- Maintenir le profil du plan de la tension.
- Améliorer la stabilité du système par augmentation de la puissance maximale transmissible.
- Et/ou pour couvrir le besoin en puissance réactive sur la majorité des plans économiques.

La compensation réactive modifie l'impédance de charge ou l'impédance de la ligne pour obtenir une impédance totale s'adaptant aux valeurs de la puissance actuelle transportée par la ligne.

1.5.1. Compensateur shunt au point milieu.

Considérons le modèle d'une ligne simple, avec un compensateur idéal shunt connecté au milieu de la ligne comme montré sur la *figure 1.4*. Le compensateur est représenté par une source de tension alternative sinusoïdale (fréquence fondamentale), en phase avec la tension médiane, d'amplitude identique à celle des tensions d'émission et de réception. Le compensateur échange uniquement la puissance réactive avec le réseau. Ainsi, le compensateur segmente la ligne de transmission en deux tronçons égaux d'impédance $X/2$ [8].

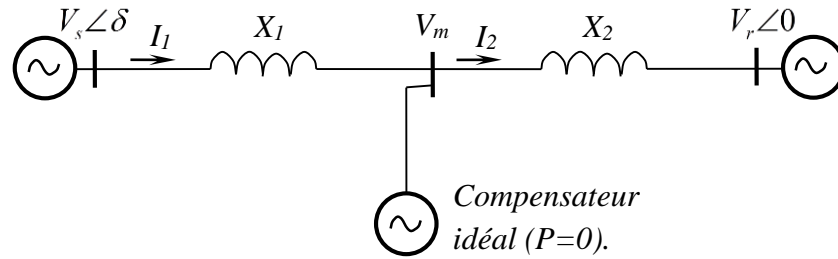


Figure 1.4. Ligne de transmission avec compensation médiane.

La relation entre les tensions des extrémités de la ligne et la tension du compensateur V_m ainsi que les courants dans les deux segments de la ligne est représenté par le diagramme vectoriel de la *figure 1.5*.

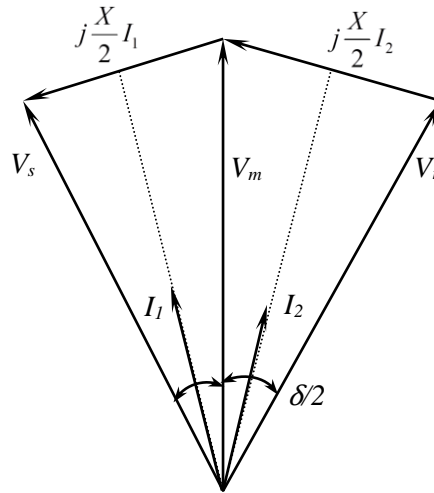


Figure. 1.5. Diagramme vectoriel des courants et des tensions d'un compensateur shunt.

Les puissances active et réactive transportées par la ligne électrique (à l'extrémité réceptrice) avant compensation sont données par les expressions suivantes.

$$P = \frac{V_s V_r}{X} \sin \delta \quad (1.1)$$

$$Q = \frac{V_s V_r}{X} \cos \delta - \frac{V_r^2}{X} \quad (1.2)$$

En insérant le compensateur shunt au milieu de la ligne, la distribution des flux de puissance change et les équations (1.1) et (1.2) se ré expriment comme.

$$P_c = \frac{2V_s V_r}{X} \sin\left(\frac{\delta}{2}\right) \quad (1.3)$$

$$Q_c = \frac{4V_s V_r}{X} \cos\left(\frac{\delta}{2}\right) - \frac{4V_r^2}{X} \quad (1.4)$$

La variation de la puissance active et réactive en fonction de l'angle de charge en présence du compensateur shunt est représentée sur la **figure 1.6** en comparaison avec le cas de la ligne non compensée. On peut observer que la compensation shunt au milieu peut augmenter de manière significative la puissance transmissible (doubler la valeur de puissance active pour $\delta = 180^\circ$).

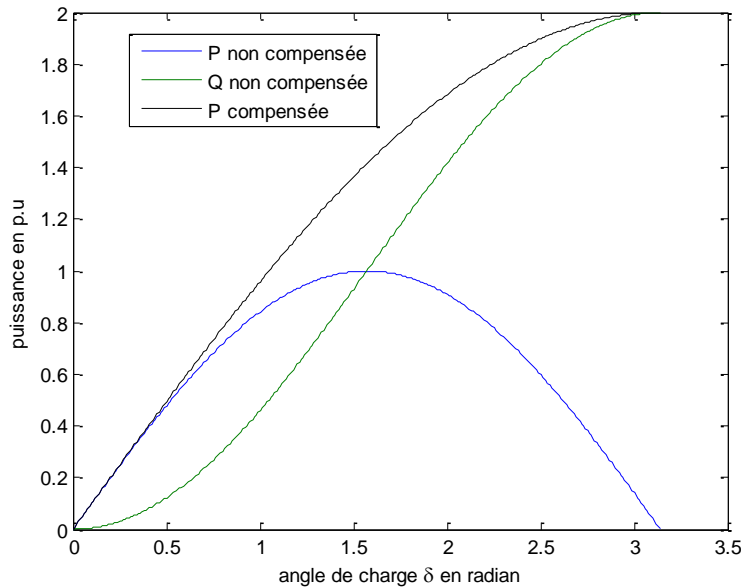


Figure 1.6 : Puissance active et réactive en fonction de δ .

1.5.2. Compensation série.

La compensation série contrôle l'impédance série de la ligne de transmission. Du point de vue conventionnel, la compensation série par des condensateurs est la stratégie la plus courante pour annuler une partie de réactance de la ligne. Comme si la ligne était physiquement raccourcie. De même que la compensation shunt, la compensation série peut être également mise en œuvre

avec des convertisseurs électroniques de puissance [9 -16]. Les compensateurs série sont le plus souvent utilisés dans les lignes à grandes distances. Une ligne de transmission compensée à 100% a une fréquence de résonance égale la fréquence du réseau, donc le système devient hypersensible aux petites variations, pour cela en pratique la compensation série est limitée à environ 80% [17]. La **figure 1.7** représente une ligne électrique avec compensation série. Pour augmenter la puissance transmise, la tension aux bornes de l'impédance série doit diminuer ; ce qui peut être réalisé par un condensateur connecté en série qui produit une tension opposée à la tension aux bornes de la réactance de la ligne série. La relation entre les différentes tensions et courants, dans l'ensemble ligne électrique et compensateur série, est représentée par le diagramme vectoriel de la **figure 1.8**.

Systématiquement, en insérant ces condensateurs comme montré sur la **figure**, la réactance effective de la ligne X doit diminuer pour prendre la nouvelle valeur :

$$X_{eff} = X - X_c$$

$$X_{eff} = X (1 - K) \quad (1.5)$$

K : degré de compensation ; tel que $0 < K < 1$.

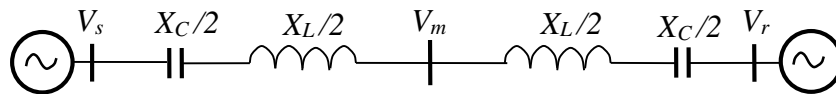


Figure 1.7. Ligne électrique en compensation série.

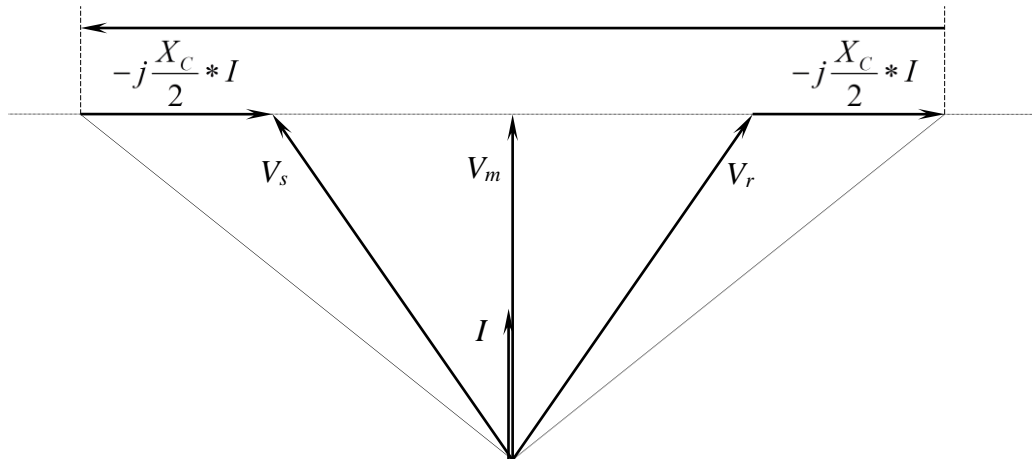


Figure 1.8. Diagramme du compensateur série.

La puissance active transmise par la ligne est donnée par l'expression.

$$P = \frac{V_s V_r}{X(1-k)} \sin \delta \quad (1.6)$$

Il est à noter que pour maintenir la tension sur le réseau dans les limites acceptables, la solution repose sur l'utilisation des moyens de compensation de puissance réactive statiques (bancs de condensateurs, bancs de bobines) ou dynamiques (alternateurs, FACTS).

Chapitre 2. Impact d'un élément shunt sur une liaison électrique de grande portée.

2.1. Introduction.

La puissance réactive est reconnue depuis longtemps comme un facteur important dans la conception et l'exploitation des systèmes d'alimentation électrique à courant alternatif [18]. D'une manière très générale, il a été observé que les impédances des composants réseau sont généralement réactives. La transmission de la puissance active nécessite une différence de phase angulaire entre les tensions aux points d'émission et de réception, alors que la transmission de la puissance réactive nécessite une différence de module de ces mêmes tensions.

Le transfert de puissance peut être augmenté en réduisant la réactance inductive du réseau de transport par l'installation d'élément shunt.

2.2. Modèle matriciel de la liaison.

La liaison générateur-système peut être représentée par une matrice globale. Les paramètres, les propriétés et les caractéristiques dépendent de la structure de la liaison (ligne simple, lignes parallèles), des éléments éventuellement insérés (compensateurs, autres installations de contrôle, charge intermédiaires ...), de son état de régime qui peut être, normal, en générale, ou perturbé suite à un court-circuit, rupture de ligne, rupture de phase, autres défauts.

Etant un support de transfert électromagnétique, la liaison dans sa structure et ses changements d'état est très déterminante quant aux conditions et aux caractéristiques de l'énergie électrique. Dans ce sens, on se propose d'étudier et d'analyser une interconnexion reliant par deux lignes un centre de production (centrale G) et système (Sys) d'énergie électrique (*fig.2.1*). La matrice 'K' est introduite pour représenter d'éventuelles perturbations et de ce fait, permet de simuler et de quantifier les changements d'état correspondants de la liaison. La centrale est représentée par le complexe « générateur 'G'- transformateur 'TG' » et est introduite dans le modèle de liaison par la matrice 'G', (*fig.2.2*). Les matrices *M*, *M1* et *M2* représentent, respectivement, les deux lignes parallèles. La sous station de transformation S/S.T est insérée par la matrice 'T'.

La variation de la position de la matrice ' K ' ainsi que le caractère de son implication dans le régime de la liaison se traduit par la variation de la matrice ' R_v ' de la ligne, laquelle donnera un caractère également variable à la matrice résultante ' R_p ' des lignes parallèles. Les schémas réduits successifs de la liaison sont donnés sur la *fig.2.3*.

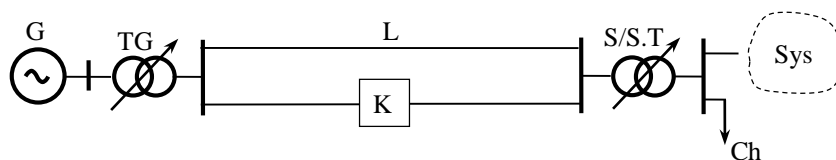


Fig. 2.1 : Schéma de principe de la liaison.

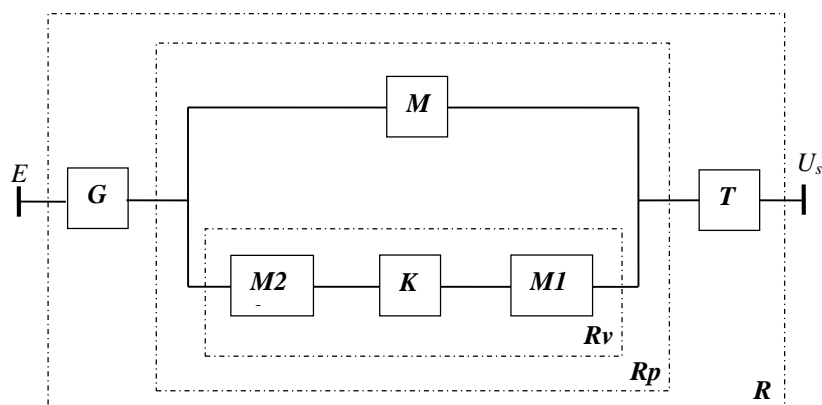


Fig 2.2. Structure de la matrice de liaison.

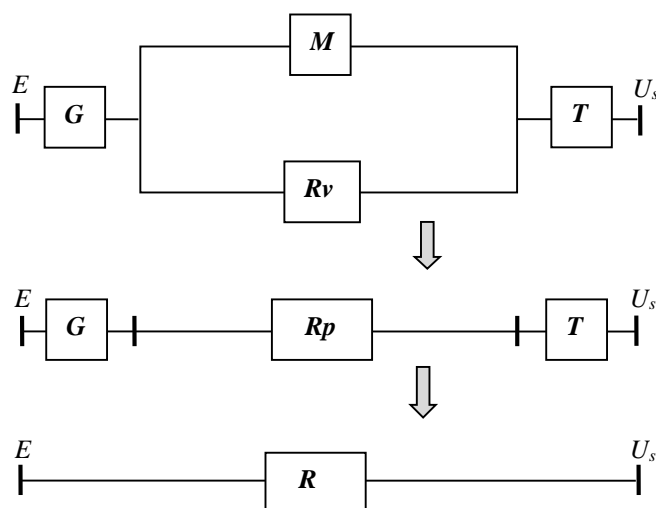


Fig. 2.3. Réduction de la structure de liaison.

2.2.1. Description des matrices.

Les matrices des éléments composants la liaison sont représentées par les éléments comme suit [19].

$$\pi(A_i, B_i, C_i, D_i) = \begin{bmatrix} A_i & B_i \\ C_i & D_i \end{bmatrix} \quad (2.1)$$

où ; $\pi = (G, M, M1, M2, K, T)$ désigne la matrice quadripôle correspondante, respectivement, aux éléments cités ; A_i, B_i, C_i et D_i -. Constantes du quadripôle représentant l'élément 'i'.

Les matrices résultantes ' R_V ', ' R_P ' et ' R ' peuvent être définies respectivement, par les expressions :

$$R_V = M_2 \times K \times M_1 = \begin{bmatrix} A_2 & B_2 \\ C_2 & D_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A_k & B_k \\ C_k & D_k \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A_1 & B_1 \\ C_1 & D_1 \end{bmatrix} \quad (2.2)$$

$$R_P = R_V \parallel M = \begin{bmatrix} A_P & B_P \\ C_P & D_P \end{bmatrix} \quad (2.3)$$

$$R = G \times R_P \times T = \begin{bmatrix} A & B \\ C & D \end{bmatrix} \quad (2.4)$$

La matrice R_P , résultante des deux matrices en parallèles (en cascade) peut être déduite facilement en s'aidant du schéma de branchement (**Fig. 2.4**) et en tenant compte des relations correspondantes suivantes :

$$\begin{aligned} U_1 &= A_m U_2 + B_m I_{2m} \\ I_{1m} &= C_m U_2 + D_m I_{2m} \\ U_1 &= A_v U_2 + B_v I_{2v} \\ I_{1v} &= C_v U_2 + D_v I_{2v} \end{aligned} \quad (2.5)$$

tel que ;

$$\begin{aligned} I_1 &= I_{1m} + I_{1v} \\ I_2 &= I_{2m} + I_{2v} \end{aligned}$$

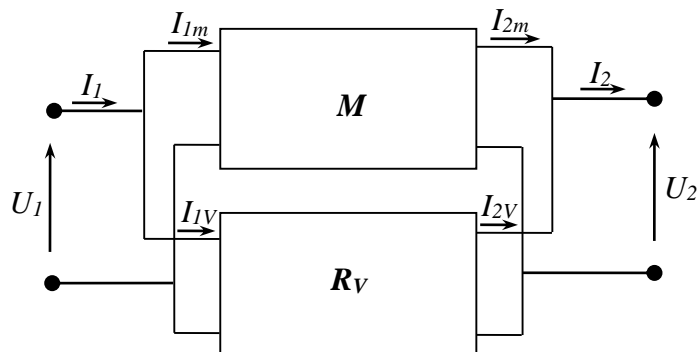


Fig.2.4. Réduction des matrices en cascade.

Le développement des expressions (2.2), (2.3) et (2.4) et la réduction du système d'équations (2.5) donnent respectivement pour les éléments des matrices considérées :

Matrice R_V :

$$\begin{aligned}
 A_V &= A_1(A_2A_k + B_2C_k) + C_1(A_2B_k + B_2D_k) \\
 B_V &= B_1(A_2A_k + B_2C_k) + D_1(A_2B_k + B_2D_k) \\
 C_V &= A_1(C_2A_k + D_2C_k) + C_1(C_2B_k + D_2D_k) \\
 D_V &= B_1(C_2A_k + D_2C_k) + D_1(C_2B_k + D_2D_k)
 \end{aligned} \tag{2.6}$$

Matrice R_P :

$$\begin{aligned}
 A_p &= \frac{A_V B_m + A_m B_V}{B_V + B_m} \\
 B_p &= \frac{B_V B_m}{B_V + B_m} \\
 C_p &= \frac{(C_V + C_m)(B_V + B_m) - (A_V - A_m)(D_V - D_m)}{B_V + B_m} \\
 D_p &= \frac{D_V B_m + D_m B_V}{B_V + B_m}
 \end{aligned} \tag{2.7}$$

Matrice R :

$$\begin{aligned}
 A &= A_T(A_g A_p + B_g C_p) + C_T(A_g B_p + B_g D_p) \\
 B &= B_T(A_g A_p + B_g C_p) + D_T(A_g B_p + B_g D_p) \\
 C &= A_T(C_g A_p + D_g C_p) + C_T(C_g B_p + D_g D_p) \\
 D &= B_T(C_g A_p + D_g C_p) + D_T(C_g B_p + D_g D_p)
 \end{aligned} \tag{2.8}$$

Les éléments des matrices considérées sont déterminés pour les paramètres électriques des éléments de la liaison ; centrale, ligne, transformateurs, élément 'K', (Fig.2.2). En effet, en

négligeant la composante ohmique des impédances de la liaison et on supposant que la matrice 'K' représente un élément transversal, on définit, pour les éléments ;

Générateur-transformateurs 'G' :

$$G(A_g; B_g; C_g; D_g) = G(1; jx_g; 0; 1) \quad (2.9)$$

Lignes ; 'M' :

$$M(A_m; B_m; C_m; D_m) = M\left(\cos \alpha_0 L; jz_c \sin \alpha_0 L; j \frac{1}{z_c} \sin \alpha_0 L; \cos \alpha_0 L\right) \quad (2.10)$$

$$M_1(A_1; B_1; C_1; D_1) = M_1\left(\cos n\alpha_0 L; jz_c \sin n\alpha_0 L; j \frac{1}{z_c} \sin n\alpha_0 L; \cos n\alpha_0 L\right) \quad (2.11)$$

$$\begin{aligned} & M_2(A_2; B_2; C_2; D_2) = \\ & = M_2\left(\cos(1-n)\alpha_0 L; jz_c \sin(1-n)\alpha_0 L; j \frac{1}{z_c} \sin(1-n)\alpha_0 L; \cos(1-n)\alpha_0 L\right) \end{aligned} \quad (2.12)$$

Élément, 'K' :

$$K(A_k; B_k; C_k; D_k) = K\left(1; 0; -j \frac{1}{x_k}; 1\right) \quad (2.13)$$

Transformateur 'T'

$$T(A_T; B_T; C_T; D_T) = T(1; jx_T; 0; 1) \quad (2.14)$$

où ; $n = 0 \div 1$. – Détermine la position de l'élément 'K' le long de la ligne à partir de son extrémité, (Fig.2.5).

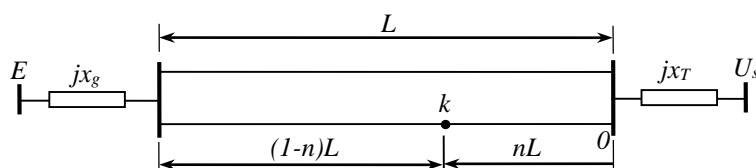


Fig. 2.5. Position de l'élément 'K'.

Le modèle de description considéré permet d'analyser de manière complète les paramètres de la liaison en fonction des caractéristiques, en quantité et en lieu d'apparition, de l'élément 'K' sur la ligne. Le système est supposé de puissance considérablement plus grande que celle installée de la centrale ; de ce fait, on peut poser $U_s = \text{constante}$.

2.2.2. Position de l'élément shunt.

En règle générale, l'élément shunt 'K' peut avoir lieu dans divers points de la ligne. De ce fait, il serait intéressant d'évaluer l'impact non seulement de sa valeur mais aussi de sa position [20], [21]. Conformément à la représentation de la liaison, comme montré sur la *figure 2.5*, les expressions (2.6) et (2.7), donnent donc,

Matrice \mathbf{R}_V :

$$\begin{aligned}
 A_V &= \cos \alpha_0 L + \frac{1}{x_k^*} \cos n \alpha_0 L \cdot \sin(1-n) \alpha_0 L \\
 \dot{B}_V^* &= j \left[\sin \alpha_0 L + \frac{1}{x_k^*} \sin n \alpha_0 L \cdot \sin(1-n) \alpha_0 L \right] \\
 \dot{C}_V^* &= j \left[\sin \alpha_0 L - \frac{1}{x_k^*} \cos n \alpha_0 L \cdot \cos(1-n) \alpha_0 L \right] \\
 D_V &= \cos \alpha_0 L + \frac{1}{x_k^*} \sin n \alpha_0 L \cdot \cos(1-n) \alpha_0 L
 \end{aligned} \tag{2.15}$$

Matrice \mathbf{R}_P :

$$\begin{aligned}
 A_p &= \frac{\sin 2\alpha_0 L + \frac{1}{2x_k^*} (\cos 2\alpha_0 nL - \cos 2\alpha_0 L)}{2 \sin \alpha_0 L + \frac{1}{x_k^*} \sin \alpha_0 nL \cdot \sin(1-n) \alpha_0 L} \\
 B_p^* &= j \frac{\sin^2 \alpha_0 L + \frac{1}{x_k^*} \sin \alpha_0 L \cdot \sin(1-n) \alpha_0 L \cdot \sin \alpha_0 nL}{2 \sin \alpha_0 L + \frac{1}{x_k^*} \sin \alpha_0 nL \cdot \sin(1-n) \alpha_0 L} \\
 C_p^* &= j \frac{4 \sin^2 \alpha_0 L - \frac{1}{x_k^*} \sin 2\alpha_0 L}{2 \sin \alpha_0 L + \frac{1}{x_k^*} \sin \alpha_0 nL \cdot \sin(1-n) \alpha_0 L} \\
 D_p &= \frac{\sin 2\alpha_0 L + \frac{1}{2x_k^*} (\cos 2\alpha_0 (1-n)L - \cos 2\alpha_0 L)}{2 \sin \alpha_0 L + \frac{1}{x_k^*} \sin \alpha_0 nL \cdot \sin(1-n) \alpha_0 L}
 \end{aligned} \tag{2.16}$$

Pour la matrice \mathbf{R} , les expressions (2.8) donnent,

$$\begin{aligned}
A &= A_p + jx_g^* C_p^* \\
&= \frac{\sin 2\alpha_0 L - 4x_g^* \sin^2 \alpha_0 L + \frac{1}{x_k^*} [x_g^* \sin 2\alpha_0 L + \frac{1}{2} (\cos 2n\alpha_0 L - \cos 2\alpha_0 L)]}{2 \sin \alpha_0 L + \frac{1}{x_k^*} \sin \alpha_0 (1-n)L \sin n\alpha_0 L} \quad (2.17.a)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
B^* &= jx_T (A_p + jx_g^* C_p^*) + (B_p^* + jx_g^* D_p) = \\
&= j \left[\frac{\sin^2 \alpha_0 L + (x_g^* + x_T^*) \sin 2\alpha_0 L - 4x_g^* x_T^* \sin^2 \alpha_0 L + \frac{1}{2x_k^*} [x_T^* (\cos 2n\alpha_0 L - \cos 2\alpha_0 L)] + x_g^* [\cos 2(1-n)\alpha_0 L - \cos 2\alpha_0 L] + 2 \sin \alpha_0 L \sin \alpha_0 (1-n)L \sin n\alpha_0 L + 2x_g^* x_T^* \sin 2\alpha_0 L}{2 \sin \alpha_0 L + \frac{1}{x_k^*} \sin \alpha_0 (1-n)L \sin n\alpha_0 L} \right] \quad (2.17.b)
\end{aligned}$$

$$C^* = 1(0.A_p + 1.C_p^*) + 0(0.B_p^* + D_p) = C_p^* =$$

$$\begin{aligned}
&= j \frac{4 \sin^2 \alpha_0 L - \frac{1}{x_k^*} \sin 2n\alpha_0 L}{2 \sin \alpha_0 L + \frac{1}{x_k^*} \sin \alpha_0 (1-n)L \sin n\alpha_0 L} \quad (2.17.c)
\end{aligned}$$

$$D = jx_T^* C_p^* + D_p$$

$$\begin{aligned}
&= \frac{\sin 2\alpha_0 L - 4x_T^* \sin^2 \alpha_0 L + \frac{1}{x_k^*} [x_T^* \sin 2\alpha_0 L + \frac{1}{2} (\cos 2\alpha_0 (1-n)L - \cos 2\alpha_0 L)]}{2 \sin \alpha_0 L + \frac{1}{x_k^*} \sin \alpha_0 (1-n)L \sin n\alpha_0 L}
\end{aligned}$$

Considérons, dans une première étape d'analyse, l'évaluation de l'impact de '**K**' indépendamment de la variation du lieu d'apparition ; c.-à-d pour un lieu fixe, soit au milieu de la ligne (n=0.5). Dans ce cas, les paramètres des matrices composantes (**M₁**, **M₂**, **R_V**, **R_P** et **R**) prennent respectivement, pour valeurs en unités relatives (**p.u**).

$$\begin{aligned}
A_1 = A_2 = D_1 = D_2 &= \cos \alpha_0 \frac{L}{2} \\
\dot{B}_1^* = \dot{B}_2^* &= j \sin \alpha_0 \frac{L}{2} \\
\dot{C}_1^* = \dot{C}_2^* &= j \sin \alpha_0 \frac{L}{2}
\end{aligned} \tag{2.18a}$$

$$\begin{aligned}
A_V = D_V &= \cos \alpha_0 L + \frac{1}{2x_k^*} \sin \alpha_0 L \\
\dot{B}_V^* &= j \left(\sin \alpha_0 L + \frac{1}{x_k^*} \sin^2 \alpha_0 \frac{L}{2} \right) \\
\dot{C}_V^* &= j \left(\sin \alpha_0 L - \frac{1}{x_k^*} \cos^2 \alpha_0 \frac{L}{2} \right)
\end{aligned} \tag{2.18b}$$

$$\begin{aligned}
A_p = D_p &= \frac{\sin 2\alpha_0 L + \frac{1}{2x_k^*} (\cos \alpha_0 L - \cos 2\alpha_0 L)}{2 \sin \alpha_0 L + \frac{1}{x_k^*} \sin^2 \alpha_0 \frac{L}{2}} \\
\dot{B}_p^* &= j \frac{\sin^2 \alpha_0 L + \frac{1}{2x_k^*} \left(\sin \alpha_0 L - \frac{1}{2} \sin 2\alpha_0 L \right)}{2 \sin \alpha_0 L + \frac{1}{x_k^*} \sin^2 \alpha_0 \frac{L}{2}} \\
\dot{C}_p^* &= j \frac{4 \sin^2 \alpha_0 L - \frac{1}{x_k^*} \sin 2\alpha_0 L}{2 \sin \alpha_0 L + \frac{1}{x_k^*} \sin^2 \alpha_0 \frac{L}{2}}
\end{aligned} \tag{2.18c}$$

Dans ces expressions les grandeurs A_i et D_i sont naturellement sans dimension puisque ils représentent des rapports respectivement, entre tensions et entre courants. Il n'en est pas de même pour les grandeurs B_i et C_i ; qui mesurent respectivement, des impédances (Ω) et admittance (Ω^{-1}). Leurs valeurs par unité ($p.u$) sont définies par rapport à l'impédance caractéristique d'onde [22], [23].

$$\begin{aligned}
\dot{B}_i^* &= \frac{B_i^*}{z_C} \\
\dot{C}_i^* &= C_i^* z_C
\end{aligned} \tag{2.19}$$

avec, également,

$$x_k^* = \frac{x_k}{Z_C} \quad (2.20)$$

et pour la ligne considérée (ligne radiale),

$$Z_C = \sqrt{\frac{x_0}{b_0}} = \sqrt{\frac{l_0}{c_0}} \quad (2.21)$$

En tenant compte des matrices,

$$G = \begin{bmatrix} 1 & jx_g \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \text{ et } T = \begin{bmatrix} 1 & jx_T \\ 0 & 1 \end{bmatrix}$$

et des expressions précédentes, écrites pour $n=0.5$, les paramètres de la matrice résultante de la liaison centrale – système, se reforment comme suit,

$$A = \frac{\sin 2\alpha_0 L - 4x_g^* \sin^2 \alpha_0 L + \frac{1}{x_k^*} [x_g^* \sin 2\alpha_0 L + \frac{1}{2} (\cos \alpha_0 L - \cos 2\alpha_0 L)]}{2 \sin \alpha_0 L + \frac{1}{x_k^*} \sin^2 \alpha_0 \frac{L}{2}}$$

$$B = j \left[\frac{\sin^2 \alpha_0 L + (x_g^* + x_T^*) \sin 2\alpha_0 L - 4x_g^* x_T^* \sin^2 \alpha_0 L + \frac{1}{x_k^*} [\sin^2 \alpha_0 \frac{L}{2} \sin \alpha_0 L + \frac{(x_g^* + x_T^*)}{2} (\cos \alpha_0 L - \cos 2\alpha_0 L) + x_g^* x_T^* \sin 2\alpha_0 L]}{2 \sin \alpha_0 L + \frac{1}{x_k^*} \sin^2 \alpha_0 \frac{L}{2}} \right] \quad (2.22)$$

$$C = j \frac{4 \sin^2 \alpha_0 L - \frac{1}{x_k^*} \sin 2\alpha_0 L}{2 \sin \alpha_0 L + \frac{1}{x_k^*} \sin^2 \alpha_0 \frac{L}{2}}$$

$$D = \frac{\sin 2\alpha_0 L - 4x_T^* \sin^2 \alpha_0 L + \frac{1}{x_k^*} [x_T^* \sin 2\alpha_0 L + \frac{1}{2} (\cos \alpha_0 L - \cos 2\alpha_0 L)]}{2 \sin \alpha_0 L + \frac{1}{x_k^*} \sin^2 \alpha_0 \frac{L}{2}}$$

2.3. Effet du shunt 'K' sur les constantes de la liaison.

En règle générale, la shunt 'k' peut être de caractère inductif ou capacitif et peut prendre diverses valeurs dans l'intervalle aux limites,

$$x_k = [-\infty, +\infty]$$

où les valeurs négatives correspondent au caractère capacitif. Mais les valeurs $x_k = \pm\infty$ peuvent représenter, dans un cas réel, la présence d'un compensateur transversal (shunt) à deux branches parallèles formant un bouchon d'impédance infinie, donc de courant nul.

