

وزارة التربية الوطنية
MINISTRE DE L'EDUCATION NATIONALE

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

المدرسة الوطنية للتكنولوجيا
الهندسية
Ecole Nationale Polytechnique

DEPARTEMENT

GENIE ELECTRIQUE.

PROJET DE FIN D'ETUDES

SUJET

Analyse de l'écoulement de
puissance pour les réseaux électriques
AC. DC. et les réseaux Triphasés.

Proposé par :

Etudié par :

Dirigé par

A. HELLAL

T. AZEB CHIKH
F. FOUNES.

A. HELLAL.

PROMOTION
"JUN 95"

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية
REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

وزارة التربية الوطنية
MINISTERE DE L'EDUCATION NATIONALE

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE

المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات
BIBLIOTHEQUE — المكتبة
Ecole Nationale Polytechnique

DEPARTEMENT

GENIE ELECTRIQUE.

PROJET DE FIN D'ETUDES

SUJET

Analyse de l'éroulement de
puissance pour les réseaux électriques
AC. DC et les réseaux triphasés.

Proposé par :

A. HELLAL

Etudié par :

T. AZEB CHIKH

F. FOUNES

Dirigé par

A. HELLAL.

PROMOTION

"JUIN 95"

المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات
BIBLIOTHEQUE — المكتبة
Ecole Nationale Polytechnique



الأهداء

- إلى أمي العزيزة التي تعبت وسهرت من أجل راحتي،
- إلى زوج أبي، قدس الله ثراه، وأسكنه فيح جنانه،
- إلى إخوتي وأخواتي وأخص بالذكر أخي الأكبر علي
وابنته إيمان،
- إلى عماتي وخالاتي، وخاصة مسعودة،
- إلى رفقاء الدرب الأوفياء، عبد العزيز، التجاني،
عبد الحميد، المكي، عبد الرحمان، دودي،
- إلى كل زملاء والأصدقاء بالحي الجامعي
بوراوي عمر،

وإلى كل من يحب لنا ولهذا الوطن الخير
والسلام، أهدي هذا العمل المتواضع

طاهر عازب — شيخ



إهداء

- إلى أمي التي أمدتني بفيض الحنان
- إلى أبي الذي أمدني بالرعاية والتوجيه
- إلى إخوتي وأخواتي وأخص بالذكر
محمد وخولة
- إلى جميع أصدقائي وزملائي وأخص
منهم مسعود، مينروني والمكي
- إلى كل من تحمل سلاما وأمانًا
- إلى هذا الوطن الحبيب
- إلى كل هؤلاء أهدي هذا العمل
المتواضع.

فتحي فوناس

REMERCIEMENTS

Ce travail a été effectué au sein du centre de calcul de l'Ecole Nationale Polytechnique ainsi qu'au département Génie Electrique sous la direction de Monsieur A. Hellal, PhD, Chargé de Cours à l'ENP.

Nous tenons à lui exprimer notre profonde gratitude pour son aide sans réserve et ses conseils précieux qu'ils nous a dispensés tout au long de ce travail.

Nous remercions vivement Messieurs les membres de Jury pour l'honneur qu'ils nous ont fait en acceptant de siéger au Jury.

Nos remerciements vont également à Messieurs L. Nezli, Chargé de Cours à l'ENP, S. Arif et A. Laifa pour leurs aides et conseils précieux.

Nous associons particulièrement à ces remerciements tous les amis qui nous ont aidé et soutenu depuis le début jusqu'à l'achèvement de ce travail qu'ils trouvent, ici, l'expression de notre profonde gratitude.

فما في هذه المذكرة بدراسة إنسياب القدرة في الشبكات الكهربية التي تحتوي على حمل بالتيار المستمر، وذلك بدراسة الحالتين: - نقل القدرة بالتيار المستمر عن طريق خط أحادي بوجود محطتين لتحويل التيار .

- نقل القدرة بالتيار المستمر عن طريق شبكة حمل للتيار المستمر بوجود مجموعة من المحطات لتحويل التيار .