Pour tenir compte, des régimes capacitifs du shunt, lors des compensations par exemple, il suffit de faire précéder du signe (-) la grandeur x_k dans toutes les expressions considérées.

Toutes les valeurs en module de la grandeur x_k dans tous les cas des régimes du shunt ; réalisés (compensation et autres...) ou subis (diverses perturbations...) se situent dans l'intervalle

$$x_k = 0 \div \infty$$

où, aux limites $x_k = \infty$ correspond au régime sain de la liaison et $x_k = 0$, - à un cas de court-circuit franc triphasé d'impédance nulle.

Pour le premier cas $x_k = \infty$, les paramètres globaux de la liaison auront à partir de (2.22), respectivement, pour expressions :

$$\begin{aligned} A &= \cos \alpha_0 L - 2x_g^* \sin \alpha_0 L = f_A(x_g^*) \\ \dot{B}^* &= j \left[\frac{1}{2} \sin \alpha_0 L + (x_g^* + x_T^*) \cos \alpha_0 L - 2x_g^* x_T^* \sin \alpha_0 L \right] = f_B(x_g^*; x_T^*) \\ \dot{C}^* &= 2 \sin \alpha_0 L \\ D &= \cos \alpha_0 L - 2x_T^* \sin \alpha_0 L = f_D(x_T^*) \end{aligned} \quad (2.23)$$

Les grandeurs A , B , C et D mesurent, de manière directe, les rapports d'effets propres et mutuels des deux tensions (E , U_s) en interaction pendant les régimes ($I_2=0$, $U_s=0$), respectivement à vide (A et C) et en court-circuit (B et D) de la liaison, (**Fig.2.6**).

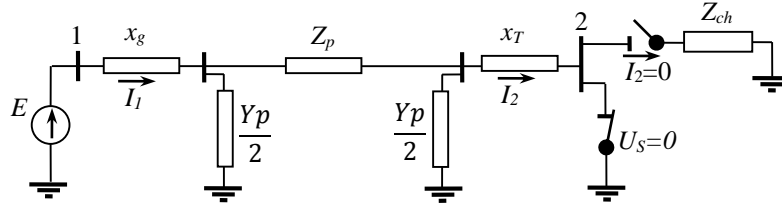


Fig 2.6 : schéma équivalent de la liaison.

Ces grandeurs sont déterminées par la structure et les composantes de la liaison.

Pour le cas spécifique $x_k = 0$ qui représente un court-circuit triphasé symétrique franc, on définit à partir de (2.22),

$$A = \frac{\cos \alpha_0 L - \cos 2\alpha_0 L + 2x_g^* \sin 2\alpha_0 L}{2 \sin^2 \alpha_0 \frac{L}{2}}$$

$$\dot{B}^* = j \frac{2 \sin^2 \alpha_0 \frac{L}{2} \cdot \sin \alpha_0 L + (x_g^* + x_T^*) (\cos \alpha_0 L - \cos 2\alpha_0 L) + 2x_g^* x_T^* \sin 2\alpha_0 L}{2 \sin^2 \alpha_0 \frac{L}{2}}$$
(2.24)

$$\dot{C}^* = -j \frac{\sin 2\alpha_0 L}{\sin^2 \alpha_0 \frac{L}{2}}$$

$$D = \frac{\cos \alpha_0 L - \cos 2\alpha_0 L + 2x_T^* \sin 2\alpha_0 L}{2 \sin^2 \alpha_0 \frac{L}{2}}$$

Les expressions (2.23) et (2.24) permettent de décrire l'état de fonctionnement de la liaison aux conditions limites, quand respectivement, $x_k = \infty$ et $x_k = 0$. Pour tout autre régime les constantes d'état de la liaison, sont déterminées conformément (2.22) comme,

$$\pi = f_\pi(x_g, x_T, x_k) \quad (2.25)$$

où π représente respectivement A, B, C et D.

Les allures graphiques de ces relations sont montré sur la **figure 2.7** pour trois longueurs de ligne (L=600, 800, 1000 km).

On constate immédiatement, que pour une certaine valeur du shunt, la grandeur 'A' change de sens de variation. Cette valeur représente, donc, un changement d'état important de la liaison.

La même observation peut être faite à propos de la grandeur D mais pour des valeurs différentes de x_k , par la mesure de la différence entre x_g^* et x_T^* , puisque l'égalité $x_g^* = x_T^*$ implique celle de $A=D$.

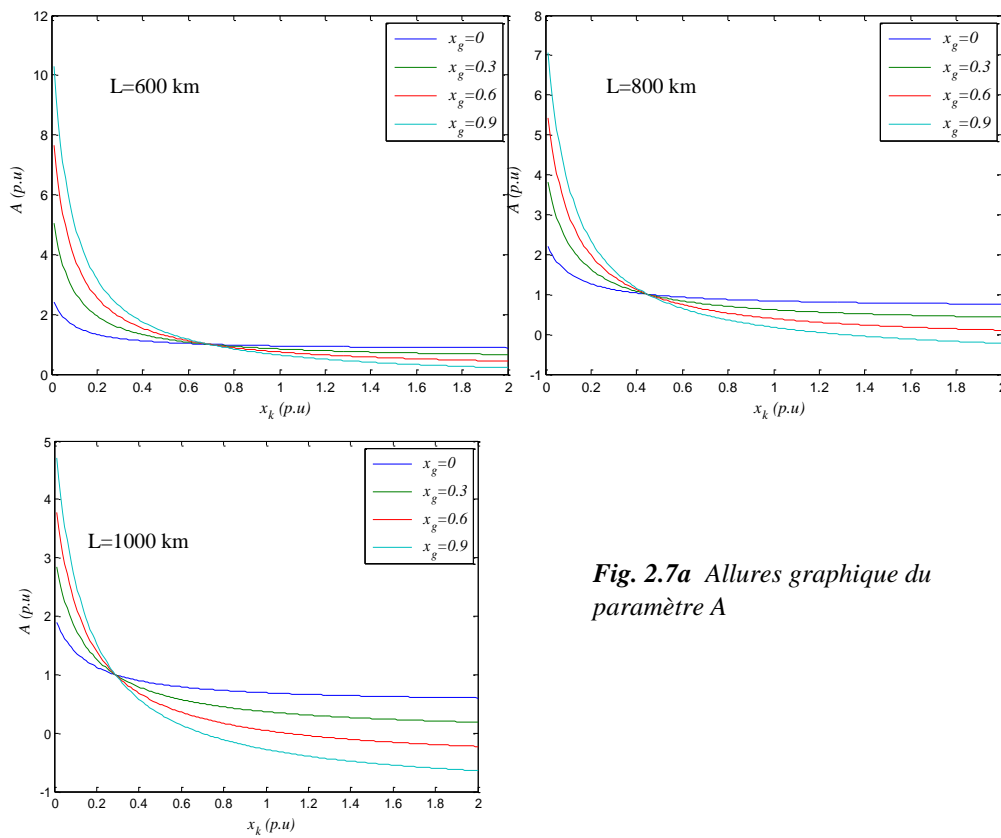


Fig. 2.7a Allures graphique du paramètre A

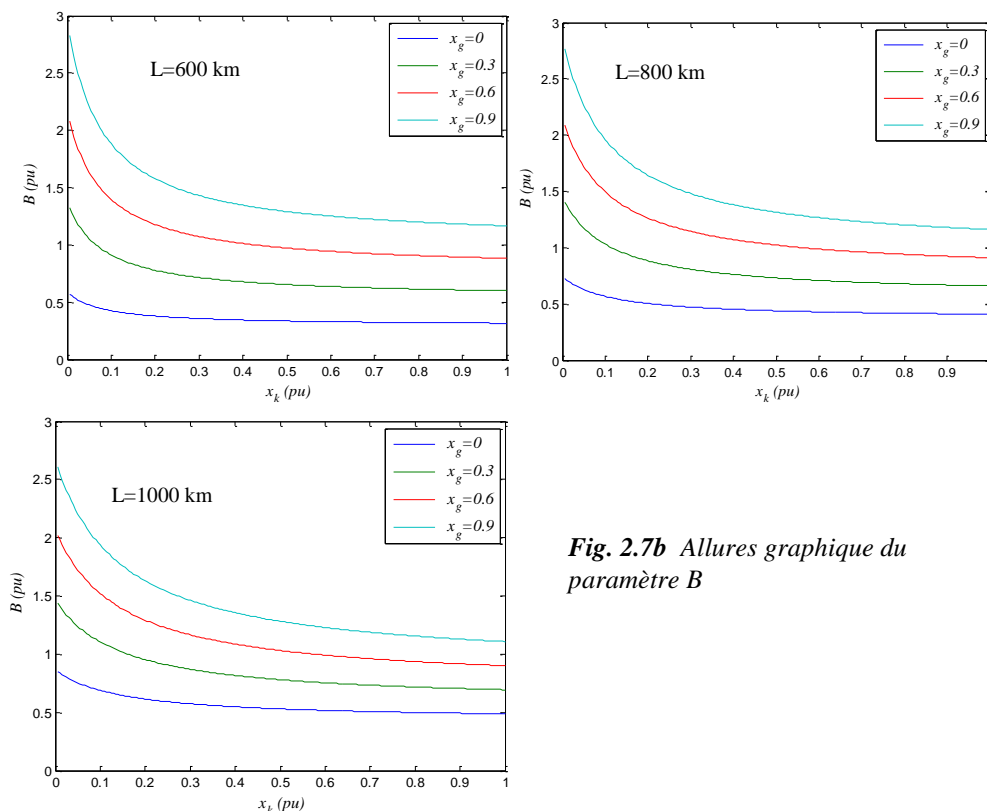


Fig. 2.7b Allures graphique du paramètre B

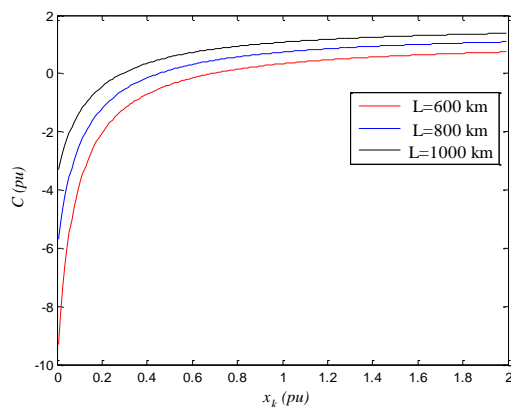


Fig. 2.7c. Allures graphique du paramètre C.

Le paramètre ‘C’ ne dépend pas du shunt et ne dépend pas de x_g^* et x_T^* , puisque le courant du générateur et celui aboutissant au système sont les mêmes que ceux respectifs aux extrémité de la ligne (**Fig.2.5, 6**). Contrairement au paramètre ‘C’, la grandeur ‘B’ qui représente en fait, l’impédance de la liaison, donc d’impact déterminant quant à la capacité de transport et de stabilité de la liaison, dépend, pour des longueurs de lignes données, de x_g^* , x_k^* et x_T^* . Du fait que les grandeurs A, B, C et D déterminent les pondérations des rapports d’effets, pendant

les régimes de la liaison, il est nécessaire de définir les caractéristiques spécifiques du changement d'état de cette dernière. En effet, de l'expression (2.22), on définit que :

$$\frac{dA}{dx_g^*} = 0$$

donne,

$$x_k^* = \frac{1}{2} \operatorname{ctg}(\alpha_0 L) \quad (2.26)$$

Ce qui permet d'obtenir, pour cette valeur, (**Fig.2.7**)

$$A = 1 \quad (2.27)$$

Quelque soit x_g ; et analogiquement $D = 1$ quelque soit x_T . Pour toutes les autres valeurs de x_k ; $A \neq D$ tant que $x_g \neq x_T$.

Ainsi peut-on affirmer que l'installation d'un shunt x_k de valeur déterminée par l'expression (2.26) permet de compenser entièrement les courants de déplacement capacitifs de la liaison ; puisque l'égalité (2.27) signifie qu'en régime à vide ($I_2 = 0$), $U_1 = U_2$. Pour cette valeur caractéristique du shunt, il serait intéressant d'évaluer les implications sur les autres grandeurs. Comme la grandeur 'C' ne dépend pas de x_g^* et x_T^* sa valeur sera nulle ($C=0$) en raison de la compensation totale entre la capacité de la ligne et le shunt. En fait pour le shunt déterminé où $A = D = 1$ quelque soit x_g et x_T , $C = 0$ et $B \neq 0$, les équations de la liaison se réécrivent comme suit :

$$\begin{aligned} \dot{E} &= \dot{U}_s + \dot{B}I_2 \\ \dot{I}_1 &= \dot{I}_2 \end{aligned}$$

L'égalité $D = A = 1$ se traduit par $I_1 = I_2$ dans le cas d'un court-circuit à l'extrémité de la liaison ($U_s = 0$). Ce que signifie que, dans ce régime, la valeur déterminée de x_k réalise en fait un bouchon transversal. Dans cet état la grandeur B peut être déterminée à partir de l'expression (2.22). En effet, en insérant (2.26) dans (2.22), on peut facilement déduire :

$$\dot{B}^* = j \left[x_g^* + x_T^* + \operatorname{tg}(\alpha_0 \frac{L}{2}) \right] \quad (2.28)$$

Cette dernière expression, montre clairement que le shunt x_k fera de la ligne une simple réactance de valeur,

$$\dot{Z}^* = jx_L^* = j\text{tg}(\alpha_0 \frac{L}{2}) \quad (2.29)$$

dépendante uniquement de la longueur de la ligne. La représentation graphique des expressions (2.26) et (2.28) donne un meilleur aperçu de ces dernières. (**Fig.2.8**).

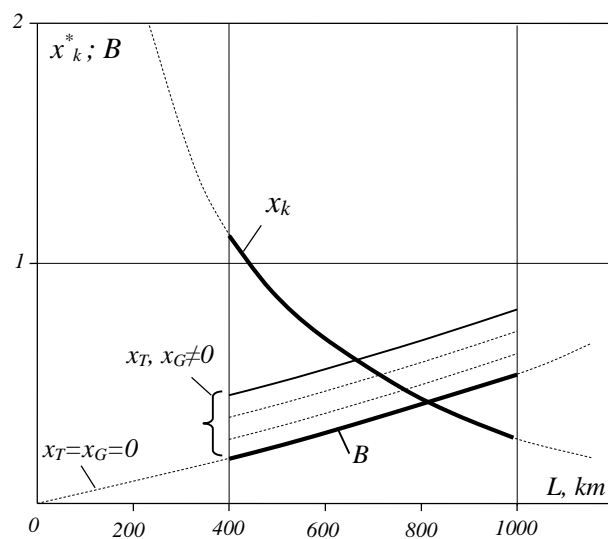


Fig.2.8. Valeurs caractéristiques du shunt « x_k » et de l'impédance de liaison « B » pour $A=1$ et différentes longueurs de ligne.

2.4. Caractéristiques de puissances.

La puissance réactive à l'extrémité de la ligne s'exprime [24] :

$$Q_2^* = -\frac{A}{B^*} + \sqrt{\left(\frac{k_U}{B^*}\right)^2 - P_2^{*2}} \quad (2.30)$$

En tenant compte d'une certaine marge de stabilité mesurée par,

$$m = \frac{P_2^*}{P_m^*} < 1$$

on peut réécrire,

$$Q_2^* = P_m^* \left(\sqrt{1-m^2} - \frac{A}{k_u} \right) \tag{2.31}$$

où $P_m^* = \frac{k_u}{B^*}$ Limite maximale de la caractéristique de la puissance.

Les grandeurs A et B sont déterminées par (2.22). Mais si on limite la liaison simplement à la ligne, ($x_g = x_r = 0$), ces expressions se réduisent à la forme simple, respectivement, pour $x_k = x_k(A=1)$ et $x_k = \infty$;

$$A = 1 ; \quad B^* = \text{tg} \alpha_0 \frac{L}{2} .$$

et

$$A = \cos \alpha_0 L ; \quad B^* = \frac{1}{2} \sin \alpha_0 L$$

Tab. 2.1. Valeurs numériques des paramètres du régime

		$x_k^*(A=1)$				$x_k^* = \infty$				
k_u	L, km	400	600	800	1000	400	600	800	1000	
1	P_m^*	4.7046	3.0777	2.2460	1.7321	4.9172	3.4026	2.6913	2.3094	
1.1		5.1751	3.3855	2.4706	1.9053	5.4089	3.7429	2.9604	2.5403	
1	P_{2c}^*	0.8	3.7637	2.4621	1.7968	1.3856	3.9337	2.7221	2.1530	1.8475
		0.6	2.8228	1.8466	1.3476	1.0392	2.9503	2.0416	1.6148	1.3856
1.1	P_{2c}^*	0.8	4.1401	2.7084	1.9765	1.5242	4.3271	2.9943	2.3683	2.0323
		0.6	3.1051	2.0313	1.4824	1.1432	3.2453	2.2457	1.7762	1.5242
1	Q_2^*	0.8	-1.881	-1.231	-0.898	-0.692	-1.541	-0.711	-0.186	0.2309
		0.6	-0.941	-0.615	-0.449	-0.346	-0.558	-0.031	0.3522	0.6928
1.1	Q_2^*	0.8	-1.599	-1.046	-0.764	-0.589	-1.247	-0.507	-0.025	0.3695
		0.6	-0.565	-0.369	-0.269	-0.208	-0.165	0.2415	0.5675	0.8776
1	Q_{2c}^*	0.8	2.8819	2.2311	1.8984	1.6928	2.5418	1.7112	1.1860	0.7691
		0.6	1.9409	1.6155	1.4492	1.3464	1.5583	1.0307	0.6478	0.3072
1.1	Q_{2c}^*	0.8	2.5996	2.0464	1.7637	1.5889	2.2467	1.5070	1.0246	0.6305
		0.6	1.5646	1.3693	1.2695	1.2078	1.1649	0.7585	0.4325	0.1224
$Q_{C.2}^* = Q_{ch}^* - Q_2^* = 1 - \left(\sqrt{1-m^2} - \frac{A}{k_u} \right) P_m^*$										
$A=1; \quad P_m^* = \frac{k_u}{\text{tg} \alpha_0 \frac{L}{2}}$					$A = \cos \alpha_0 L ; \quad P_m^* = \frac{2k_u}{\sin \alpha_0 L}$					
1	Q_{2c}^*	0.8	$Q_{C2} = 0$ (A.Vide: $P_{ch}=Q_{ch}=Q_2=0; k_u=A=1$)			0.575	0.351	0.11	-0.1507	

On en déduit respectivement,

$$P_m^* = \frac{k_U}{B^*} = \frac{k_U}{\operatorname{tg} \alpha_0 \frac{L}{2}}$$

$$P_m^* = \frac{k_U}{B^*} = \frac{2k_U}{\sin \alpha_0 L}$$

Ces dernières expressions sont représentées graphiquement sur les *figures 2.9, a, b* pour différentes longueurs de lignes, sous réserve de $m = 0.6 \div 0.8$; pour $k_U = 1 \div 1.1$ et pour les deux régimes $x_k = \infty$ et $x_k (A = 1)$ [25]-[27].

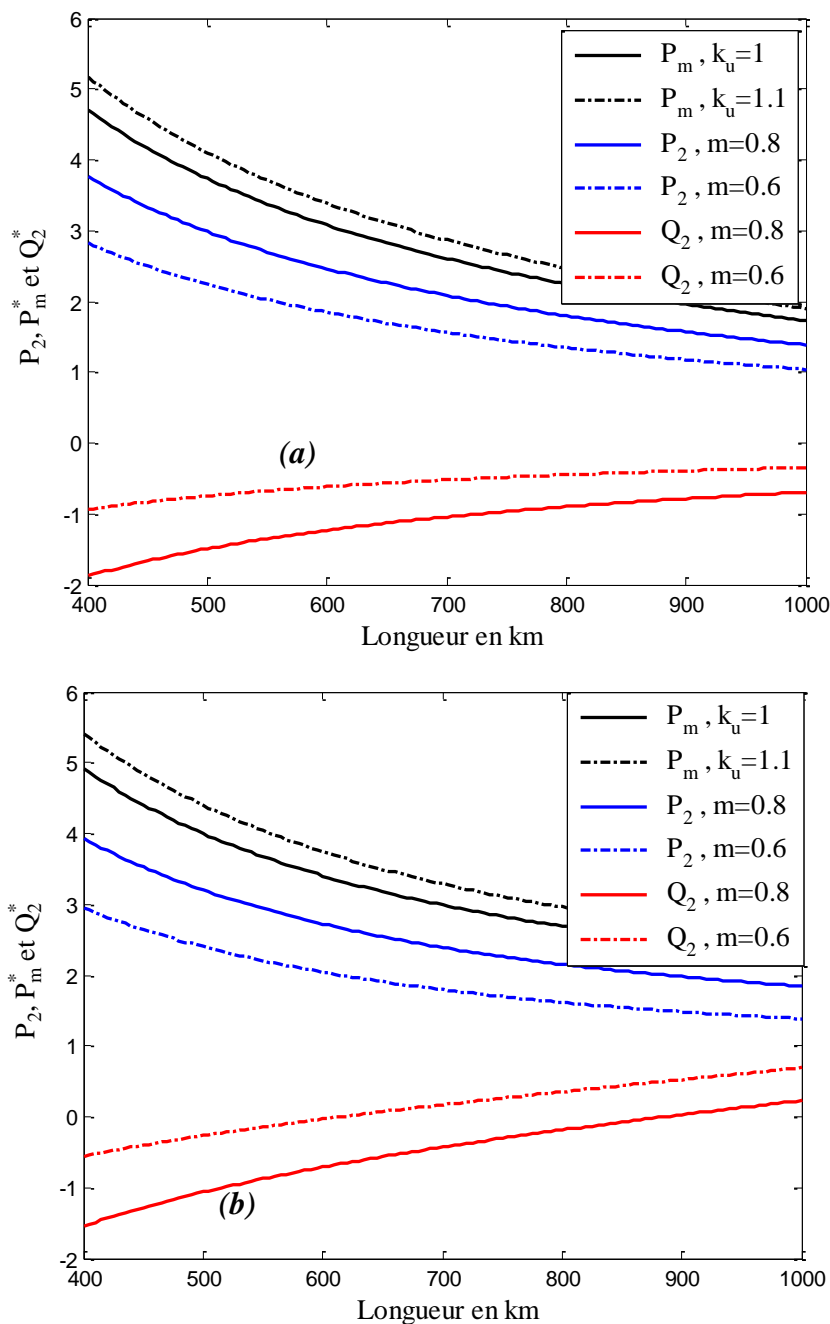


Fig. 2.9. Puissances au bout de la ligne en présence du shunt au milieu de la ligne. a. $-x_k (A=1)$; b. $-x_k = \infty$.

On y représente, également, les puissances réactives correspondantes nécessaires à réaliser au bout de la ligne (**voir tableau 2.1**).

On constate que pour les lignes de plus grandes longueurs, la puissance limite et, par conséquent, celle à transmettre, diminuent. La présence du shunt $x_k (A=1)$ diminue la capacité de transport en impliquant une nécessité de plus de compensation du réactif au bout de la ligne, (**Fig. 2.10**) ; mais, en contre partie, joue le rôle de régulateur en maintenant égales les tensions

sur les deux bouts de la ligne en régime à vide et sans aucune compensation à son extrémité (Fig. 2.10, b).

Les différends comparatifs sont d'autant plus importants que la ligne est plus longue, (Fig. 2.11, 12).

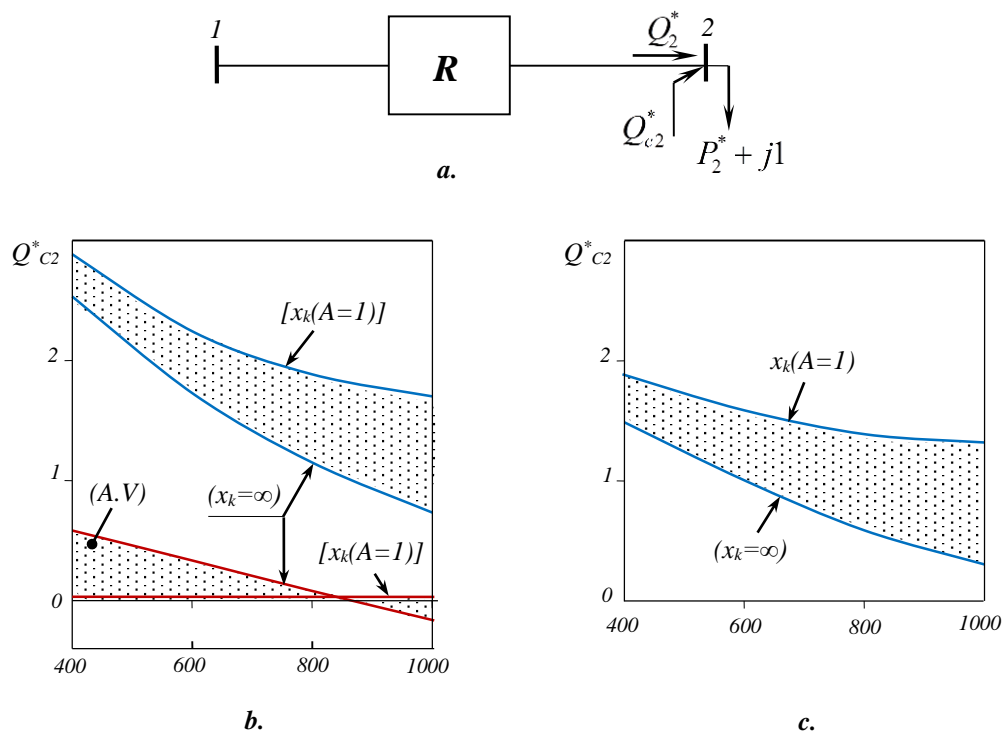


Fig.2.10. Différend de compensation 'écart entre présence et absence du shunt pour $k_u = 1$. a. - $P_2^* = 60\%$; b. - $P_2^* = 80\%$.

Pour une ligne idéale de longueur donnée, la relation $Q_2 = f(P_2)$ définie par l'expression (2.31) est de forme circulaire.

L'expression (2.31) permet de réécrire :

en posant , $m = P_2 / P_m$

$$Q_2^* = (\sqrt{1-m^2} - \frac{A}{k_u}) \frac{1}{m} P_2^* = f(P_2^*) \tag{2.32}$$

et en posant $m=1$

$$Q_2^* = -\frac{A}{k_u} P_m^* = f(P_m^*) \tag{2.33}$$

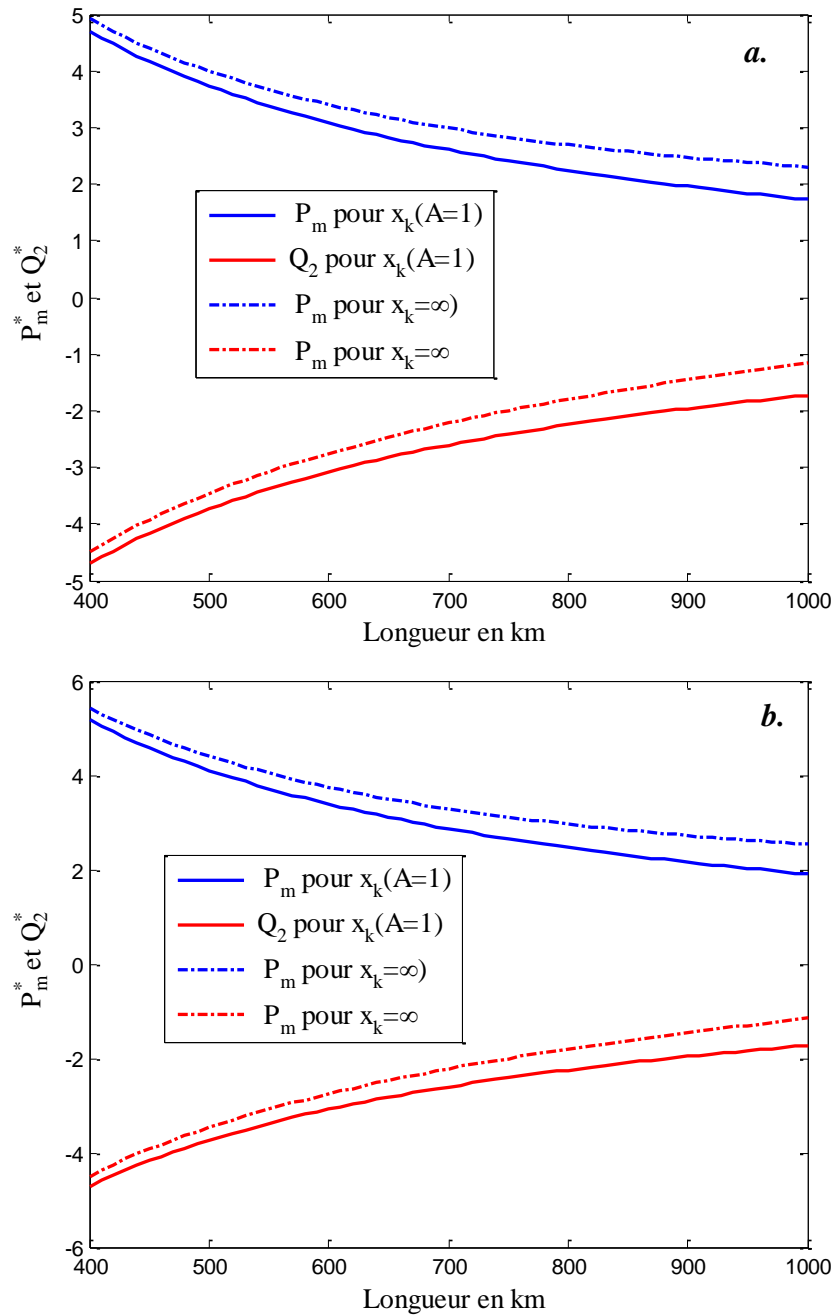


Fig. 2.11. Différend en puissance de ligne, respectivement, active maximale. P_m^* et réactive Q_2^* . a.- $ku=1$; b.- $ku=1,1$

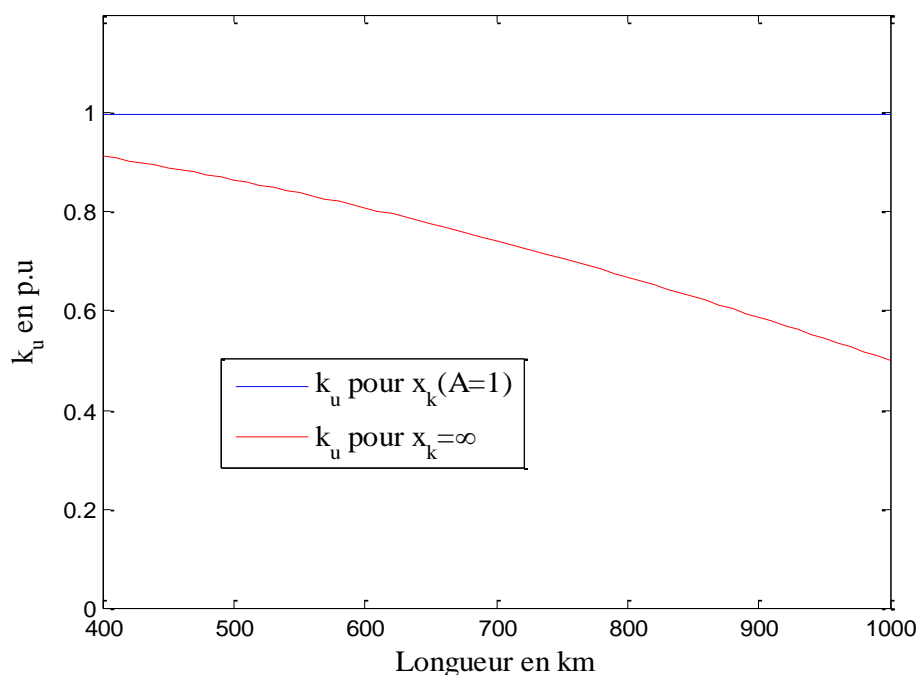


Fig.2.12. Différend en écart de tension en régime à vide entre les cas $x_k(A=1)$ et $x_k = \infty$.

Ces dernières expressions donnent, respectivement,

pour $x_k^*(A=1)$

$$Q_2^* = \left(\sqrt{1-m^2} - \frac{1}{k_u} \right) \frac{1}{m} P_2^* = f(P_2^*) \quad (2.34)$$

$$Q_2^* = -\frac{1}{k_u} P_m^* = f(P_m^*)$$

et pour $x_k^* = \infty$

$$Q_2^* = \left(\sqrt{1-m^2} - \frac{A}{k_u} \right) \frac{1}{m} P_2^* = f(P_2^*) \quad (2.35)$$

$$Q_2^* = -\frac{A}{k_u} P_m^* = f(P_m^*)$$

La forme graphique des expressions (2.34) et (2.35) est donnée sur les **figures 2.13, 14** où, conformément aux équations (2.34) et (2.35), P_m varie dans l'intervalle respectif,

Pour $x_k(A=1)$ et $x_k = \infty$

$$P_m^* = \left(\frac{1}{\operatorname{tg} \alpha_0 \frac{L_1}{2}} \div \frac{1}{\operatorname{tg} \alpha_0 \frac{L_2}{2}} \right) k_u$$

$$P_m^* = 2 \left(\frac{1}{\sin \alpha_0 L_1} \div \frac{1}{\sin \alpha_0 L_2} \right) k_u$$

En présence du shunt $x_k (A=1)$, la relation (2.34) est parfaitement linéaire, puisque $A=1$, (**Fig. 2.9**). Inversement en l'absence du shunt, cette relation (2.35) est non linéaire, du fait que A est une fonction trigonométrique de ' l ', (**Fig. 2.10**). Dans le deuxième cas, quand $k_u=1$, toutes les caractéristiques font intersection dans le même point. Ce dernier est caractérisé par la puissance $S_2 = 2 + j0$, quelque soit la longueur. Ce point représente le régime naturel (caractéristique) de la liaison, dans lequel l'impédance de la charge est égale à l'impédance d'onde et, donc,

$$P_2 = 2P_{2,1} = 2P_C$$

autrement,

$$\frac{P_2}{P_C} = P_2^* = 2$$

où, $P_{2,1}$ - Puissance de l'une de deux lignes parallèles ; P_C - Sa puissance naturelle.

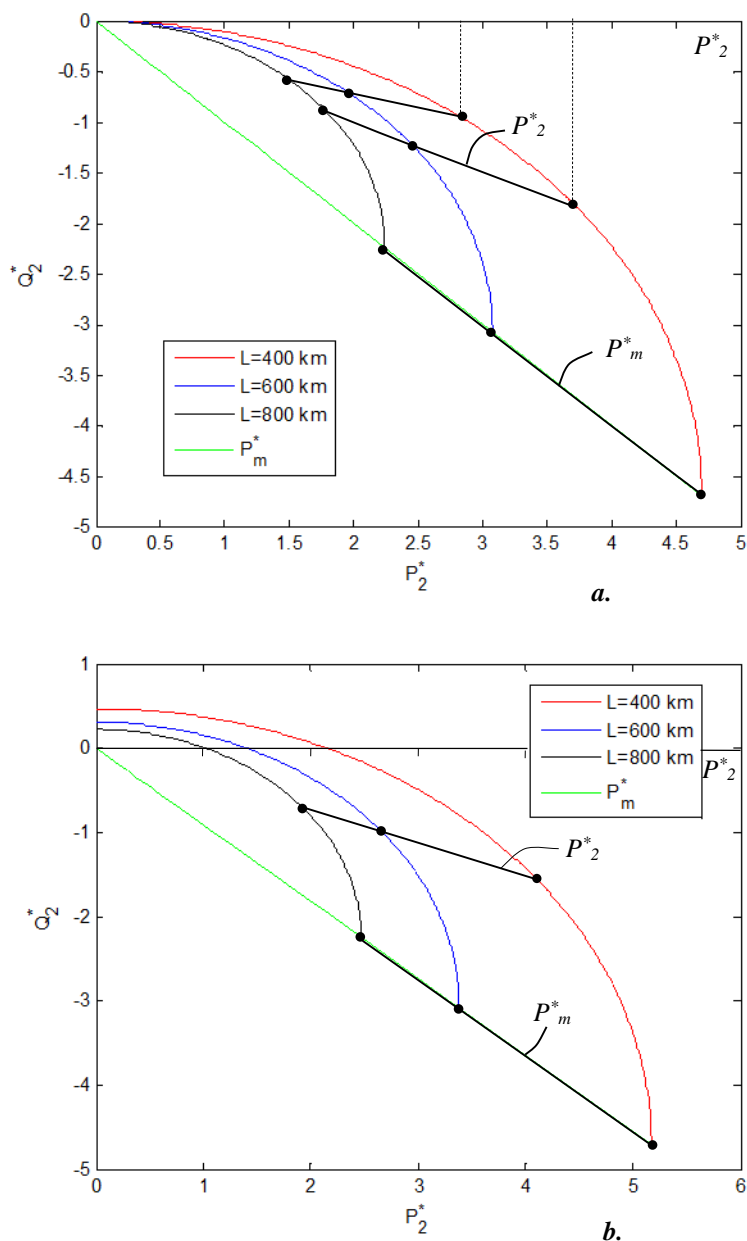


Fig.2.13. Relation entre puissance de transit, puissance limite et puissance réactive à réaliser $k_u = 1$ (a) et $k_u = 1,1$ (b) en présence du shunt [$x_k (A=1)$] et pour différentes longueurs.

Sur le graphique de la **figure 2.14**, on porte les valeurs limites de la puissance active correspondantes aux cas considérés pour différentes lignes et dans un cas général.

Ces caractéristiques expriment, en fait, les puissances réactives nécessaires à réaliser au bout de la ligne conformément aux conditions $k_u = 1 \div 1,1$ en fonction des puissances actives limites. On peut constater la différence, en capacité de transport et en puissance réactive de la ligne, entre les deux cas. On déduit, de même, qu'en présence d'un shunt $x_k (A = 1)$, une ligne

de longueur 1000 km se comportera comme un bouchon à tous transferts d'énergie ($Q_2 = P_2 = 0$) contrairement au cas de son absence. Pour une meilleure lecture, on reporte sur le même graphique (*figure 2.14, 15*) l'allure qualitative de $P_m = f(l)$ pour les deux cas et conformément aux relations (2.34) et (2.35).

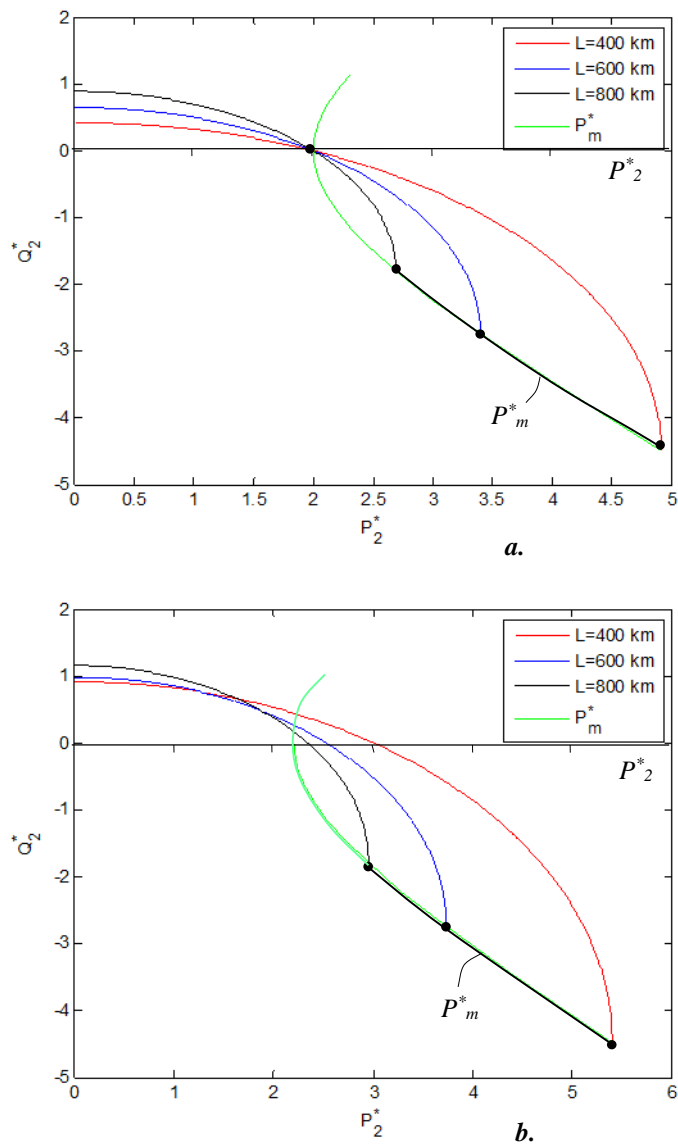
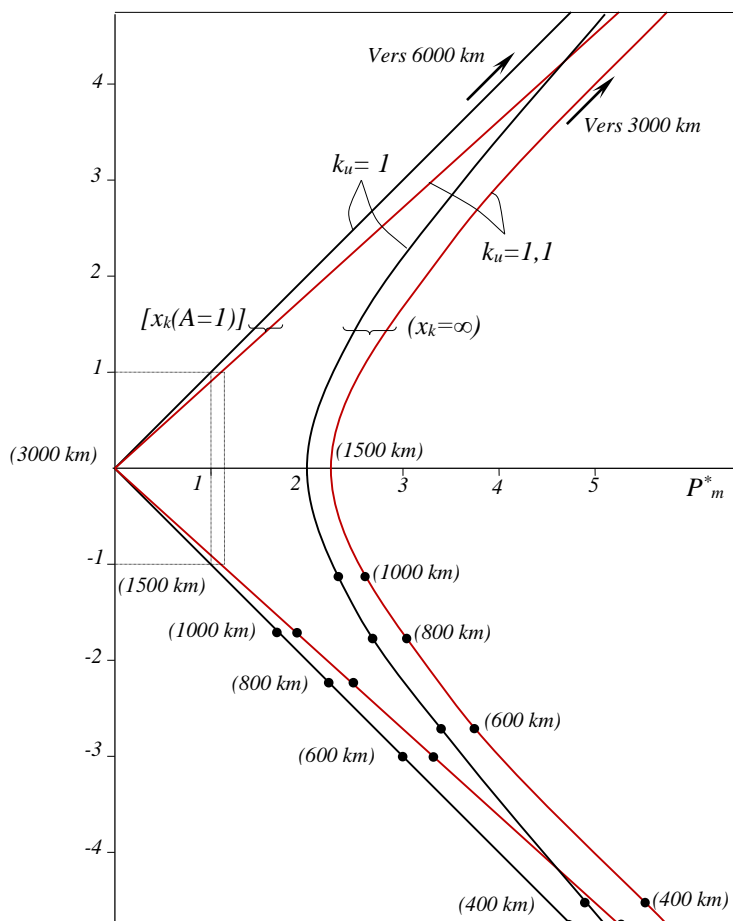
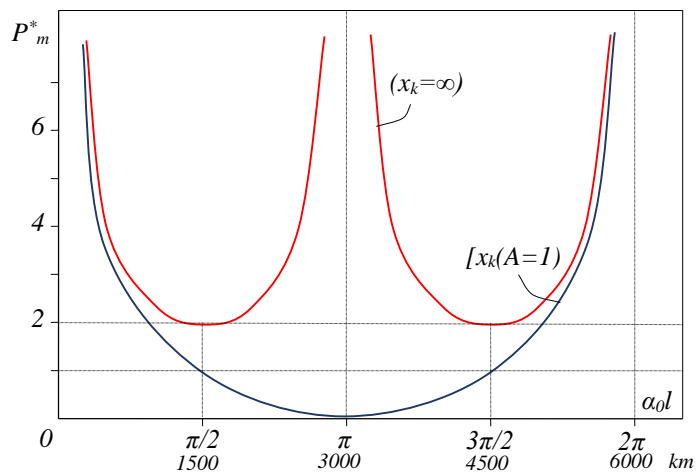


Fig.2.14. Relation entre puissance de transit, puissance limite et puissance réactive à réaliser $k_u=1$ (a) et $k_u=1,1$ (b) en l'absence du shunt ($x_k = \infty$) et pour différentes longueurs.



a.



b.

Fig.2.15. Différend comparatif entre puissances limites en présence et en absence du shunt pour lignes de différente longueur . a.- en fonction de la longueur ($k_u=1$) ; b.- en fonction de la puissance réactive Q_2^* ($k_u=1 ; 1,1$).

Chapitre 3. Conditions d'équivalence entre deux états d'une liaison électrique.

3.1. Impédance de la liaison.

La grandeur B est définie par l'impédance de la liaison, donc représente un paramètre descriptif déterminant de la capacité de transport et de la stabilité de la liaison en cas de perturbation impliquée, par exemple, par l'élément 'K' transversal [28], [29]. De ce fait, il est utile d'analyser et de quantifier les variations paramétriques $B = f(x_g, x_T, x_k, n)$ de cette grandeur, suite à diverses éventuelles perturbations 'K', pour en extraire les particularités spécifiques et, par suite, les relations requises pour une meilleure gestion de la liaison.

A partir des expressions (2.22), on peut représenter,

$$B^* = j \frac{ax_k^* + b}{cx_k^* + c} \quad (3.1)$$

où : a, b, c et d .- Constantes déterminées par les paramètres x_g, x_T et n .

La dérivation de l'équation (3.1) par rapport à x_k^* permet de déterminer les diverses relations paramétriques correspondantes aux valeurs extrémales de B .

On définit, en effet, après dérivation, que ces valeurs extrémales correspondent à la relation paramétrique,

$$ad - bc = 0 \quad (3.2)$$

En tenant compte de (2.22), cette expression se réduit à la forme,

$$a_T x_T + a_g x_g + a_{T,g} x_T x_g + a_0 = 0 \quad (3.3)$$

avec,

$$a_T = \sin 2\alpha_0 L \cdot \sin(1-n)\alpha_0 L \cdot \sin n\alpha_0 L + \\ + \sin \alpha_0 L \cdot \cos 2\alpha_0 L - \sin \alpha_0 L \cdot \cos 2n\alpha_0 L = f_T(n)$$

$$a_g = \sin 2\alpha_0 L \cdot \sin(1-n)\alpha_0 L \cdot \sin n\alpha_0 L + \\ + \sin \alpha_0 L \cdot \cos 2\alpha_0 L - \sin \alpha_0 L \cdot \cos 2(1-n)\alpha_0 L = f_g(n)$$

$$a_{T.g} = -2 \left[2 \sin^2 \alpha_0 L \cdot \sin(1-n)\alpha_0 L \cdot \sin n\alpha_0 L + \sin \alpha_0 L \cdot \sin 2\alpha_0 L \right] = f_{T.g}(n)$$

$$a_0 = -\sin^2 \alpha_0 L \cdot \sin(1-n)\alpha_0 L \cdot \sin n\alpha_0 L = f_0(n)$$

En supposant que $x_T = 0$, par exemple quand la ligne et le système ont la même tension nominale, l'égalité (3.3) se réduit à la forme simple, en donnant les valeurs requises suivantes,

$$x_g^*(n) = -\frac{a_0}{a_g}$$

De même, dans le cas où le générateur est équipé de moyen de contrôle robuste (réglage forcé) où on peut considérer que $x_g = 0$, on peut définir,

$$x_T^*(n) = -\frac{a_0}{a_T}$$

En règle générale, la réactance du complexe «Générateur-transformateur», peut prendre diverses valeurs pour divers cas de réglage. On peut, en fait, par un moyen de réglage adéquat déterminé (forcé) maintenir, aux borne de l'élément «G», la tension constante. Ce qui permet, dans ce cas, de considérer, objectivement, que $x_g^* = 0$. Dans les autres cas du régime du générateur, la réactance x_g^* peut prendre diverses valeurs. Pour saisir ses effets, dans un plus large intervalle de variations, on considère que cette réactance, peut atteindre l'unité en valeur par unité (**p.u**) de l'impédance d'onde. Ainsi, pour un intervalle de contrôle allant d'un cas de générateur non réglable à celui de générateur réglable par forçage, la réactance x_g^* variera, respectivement, dans l'intervalle,

$$x_g^* = 1 \div 0 \quad (3.4)$$

La réactance du transformateur de la liaison peut être déterminée à partir de ses caractéristiques nominales et de sa charge nominale. En effet, la charge nominale d'un transformateur représente en général,

$$S_{ch} = (0,6 \div 0,7)S_N$$

La réactance étant défini comme,

$$x_T = \Delta U_{cc} \frac{U_N^2}{S_N}$$

alors,

$$x_T = (0.6 \div 0.7)S_N \Delta U_{cc} \frac{U_N^2}{S_N}$$

En divisant les deux membres de l'égalité par l'impédance d'onde et en prenant la puissance caractéristique correspondante $P_C = U_N^2 / Z_C$ comme valeur de base des puissances, et $U_S = U_N$, on obtient,

$$x_T^* = (0.6 \div 0.7) \frac{\Delta U_{CC}^*}{S_{ch}^*} \quad (3.5)$$

Les expressions (3.4) et (3.5) définissent l'ordre de grandeur de x_g et de x_T en fonction des états de régime et des valeurs de leurs paramètres.

Dans l'intervalle $[0, \infty]$ de variation du shunt x_k , on peut définir tout un spectre de valeurs spécifiques relatives à divers régimes normaux, à diverses perturbations, à diverses installations de contrôle et de régulation. En faisant varier, donc, le shunt dans cet intervalle, on peut saisir tous les cas possibles des effets des circuits transversaux sur la liaison.

3.2. Sensibilité de la variation de l'impédance.

Les expressions (2.23) et (2.24), déduites des cas limites, respectivement, $x_k = \infty$ et $x_k = 0$ définissent des caractéristiques intéressantes. En effet, la relation d'effet de la grandeur B , paramètre d'impact sur la stabilité et la capacité de transport de la liaison, avec les éléments de la liaison, est largement compromise par l'introduction du shunt ' K ', (*Fig. 3.1*). Pour $x_k =$

0, la grandeur B varie, en fonction de la réactance x_T , dans de plus larges limites par rapport au cas où $x_k = \infty$. Pour estimer la sensibilité de cette variation, on définit à partir de (2.22),

Pour $x_k = 0$,

$$\begin{aligned}\frac{dB^*}{dx_T^*} &= \frac{\cos \alpha_0 L - \cos 2\alpha_0 L + 2x_g^* \sin 2\alpha_0 L}{2\sin^2 \alpha_0 \frac{L}{2}} \\ \frac{dB^*}{dx_g^*} &= \frac{\cos \alpha_0 L - \cos 2\alpha_0 L + 2x_T^* \sin 2\alpha_0 L}{2\sin^2 \alpha_0 \frac{L}{2}}\end{aligned}\quad (3.6)$$

Pour $x_k = \infty$,

$$\begin{aligned}\frac{dB^*}{dx_T^*} &= \frac{\sin 2\alpha_0 L - 4x_g^* \sin^2 \alpha_0 L}{2\sin \alpha_0 L} \\ \frac{dB^*}{dx_g^*} &= \frac{\sin 2\alpha_0 L - 4x_T^* \sin^2 \alpha_0 L}{2\sin \alpha_0 L}\end{aligned}\quad (3.7)$$

Si les grandeurs x_g et x_T varient par des quantités égales, alors,

$$\frac{dB^*}{dx_g^*} = \frac{dB^*}{dx_T^*}$$

Il est de même intéressant de remarquer que,

$$\frac{dB^*}{dx_g^*} = \frac{dB^*}{dx_T^*} = A = D$$

Ce qui permet d'observer que la sensibilité de la grandeur B aux variations de x_g et de x_T est directement mesurée par les constantes A et D .

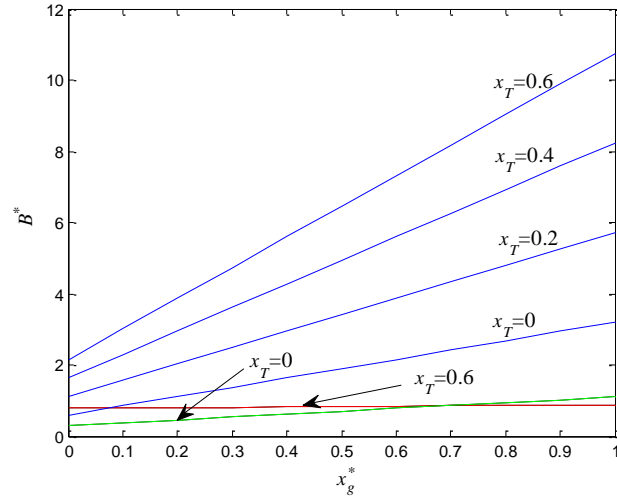


Fig. 3.1. Variation de $B(x_g)$ pour différentes valeurs de x_T .

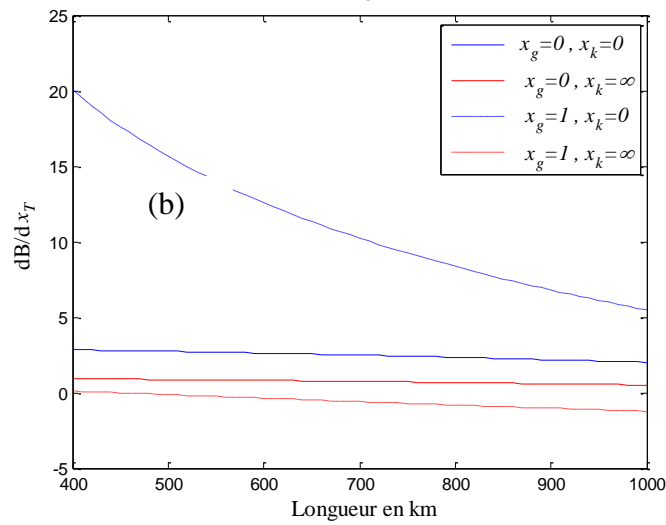
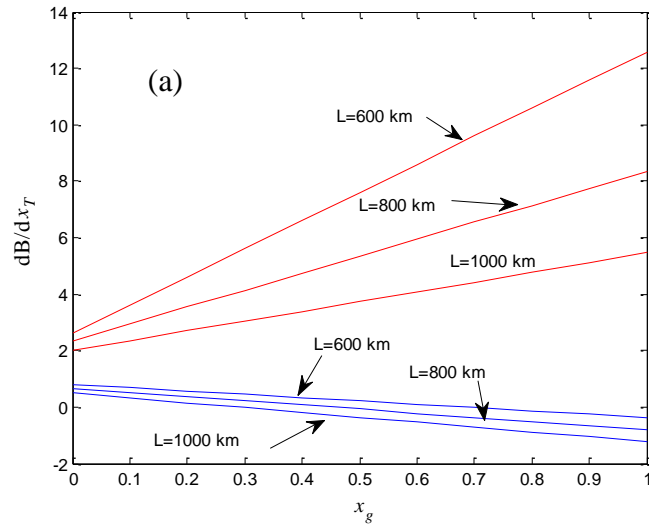


Fig.3.2. Sensibilité de variation $dB/dx_T(x_g, L)$.
a.- Pour différents L ; b.- Pour différentes x_g .

De même, on peut relever que,

$$\frac{d\left(\frac{dB^*}{dx_T^*}\right)}{dx_g^*} = \frac{dA}{dx_g^*} = \frac{dD}{dx_T^*} = -C^*$$

La grandeur C mesure la sensibilité de variation de A et B par rapport à celle respectivement de x_g et de x_T .

On représente, sur la **figure 3.2**, graphiquement la sensibilité de variations de B , conformément aux expressions (3.6) et (3.7). On en déduit que le degré de variation de B est, non seulement, déterminée par les paramètres x_g et de x_T ; mais il est fortement caractérisé par le shunt x_k . On constate, en effet, que, dans le cas d'un court-circuit triphasé franc, une faible variation de x_g et de x_T implique une forte variation de B ; ce qui est nettement différent, en quantité, voir même en sens, par rapport au cas $x_k = \infty$.

Ce fait est particulièrement important, pendant les perturbations fortes, quand il serait nécessaire de relever la réserve de stabilité dynamique par la diminution de l'impédance de liaison, donc de B . Cette réserve en contrôle pendant les régimes transitoires est d'autant plus possible que les générateurs et les postes de transformations sont équipés, en règle générale, par des moyens de réglage de leurs paramètres électriques.

De l'analyse découle, également, que pour des portées de transfert plus grandes, cette sensibilité est fortement atténuée pour les plus petites valeurs de x_k , voire quand $x_k = 0$ et dans une moindre mesure pour le cas $x_k = \infty$ (**Fig. 3.2**). Ainsi, l'impact de la variation des paramètres électriques de la liaison sur la constante B est fortement déterminant dans le cas de la perturbation $x_k = 0$.