كما قمنا أيضًا بعرض دراسة نظرية تخص حمل القدرة

في ناقل ثلاثي الطور، أين توجد حالات اللاتوازن بين الأطوار الثلاثة، كما عرضنا تمثيل مختلف العناصر المشكّلة للشبكة الثلاثية الطور، كما كنا المتزامنة الثلاثية الطور والمحول الثلاثي الطور، وخط النقل الثلاثي الطور . في كلتا الحالتين استعملنا الطريقة التكرارية السريعة (F.D.L)

Résumé :

Dans le cadre de ce projet, nous avons présenté un calcul d'écoulement de puissance

Alternatif - Continu dans :

- Cas d'un réseau continu à plusieurs stations terminales .

- Cas d'un réseau continu à deux stations terminales .

Nous avons aussi présenté une étude de l'écoulement de puissance triphasé qui nécessite une représentation plus détaillée des différents éléments du réseau .

SOMMAIRE

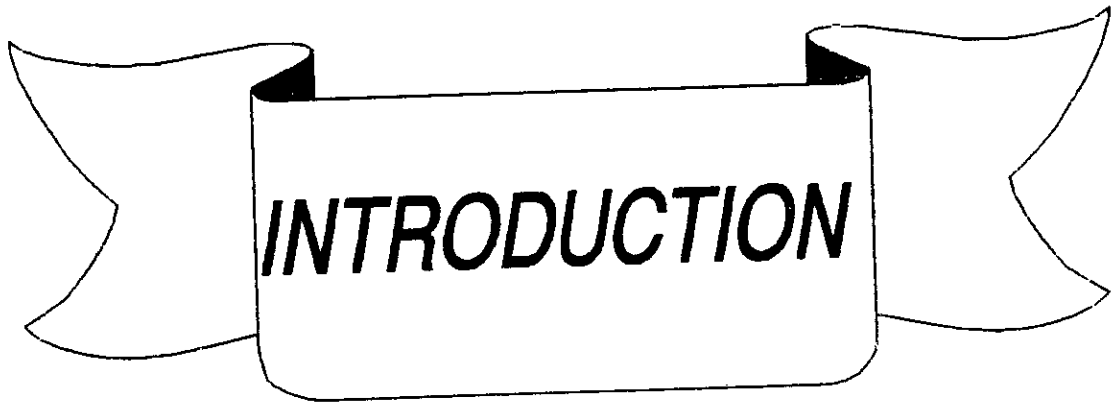
Introduction générale	1
Chapitre I: Intérêt du transport en courant continu et introduction aux systèmes triphasés	
I-1 Généralités: Pourquoi le courant continu ?.....	3
I-2 Aperçu historique	4
I-3 Domaines d'application du transport en courant continu	6
I-3-1 Liaisons souterraines ou sous-marines de grande longueur	6
I-3-2 Lignes aériennes de grande longueur	7
I-3-3 Interconnexions entre réseaux à fréquences différentes	7
I-3-4 Souplesse dans le développement des réseaux alternatifs	7
I-4 Aspects économiques	8
I-4-1 Généralités	8
I-4-2 Lignes aériennes	9
I-4-3 Câbles souterrains et sous-marins.....	9
I-4-4 Expérience d'exploitation	10
I-5 Utilisation des composantes symétriques dans les systèmes triphasés	10
I-5-1 Transformation des composantes symétriques ..	11
I-5-2 Propriétés de T.C.S	13
I-5-3 Applications de T.C.S sur les équations de puissance	14
Chapitre II: Analyse de l'écoulement de puissance alternatif- continu	
II-1 Introduction	15
II-2 Modélisation du système de puissance	16
II-2-1 Modélisation d'un générateur	16
II-2-2 Modélisation d'une charge	17
II-2-3 Modélisation d'une compensation shunt	18
II-2-4 Modélisation d'une ligne	18
II-2-5 Modélisation des transformateurs	19

II-3 Modélisation d'un convertisseur (pont de Graetz)	21
II-3-1 Fonctionnement du pont de Graetz	21
II-3-2 Commutation	22
II-4 Etude de l'écoulement de puissance alternatif-continu	27
II-4-1 Formulation de problème	27
II-4-2 Variables du convertisseur	30
II-4-3 Le système continu en valeurs réduites ...	32
II-4-4 Dérivation des équations	33
II-4-5 Incorporation des équations de contrôle...	35
II-4-6 Fonctionnement en onduleur	36
II-4-7 Les équations complètes de la ligne continu	37
II-5 Réseau continu à plusieurs stations terminales.	39
II-6 Ecoulement de puissance découplé rapide	40
II-6-1 Résolution du système alternatif-continu par la méthode découplée rapide	45
II-7 Applications et résultats	48
II-7-1 Réseau continu à deux stations terminales.	48
II-7-2 Réseau continu à plusieurs stations terminales	52
II-8 Conclusion	55