3.3. Relations paramétriques.

Des expressions (2.23) et (2.24) on peut définir, respectivement, pour $x_k = \infty$,

$$x_T^* = \frac{2B^* \sin \alpha_0 L - \sin^2 \alpha_0 L - x_g^* \sin 2\alpha_0 L}{\sin 2\alpha_0 L - 4x_g^* \sin^2 \alpha_0 L} = f(x_g^*, B^*) \quad (3.8)$$

et pour $x_k = 0$

$$x_T^* = \frac{2 \sin^2 \alpha_0 \frac{L}{2} (B^* - \sin \alpha_0 L) - x_g^* (\cos \alpha_0 L - \cos 2\alpha_0 L)}{\cos \alpha_0 L - \cos 2\alpha_0 L + 2x_g^* \sin 2\alpha_0 L} = f(x_g^*, B^*) \quad (3.9)$$

Ces deux dernières expressions permettent de déterminer les valeurs adéquates de x_g et x_T pour atteindre différentes valeurs requises B de liaison. Cette proposition est graphiquement représentée sur la **figure 3.3** pour $L=600$ km et pour différentes valeurs de B ; soit, pour $x_g^* = 0 \div 1$ et $B^* = 0.5 \div 1.5$.

Tab. 3.1 : Valeurs de x_T^* pour $L=600$ km

L=600km						
x_g^*	$x_k = 0$			$x_k = \infty$		
	B			B		
	0.5	1	1.5	0.5	1	1.5
0	-0.0334	0.1574	0.3484	0.2548	0.8725	1.49
0.1	-0.0966	0.0415	0.1799	0.1811	0.9042	1.6273
0.2	-0.1325	-0.0242	0.084	0.0772	0.9484	1.8197
0.25	-0.1453	0.0474	0.0505	0.0075	0.978	1.948
0.5	-0.1838	-0.1180	-0.0522	-0.8968	1.363	3.624
0.6	-0.193	-0.134	-0.0766	-2.6940	2.1287	6.9515
0.75	-0.2033	-0.1538	-0.1042	5.5140	-1.3672	-8.2485
1	-0.215	-0.1754	-0.1356	1.6448	0.28	-1.083

Pour une meilleure performance de la liaison, il est nécessaire de déterminer et d'installer les relations adéquates entre x_g et x_T qui permettent d'atteindre les valeurs requises correspondantes de l'impédance B de liaison. Dans ce sens, pour une ligne de longueur donnée (par exemple $L=600$ km), moyennant une variation dépendante non restrictive des paramètres x_g et x_T , on peut atteindre diverses valeurs de B et dans de larges limites, (**Fig. 3.3**). Plus on impose une restriction sur le paramètre x_T plus on restreint les possibilités de contrôle de B .

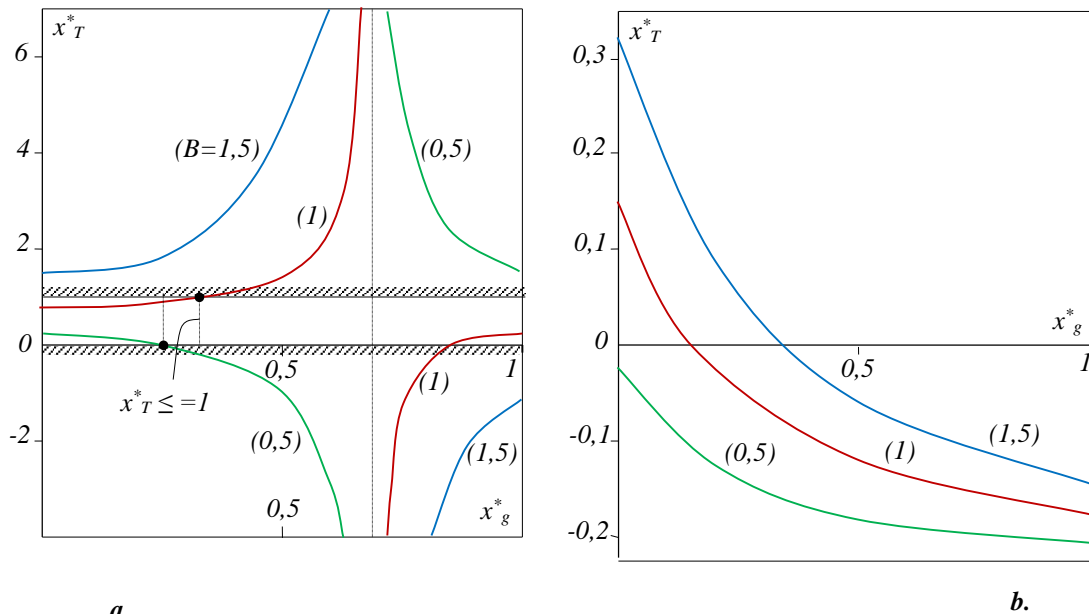


Fig.3.3. Caractéristique $x_T(x_g)$ pour des valeurs de B à atteindre ; $L=600$ km . a.- $x_k = \infty$; b.- $x_k = 0$

Tab. 3.2 : Valeurs de x_T^* pour $L=800$ km et $L=1000$ km

x_k	L=800 km						
	$B \setminus x_g$	0	0.2	0.4	0.6	0.8	1
0	0.5	-0.1034	-0.2	-0.248	-0.276	-0.2957	-0.309
	1	0.1098	-0.059	-0.143	-0.192	-0.2258	-0.25
	1.5	0.323	0.081	-0.037	-0.1088	-0.1558	-0.189
∞	0.5	0.191	-0.0161	-1.873	1.23	0.783	0.6624
	1	0.939	1.335	4.835	-1.02	-0.179	0.0498
	1.5	1.686	2.67	11.53	-3.264	-1.14	-0.562
	L=1000 km						
	$B \setminus x_g$	0	0.2	0.4	0.6	0.8	1
0	0.5	-0.183	-0.284	-0.344	-0.384	-0.4121	-0.433
	1	0.067	-0.098	-0.196	-0.261	-0.3073	-0.341
	1.5	0.317	0.0868	-0.049	-0.138	-0.2025	-0.25
∞	0.5	0.314	-0.215	0.689	0.432	0.376	0.351
	1	1.134	3.04	-1.903	-0.495	-0.188	-0.054
	1.5	2.134	6.3	-4.5	-1.422	-0.753	-0.46

Par exemple, dans le cas de $x_k = \infty$, pour $x_T \leq 1$, les valeurs $B = 1; 0,5$ ne peuvent être atteintes que dans un intervalle très restrictif de variation de x_g , (**Fig. 3.3, a**).

En présence du shunt nul ($x_k = 0$), le contrôle de B s'effectue de manière continue, mais dans des limites, du paramètre x_T , nettement inférieur par rapport au cas du shunt infini, (**Fig. 3.3, b**).

En tenant compte, dans ce traitement, de la longueur de la ligne, on peut faire une lecture plus claire de la relation $x_T(x_g)$ par la représentation graphique (**Fig.3.4**) conformément aux

expressions (3.8) et (3.9). Cette dernière montre l'effet déterminant impliqué par la longueur de la liaison où les écarts de contrôle et le sens de variation des paramètres x_g et x_T pour atteindre telle ou telle valeur de B .

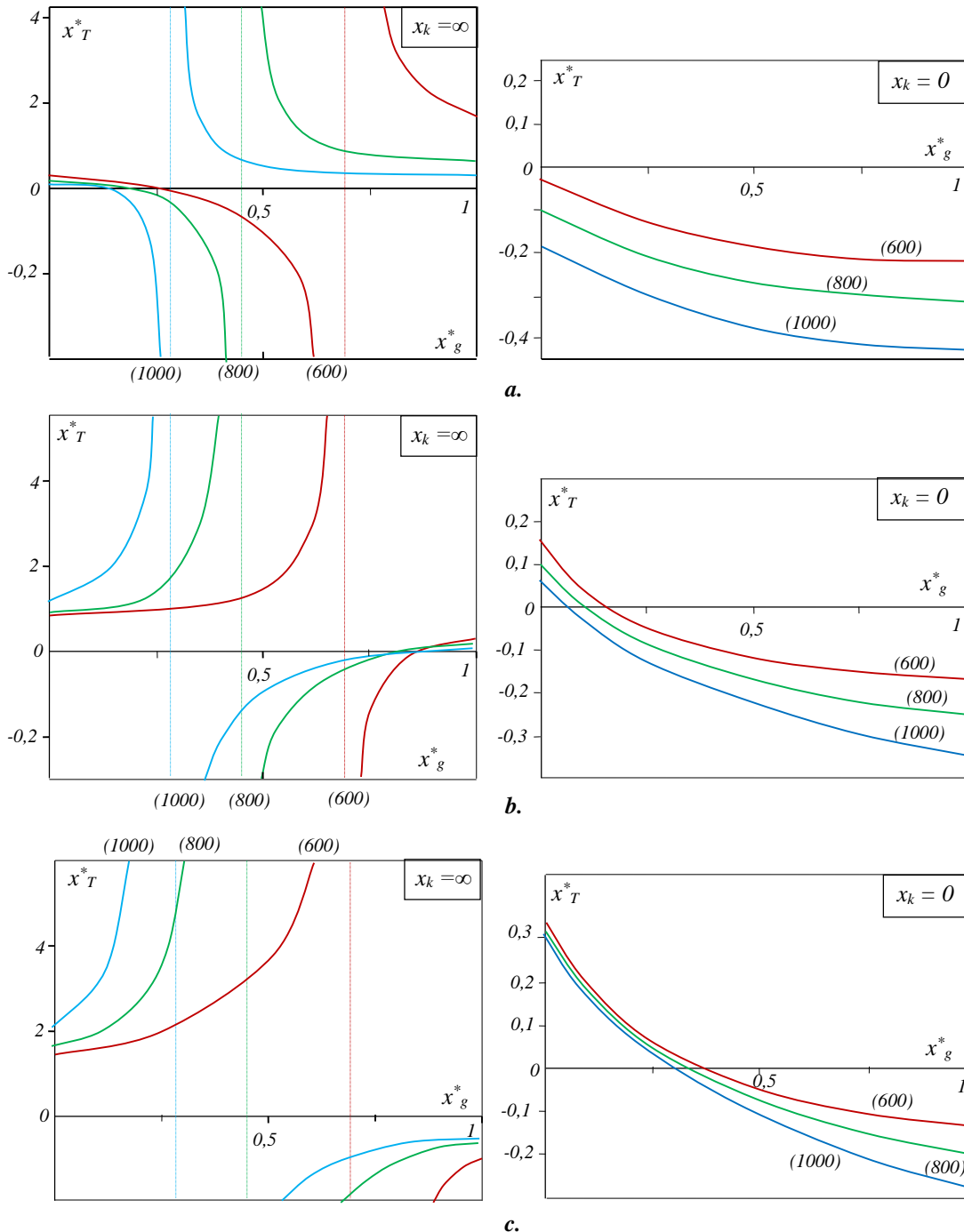


Fig.3.4. Effet de la longueur sur les écarts de contrôle $x_T(x_g)$. a. $-B^*=0,5$; b. $-B^*=1$; c. $-B^*=1,5$.

La tendance de la valeur de x_T vers des valeurs négatives pour atteindre certaines valeurs de B suggère l'insertion d'un l'élément capacitif en série avec le bloc T . Cette suggestion est d'autant plus marquée que la valeur de B à atteindre est plus petite et que la longueur est plus grande, (**fig. 3.4**).

L'insertion de l'élément capacitif dans le bloc ' T ' permet donc de régler l'impédance de la liaison et par suite l'amplitude de la caractéristique de la puissance de la source. Ce qui signifie le contrôle de la capacité de transport de la liaison et de la réserve de la stabilité.

Pour un état de réglage de la source (x_g), l'impédance B de liaison peut être variée par le réglage du paramètre (x_T). Les expressions (2.23) et (2.24), respectivement pour $x_k = \infty$ et $x_k = 0$, permettent de définir effectivement $B(x_T)$ et de le représenter graphiquement pour différentes longueurs de lignes (**Fig. 3.5**).

Tab. 3.3. Valeurs de x_T (*)

$L = 600 \text{ km}$										
$x_k = 0$						$x_k = \infty$				
$x_g \backslash B$	0.2	0.5	0.75	1	1.5	0.2	0.5	0.75	1	1.5
0	-0.148	-0.033	0.0620	0.1574	0.348	-0.116	0.2547	0.5638	0.8728	1.49
0.2	-0.197	-0.133	-0.078	0.0415	0.179	-0.574	0.0075	0.5128	0.978	1.95
0.4	-0.217	-0.172	-0.134	-0.096	-0.020	-2.253	-0.897	0.3911	1.363	3.62
0.6	-0.227	-0.193	-0.164	-0.134	-0.077	-5.588	-2.694	-0.283	2.1287	6.95
0.8	-0.235	-0.206	-0.183	-0.159	-0.112	9.63	5.5	1.4539	-1.365	-8.24
1	-0.24	-0.215	-0.195	-0.175	-0.135	2.462	1.644	0.9628	0.28	-1.08
$L = 800 \text{ km}$										
0	-0.232	-0.103	0.0029	0.1098	0.323	-0.256	0.191	0.5656	0.939	1.68
0.2	-0.286	-0.2	-0.130	-0.059	0.081	-0.821	-0.015	0.6578	1.335	2.67
0.4	-0.312	-0.248	-0.196	-0.143	-0.037	-5.887	-1.873	1.4846	4.835	11.53
0.6	-0.327	-0.276	-0.235	-0.192	-0.108	2.574	1.23	0.1035	-1.02	-3.264
0.8	-0.338	-0.296	-0.261	-0.226	-0.156	1.360	0.783	0.3017	-0.179	-1.14
1	-0.345	-0.309	-0.279	-0.25	-0.189	1.029	0.662	0.3557	0.0498	-0.562
$L = 1000 \text{ km}$										
0	-0.333	-0.183	-0.058	0.067	0.317	-0.465	0.134	0.6340	1.134	2.134
0.2	-0.396	-0.284	-0.192	-0.098	0.0868	-2.168	-0.125	1.4128	3.04	6.3
0.4	-0.433	-0.344	-0.271	-0.196	-0.049	2.243	0.689	-0.6067	-1.903	-4.5
0.6	-0.456	-0.384	-0.323	-0.261	-0.1388	0.989	0.432	-0.0315	-0.495	-1.422
0.8	-0.475	-0.412	-0.36	-0.307	-0.2025	0.714	0.376	0.0937	-0.188	-0.753
1	-0.488	-0.433	-0.387	-0.341	-0.25	0.594	0.351	0.1485	-0.054	-0.46

(*).- Le tableau n'est pas nécessaire pour le tracé de $B = f(x_T)$ puisque cette dernière relation est linéaire. Le tableau ne sert que pour une évaluation numérique immédiate.

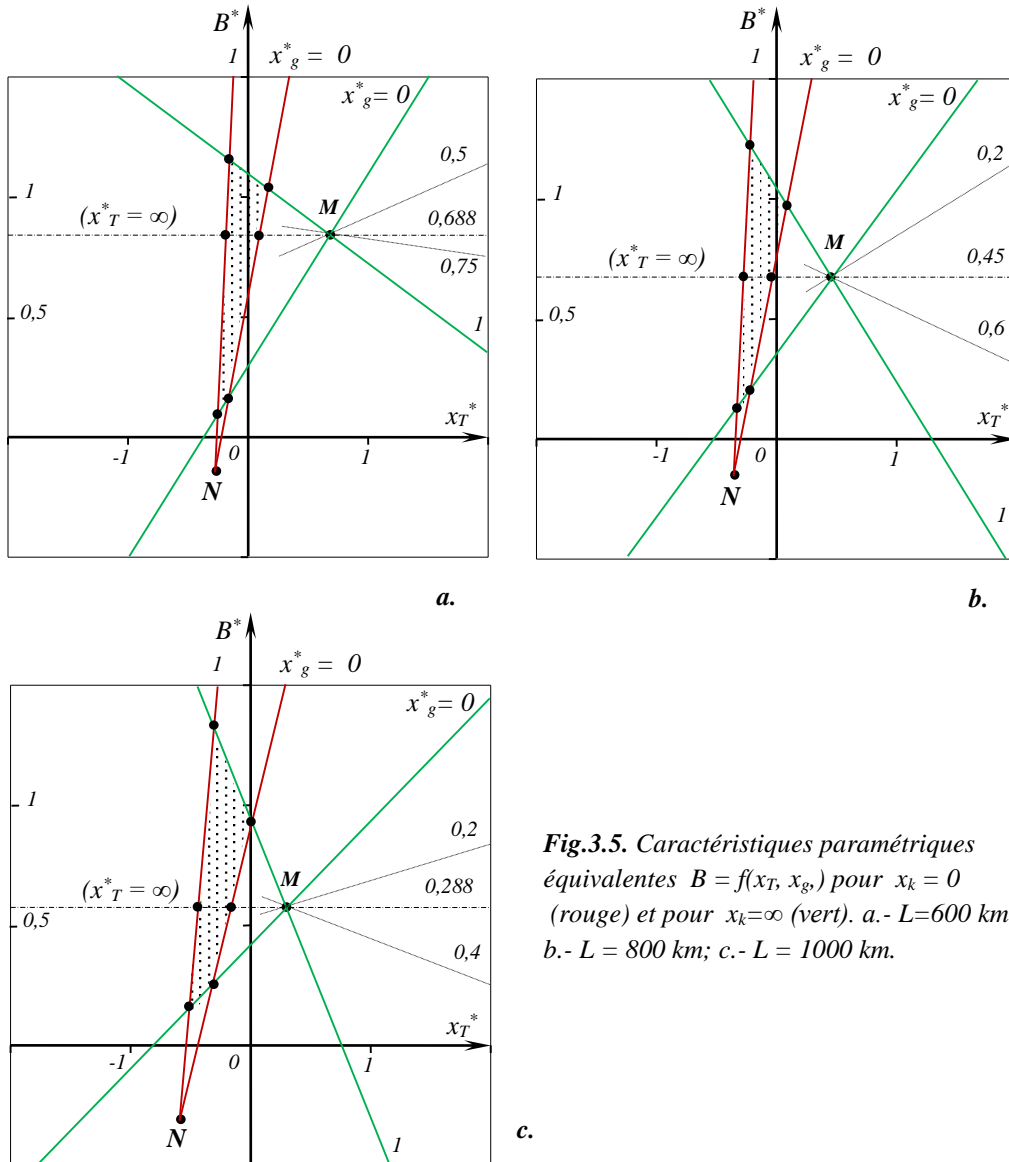


Fig.3.5. Caractéristiques paramétriques équivalentes $B = f(x_T, x_g)$ pour $x_k = 0$ (rouge) et pour $x_k = \infty$ (vert). a.- $L=600$ km ; b.- $L = 800$ km; c.- $L = 1000$ km.

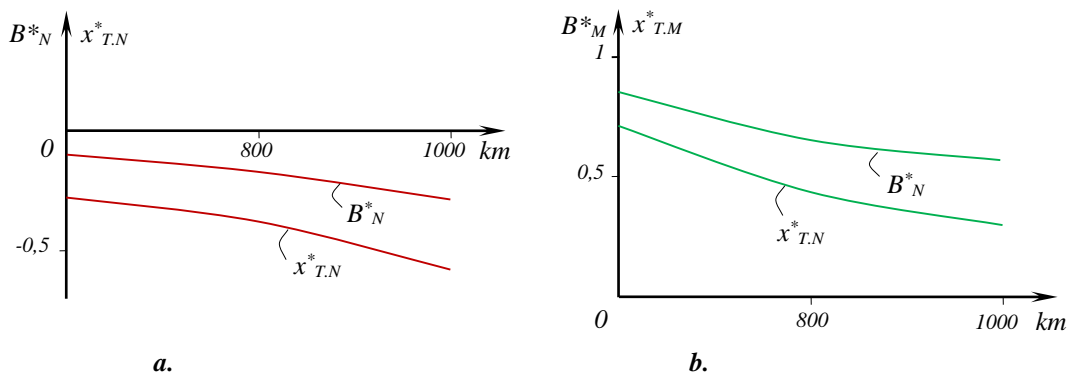


Fig.3.6. Coordonnées des points « N » et « M ». a.- $x_k = 0$; b.- $x_k = \infty$.

Dans l'expression (3.8), si la valeur de x_g est tel que

$$\sin 2\alpha_0 L - 4x_g^* \sin^2 \alpha_0 L = 0 .$$

c.-à.-d.

$$x_g^* = \frac{\sin 2\alpha_0 L}{4 \sin^2 \alpha_0 L} = \frac{1}{2 \operatorname{tg} \alpha_0 L} = f(L) \quad (3.10)$$

alors, quelque soit la valeur de x_T

$$B^* = B_{(M)}^* = \frac{1}{2 \sin \alpha_0 L} \quad (3.11)$$

La même expression de $B = f(x_g, x_T)$, prise sous une autre forme, fait, analogiquement, que si la valeur de x_T est tel que ,

$$\sin 2\alpha_0 L - 4x_T^* \sin^2 \alpha_0 L = 0$$

c.à.d.

$$x_T^* = \frac{\sin 2\alpha_0 L}{4 \sin^2 \alpha_0 L} \quad (2)$$

alors, quelque soit la valeur de x_g

$$B^* = B_{(M)}^* = \frac{1}{2 \sin \alpha_0 L} = f(l)$$

Autrement, si la grandeur B est représentée sous forme de $B = f(x_T)$ pour diverses valeurs de x_g , alors le point caractéristique 'M' signifie que pour une valeur donnée de x_T , la grandeur B ne dépend plus de x_g . Dans ce cas, les coordonnées de 'M' correspondent à l'égalité ;

$$\frac{dB^*}{dx_g^*} = 0$$

On en déduit, alors de (3.12) que

$$x_{T(M)}^* = \frac{1}{2} \cot \alpha_0 L$$

Ce qui donne, après insertion de (3.12) dans (3.8)

$$B_{(M)}^* = \frac{1}{2 \sin \alpha_0 L}$$

Inversement, si B est définie comme $B = f(x_g)$, on détermine, respectivement,

$$x_{g(M)}^* = \frac{1}{2} \cot \alpha_0 L$$

Ce qui permet de conclure que toutes les caractéristiques linéaires $B = f(x_T, x_g)$, (**Fig. 3.5**), font intersection dans un même point 'M', dépendant uniquement de la longueur et de coordonnées, (**Fig. 3.6**),

$$x_{TM}^* = x_{gM}^* = \frac{1}{2 \operatorname{tg} \alpha_0 L} ; \quad B_M^* = \frac{1}{2 \sin \alpha_0 L} \quad (3.13)$$

Pour ce régime, on peut constater, également que :

$$A = D = 0 \quad (3.14)$$

Les constantes A et D du quadripôle résultant de la ligne sont déterminées par les paramètres du schéma équivalent en ' π ' correspondant, (**Fig. 3.7**), comme suit :

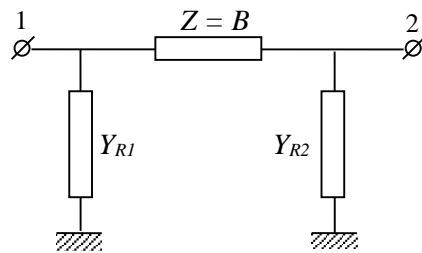


Fig. 3.7. Schéma équivalent en π .

$$A = BY_{22}$$

$$D = BY_{22}$$

avec $Y_{22} = Y_{R2} + \frac{1}{B} = \frac{1 + BY_{R2}}{B}$

$$Y_{11} = Y_{R1} + \frac{1}{B} = \frac{1 + BY_{R1}}{B}$$

où ; Y_{22} et Y_{11} .- Admittances propres vues du nœud, respectivement, 2 et 1 de la liaison.

Ce qui donne

$$A = 1 + Y_{R2}B$$

$$D = 1 + Y_{R1}B$$

Si $x_T = x_g$, alors $Y_{11} = Y_{22}$; $Y_{R1} = Y_{R2} = Y_R$ et $A = B$.

Pour le régime défini, on peut déduire, donc de (3.14).

$$Y_R = -\frac{1}{B_M} = -\frac{1}{B_{res}} \quad (3.15)$$

Ainsi, le point 'M' d'intersection correspond, en fait, à un régime de résonance entre la structure longitudinale de 'B' et la structure 'shunt' transversale (Y_{R1} , Y_{R2}) du schéma équivalent résultant.

On caractérise donc le point 'M', par les paramètres ; soit de résonance ; comme

$$x_{T.M}^* = x_{g.M}^* = x_{res}^* = \frac{1}{2\text{tg}\alpha_0 L}$$

et

$$B_M^* = B_{res}^* = \frac{1}{2\sin\alpha_0 L}$$

Pour $x_g = x_{res} \neq x_T$ ($A=0 \neq D$), alors $B=B_{res}$, quelque soit la valeur de x_T (**Fig.3.5**) ; ce qui correspond à une résonance entre B et Y_{R2} . De même, si $x_T = x_{res} \neq x_g$, alors $B=B_{res}$ quelque soit la valeur de x_g et la résonance a lieu entre B et Y_{R1} , (**Fig. 3.7**).

Toutes les autres valeurs telles que $x_g \neq x_T \neq x_{res}$ donnent diverses valeurs de 'B', qu'on peut alors manipuler pour atteindre tel ou tel état de liaison.

Présence du shunt $x_k = 0$

Un même raisonnement que dans le cas précédent peut être tenu pour déduire les caractéristiques du régime 'N' correspondantes au cas $x_k = 0$, (**Fig.3.5**). A partir de l'expression (3.9), l'égalité,

$$\cos\alpha_0 L - \cos 2\alpha_0 L + 2x_{g(N)}^* \sin 2\alpha_0 L = 0$$

donne,

$$x_{res}^* = x_{g(N)}^* = -\frac{\operatorname{tg}\alpha_0 \frac{L}{2} \left(3 - \operatorname{tg}^2 \alpha_0 \frac{L}{2}\right)}{4 \left(1 - \operatorname{tg}^2 \alpha_0 \frac{L}{2}\right)} = \frac{\cos 2\alpha_0 L - \cos \alpha_0 L}{2 \sin 2\alpha_0 L} \quad (3.16)$$

Ce qui permet d'obtenir, à partir de (2.24),

$$B_{res}^* = B_N^* = -\frac{\operatorname{tg}\alpha_0 \frac{L}{2} \left(1 + \operatorname{tg}^2 \alpha_0 \frac{L}{2}\right)}{4 \left(1 - \operatorname{tg}^2 \alpha_0 \frac{L}{2}\right)} = -\frac{\operatorname{tg}\alpha_0 \frac{L}{2}}{4 \cos \alpha_0 L} \quad (3.17)$$

En remplaçant cette dernière valeur dans (3.9) et en y insérant, $x_g^* = 0$ on détermine,

$$x_{res}^* = x_{T,N}^* = -\frac{\operatorname{tg}\alpha_0 \frac{L}{2} \left(3 - \operatorname{tg}^2 \alpha_0 \frac{L}{2}\right)}{4 \left(1 - \operatorname{tg}^2 \alpha_0 \frac{L}{2}\right)} = f(l) \quad (3.18)$$

On fait ainsi la même déduction que précédemment concernant d'autres valeurs de x_g et x_T .

3.4. Comparaison avec les lignes de courtes portées.

Habituellement, pendant le traitement des lignes de courtes portées de transport, l'effet de la répartition des paramètres est généralement négligé ; de même que les circuits de fuites et les résistances actives. Mais il est jugé intéressant, dans ce travail, d'évaluer, dans une analyse comparative, l'implication de ces approximations sur le paramètre B de liaison.

Ainsi, en supposant que

$$\alpha_0 l \rightarrow 0,$$

on peut déterminer les valeurs de B^* correspondantes aux deux états ($x_k = 0; \infty$) de la liaison. Toutefois, pour rendre comparables les différentes valeurs de la grandeur B^* , il est nécessaire de les réduire à la même base. En effet, dans les expressions déduites, le paramètre B^* est définie en unité relative (p.u) par rapport à l'impédance Z_C d'onde, laquelle impédance dépend de b_0 .

On écrit donc,

$$B^* = \frac{B}{Z_c} = B \sqrt{\frac{b_0}{x_0}} = \frac{B}{x_0} \sqrt{x_0 b_0} = B_0^* \sqrt{x_0 b_0}$$

Ce qui donne,

$$B_0^* = \frac{B^*}{\sqrt{x_0 b_0}} = \frac{B^*}{\alpha_0} \quad (3.19)$$

où, B_0^* - Impédance de la liaison *p.u* de la réactance linéique du conducteur.

En remplaçant dans cette expression B^* par son expression tirée (2.23) et de (2.24) tout en réévaluant x_g et x_T par rapport à la base x_0 , on peut obtenir, respectivement,

pour $x_k = \infty$,

$$B_0^* = \frac{1}{2} l \frac{\sin \alpha_0 l}{\sqrt{x_0 b_0} l} + \frac{(x_g + x_T)}{x_0} \cos \alpha_0 l - 2 \frac{b_0}{x_0} x_g x_T \frac{l \sin \alpha_0 l}{l \sqrt{x_0 b_0}}$$

ou bien, en considérant que

$$\alpha_0 l \rightarrow 0 \quad \text{et} \quad \frac{\sin \alpha_0 l}{\sqrt{x_0 b_0} l} \rightarrow 1$$

on réécrit,

$$B_0^* = \frac{1}{2} l + (x_{T,0}^* + x_{g,0}^*) \quad (3.20)$$

et pour $x_k = 0$

$$B_0^* = l + \frac{(x_g + x_T)}{x_0} \left(4 \cos^2 \alpha_0 \frac{l}{2} - 1 \right) + 4 \frac{x_0 b_0 x_T x_g}{x_0^2 \sqrt{x_0 b_0}} \frac{\cos \alpha_0 l \cos \alpha_0 \frac{l}{2}}{\sin \alpha_0 \frac{l}{2}}$$

ou bien, en considérons que $\cos \alpha_0 l \rightarrow 1$;

$$B_0^* = l + 3(x_{T,0}^* + x_{g,0}^*) + 8 \frac{x_T^* x_g^*}{l} \quad (3.21)$$

Pour rendre directement comparables les deux groupes (2.23) ÷ (3.20) et (2.24) ÷ (3.21), concernant 'B', définissant les différents états de la liaison et représentant différentes approximations, il est nécessaire de les réduire à la même base. Conformément donc à l'expression (3.19), les formules (2.23) et (2.24) se réécrivent, respectivement,

pour $x_k^* = \infty$

$$B_0^* = \frac{\sin \alpha_0 l}{2\alpha_0} + (x_{T,0}^* + x_{g,0}^*) \cos \alpha_0 l - 2\alpha_0 x_{T,0}^* x_{g,0}^* \sin \alpha_0 l \quad (3.22)$$

et pour $x_k^* = 0$

$$B_0^* = \frac{\sin \alpha_0 l}{\alpha_0} + (x_{T,0}^* + x_{g,0}^*) \left(4 \cos^2 \alpha_0 \frac{l}{2} - 1 \right) + \alpha_0 x_{T,0}^* x_{g,0}^* \frac{\sin 2\alpha_0 l}{\sin^2 \alpha_0 \frac{l}{2}} \quad (3.23)$$

Les deux groupes d'expressions (3.20)÷(3.21) et (3.22)÷(3.23) permettent de réaliser divers calculs et fixer les résultats comparatifs relatifs aux deux cas considérés.

Il s'agit de comparer les relations $B = f(x_T)$ pour différentes valeur de x_g pour les deux modèles de ligne, respectivement, le cas dans lequel on tient compte de l'effet de répartition des paramètres et celui dans lequel on le néglige. Sur la **figure 3.8**, on donne la représentation graphique des caractéristiques $B_0^* = f(x_{T,0}^*, x_{g,0}^*)$ en l'absence du shunt, pour les deux modèles. On représente, en fait, pour les lignes de différentes longueurs ($l = 600, 800, 1000$ km) la relation $B_0^* = f(x_{T,0}^*)$ dans le cas de la ligne à paramètres répartis (L_r) et dans celui de la ligne simplifiée (L_s) et pour les deux valeurs limites de x_g ($x_{g,0}^* = 0; 1$), (**Fig.3.8**).

Tab*. 3.4. Valeurs de x_T^* exprimées par rapport à x_0 .

L = 600 km											
B*	$x_k = 0$					$x_k = \infty$					
	0.2	0.5	0.75	1	1.5	0.2	0.5	0.75	1	1.5	
$B_0^* 10^3$	0.191	0.4774	0.7162	0.955	1.4324	0.191	0.4774	0.7162	0.955	1.432	
$x_{g,0}^* 10^3$	0	-0.1413	-0.0319	0.0592	0.150	0.3323	-0.1107	0.2433	0.5384	0.833	1.423
	0.191	-0.188	-0.1266	-0.0748	-0.023	0.0805	-0.4255	0.0737	0.4897	0.906	1.737
	0.382	-0.2075	-0.1642	-0.128	-0.092	-0.0195	-1.1768	-0.3312	0.3735	1.078	2.487
	0.573	-0.2176	-0.1843	-0.1565	-0.129	-0.0732	-5.336	-2.573	-0.269	2.033	6.638
	0.764	-0.2239	-0.1968	-0.1743	-0.152	-0.1066	5.3843	3.2047	1.3884	-0.428	-4.061
	0.955	-0.228	-0.2054	-0.1864	-0.167	-0.129	2.3522	1.5707	0.9194	0.268	-1.034
L=800 km											
$x_{g,0}^* 10^3$	0	-0.2218	-0.0992	0.0027	0.105	0.309	-0.2449	0.1833	0.5401	0.897	1.610
	0.191	-0.2726	-0.1917	-0.124	-0.056	0.078	-0.7842	-0.0139	0.6281	1.270	2.549
	0.382	-0.297	-0.2368	0.186	-0.136	-0.035	-5.621	-1.782	1.418	4.617	11.01
	0.573	-0.3125	-0.2644	-0.2242	-0.184	-0.1037	2.4578	1.1711	0.0989	-0.973	-3.118
	0.764	-0.322	-0.282	-0.249	-0.215	-0.149	1.298	0.7477	0.2881	-0.171	-1.088
	0.955	-0.329	-0.2952	-0.267	-0.238	-0.1809	0.9824	0.6318	0.3397	0.047	-0.537
L=1000 km											
$x_{g,0}^* 10^3$	0	-0.318	-0.175	-0.055	0.064	0.303	-0.445	0.1279	0.6054	1.083	2.038
	0.191	-0.378	-0.272	-0.183	-0.094	0.0829	-2.071	-0.205	1.3491	2.903	6.012
	0.382	-0.413	-0.328	-0.258	-0.188	0.0468	2.1445	0.6589	-0.579	-1.817	-4.294
	0.573	-0.437	-0.367	-0.308	-0.250	-0.133	0.9439	0.4126	-0.030	-0.473	-1.358
	0.764	-0.454	-0.393	-0.343	-0.293	-0.193	0.683	0.359	0.0895	-0.180	-0.719
	0.955	-0.466	-0.413	-0.370	-0.326	-0.239	0.568	0.336	0.142	-0.052	-0.439

(*) - Le passage de l'expression **p.u** de z_c à celle **p.u** de x_0 s'effectue par simple division de toutes les valeurs concernées saisies dans les tableaux précédant par la valeur de « α_0 » réduite au rd/km ; soit $\alpha_0 = 0,06.\pi/180 = 1.047.10^{-3}$ 1/km.

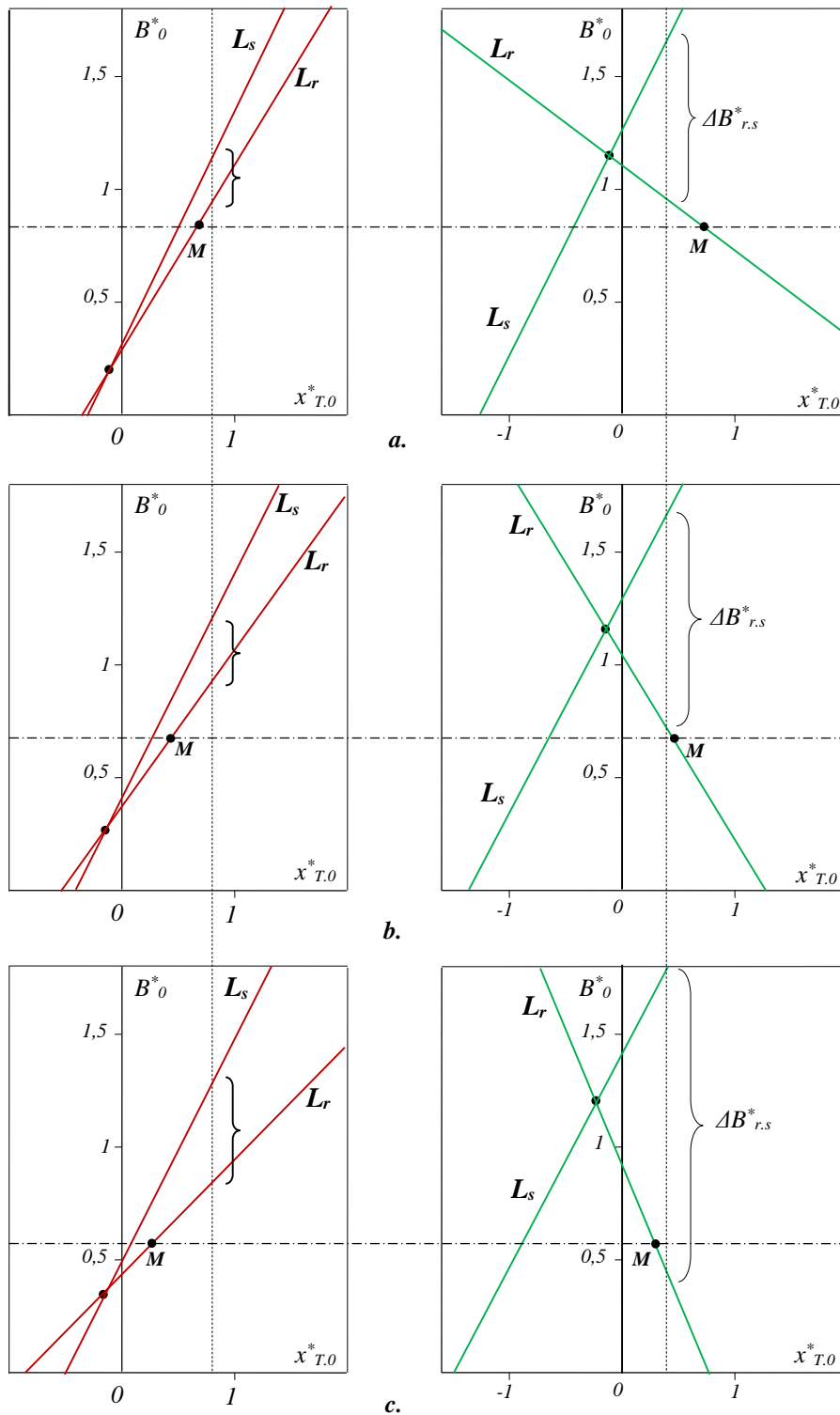


Fig.3.8. Relations paramétriques $B^*_0 = f(x^*_{T0})$ pour $x^*_{g0} = 0$ (rouge) et pour $x^*_{g0} = 1$ (vert). a.- $L = 600$ km ; b.- $L = 800$ km ; c.- $L = 1000$ km.

Tab.3.5. Valeurs de x_{T0}^* et B_0^* pour le modèle « L_s » et $L = 600$ km.

L = 600 km											
$x_{g0} 10^3$	10^3	$x_k = \infty$					$x_k = 0$				
0	x_T	-110.8	243.3	538.4	833.5	1423.6	-141.44	-32.02	59.168	150.35	332.73
	B_0	189.2	543.3	838.4	1133.5	1723.6	175.7	503.9	777.5	1051.1	1598.2
0.191	x_T	-188.8	-126.6	-74.86	-23.07	80.49	-188.8	-126.65	-74.86	-23.07	80.5
	B_0	65.5	564.7	980.7	1396.7	2228.6	125.8	470.5	757.7	1045.0	1619.4
0.382	x_T	-1176.8	-331.2	373.5	1078.1	2487.5	-207.57	-164.17	-128.01	-91.85	-19.52
	B_0	-494.8	350.8	1055.4	1760.1	3169.4	66.1	417.3	709.9	1002.6	1587.9
0.573	x_T	-5335.9	-2572.6	-269.9	2032.8	6638.2	-217.64	-184.3	-156.52	-128.74	-73.18
	B_0	-4462.9	-1699.7	603.1	2905.8	7511.2	3.3	358.0	653.6	949.1	1540.2
0.764	x_T	5384.3	3204.7	1388.4	-427.9	-4060.5	-223.92	-196.86	-174.3	-151.75	-106.6
	B_0	6448.2	4268.7	2452.4	636.1	-2996.5	-60.7	296.1	593.5	890.9	1485.6
0.955	x_T	2352.2	1570.7	919.4	268.1	-1034.5	-228.21	-205.43	-186.45	-167.47	-129.5
	B_0	3.6072	2.8256	2.1743	1.523	0.2204	-125.5	232.8	531.4	830.1	1427.3

On constate nettement l'implication de la variation de x_g sur la différence entre les deux modèles. Pour une même valeur de x_T^* , cet écart ($\Delta B_{r,s}$) est d'autant plus important que la ligne est plus grande. Mais l'écart $\Delta B_{r,s}$ augmente de manière encore plus considérable si celui de x_g^* est plus grand : ($x_g^* = 0; 1$). Cependant, il est intéressant de remarquer que les écarts $\Delta B_{r,s}$, impliquées par la variation de x_g^* , peuvent être réduits ou compensés moyennant un contrôle adéquat de x_T .

En effet, la représentation graphique, des expressions (3.20) et (3.22) permet de mieux saisir cette proposition (**Fig.3.8**). Les caractéristiques $B_0^* = f(x_{T,0}^*, x_{g,0}^*)$ du modèle L_s font, avec celle correspondantes au modèle L_r , intersection en définissant un ensemble de relations $B_{r,s} = (x_{T,0}, x_{g,0,r}, x_{g,0,s})$ commun aux deux modèles (L_r, L_s). Par exemple, l'ensemble de toutes ces valeurs peut être défini, aux valeurs limites, par l'aire « $F(abcdea)$ » délimitée par les droites, respectivement, (**Fig. 3.9**),

$$\begin{aligned}
 & B_0^*(x_{T0}^*, x_{g0,r}^* = 1, x_{g0,s}^* = 0 \div 1) : \text{Tronçon } ab \\
 & B_0^*(x_{T0}^*, x_{g0,s}^* = 0, x_{g0,r}^* = 0 \div 1) : \text{Tronçons } bc - cd \\
 & B_0^* \geq 0 : \text{Tronçon } de \\
 & B_0^*(x_{T0}^*, x_{g0,s}^* = 1, x_{g0,r}^* = 0 \div 1) : \text{Tronçon } ea
 \end{aligned}$$

Toute valeur, ainsi choisie dans cette aire s'exprime par une relation déterminée entre les paramètres, pris dans les intervalles considérés, du modèle L_r et ceux du modèle L_s .

L'égalité entre les deux expressions (3.20) et (3.22) et sa transformation donne donc en résultats.

$$x_{r0}^* = \frac{\sin \alpha_0 L + 2x_{g0,r}^* \alpha_0 \cos \alpha_0 L - \alpha_0 L - 2\alpha_0 x_{g0,s}^*}{4\alpha_0 \left(\sin^2 \alpha_0 \frac{L}{2} + \alpha_0 x_{g0,r}^* \sin \alpha_0 L \right)} \quad (3.24)$$

- Valeur de la réactance de l'élément 'T', qu'elle soit du modèle L_r ou de celui L_s , pour toutes les valeurs $x_{g0,r}$ et $x_{g0,s}$ possibles des paramètres de ces derniers, appartenant aux deux intervalles considérés.

L'insertion de cette dernière valeur dans l'une des deux expressions (3.20) et (3.22) donne, donc après quelques transformations, les valeurs correspondantes du paramètre 'B', (**Fig. 3.9**),

$$B_{0,r,s}^* = \frac{a_r x_{g0,r}^* + a_{r,s} x_{g0,r}^* x_{g0,s}^* + a_s x_{g0,s} + a_0}{b_r x_{g0,r}^* + b_0} \quad (3.25)$$

avec,

$$a_r = 2\alpha_0 (\alpha_0 L \sin \alpha_0 L + \cos \alpha_0 l)$$

$$a_{r,s} = 4\alpha_0^2 \sin \alpha_0 L$$

$$a_s = 2\alpha_0 \cos \alpha_0 L$$

$$a_0 = \sin \alpha_0 L - \alpha_0 L \cos \alpha_0 L$$

$$b_r = 4\alpha_0^2 \sin \alpha_0 L$$

$$b_0 = 4\alpha_0 \sin^2 \alpha_0 \frac{L}{2}$$

Dans l'ensemble défini, les valeurs égales des paramètres des deux modèles, soit,

$$x_{g0,r}^* = x_{g0,s}^* = x_{g,r,s}^*$$

Donnent lieu à la valeur,

$$x_{T,r,s}^* = \frac{\sin \alpha_0 L - \alpha_0 L - 4\alpha_0 x_{g,r,s}^* \sin^2 \alpha_0 \frac{L}{2}}{4\alpha_0 \left(\sin^2 \alpha_0 \frac{L}{2} + \alpha_0 x_{g,r,s}^* \sin \alpha_0 L \right)} \quad (3.26)$$

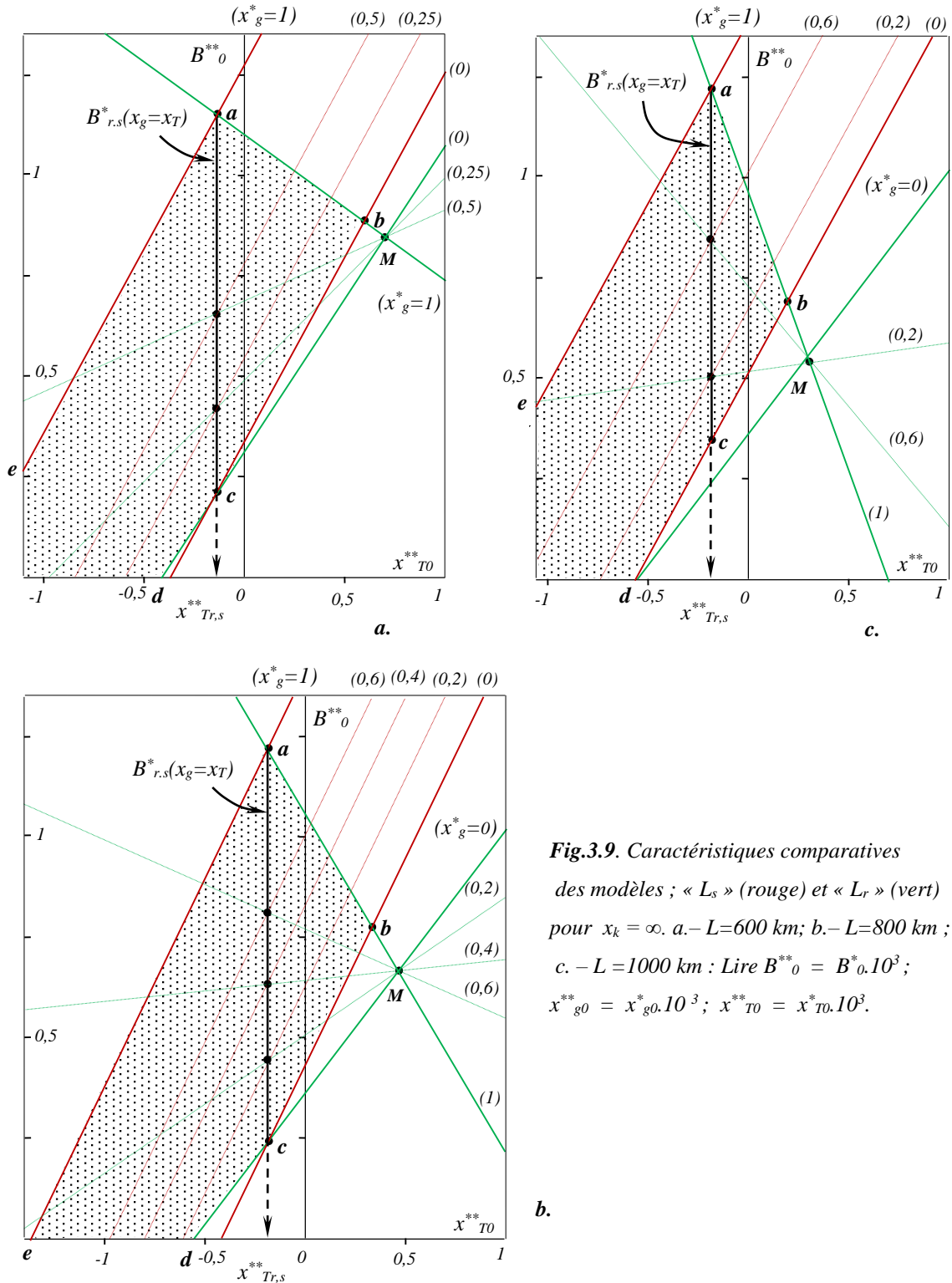


Fig.3.9. Caractéristiques comparatives des modèles ; « L_s » (rouge) et « L_r » (vert) pour $x_k = \infty$. a. - $L=600$ km; b. - $L=800$ km; c. - $L=1000$ km : Lire $B^{**}_0 = B^*_0 \cdot 10^3$; $x^{**}_{g0} = x^*_{g0} \cdot 10^3$; $x^{**}_{T0} = x^*_{T0} \cdot 10^3$.

Laquelle valeur définit, à partir de (3.20) ou de (3.22)

$$B^*_{r,s} = \frac{a_{r,s} x_{g0,r,s}^{*2} + a'_r x_{g,r,s}^* + a_0}{b_r x_{g0,r,s}^* + b_0} \quad (3.27)$$

avec,

$$a'_r = 2\alpha_0^2 L \sin \alpha_0 L$$

De la représentation graphique, on peut constater que $x_{T,r,s}^* = Cte$, (**Fig.3.9**). Cette valeur correspond à un caractère capacitif de l'élément 'T'.

Cette caractéristique détermine les valeurs du paramètre 'B' communes aux deux modèles « L_r » et « L_s » quand $x_{g,0,r} = x_{g,0,s}$. On constate ainsi que pour atteindre ces valeurs, l'élément x_g de la matrice 'G' doit être variée avec la même pondération dans les deux cas de modèle (**Fig. 3.9**). Ce qui signifie, en fait que pour reproduire le modèle « L_r » réel à paramètres répartis par un modèle « L_s » simplifié (par exemple dans un laboratoire), il suffit d'insérer dans ce dernier $x_{T,r,s}^*$ par sa valeur (3.26) et le régler par x_g , si nécessaire, dans la même pondération que dans le cas du modèle « L_r ». La relation (3.27) $B_{r,s}^* = f(x_{g,0,r}^*, x_{g,0,s}^*)$, conforme aux valeurs $x_{T,r,s}^*$ (3.24),(3.26), est représentée graphiquement sur la **Fig.3.12** pour une meilleure lecture. On y constate l'effet paramétrique de la longueur de la ligne.

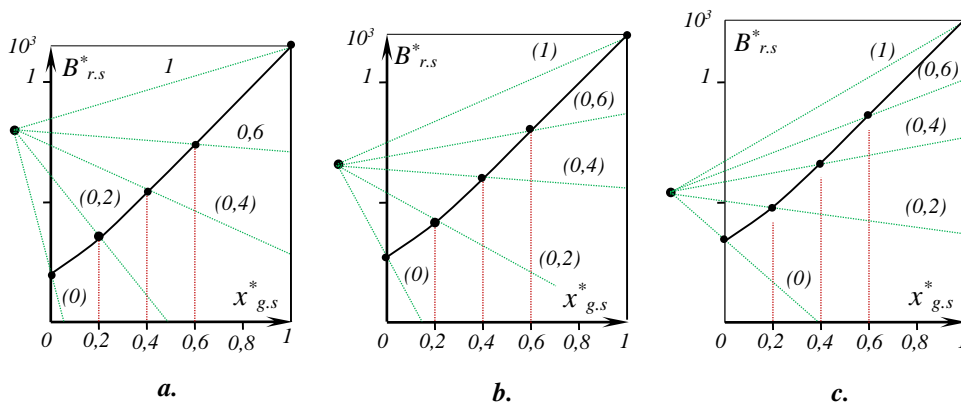


Fig.3.10. Caractéristiques « $B_{r,s}^*(x_{g,s} = x_{g,r} = x_{r,s})$ ».
 a. - $L = 600$ km ; b. - $l = 800$ km ; c. - $L = 1000$ km

Les intervalles limites des variations des paramètres définissent l'ensemble correspondant des valeurs de B_0 .

La représentation graphique comparative de la relation $B_0^* = f(x_T, x_g)$ pour les deux modèles (**Fig.3.11**) permet de relever un fait intéressant. En effet, pour un état donné de la matrice 'G' du modèle L_r défini par la valeur $x_{g,r}^* = m$, la caractéristique correspondante $B_r^* = f(m, x_T^*)$ définit sur les caractéristiques du modèle L_s ($x_{g,s}^* = 0 \div 1$) des points d'intersection dont les coordonnées installent une équivalence entre les deux modèles ; tel que,

$$B_{0,r}^* = B_{0,s}^* = B_{r,s}^* \quad (3.28)$$

Ainsi, en posant dans (3.22) $x_{g0,r}^* = m$, on écrit,

$$B_{0,r}^* = \frac{\sin \alpha_0 L}{2\alpha_0} + (m + x_{T0}^*) \cos \alpha_0 L - 2\alpha_0 m x_{T0}^* \sin \alpha_0 L \quad (3.29)$$

On réécrit pour le modèle 'L_s'

$$B_{s0}^* = \frac{1}{2} L + x_{T0}^* + x_{g0,s}^*$$

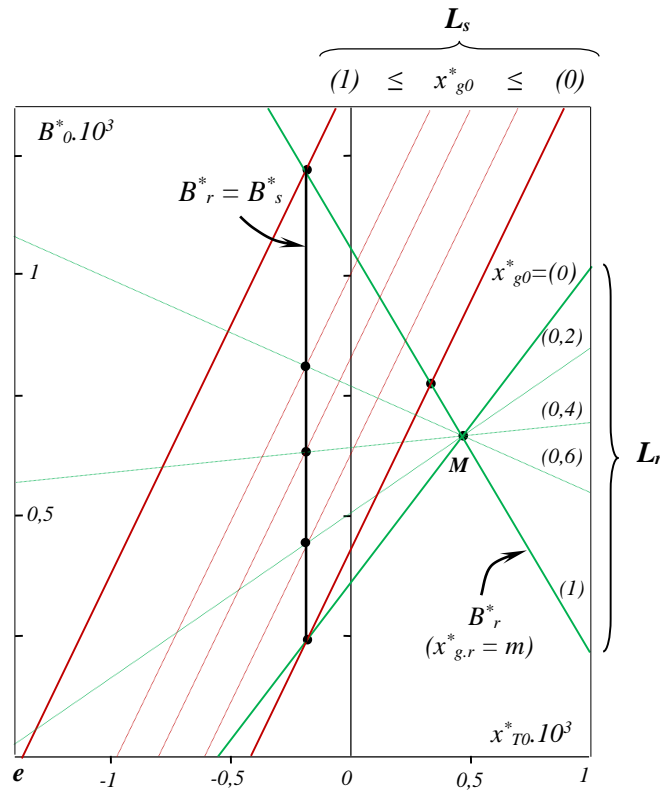


Fig.3.11. Déduction des équivalences entre modèles ; $L = 800$ km

Ensuite, conformément à (3.28) et après transformation, on déduit les valeurs requises du paramètre x_{T0}

$$x_{T,r,s}^* = \frac{\sin \alpha_0 L - \alpha_0 L + 2\alpha_0 m \cos \alpha_0 L - 2\alpha_0 x_{g,s}^*}{2\alpha_0(1 - \cos \alpha_0 L + 2\alpha_0 m \sin \alpha_0 L)} \quad (3.30)$$

Ce qui donne, après insertion de (3.30) dans (3.20) ou dans (3.29),

$$B_{r,s}^* = \frac{2\alpha_0(2m\alpha_0 \sin \alpha_0 L - \cos \alpha_0 L)x_{g,s}^* + \alpha_0(2m - L) \cos \alpha_0 L + (2\alpha_0^2 mL + 1) \sin \alpha_0 L}{2\alpha_0(1 - \cos \alpha_0 L + 2\alpha_0 m \sin \alpha_0 L)} \quad (3.31)$$

Ainsi, on peut déduire que la liaison ' L_r ' constituée par une ligne à paramètres répartis (ligne réelle) peut être reproduite par une ligne ' L_s ' dans laquelle la ligne est à paramètres concentrés (ligne simplifiée), moyennant un contrôle déterminé appliqué aux éléments ' G ' et ' T ', (**Fig.3.12**).

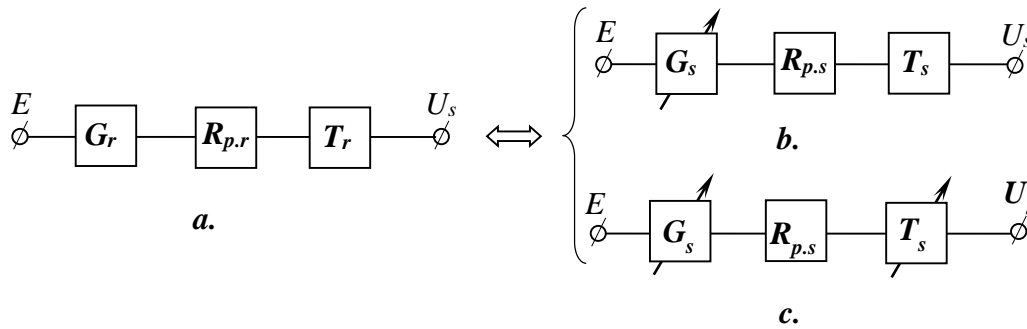


Fig.3.12. Equivalence entre modèles : « L_r » et « L_s ». a. – Liaison à ligne réelle ; b, c. – liaisons équivalentes à ligne simplifiée

En fait, deux cas d'équivalence peuvent être atteints. Le premier est obtenu par variation, dans le modèle ' L_s ', du paramètre x_g avec une pondération qui doit être la même que celle dans le modèle ' L_r '.

$$x_{g0r}^* = x_{g0s}^* = (0 \div 1)10^3 \tag{3.32}$$

Avec x_T déterminé par l'expression (3.26), tel que,

$$x_{T,r}^* = x_{T,s}^* = x_{T,r,s}^* \approx \text{cte}$$

Dans ce cas, la valeur de ' B ' est déterminée par l'expression (3.27). La deuxième équivalence entre les deux modèles de liaison est obtenue pour chaque valeur de $x_{g,r}^* = m$ du modèle ' L_r '. Dans ce cas, pour toute variation du paramètre $x_{T,r}^*$ du modèle ' L_r ', on obtiendra par l'expression (3.30) les mêmes valeurs de ' B ' dans le modèle ' L_s ', moyennant une variation adéquate des paramètres $x_{g,s}^*$ et $x_{T,s}^* = x_{T,r}^*$; en fait, conforme à l'expression (3.30).

Sur la **figure 3.13**, on donne la représentation graphique pour différentes longueurs de ligne les relations $B_{r,s}^* = f(x_{g,s}^*)$ et $x_{T,s}^* = f(x_{g,s}^*)$ à réaliser dans le modèle ' L_s ' pour reproduire celui de ' L_r '. Ce résultat peut être exploité dans la conception et la réalisation des modèles de laboratoire pour étudier les liaisons sur les grandes portées.

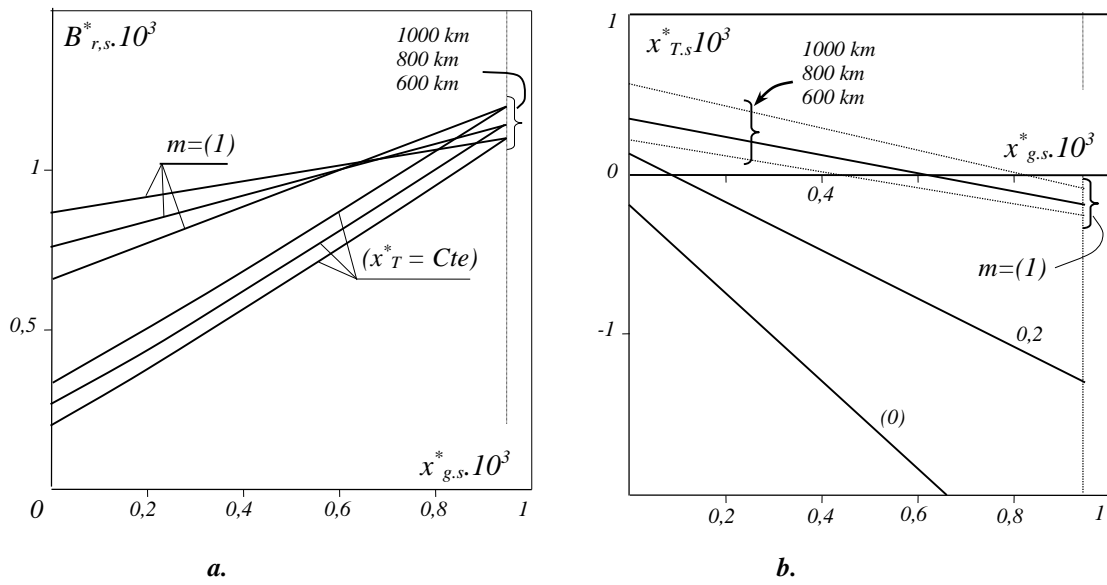


Fig.3.13. Relations requises pour les modèles équivalents.

a. $-B^*_{r,s}(x_{g,s})$; b. $-x_{T,s}(x_{g,s})$.

Chapitre 4. Commutation des Batteries de compensation.

4.1. Introduction.

La problématique de la recherche des états de régimes optimaux des systèmes d'énergie électrique, dans leur ensemble, met en évidence l'impact du contrôle du plan de leur potentiel. Ce dernier est fondamentalement tributaire de celui de la répartition des flux de la puissance réactive de ligne. Cette relation déterminante implique la nécessité d'installation et de distribution adéquate des bancs de compensation dans les différents nœuds de la structure hiérarchique du système.

Le contrôle des régimes du système d'énergie électrique par celui des flux de puissance réactive représente une orientation déterminante dans la recherche des régimes optimaux et dans la planification du plan de tension et des indices de sa qualité [30].

Les compensateurs utilisés, statiques et flexibles, très largement utilisés dans les réseaux électriques actuels, installés à des fins de contrôle et régulation, sont régis par divers mode de commutation, et posent, de ce fait, un problème de qualité de la tension du nœud auquel ils sont commutés. Les surtensions et les surintensités impliquées suite à leurs manœuvres, bien qu'elles se produisent dans un laps de temps très court, soumettent le système à des contraintes intenses [31]-[39]. Les perturbations, ainsi engendrées, peuvent conduire le système à des états de régime inadmissibles.

Cette transition est d'autant plus agressive que l'écart entre les deux états stationnaires limites impliqués est important. Ce changement d'état dynamique met en évidence, avec une fréquence de propagation variable, un échange énergétique important entre les éléments du système qui, à défaut de moyen adéquat d'absorption, peut conduire à des états de régime non souhaitables [40]-[45]. Pour le contrôle des surtensions et des surintensités dynamiques, il est donc nécessaire de déterminer les caractéristiques extrémales de leurs indices respectifs, d'en extraire les conditions relationnelles de leur atténuation et de prévoir une loi de contrôle des sections des bancs de compensation, conformément aux limites normalisées.

On peut, effectivement, définir une relation caractéristique transitoire entre les paramètres électriques du système, tel que la valeur relative du facteur de surtension et de surintensité reste au voisinage de l'unité ; voire non supérieure à l'unité, dans un cas idéal.

Dans cette partie du travail, ces indices sont définis par les valeurs maximales transitoires de la tension et du courant. Ils sont évalués par rapport aux valeurs nominales et doivent satisfaire la condition $k_m \leq 1.2$, [46].

4.2. Caractéristiques descriptives du modèle.

Le modèle traité est un réseau déployé à quelques paliers de tension nominale, interconnecté à un système (*Sys.*) d'énergie électrique et dans lequel débite une source (*G*) d'énergie, (**Fig.4.1**). En règle générale, le nœud de commutation « N_C » des compensateurs peut se situer dans diverses positions dans la hiérarchie du réseau. Pour une meilleure saisie des grandeurs transitoires sous leur forme analytique, le nœud de commutation peut être représenté de façon à mettre en évidence les éléments équivalents interactifs qui lui sont connectés. Ainsi, conformément aux règles de réductions et de transformations équivalentes, des schémas et moyennant des simplifications objectives ; telles que les circuits de fuite transversaux des lignes, le schéma de principe du réseau déployé peut être conduit à la forme simple d'un modèle constitué de trois éléments blocs. Le réseau réduit à la forme d'une source équivalente E_0 débitant à travers une impédance $Z_s = r_s + jx_s$ de liaison, la charge équivalente complexe donnée par l'impédance Z_{Ch} , supposée linéaire et variable et du compensateur donné par ses batteries, (**Fig.4.1, b**). Le modèle ainsi obtenu peut être encore réduit à une forme plus commode (**Fig.4.1, c**) moyennant les facteurs complexes K_{1E} et K_1 , comme suit ;

$$\begin{aligned} E &= E_{eq} = (k'_{1E} + jk''_{1E})E_0 = K_{1E}E_0 \\ Z &= Z_{eq.s} = (k'_1 + jk''_1)x_s = K_1x_s \end{aligned} \quad (4.1)$$

avec,

$$\begin{aligned} k'_1 &= \frac{tk_{sx}(1+t_s^2) + t_s(1+t^2)}{(t_s + tk_{sx})^2 + t^2t_s^2(1+k_{sx})^2} \\ k''_1 &= \frac{t^2k_{sx}(1+t_s^2) + t_s(1+t^2)}{(t_s + tk_{sx})^2 + t^2t_s^2(1+k_{sx})^2} \\ K_{1E} &= \frac{t_s}{1 + jt_s} K_1 \end{aligned} \quad (4.2)$$

avec,

$$k_{sx} = \frac{X_s}{X_{ch}}; \quad t_s = \frac{X_s}{r_s}; \quad t = \frac{X_{ch}}{r_{ch}}$$

La commutation des *BC* engage les éléments du nœud dans une interaction transitoire où l'évolution de la tension « *u* » du nœud de commutation obéît à l'équation différentielle

$$e(t) = LC \frac{d^2u(t)}{dt^2} + RC \frac{du(t)}{dt} + u(t) \tag{4.3}$$

Cette expression porte un caractère général et permet de décrire les réponses transitoires dans les circuits doués de résistance active (*R*), d'inductance (*L*) et de capacité (*C*). Cette équation d'équilibre est écrite pour la tension du nœud de commutation ; c.-à.-d., pour la tension aux bornes du compensateur et de la charge. La détermination de la tension transitoire définit, ensuite, les courants instantanés correspondants.

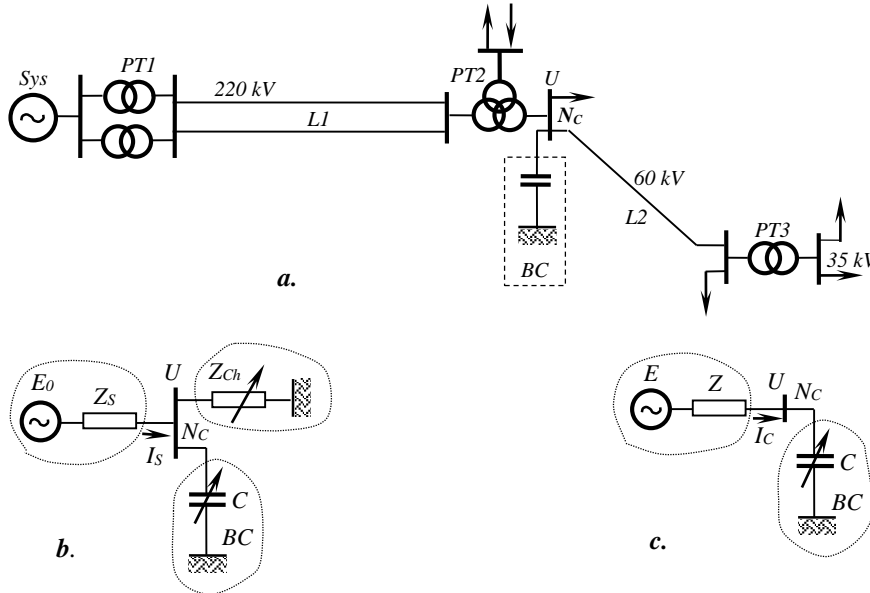


Fig.4.1. Modèle du réseau traité. a - Forme déployée, b- Eléments blocs du nœud, c- Forme réduite.

La solution de l'équation (A.3) ; c.-à.-d., la détermination de la tension instantanée transitoire peut être atteinte par des procédures mathématiques connues conformément, pour le modèle d'application traité, à des conditions initiales données.

Au moment de la commutation, les rapports entre les valeurs des paramètres des éléments interconnectés au nœud peuvent être tel que leur interaction implique les réponses transitoires les plus contraignantes ; c.-à.-d., oscillatoires. Ce dont on tient compte dans ce qui suit.

La réponse transitoire la plus défavorable, donc, la plus contraignante, pouvant avoir lieu correspond à l'apparition d'échange énergétique oscillatoire entre les éléments du système. Ce dernier est engendré quand (condition de périodicité) [47].

$$\frac{1}{LC} < \frac{R^2}{4L^2} \quad (4.4)$$

Conformément à cette condition, l'équation différentielle (4.3) donne comme réponse transitoire pour la tension exprimée en unité relative [48],

$$k_u(t) = \frac{u(t)}{U_m} = \sin(\omega t + \psi - \varphi) + e^{-\delta t} (A_u^* \sin \omega_0 t + B_u^* \cos \omega_0 t) \quad (4.5)$$

avec,

$$A_u^* = \frac{\omega_0^* [U_0^* - \sin(\psi - \varphi)] \cos \alpha - \sin \alpha \cos(\psi - \varphi)}{\omega_0^* \sin \alpha},$$

$$B_u^* = U_0^* - \sin(\psi - \varphi)$$

où, $k_u(t)$ – Valeur instantanée de la tension du nœud $p.u$ de l'amplitude (U_m) de sa composante forcée ; U_0^* – Différents états potentiels initiaux de la BC ; $\delta = R / 2L$ – Définit l'amortissement du régime libre ; L, R, C – Paramètres du modèle étudié correspondants à différents niveaux de la hiérarchie du système ; ω_0, ω – Pulsations, respectivement, des échanges libre et forcé ; $\omega_0^* = \omega_0 / \omega$ – pulsation libre $p.u$ et $\alpha = \arctg(\omega_0 / \delta)$; ψ – Différentes phases de commutation des BC .

4.3. Evaluation du facteur d'amortissement.

L'impact de la commutation des batteries sur le régime du réseau électrique dépend non seulement de la nature et de la valeur des éléments interconnectés mais, également et de manière importante, de la position hiérarchique du nœud d'interconnexion dans le réseau. En outre et quelque soit la position hiérarchique du dit nœud, le régime transitoire peut être affecté par d'autres impacts ; liés aux divers états de régime avant et pendant la commutation.

La mesure de l'impact de la position hiérarchique du lieu de commutation est introduite par le facteur (δ) d'amortissement du régime transitoire libre. L'effet interactif des éléments interconnectés au nœud de commutation est évalué par la pulsation (ω_0) transitoire libre. La réponse transitoire à la commutation est, également, impactée par l'instant de commutation ; c.-à.-d., par le régime préexistant (initial) du nœud ; ce dont on tient compte en introduisant la phase (ψ) correspondante.

Pendant la commutation, la section commutée de la batterie peut être, dans un cas général, chargée ou non chargée. De ce fait, on en tient compte à travers la tension (U_0) de charge initiale.

Pour développer une analyse dans un aspect général et conformément à des états objectifs caractéristiques, les paramètres ω_0 , ψ et U_0 sont choisis comme « paramètres à valeurs indépendantes » pour cerner un certain nombre de cas possibles ; la grandeur « δ », alors valeur indépendante, sera déterminée, ainsi, pour toute la gamme des paliers du système (transport, alimentation, distribution,...).

En fait, on fixe les cas,

$$\omega_0^* = 0,25 \div 2,5$$

$$\psi = \varphi, \quad \varphi + \pi, \quad \varphi \pm \frac{\pi}{2}$$

$$U_0^* = -1, \quad 0, \quad 1$$

Pour l'évaluation et la détermination de l'effet d'amortissement du régime transitoire en fonction de la position hiérarchique du nœud de commutation, on ne dispose d'aucune relation analytique directe. La position concernée peut être au niveau d'un réseau de distribution, d'alimentation, de transport,... Dans tous les cas de position, le nœud de commutation interconnecte des éléments à structure complexe. Pour évaluer, donc, l'amortissement, à un niveau ou à un autre du système, on est tenu de recourir aux diverses réductions équivalentes des structures interconnectées. Si on doit, encore, prendre en considération le déplacement du

nœud dans la hiérarchie du système électrique, l'évaluation du facteur « δ » devient, on ne peut plus, délicate.

On se propose, donc, dans cette partie de travail, de développer une procédure objective d'évaluation et de détermination du facteur d'amortissement en tenant de la hiérarchie du système. On détermine, ensuite et après traitement, les plages des valeurs objectives du facteur « δ » pour les trois niveaux du système électrique ; réseau de, respectivement, distribution, alimentation et transport.

L'amortissement « δ » est fondamentalement déterminé par le rapport entre la résistance active (R) et celle réactive (X) du système équivalent réduit par rapport au nœud de commutation (**Fig.4.1**).

Conformément, donc, à la condition de périodicité (4), le facteur « δ » est défini comme,

$$\delta = \frac{R}{2L} = \frac{\omega R}{2 X} = \omega f(t_i) \quad (4.6)$$

où, t_i – Divers rapports entre les valeurs des éléments interactifs.

Pour déduire, de manière plus commode, les rapports « t_i », considérons le schéma de la figure 4.2. ; où la charge est introduite par ses branches parallèles.

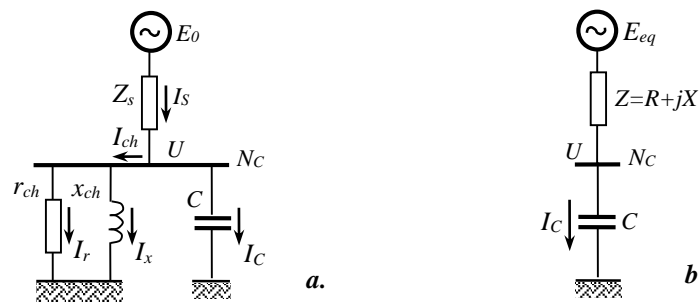


Fig.4.2. Détermination du facteur d'amortissement.

Suite à la réduction du schéma de principe de la forme « a » celle « b », on peut, facilement, obtenir,

$$\frac{R}{X} = \frac{x_{ch} \left[(r_s^2 + x_s^2) + r_s r_{ch} \right]}{r_{ch} \left[(r_s^2 + x_s^2) + x_s x_{ch} \right]}$$

Ce qui permet de mettre,

$$\delta = \frac{\omega}{2} k_\delta \quad (4.7)$$

avec, par unité ($p.u$),

$$k_\delta = \frac{t(1+t^2) + t_{ch,s}}{(1+t^2) + t_s t_{ch,s}} \quad (4.8)$$

et, pour les branches parallèles de la charge,

$$t = \frac{x_{ch}}{r_{ch}} = \text{ctg} \varphi_{ch} = \frac{P_{ch}}{Q_{ch}}$$

On peut mettre, également, pour la même charge,

$$x_{ch} = \frac{Z_{ch}}{\sin \varphi_{ch}}$$

et pour la liaison du système,

$$r_s = Z_s \cos \varphi_s$$

On définit, ensuite,

$$t_{ch,s} = \frac{x_{ch}}{r_s} = \frac{Z_{ch}}{Z_s} \frac{1}{\sin \varphi_{ch} \cos \varphi_s}$$

où, le rapport des impédances mesure, en fait, le rapport des inverse des puissances correspondantes,

$$\frac{Z_{ch}}{Z_s} = \frac{S_s}{S_{ch}} = \frac{S_{cc}}{S_{ch}}$$

Ce qui permet de réécrire

$$t_{ch,s} = \frac{S_{cc}}{S_{ch}} \frac{1}{\sin \varphi_{ch} \cos \varphi_s} \quad (4.9)$$

En posant, pour le branchement parallèle (**Fig.4.2**)

$$\sin \varphi_{ch} = \frac{Z_{ch}}{x_{ch}}$$

et en développant le rapport, on peut ré exprimer $p.u$

$$\sin \varphi_{ch} = \frac{1}{\sqrt{(1+t^2)}}$$

On peut, analogiquement, définir,

$$\cos \varphi_s = \frac{1}{\sqrt{(1+t_s^2)}}$$

Ce qui permet de réécrire (A.9) sous forme

$$t_{ch,s} = n \sqrt{(1+t^2)(1+t_s^2)} \quad (4.10)$$

où, $n = S_{cc}/S_{ch}$ – Rapport des puissances installées.

En tenant compte de (4.10), l'insertion de la valeur (4.8) dans l'expression (4.7) donne, ainsi,

$$\delta = \frac{\omega t(1+t_s^2) + n\sqrt{(1+t^2)(1+t_s^2)}}{2(1+t_s^2) + t_s n\sqrt{(1+t^2)(1+t_s^2)}} = f(t, t_s, n) \quad (4.11)$$

Dans cette dernière expression, le paramètre « t » renseigne sur le rapport entre les flux de puissance, respectivement, active et réactive de la charge.

On sait que dans les systèmes électriques la puissance réactive de la charge peut aller de 50% à 150% de la puissance active ;

$$Q_{ch} = (50 \div 150)\% P_{ch}$$

Il est, donc, très objectif, pour réaliser une évaluation quantitative de « δ » et pour cerner un nombre significatif de cas, de prendre la valeur de « t » variable dans l'intervalle

$$t = 0,5 \div 2$$

La valeur du rapport « t_s » situe la position du nœud de commutation dans la hiérarchie du système électrique. En effet, en évoluant dans le sens aval de la hiérarchie ; c.-à.-d., vers les niveaux de distribution, on verra la réactance du système (équivalent) progressivement diminuer au profit de l'augmentation de sa résistance active et inversement si on évolue dans le sens amont.

On peut, donc, théoriquement, prendre,

$$t_s = 0 \div \infty$$

La valeur du facteur « n » mesure le rapport des puissances « amonts » (S_{cc}) du nœud de commutation à celles des éléments « aval » de ce dernier (charge). Du fait que la puissance peut prendre des valeurs diverses ; avec celle, par conséquent, du compensateur, on peut affilier au rapport « n » les valeurs objectives,

$$n = 3 \div 15.$$

En fait, un des divers impacts de toutes les interactions entre ces éléments est traduit par la relation corrélative complexe (4.11).

L'analyse de cette relation permet de déterminer les écarts et l'intensité de variation de l'amortissement en fonction de la position du nœud dans la hiérarchie du système, (**Fig.4.1**).

Pour accéder à l'analyse quantitative des effets vis-à-vis du degré d'amortissement, il est jugé plus simple de réaliser une série d'applications numériques, conformément aux intervalles prédéfinis, pour cerner le maximum de cas possibles ; desquels on détermine, ensuite, le champs des valeurs objectives du facteur « δ » dans leur affiliation aux différents paliers du système électrique (transport, alimentation, distribution...). Les dites applications sont réalisées conformément aux intervalles paramétriques prédéfinis. Les résultats de calculs sont saisis dans le **tableau 4.1**.

Le champ des valeurs théoriques représentées dans le **tableau 4.1** peut être subdivisé conformément aux différents paliers du système électrique. En effet, le rapport « t_s » augmente dans le sens amont du système et diminue dans son sens aval ; ce qui fera évoluer le facteur « δ » dans les sens respectifs inverses proportionnellement à la valeur de « k_δ ». Une première subdivision globale peut être suggérée par la séparation du champ des valeurs objectives correspondantes aux différents niveaux potentiels de transport sous haute tension (ligne brisée dans le tableau). Suivant cette ligne, plus le rapport des puissances « Système-Charge » (S_{cc}/S_{ch}) est plus grand, plus on est en présence d'un nœud allant en aval. En ce sens, les valeurs de « δ » peuvent être, progressivement, affiliées au palier d'alimentation ; voire de distribution. On peut en déduire, également, les valeurs objectives de « δ » communes aux paliers cités, respectivement, « RT-RA », « RA-RD » (zones colorées).

En tenant compte de ces considérations et en situant, par exemple, les valeurs objectives de « t_s » ; soit $t_s = 1 \div 6$, on peut déduire du **tableau 4.1** de base les valeurs objectives hiérarchiques de « δ ». Ces dernières sont récapitulées dans le **tableau 4.2**, pour différents rapports des grandeurs caractérisant les branches interactives.

On définit, ainsi, et de manière très objective, les plages de variation hiérarchique du facteur « δ » ; soit,

$$165 \leq \delta \leq 35 \quad 1/s$$

Tableau 4.1.

t	n	k_s	0	0,5	1	2	3	4	5	6	10	∞	
0,5	3	k_δ	3,854	1,399	0,851	0,5	0,373	0,308	0,269	0,244	0,192	0,115	
		δ	605,4	219,9	138,8	78,54	58,6	48,5	42,4	38,33	30,2	18,03	
	5	k_δ	6,09	1,57	0,899	0,5	0,359	0,289	0,246	0,217	0,161	0,076	
		δ	956,6	246,8	141,22	78,54	56,51	45,38	38,68	34,21	25,28	11,91	
	10	k_δ	11,68	1,749	0,944	0,5	0,347	0,271	0,225	0,194	0,133	0,041	
		δ	1834,7	274,8	148,25	78,54	54,61	42,58	35,35	30,53	20,89	6,44	
	15	k_δ	17,27	1,823	0,961	0,5	0,343	0,264	0,217	0,185	0,122	0,028	
		δ	2712,7	286,4	150,97	78,54	53,9	41,54	34,11	29,16	19,26	4,42	
	1	3	k_δ	5,242	1,655	1	0,604	0,466	0,396	0,355	0,327	0,276	0,19
			δ	823,5	259,94	157,08	94,92	73,2	62,29	55,76	51,42	43,35	29,96
		5	k_δ	8,071	1,759	1	0,568	0,419	0,345	0,308	0,271	0,216	0,124
			δ	1267,8	276,41	157,08	89,22	65,94	54,25	47,25	42,6	33,91	19,46
10		k_δ	15,14	1,863	1	0,536	0,38	0,3	0,253	0,222	0,159	0,06	
		δ	2378,2	292,7	157,08	84,28	59,69	47,12	39,86	34,93	25,08	10,36	
15		k_δ	22,21	1,904	1	0,525	0,365	0,284	0,236	0,204	0,14	0,045	
		δ	3489,2	299,2	157,08	82,47	57,31	44,73	37,18	32,15	22,1	7,07	
2		3	k_δ	8,708	2	1,174	0,714	0,556	0,483	0,437	0,407	0,347	0,259
			δ	1053,7	314,16	184,43	112,2	87,9	75,89	68,64	63,98	54,59	40,75
		5	k_δ	13,18	2	1,112	0,636	0,477	0,397	0,35	0,319	0,256	0,164
			δ	2070,3	314,16	174,7	99,96	74,9	62,48	55,05	50,12	40,32	25,8
	10	k_δ	24,36	2	1,06	0,571	0,408	0,327	0,278	0,246	0,181	0,085	
		δ	3826,4	314,16	166,4	89,76	64,14	51,38	43,75	38,67	28,54	13,44	
	15	k_δ	34,54	2	1,04	0,548	0,384	0,302	0,253	0,22	0,155	0,058	
		δ	5582,6	314,16	163,4	86,14	60,33	47,4	39,76	34,63	24,4	9,095	
	Approximativement												
	Réseaux de distribution				Réseaux d'alimentation				Réseaux de transport				

Les calculs saisis dans le **tableau 4.2.** permettent de représenter graphiquement les valeurs de « δ » en donnant un aperçu plus descriptif de l'évolution de ces dernières dans le système (**Fig.4.3**).

Tableau 4.2.

Valeurs objectives du facteur « δ » d'amortissement							
n	t	t_s					
		1	2	3	4	5	6
3	0,5				48,5	42,4	38,33
	2				75,89	68,64	63,98
5	0,5			56,51	45,38	38,68	
	2			74,9	62,48	55,05	
10	0,5		78,54	54,61	42,58		
	2		89,76	64,14	51,38		
15	0,5	150,97	78,54	53,9			
	2	163,4	86,14	60,33			

En effet, sur le graphique, les caractéristiques de l'amortissement sont représentées, pour différentes puissances réactives appelées, en fonction du rapport S_s/S_{ch} des puissances installées, respectivement, du système (puissance de court-circuit) et de la charge. Pour un rapport croissant des puissances installées du nœud, l'effet d'absorption est d'autant plus important que le rapport t_s est décroissant.

En même temps et dans le même sens, le rapport entre puissance active et réactive devient de moindre impact. L'interprétation de ces caractéristiques peut être résumée par les graphiques de la **figure 4.4**; où on peut constater que l'absorption des oscillations est d'autant plus importante que le nœud de commutation évolue vers les niveaux de plus basse tension.

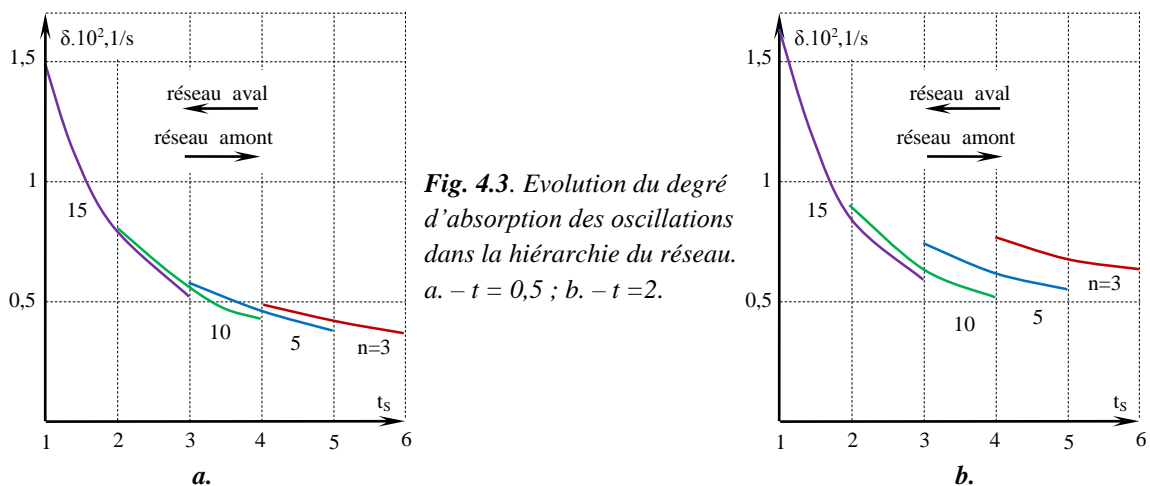


Fig. 4.3. Evolution du degré d'absorption des oscillations dans la hiérarchie du réseau. a. - $t = 0,5$; b. - $t = 2$.

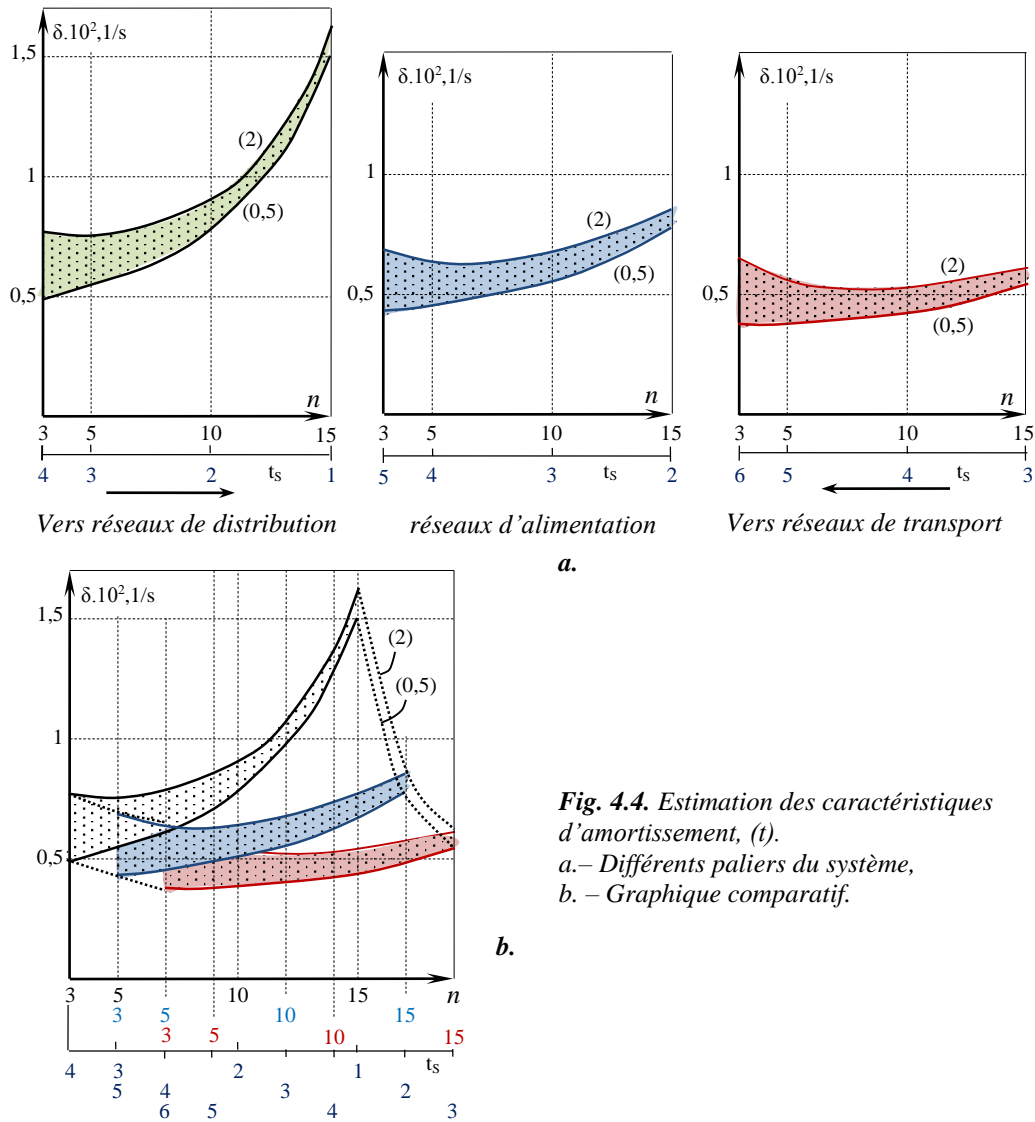


Fig. 4.4. Estimation des caractéristiques d'amortissement, (t).
 a.- Différents paliers du système,
 b. - Graphique comparatif.

L'effet du rapport « t » entre les puissance, respectivement, active et réactive est plus ressenti en allant plus en amont dans le système ; où, en passant de $t=0,5$ à $t=2$; c.-à.-d., la puissance active passe de $P_{ch} = 0,5Q_{ch}$ à $P_{ch} = 2Q_{ch}$, l'amortissement augmente sensiblement, (Fig.4.3,b)

4.4. Caractérisation du régime transitoire.

Pendant l'exploitation des lignes de grande portée, on est appelé, de manière incontournable, à réaliser la balance de la puissance réactive à des fins de contrôle du potentiel. En effet, le transport des grands flux de l'énergie électrique sur des grandes distances et sous haute tension, qui est le propre des réseaux de transport, implique des variations importantes de la tension le long des lignes, dont la sensibilité est fortement déterminée par le flux de la

puissance réactive. L'impact de cette dernière sur le potentiel peut être de caractère aussi bien capacitif qu'inductif, selon que l'on soit en présence d'un régime, respectivement, à minimum ou à maximum de charge, suite aux fluctuations importantes des graphiques de charge.

La liaison dispose, en règle générale, de sa propre puissance réactive capacitive ; ce qui la fera participer à la balance de cette dernière par injection déterminée. Mais, les fluctuations fortes de la charge, la sensibilité importante des différentes variations dues à la portée de transport et au niveau correspondant du potentiel, peuvent conduire la liaison à état de déficit ou d'excès en puissance réactive de circulation ; donc à un état de régime non admissible. Pour s'en prévenir, il est nécessaire de disposer d'un potentiel installé d'énergie réactive à même de répondre aux divers besoins de contrôle.

Mais, à ce propos, se pose une question fondamentale relative aux conditions de commutation des batteries de compensation, à même de se prévenir des surtensions et des surintensités [49].

On se propose, dans ce sens, d'étudier cet aspect du problème posé par un approfondissement et une caractérisation de la réponse transitoire à la commutation des batteries de compensation.

4.4.1. Procédure grapho-analytique.

L'expression (4.5) définit, pour différentes valeurs des paramètres descriptifs (ψ , δ , ω^*_0 , U_0) différentes réponses transitoires de la tension du nœud. Sur la **figure 4.5** sont données, à titre d'exemple, quelques courbes représentatives de ces réponses ; pour lesquelles il s'agit de déterminer les valeurs maximales.

L'expression (4.5) porte un caractère transcendant par la présence de la variable « temps » sous la fonction, respectivement, exponentielle et sinusoïdale. Ce qui rend impossible de déterminer les coordonnées des valeurs maximales de la surtension de manière analytique directe.

Ainsi, le traitement grapho-analytique d'un plus grand nombre de ces réponses transitoires, qui consiste à relever la valeur maximale de la surtension sur chaque réponse, a permis de définir les valeurs maximales $k_{u,max}(\omega^*_0)$ pour différentes valeurs de δ , ψ et U^*_0 , (**Fig.4.6**). Pour les valeurs $\omega^*_0 > 1$, $k_{u,max}$ augmente avec la diminution de δ et encore plus sensiblement quand $U^*_0 = \pm 1$.

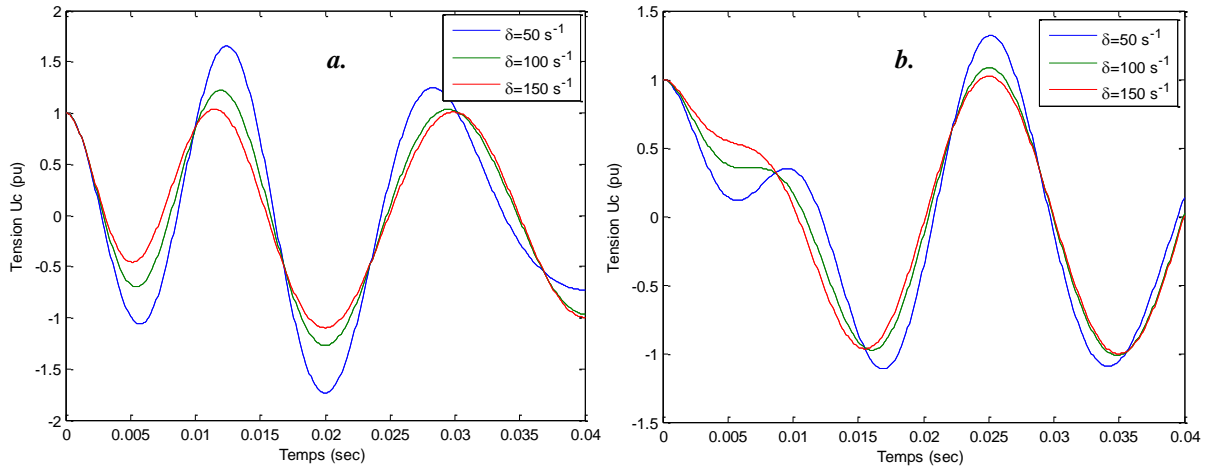


Fig.4.5. Réponses transitoires de la tension pour $U_0^*=1, \omega_0=1.5$ (a) $\psi = \varphi-\pi/2$. (b) $\psi = \varphi$

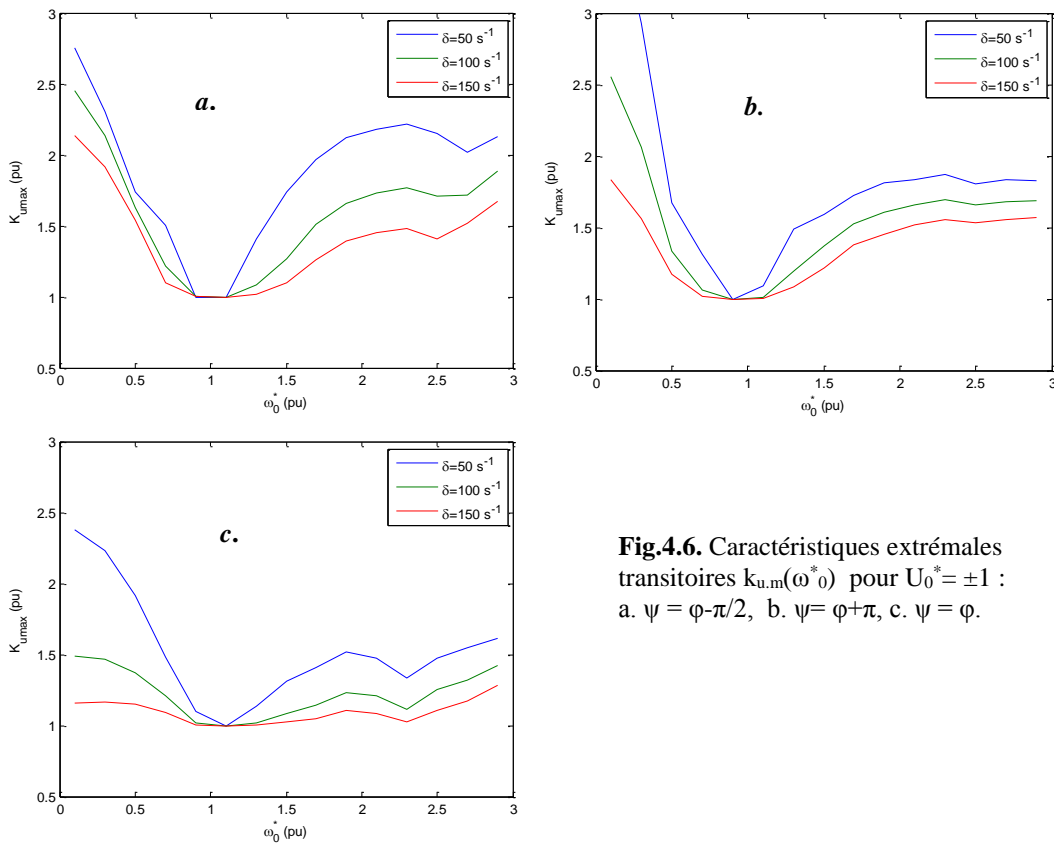


Fig.4.6. Caractéristiques extrêmes transitoires $k_{u,m}(\omega_0^*)$ pour $U_0^* = \pm 1$: a. $\psi = \varphi-\pi/2$, b. $\psi = \varphi+\pi$, c. $\psi = \varphi$.

Cet écart est plus grand quand $\psi = \varphi - \pi/2$ (ψ étant aussi phase initiale de E et φ – le déphasage du courant de la BC) ; c.à.d. à l’instant où la tension forcée $u_{cf}(t)$ du nœud change d’alternance. Quand $\omega_0^* < 1$, la tension est plus amplifiée pour $\psi = \varphi + \pi$ et où, $u_{cf}(t) = U_{cmf}$. Les courbes ainsi représentées illustrent, en fait, un résultat intéressant.

En effet, on peut constater que, quelque soit la valeur des paramètres ψ , δ et U_0 , pour $\omega_0^* = 1$;

$$k_{u.\max} = k_{u.\max(\min)} = 1 \quad (4.12)$$

Ainsi, peut-on affirmer que pour diminuer $k_{u.\max}$, il suffit de rapprocher la valeur ω_0^* de l'unité.

4.4.2. Balayage par pulsation relative (3D).

Le résultat (4.12) peut être obtenu par une autre procédure. En effet, on peut aboutir au même résultat et de manière plus rigoureuse en se basant sur le spectre des diverses valeurs instantanées en fonction de la pulsation libre « ω^* » et conformément aux diverses valeurs des paramètres considérés.

La tension instantanée du nœud étant déterminée par l'expression (4.5) ; puisque le compensateur est branché en ce nœud, le courant correspondant injecté est, donc, tout simplement défini comme,

$$i_c(t) = C \frac{du(t)}{dt} \quad (4.13)$$

Mais, pour exprimer le courant en unité relative ($p.u$), analogiquement à (4.5), il convient d'insérer dans (4.13) la tension par sa valeur,

$$u(t) = U_m k_u(t)$$

où, U_m – Amplitude de la tension forcée du nœud.

Ce qui donne,

$$i_c(t) = CU_m \frac{dk_u(t)}{dt}$$

ou bien,

$$i_c(t) = \frac{\omega C U_m}{\omega} \frac{dk_u(t)}{dt} = \frac{I_{mc}}{\omega} \frac{dk_u(t)}{dt}$$

où, I_{cm} – Courant correspondant à U_m .

L'expression du courant instantané par unité de sa valeur maximale (amplitude) prend alors la forme

$$k_i(t) = \frac{1}{\omega} \frac{dk_u(t)}{dt}$$

Ou bien, en dérivant (4.5) et après quelques mises en forme,

$$k_i(t) = \cos(\omega t + \psi - \varphi) - e^{-\delta t} (A_i \sin \omega_0 t - B_i \cos \omega_0 t) \quad (4.14)$$

avec,

$$A_i = \omega_0^* (B_u + A_u \operatorname{ctg} \alpha) = \frac{\omega_0^* [U_0^* - \sin(\psi - \varphi)] - \sin \alpha \cos \alpha \cos(\psi - \varphi)}{\sin^2 \alpha}$$

$$B_i = \omega_0^* (A_u - B_u \operatorname{ctg} \alpha) = -\cos(\psi - \varphi)$$

Les expressions (4.5) et (4.14) permettent, Ainsi, de réaliser un traitement par spectre de réponses instantanées transitoires.

Cette proposition est illustrée par les représentations graphiques des **figures 4.7, 8**. En effet, les graphiques représentés montrent les flux ou les spectres de toutes les valeurs instantanées de la tension et du courant ($k_{u,i}$) de la *BC* en fonction de la pulsation ω_0^* du régime transitoire libre. Indépendamment des paramètres considérés, ces flux observent un engorgement d'écart $-1 \leq \Delta k_{u,i} \leq 1$ au voisinage immédiat de $\omega_0^* = 1$. De part et d'autre de cet engorgement, le circuit peut être aussi bien dans un état de surtension que de surintensité.

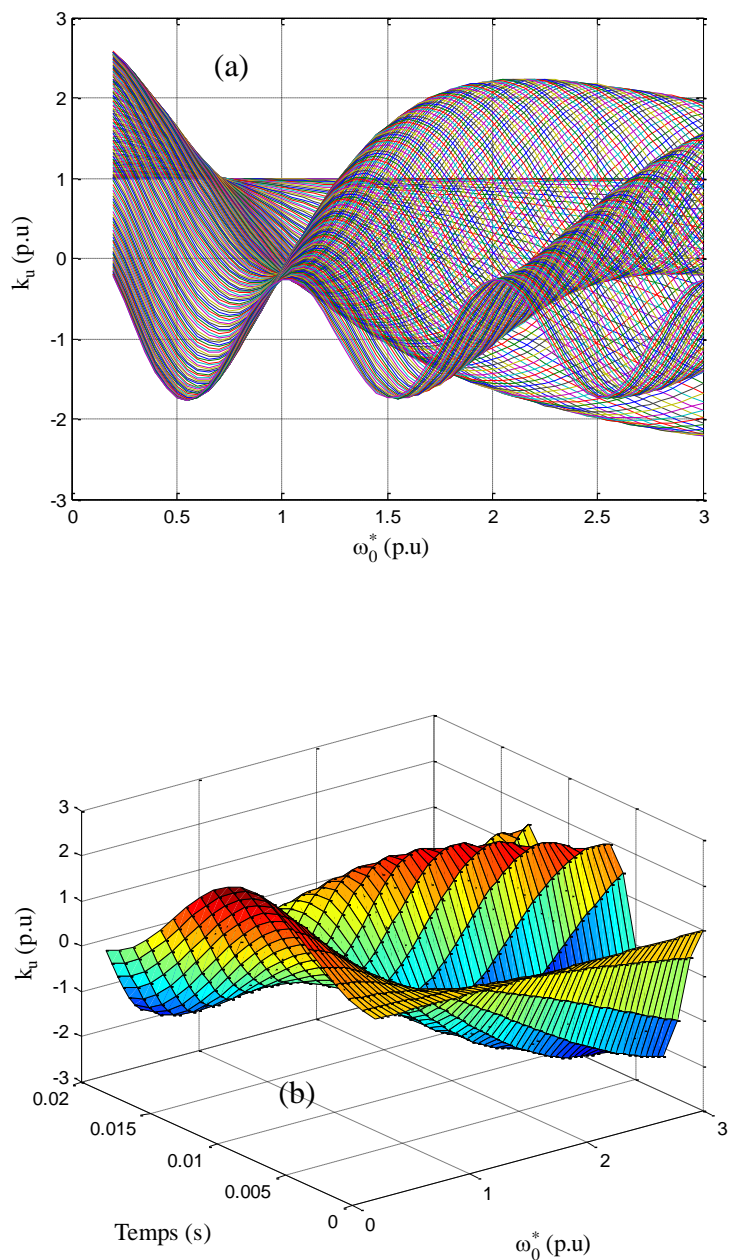


Fig.4.7. Flux des valeurs instantanées de la tension. pour $U_0^*=1$ et $\psi = \varphi - \pi/2$ (a) Plan 2D, $k_u(\omega_0^*)$, (b) Plan 3D $k_u(\omega_0^*, t)$

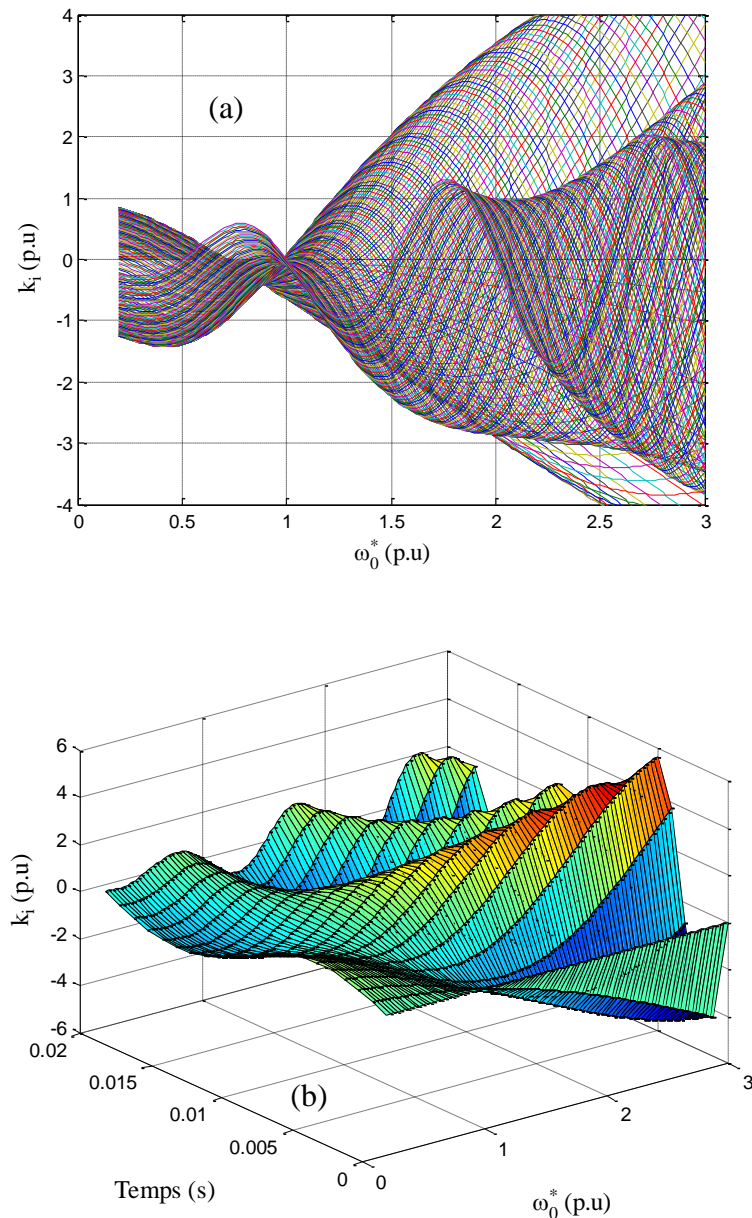


Fig.4.8. Flux des valeurs instantanées du courant, pour $U_0^*=1$ et $\psi = \varphi - \pi/2$. (a) Plan 2D, $k_i(\omega_0^*)$, (b) Plan 3D, $k_i(\omega_0^*, t)$

4.4.3. Expression des valeurs efficaces transitoires.

La réponse transitoire du nœud de commutation peut être, également, caractérisée par les valeurs efficaces transitoires du paramètre du régime « courant-tension ». En plus de leur aspect descriptif général, la valeur de ces derniers est utile quand il s'agit de choisir des paramètres de contrôle et de protection ; tel que, par exemple, la sélectivité du système de protection à reconnaître ou à différencier un régime de commutation conforme aux conditions requises d'un régime transitoire dû à une perturbation non admissible.

a. Compensateur.

En régime transitoire, la tension du nœud est déterminée par ses deux composantes (forcée et libre),

$$u(t) = u_f + u_l$$

Dans ce cas et par définition, la tension efficace du nœud peut être déterminée comme

$$U = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T u_f^2(t) dt + \frac{1}{T_{tr}} \int_0^{T_{tr}} u_l^2(t) dt} = \sqrt{U_f^2 + U_l^2} \quad (4.15)$$

où, T_{tr} – Durée du régime transitoire, s.

La valeur efficace forcée est, simplement, calculée comme,

$$U_f = U = \frac{U_m}{\sqrt{2}}$$

Pour la composante libre du régime transitoire, on peut distinguer les notions ;

- Valeur efficace à un instant donné du régime transitoire,
- Valeur efficace correspondante à toute la durée du régime transitoire.

La composante instantanée libre de la tension est définie $p.u$ dans l'expression (4.5) comme,

$$u_l^*(t) = k_{u,l}(t) = e^{-\delta t} (A_u \sin \omega_0 t + B_u \cos \omega_0 t)$$

On exprime donc,

$$U_l^{*2} = \frac{1}{T_{tr}} \int_0^{T_{tr}} e^{-2\delta t} (A_u \sin \omega_0 t + B_u \cos \omega_0 t)^2 dt \quad (4.16)$$

Le développement de l'intégrale (4.16) peut être réalisé de manière simple, conformément aux règles connues des mathématiques. Par soucis de simplification, les expressions analytiques et les différentes mises en forme ne sont pas reportées puisqu'engrands pour le texte.

Ainsi, le développement de l'intégrale (4.16) conduit à la forme générale,

$$U_l^{*2} = f(T_{tr}) \quad (4.17)$$

En supposant, ensuite, que

$$T_{tr} = (4 \div 5)T \quad (4.18)$$

On peut admettre, alors,

$$e^{-\delta T_{tr}} \approx e^{-2\delta T_{tr}} \approx 0 \quad (4.19)$$

L'expression (4.17), en y insérant (4.18), en tenant compte de (4.19) et après quelques mises en formes, donnera alors,

$$U_l^{*2} = \frac{1}{16} \left[a^2 \frac{(2 - \sin 2\alpha)}{2 \sin^2 \alpha} - 2ab \frac{\sin 2\alpha}{\omega_0^*} + b^2 \frac{\sin^2 \alpha}{\omega_0^{*2}} \right] \quad (4.20)$$

avec,

$$\begin{aligned} a &= U_0^* - \sin(\psi - \varphi) \\ b &= \cos(\psi - \varphi) \end{aligned}$$

Insérant (4.20) et la valeur efficace « U_f » dans (4.15), on détermine la valeur efficace de la tension du nœud pour la durée transitoire donnée.

De la même manière, on détermine le courant efficace correspondant,

$$I_c = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T i_{cf}^2(t) dt + \frac{1}{T_{tr}} \int_0^{T_{tr}} i_{cl}^2(t) dt} = \sqrt{I_{cf}^2 + I_{cl}^2} \quad (4.21)$$

avec,

$$I_{cf} = \frac{I_{mc}}{\sqrt{2}}$$

et, pour la durée transitoire fixée,

$$I_{c,l} = \frac{1}{16} \left(\frac{\omega_0^{*2}}{\sin^2 \alpha} a^2 + b^2 \right)$$

b. Charge.

Du schéma de branchement de la charge (**Fig.4.2**), on définit le courant de charge comme,

$$i_{ch}(t) = i_L(t) + i_r(t)$$

avec,

$$i_L(t) = \frac{1}{L_{ch}} \int_0^t u(t) dt$$

$$i_r(t) = \frac{u(t)}{r_{ch}}$$

Ou bien, respectivement, ***p.u***

$$i_L^*(t) = \frac{i_L(t)}{I_{mc}} = \omega \frac{x_c}{x_{ch}} \int_0^t k_u(t) dt \quad (4.22)$$

$$i_r^*(t) = \frac{x_c}{r_{ch}} k_u(t)$$

où, $i_L^*(t)$, $i_r^*(t)$ – Courant ***p.u***, respectivement, inductif et actif de la charge.

En substituant (4.5) dans les expressions (4.22), en intégrant et moyennant quelques mises en formes, on aboutit aux formes simples suivantes ;

$$i_L^*(t) = -\frac{x_c}{x_{ch}} \left[\cos(\omega t + \psi - \varphi) + e^{-\delta t} (A_L \sin \omega_0 t + B_L \cos \omega_0 t) \right]$$

$$i_r^*(t) = \frac{x_c}{r_{ch}} \left[\sin(\omega t + \psi - \varphi) + e^{-\delta t} (A_r \sin \omega_0 t + B_r \cos \omega_0 t) \right]$$

avec,

$$A_L = \frac{\omega_0^* [U_0^* - \sin(\psi - \varphi)] \cos 2\alpha - \sin \alpha \cos \alpha \cos(\psi - \varphi)}{\omega_0^{*2}}$$

$$B_L = \frac{\omega_0^* [U_0^* - \sin(\psi - \varphi)] \sin 2\alpha - \sin^2 \alpha \cos(\psi - \varphi)}{\omega_0^{*2}}$$

$$A_r = \frac{\omega_0^* [U_0^* - \sin(\psi - \varphi)] \cos \alpha - \sin \alpha \cos(\psi - \varphi)}{\omega_0^* \sin \alpha}$$

$$B_r = U_0^* - \sin(\psi - \varphi)$$

Le courant de la charge complexe sera, alors,

$$i_{ch}^* = \frac{x_c}{Z_{ch}} \left[\sin(\omega t + \psi - \varphi - \varphi_{ch}) + e^{-\delta t} (A_{i,ch} \sin \omega_0 t + B_{i,ch} \cos \omega_0 t) \right]$$

avec,

$$A_{i,ch} = A_r \cos \varphi_{ch} - A_L \sin \varphi_{ch}$$

$$B_{i,ch} = B_r \cos \varphi_{ch} - B_L \sin \varphi_{ch}$$

La valeur efficace du courant de la charge peut être déterminée, analogiquement, par l'expression (4.21).

4.5. Relations requises entre grandeurs interactives.

La forme exponentielle de l'équation caractéristique (4.3) s'exprime comme,

$$LCp^2 + RCp + 1 = 0$$

ou bien,

$$p^2 + \frac{R}{L}p + \frac{1}{LC} = 0.$$

Ce qui donne comme solution en « p »

$$p_{1,2} = -\frac{R}{2L} \pm \sqrt{\frac{R^2}{4L^2} - \frac{1}{LC}}$$

Pour un régime oscillatoire (périodique) contraignant, la condition de périodicité s'exprime,

$$\frac{1}{LC} > \frac{R^2}{4L^2} \quad (4.23)$$

Ce qui permet de réécrire,

où, δ – Facteur d'amortissement (représentant la constante de temps d'amortissement) ; ω_0 – Pulsation libre en régime transitoire.

On peut, donc, mettre,

$$\omega_0^2 = \frac{1}{LC} - \frac{R^2}{4L^2} \quad (4.24)$$

En régime de commutation, les crêtes (piques) instantanées de la tension et du courant peuvent avoir lieu pour divers instants du régime transitoire en fonction de divers rapports entre les paramètres descriptifs du régime. La valeur de ces crêtes peut être plus ou moins grande. De ce fait, on peut distinguer, dans l'ensemble de ces valeurs, la plus petite valeur maximale

($k_{u,i,max,min}$). On a déterminé dans ce qui précède que cette valeur est égale à l'unité quand $\omega^*_0 = 1$, indépendamment des autres rapports.

Il est alors utile et intéressant, de définir les relations entre les paramètres du système qui permettent de réaliser, conformément à la condition de périodicité, l'état de régime en commutation pour lequel « $k_{u,i,max,min}=1$ ».

Puisqu'il s'agit de commuter les sections de batterie de compensation, autant déterminer la valeur requise (optimale) de la capacité à commuter en fonction des autres paramètres.

Chaque valeur requise de la capacité à commuter exige des rapports déterminés entre les paramètres du système.

La commutation de la section est précédée par un régime initial du système « Réseau-charge » ; soit, caractérisé par les paramètres $R=R_0$ et $L=L_0$. Mais, dans un sens général, R et L peuvent varier.

Supposons, pour signifier la variation de l'inductance, que

$$L = L^* L_0 \quad (4.25)$$

avec, conformément à la condition de périodicité (4.23)

$$L^* > 1$$

Dans ce cas, en exprimant (24) *p.u.* de la pulsation du réseau, on réécrit.

$$\omega_0^{*2} = \frac{\omega_0^2}{\omega^2} = \frac{\left(\frac{1}{L^* L_0 C} - \frac{R_0^2}{4L^{*2} L_0^2} \right)}{\omega^2}$$

En prenant comme valeur de base pour la capacité celle correspondante au régime limite

$$\frac{1}{L_0 C_0} - \frac{R_0^2}{4L_0^2} = 0$$

c.-à.d. ,

$$C_0 = \frac{4L_0}{R_0^2} \quad (4.26)$$

on peut atteindre, facilement,

$$\omega_0^{*2} = \frac{1}{A} \left(\frac{L^* - C^*}{L^{*2} C^*} \right) \quad (4.27)$$

avec,

$$A = \frac{\omega^2}{\delta_0^2}; \quad \delta_0^2 = \frac{R_0^2}{4L_0^2}$$

Conformément, donc, au résultat obtenu et démontré (**Fig.4.7, 8**), on pose, pour (4.27),

$$\frac{1}{A} \left(\frac{L^* - C^*}{L^{*2} C^*} \right) = 1$$

Ce qui permet d'atteindre

$$C_{(1)}^* = \frac{L^*}{AL^{*2} + 1} \quad (4.28)$$

où, $C_{(1)}^*$ – Valeurs requises (optimales) de la capacité(**p.u.**).

De la condition (4.23), on déduit,

$$C < \frac{4L}{R^2}$$

En divisant, de part et d'autre, cette dernière expression par « C_0 » tout en introduisant l'inductance par sa valeur (4.25) et en admettant que la résistance active n'a pas changé par rapport au régime initial ($R=R_0$), on peut définir,

$$\frac{C}{C_0} < \frac{4L}{R_0^2} \frac{R_0^2}{4L_0^2} = L^*$$

Autrement dit, la condition de périodicité se redéfinit comme

$$C^* < L^* \quad (4.29)$$

Ainsi, pour atteindre un régime de commutation durant lequel la valeur du facteur, respectivement, de surtension et de surintensité est, au maximum, égale à l'unité, il suffit de réaliser la relation (4.28). Cette relation est représentée graphiquement sur la **figure 4.9**. On y constate que si L^* tend vers l'infini, alors, $C^*_{(1)}$ tendra vers zéro et quand $L^* = 0$, $C^*_{(1)} = 0$.

Cette relation présente un maximum au point « m » de coordonnées

$$L^*_{(m)} = \frac{1}{\sqrt{A}}; \quad C^*_{(1),m} = \frac{1}{2\sqrt{A}}$$

Cette valeur maximale dépend, ainsi, de la grandeur « A ».

L'inégalité (4.29) signifie que la limite maximale asymptotique à la variation de la capacité C^* répondant à la condition de périodicité est (**Fig.4.9**),

$$C^*_{0,L} = L^*$$

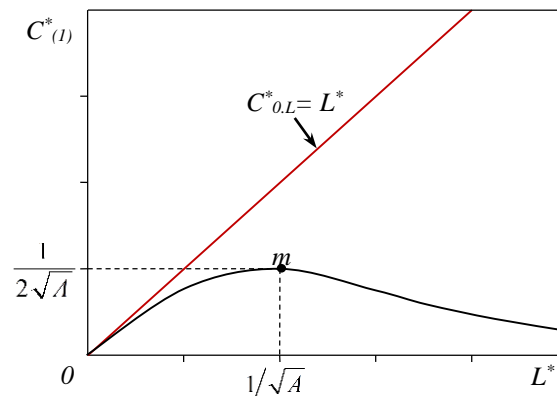


Fig.4.9. Valeurs optimales de la capacité

La relation (4.28) définissant les valeurs optimales de la capacité, peut être mise sous une autre forme.

En effet, les différentes valeurs « A_i » peuvent être introduites par une pondération d'une certaine valeur de base ; soit,

$$A_l = aA_b \quad (4.30)$$

En insérant (4.30) dans (4.28), on peut réécrire

$$C_{(1)}^{**} = \frac{L^{**}}{1 + aL^{**2}} \quad (4.31)$$

avec,

$$L^{**} = \frac{L^*}{L_b}, \quad L_b = L_{(m)}^* = \frac{1}{\sqrt{A_b}}, \quad C_{(1)}^{**} = C_{(1)}^* L_b$$

où, a . – Pondération qui représente les différentes valeurs de « A ».

Pour les points « m » d'abscisse $L^* = 1/\sqrt{A}$, la valeur $C_{(1),m}^*$ s'exprime,

$$C_{(1),m}^* = \frac{1}{2\sqrt{A}} = \frac{1}{2} L_{(m)}^* \quad (4.32)$$

Le point « m », déterminant $C_{(1),m}^*$, évolue en fonction de « A » suivant la relation linéaire (4.32).

Ainsi, peut-on définir, pour différentes valeurs de « A », une famille de relations optimales entre les paramètres $C_{(1)}^{**}$ et L^{**} , (**Fig.4.10**). Sur la même figure, on représente le lieu géométrique des points « n » d'inflexion des courbes. Cette évolution linéaire est déterminée à partir de (4.31), conformément à l'égalité

$$\frac{d^2 C_{(1)}^{**}}{dL^{**2}} = 0$$

En effet, on en déduit facilement la relation linéaire,

$$C_{(1),n}^{**} = \frac{1}{4} L_{(n)}^{**} \quad (4.33)$$

avec,

$$L_{(n)}^{**} = \sqrt{\frac{3}{a}}$$

On donne, ci-dessous, un exemple numérique descriptif de (4.32) et de (4.33) (Tableau.4.3).

Tableau .4.3

a	4	1	1/4	1/9
$L_{(n)}^{**}$	$\frac{\sqrt{3}}{2} = 0,866$	$\sqrt{3} = 1,732$	$2\sqrt{3} = 3,464$	$3\sqrt{3} = 5,196$
$C_{(1),n}^{**}$	$\frac{\sqrt{3}}{2.4} = 0,216$	$\frac{\sqrt{3}}{4} = 0,433$	$\frac{2\sqrt{3}}{4} = 0,866$	$\frac{3\sqrt{3}}{4} = 1,299$
$L_{(m)}^*$	1/2	1	2	3
$C_{(1),m}^{**}$	1/4	1/2	1	3/2

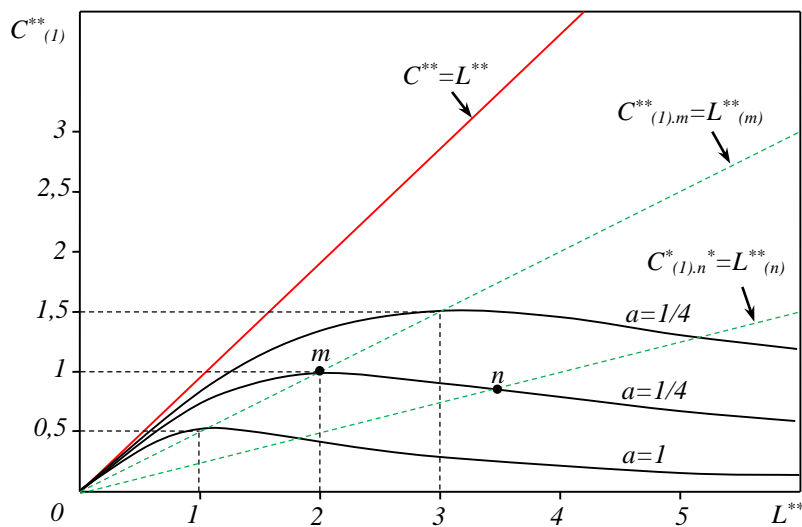


Fig. 4.10. Valeurs optimales de la capacité pour différentes valeurs de « A ».

4.5. Impédances caractéristiques.

Le modèle en commutation peut être également caractérisé par ces impédances ; soit, par son impédance optimale, par son impédance apparente, par ses résonances..., conformément aux différents états de fonctionnement.

L'impédance apparente du modèle est simplement définie comme, (**Fig.4.2**),

$$Z = R + j(X_L - X_C) = R + j\left(\omega L - \frac{1}{\omega C}\right)$$

Soit, pour le traitement en unité relative (**p.u.**) l'impédance de base

$$Z_0 = R_0 + j\left(\omega L_0 - \frac{1}{\omega C_0}\right).$$

En signifiant la variation de l'impédance par celle de l'inductance (comme précédemment), on peut exprimer pour les modules et **p.u.**,

$$Z^{*2} = \frac{Z^2}{Z_0^2} = \frac{R_0^2 + \left(\omega L - \frac{1}{\omega C}\right)^2}{R_0^2 + \left(\omega L_0 - \frac{1}{\omega C_0}\right)^2}$$

ou bien,

$$Z^{*2} = \frac{\left(\frac{R_0}{\omega L_0}\right)^2 + \left(L^* - \frac{1}{\omega^2 C L_0}\right)^2}{\left(\frac{R_0}{\omega L_0}\right)^2 + \left(1 - \frac{1}{\omega^2 C_0 L_0}\right)^2}$$

En utilisant les valeurs $A = \omega^2 / \delta^2_0$ et $C_0 = 4L_0/R^2_0$, on peut ré exprimer

$$Z^{*2} = \frac{\frac{4}{A} + \left(L^* - \frac{1}{AC^*}\right)^2}{\frac{4}{A} + \left(1 - \frac{1}{A}\right)^2}$$

Cette dernière expression donne, après quelques mises en formes,

$$Z^{*2} = \frac{4A}{(1+A)^2} + \frac{(AL^*C^* - 1)^2}{(1+A)^2 C^{*2}} \quad (4.34)$$

ou bien,

$$Z^{*2} = Z_{\min}^{*2} + \Delta Z^{*2} \quad (4.35)$$

où, $Z_{\min}^{*2} = R^2/Z_0^2$ – impédance de résonance du modèle ; Z_0 – impédance du modèle de base.

De l'expression (4.34), on déduit l'état de résonance du circuit en posant,

$$AC_{(r)}^* L^* - 1 = 0.$$

Ce qui donne,

$$C_{(r)}^* = \frac{1}{AL^*} \quad (4.36)$$

L'impédance optimale correspondante aux valeurs requises $C_{(1)}^*$ peut être déterminée en insérant dans (4.34) la valeur $C^* = C_{(1)}^*$.

En effet, de (4.35) on écrit,

$$\Delta Z_{(1)}^{*2} = \frac{(AL^*C_{(1)}^* - 1)^2}{(1+A)^2 C_{(1)}^{*2}}.$$

En remplaçant $C_{(1)}^*$ par sa valeur (4.28), on obtient, alors,

$$\Delta Z_{(1)}^{*2} = \frac{1}{(1+A)^2 L^{*2}} \quad (4.37)$$

Les impédances caractéristiques sont représentées par leur aperçu graphique sur la **figure 4.11**.

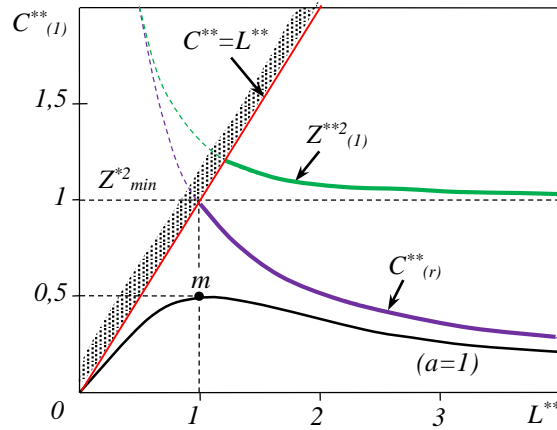


Fig.4.11. Impédance caractéristique et capacité de résonance.

L'analyse des caractéristiques ainsi obtenues donne lieu aux déductions suivantes. Pour l'intervalle, (**Fig.4.9**),

$$0 < C_{(1)}^* \leq C_{(1)m}^* = \frac{1}{2\sqrt{A}}$$

de variation de la capacité optimale $C_{(1)}^*$, on peut distinguer deux intervalles caractéristiques de variation de l'inductance :

$$L^* \geq L_{(m)}^* = \frac{1}{\sqrt{A}}$$

et

$$0 < L^* \leq L_{(m)}^* = \frac{1}{\sqrt{A}}$$

où, $L_{(m)}^*$ - Inductance du modèle correspondante à la valeur maximale $C_{(1)m}^*$ de la capacité optimale $C_{(1)}^*$.

Dans le premier intervalle l'augmentation de L^* , conformément à (4.36) et (4.37), fera tendre $C_{(r)}^*$ vers $C_{(1)}^*$ et, par conséquent, $Z_{(1)}^*$ et Z vers $Z_{min} = R_0$, où les surintensités transitoires seraient considérables. Dans le deuxième intervalle, la diminution de L^* aura pour effet d'augmenter considérablement $Z_{(1)}^*$; ce qui permet de réduire les dites surintensités.

Pour cet intervalle, l'amortissement δ augmente ; ce qui fera réduire le temps du régime transitoire. Le sens physique du facteur A est défini par le rapport X/R ($X=\omega L$) du modèle équivalent, dont le rapport des paramètres change avec la position du nœud considéré. De ce fait, le facteur A prend différentes valeurs selon qu'il s'agisse de traiter le nœud d'un réseau de basse, moyenne ou de haute tension.

4.6. Caractéristique de contrôle des bancs de compensation.

Le modèle traité est principalement le même que le précédent, (**Fig.4.12**). Le coefficient ' m ' mesure indirectement la fraction de réglage de la puissance réactive à commuter en une seule fois ; $m = 1 \div 0$ pour le débranchement et $m = 1 \div 2$ pour le branchement.

Les valeurs maximales des facteurs de surtension $k_{u,max}$ et de surintensité $k_{i,max}$ peuvent être contrôlées par la loi du régime de commutation de la puissance réactive. Un palier de contrôle, dans ce cas, est constitué de quelques fractions.

Les valeurs instantanées $k_u(t)$ et $k_i(t)$ s'expriment ($\psi=\varphi$) ;

Pour le débranchement,

$$\begin{aligned} k_u(t) &= K_{mf}^* \sin \omega t + e^{-\delta t} \frac{K_{L2}^*}{\omega_0^*} \sin \omega_0 t \\ k_i(t) &= \frac{m}{\omega} \frac{dk_u(t)}{dt} \cong m \left(K_{mf}^* \cos \omega t + e^{-\delta t} K_{L2}^* \cos \omega_0 t \right) \end{aligned} \quad (4.38)$$

Pour le branchement,

$$\begin{aligned} k_u(t) &= K_{mf}^* \sin \omega t + e^{-\delta t} [a_u \sin \omega_0 t + b_u \cos \omega_0 t] \\ k_i(t) &= m \left\{ K_{mf}^* \cos \omega t - e^{-\delta t} [a_i \sin \omega_0 t - b_i \cos \omega_0 t] \right\} \end{aligned} \quad (4.39)$$

avec,

$$a_u = \frac{K_{L2}^*}{\omega_0^*} + \frac{(m-1)\delta U_{02}^*}{mk_0\omega_0}; \quad b_u = \frac{(m-1)U_{02}^*}{mk_0}$$

$$a_i = \frac{\delta K_{L2}^*}{\omega_0} + \frac{(m-1)\left(\frac{1}{A\omega_0^*} + \omega_0^*\right)U_{02}^*}{mk_0}; \quad b_i = K_{L2}^*$$

où, $K_{mf}^* = Z_1/(mZ)$; $K_{L2}^* = 1/m - K_{mf}^*$; $k_0 = k_1/(Z_1 C_0 \omega)$; k_1 - facteur défini par (4.1) et (4.2) ; Z_1, Z – impédances du modèle après, respectivement, variation de la charge et, - variation de la charge et commutation de la BC.

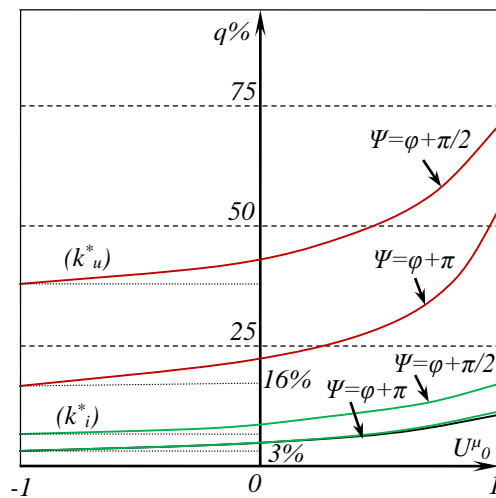
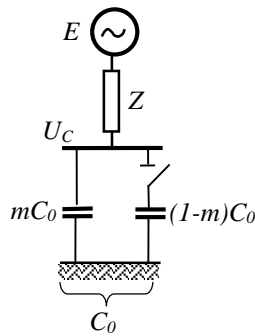


Fig.4.12 Caractéristiques de contrôle des BC pour $k_{u,i,max} = 1,1$.

Un traitement des réponses transitoires (4.38) et (4.39) pour différentes phases et fractions de commutation a permis d'obtenir les caractéristiques de contrôle de la **figure 4.12**. Ces dernières donnent les valeurs maximales de la fraction de la puissance réactive à commuter en une seule fois ($q\%$ de la puissance installée) pour laquelle $k_{u,i,max} = 1,1$. En l'absence des moyens de contrôle de l'angle de commutation et quelque soit l'état potentiel initial des éléments commutés de la BC, la valeur de $q\%$ ne doit pas excéder $q_{max} = 3\%$ pour éviter une surintensité et $q_{max} = 16\%$ pour éviter une surtension dans le cas du branchement.

Conclusion générale

Ce travail de thèse s'est inscrit dans le contexte général de contrôle de la puissance réactive dans les lignes électriques de grandes distances.

Afin d'évaluer l'impact de l'élément de contrôle sur les conditions limites de flux de la puissance réactive dans les réseaux électriques. Nous avons considéré une liaison électrique (générateur-système) en suite nous avons mesuré la variation des paramètres du modèle impliquer par cet élément et caractériser les relations paramétriques.

Dans un autre volet nous avons étudié l'équivalence entre un modèle de ligne réelle à paramètres répartis (ligne de grande portée) avec un modèle simplifié (à paramètres concentrés). Nous avons déterminé les conditions d'équivalence et les relations paramétriques requises.

Par ailleurs, nous avons mené une étude sur la commutation des batteries de condensateurs. Les résultats de cette étude montrent que les facteurs maximaux de surtension et de surintensité observent une valeur minimale « $k_{u,i,max(min)}=1$ » indépendamment du facteur d'amortissement, de l'état potentiel initial des condensateurs et de la phase de commutation des BC ; pourvu que les paramètres du modèle considéré soient tels que la valeur de la pulsation libre soit égale à celle de la pulsation forcée $\omega_0^* = 1$.

Si on adopte l'injection de la puissance réactive pour contrôle du régime transitoire ; dans ce cas, la valeur injectée doit faire le compromis entre les petites valeurs pour lesquelles l'impédance du système est plus élevée et les grandes valeurs pour lesquelles l'énergie potentielle est plus élevée.

En l'absence des moyens de contrôle de l'état potentiel initial des condensateurs à commuter et de la phase de leur commutation, la fraction de la puissance réactive à commuter, correspondantes aux valeurs admissibles des facteurs $k_{u,i,max}$ doit être choisie sur les caractéristiques de contrôle par sa valeur minimale.

A l'issue de cette thèse, nous avons jugé utile d'avancer un certain nombre de suggestions et de perspectives pour une éventuelle continuation du présent travail :

- Analyser l'impact de l'élément de contrôle série sur les conditions limites de flux de la puissance réactive dans les réseaux électriques.

Conclusion générale

- Détermination de la valeur optimale de la capacité série en respectant autres contraintes à savoir la stabilité du système et la limite thermique de la ligne électrique.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] BOUGOUFFA, L.: 'Effets des Systèmes de Compensation FACTS sur la Protection à Maximum de Courant dans les Réseaux Électriques', Université de Batna 2, 2016
- [2] Passelergue, J.-C.: 'Interactions des dispositifs FACTS dans les grands réseaux électriques', Institut National Polytechnique de Grenoble-INPG, 1998
- [3] Khaled Ben Oualid, M.: 'Contribution à l'optimisation du fonctionnement des réseaux électriques', 2019
- [4] YAHIAOUI, M.: 'Contrôle optimal des puissances réactives et des tensions dans un réseau d'énergie électrique par dispositifs FACTS', Thèse de doct, 2014
- [5] Eremia, M.: 'Electric Power Systems: Vol. 1. Electronic Networks' (Ed. Academiei Romane, 2006. 2006)
- [6] Arab, A.H., Bouchakour, S., Amrouche, S.O., Abdeladim, K., Semaoui, S., Taghezouit, B., Razagui, A., Boulahchiche, S., Tobbal, F., and Yassaa, N.: 'Qualité de la tension au point d'injection du système photovoltaïque du CDER', Journal of Renewable Energies, 2017, 20, (1), pp. 1-9
- [7] Santoso, S., McGranaghan, M.F., Dugan, R.C., and Beaty, H.W.: 'Electrical power systems quality' (McGraw-Hill Education, 2012. 2012)
- [8] Thakur, M.: 'Unified Power Flow Controller (UPFC): development of the mathematical framework and design of a transient model', 2004
- [9] Tabatabaei, N.M., Aghbolaghi, A.J., Bizon, N., and Blaabjerg, F.: 'Reactive Power Control in AC Power Systems Fundamentals and Current Issues', 2017
- [10] Lauria, D., Mottola, F., and Quaia, S.: 'Analytical description of overhead transmission lines loadability', Energies, 2019, 12, (16), pp. 3119
- [11] SAFAR, Y.A., and SAIED, M.M.: 'The feasibility of multiple-capacitor long line series compensation', Electric machines and power systems, 1995, 23, (5), pp. 483-499
- [12] Grünbaum, R., Halvarsson, P., and Jones, P.: 'Series compensation for increased power transmission capacity', 2010
- [13] Heffernan, A., and Courtney, J.: 'Series Compensation to Increase Power Flow: A Case Study on the Irish Transmission System', in Editor (Ed.)^(Eds.): 'Book Series Compensation to Increase Power Flow: A Case Study on the Irish Transmission System' (IEEE, 2019, edn.), pp. 1-5

- [14] Józsa, L., Petrovic, I., and Angebrandt, V.: ‘Analysis of possibilities of using series compensation for consequences elimination of driving long transmission lines’, *Tehnicki Vjesnik*, 2010, 17, (4), pp. 529-535
- 15 Gatta, F.M., Lauria, D., Quaia, S., and Lauria, S.: ‘Analytical methods for series compensation of a transmission line’, *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, 2023, 145, pp. 108647
- [16] Mathur, R.M., and Varma, R.K.: ‘Thyristor-based FACTS controllers for electrical transmission systems’ (John Wiley & Sons, 2002. 2002)
- [17] Acha, E., Agelidis, V., Anaya-Lara, O., and Miller, T.J.E.: ‘Power electronic control in electrical systems’ (Newnes, 2002. 2002)
- [18] Miller, T.J.E.: ‘Reactive power control in electric systems’ (Wiley New York, 1982. 1982)
- [19] Ojo, O.: ‘Optimal series capacitor compensation of high voltage transmission lines’, in Editor (Ed.)^(Eds.): ‘Book Optimal series capacitor compensation of high voltage transmission lines’ (IEEE Computer Society, 1991, edn.), pp. 550-554
- [20] Belyaev, A.N., and Smolovik, S.V.: ‘Steady-state and transient stability of 500 kV long-distance AC transmission lines with magnetically controlled shunt reactors’, in Editor (Ed.)^(Eds.): ‘Book Steady-state and transient stability of 500 kV long-distance AC transmission lines with magnetically controlled shunt reactors’ (IEEE, 2005, edn.), pp. 1-6
- [21] Lauria, D., and Quaia, S.: ‘Transmission line loadability Increase through Series compensation’, in Editor (Ed.)^(Eds.): ‘Book Transmission line loadability Increase through Series compensation’ (IEEE, 2018, edn.), pp. 1019-1024
- [22] Zhang, X.-P., and Chen, H.: ‘Analysis and selection of transmission line models used in power system transient simulations’, *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, 1995, 17, (4), pp. 239-246
- [23] Kumkratug, P.: ‘The Mathematical Model and Simulation of Static Var Compensator in Medium Transmission Line’, *American Journal of Applied Sciences*, 2012, 9, (5), pp. 748
- [24] Venikov, V., Glazunov, A., and Zhukov, L.: ‘Elektricheskie sistemy’, *Elektricheskie seti*, 1998
- [25] Lauria, D., Mazzanti, G., and Quaia, S.: ‘The loadability of overhead transmission lines—Part I: Analysis of single circuits’, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2014, 29, (1), pp. 29-37

- [26] Lauria, D., Mazzanti, G., and Quaia, S.: ‘The loadability of overhead transmission lines— Part II: Analysis of double-circuits and overall comparison’, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2014, 29, (2), pp. 518-524
- [27] Dong, X., Kang, C., Sun, H., and Zhang, N.: ‘Analysis of power transfer limit considering thermal balance of overhead conductor’, *IET Generation, Transmission & Distribution*, 2015, 9, (14), pp. 2007-2013
- [28] Kundur, P.S., and Malik, O.P.: ‘Power system stability and control’ (McGraw-Hill Education, 2022. 2022)
- [29] Vittal, V., McCalley, J.D., Anderson, P.M., and Fouad, A.: ‘Power system control and stability’ (John Wiley & Sons, 2019. 2019)
- [30] K.Bounaya; H.Labar; T..Mesbah. “Contrôle du régime dynamique d’un processus de compensation réactive par des coefficients de surtension et de surintensité”.Proceeding of CMSES’95; p.14 - 20; Guelma 7 & 8 Novembre 1995.
- [31] Schultz, A., Johnson, I., and Schultz, N.: ‘Magnification of switching surges’, *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Part III: Power Apparatus and Systems*, 1958, 77, (3), pp. 1418-1425
- [32] Zaborszky, J., and Rittenhouse, J.: ‘Fundamental aspects of some switching overvoltages on power systems’, *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers. Part III: Power Apparatus and Systems*, 1962, 81, (3), pp. 822-830
- [33] McGranaghan, M., Reid, W., Law, S., and Gresham, D.: ‘Overvoltage protection of shunt-capacitor banks using MOV arresters’, *IEEE transactions on power apparatus and systems*, 1984, (8), pp. 2326-2336
- [34] Dunsmore, D.M., Taylor, E.R., Wirtz, B.F., and Yanchula, T.L.: ‘Magnification of transient voltages in multi-voltage-level, shunt-capacitor-compensated, circuits’, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 1992, 7, (2), pp. 664-673
- [35] Grebe, T.E.: ‘Application of distribution system capacitor banks and their impact on power quality’, in Editor (Ed.)^(Eds.): ‘Book Application of distribution system capacitor banks and their impact on power quality’ (IEEE, 1995, edn.), pp. C3/1-C3/6
- [36] Adams, R., Middlekauff, S., Camm, E., and McGee, J.: ‘Solving customer power quality problems due to voltage magnification’, *IEEE Transactions on Power Delivery*, 1998, 13, (4), pp. 1515-1520
- [37] Ramasamy, N.: ‘Power systems capacitors’, published by CRC Press, Taylor and Francis Group, 2005, 600, pp. 33487-32742

- [38] Saied, M.: 'Analysis of the amplitude and frequencies of the voltage magnification transients in distribution networks due to capacitor switching', in Editor (Ed.)^(Eds.): 'Book Analysis of the amplitude and frequencies of the voltage magnification transients in distribution networks due to capacitor switching' (IEEE, 2004, edn.), pp. 34-38
- [39] Das, J.: 'Analysis and control of large-shunt-capacitor-bank switching transients', IEEE transactions on industry applications, 2005, 41, (6), pp. 1444-1451
- [40] McGranaghan, M., Zavadil, R., Hensley, G., Singh, T., and Samotyj, M.: 'Impact of utility switched capacitors on customer systems-magnification at low voltage capacitors', IEEE Transactions on Power Delivery, 1992, 7, (2), pp. 862-868
- [41] Jones, R.A., and Fortson, H.S.: 'Consideration of phase-to-phase surges in the application of capacitor banks', IEEE Transactions on Power Delivery, 1986, 1, (3), pp. 240-244
- [42] Report, I.C.: 'Bibliography on Switching of Capacitive Circuits Exclusive of Series Capacitors', IEEE transactions on power apparatus and systems, 1970, (6), pp. 1203-1207
- [43] Pflanz, H.M., and Lester, G.N.: 'Control of overvoltages on energizing capacitor banks', IEEE transactions on power apparatus and systems, 1973, (3), pp. 907-915
- [44] Bayless, R., Selman, J., Truax, D., and Reid, W.: 'Capacitor switching and transformer transients', IEEE Transactions on Power Delivery, 1988, 3, (1), pp. 349-357
- [45] McGranaghan, M., Grebe, T., Hensley, G., Singh, T., and Samotyj, M.: 'Impact of utility switched capacitors on customer systems. II. Adjustable-speed drive concerns', IEEE Transactions on Power Delivery, 1991, 6, (4), pp. 1623-1628
- [46] Bounaya K. Labar H. Mesbah T. Impacts des manœuvres des batteries de compensations sur les surtensions transitoires. Proceedings of the ICEL' 2000, Novembrer 13-15, 2000 U.S.T.Oran "M.B". Algeria
- [47] Peelo, D.F.: 'Current interruption transients calculation' (John Wiley & Sons, 2019. 2019)
- [48] GOUAIDIA, Said, LEMZADMI, Ahcene, BOUNAYA, Kamel, 'Control of over currents and over voltages of the shunt capacitor banks'. Przegląd Elektrotechniczny, 2023, Vol. 4, pp : 273-277
- [49] Kolcio, N., Halladay, J., Allen, G., and Fromholtz, E.: 'Transient overvoltages and overcurrents on 12.47 kV distribution lines: Field test results', IEEE Transactions on Power Delivery, 1992, 7, (3), pp. 1359-1370