Chapitre III: Ecoulement de puissance triphasé

III-1 Introduction	56
III-2 Modélisation de la machine synchrone	57
III-3 Modèles triphasés des lignes de transmission.	60
III-3-1 Lignes triphasés mutuellement couplées .	64
III-3-2 Considération pour les connexions terminales	65
III-3-3 Eléments shunt	66
III-3-4 Eléments séries	67
III-4 Modélisation des transformateurs triphasés ...	68
III-4-1 Modèle de l'admittance primitive d'un transformateur triphasé	68
III-4-2 Modèles des connexions communes d'un transformateur	70
III-4-3 Modèles des composantes symétriques d'un transformateur triphasé	74
III-5 Formulation du problème	76
III-5-1 Notation	76
III-5-2 Variables spécifiées	76

III-5-3 Noeuds de charge78
III-5-4 Noeuds de génération79
III-5-5 Dérivation des équations79
III-6 Résolution du système triphasé par la méthode
découplée rapide80
III-6-1 Approximations du Jacobien83
III-7 Conclusion89
Conclusion générale90
Bibliographie92
Annexes :
Annexe A95
Annexe B97



INTRODUCTION

INTRODUCTION GENERALE

L'étude de l'écoulement de puissance est très importante pour la planification, le contrôle et le bon fonctionnement des systèmes électriques [1].

L'objectif de calcul de l'écoulement de puissance consiste essentiellement à déterminer les caractéristiques de l'état de fonctionnement du système de puissance génération / transmission pour un ensemble de noeuds donné [1][2]. La solution de l'écoulement de puissance, nous donne des informations concernant l'amplitude des tensions, les phases, les puissances actives et réactives dans chaque noeud du réseau, ainsi que les courants, les puissances transitant dans les lignes et les pertes.

Avant 1929 tout le calcul de l'écoulement de puissance se faisait manuellement. Le premier article qui a décrit la première méthode de calcul a été publié en 1954. Cependant le premier succès réel de la méthode numérique a été développé par Ward et Hale en 1956. Les premières méthodes itératives sont la méthode de Gauss Seidel et la méthode de Newton-Raphson [3]. En 1974, Stott et Alsac ont présenté une nouvelle méthode basée sur le découplage de la méthode de Newton-Raphson [4]. Cette méthode possède une bonne précision, et une vitesse d'exécution rapide.

L'énergie électrique est aujourd'hui produite, transportée, et distribuée essentiellement en courant alternatif. Ce choix tient à quelques raisons majeures: simplicité de production de cette forme d'énergie (les alternateurs sont plus simples et plus fiables que les génératrices à courant continu), facilité de passer d'une tension à une autre à l'aide de transformateurs, facilité de couper le courant, qui s'annule naturellement deux fois par période, au moyen de disjoncteurs ou d'interrupteurs [5][6].

Le courant continu ne se prête pas à des opérations aussi simples. Sa production nécessite le redressement des ondes de courant alternatif et le changement de tension ne peut se concevoir qu'au moyen de dispositifs complexes [5]. Dans l'un et

l'autre cas, le recours à une électronique de puissance, encore très coûteuse aujourd'hui s'avère nécessaire.

Dans plusieurs cas, l'analyse de l'état de fonctionnement du système de puissance ne tient pas en considération le déséquilibre du système, et on limite l'étude sur une seule phase. Cependant il n'est pas économique d'équilibrer complètement la charge ou d'avoir des impédances du système de transmission parfaitement équilibré [2][7]. Ceci est dû à la non-transposition des lignes longues de haute tension.

L'étude de l'écoulement de puissance triphasé est effectuée de la même façon que dans le cas monophasé où chaque tension, puissance, et courant devient un vecteur de trois éléments et chaque élément de la matrice admittance une matrice 3x3. De plus, quelques composants tels que, les générateurs synchrones, les moteurs asynchrones et les transformateurs sont représentés avec plus de détails que dans le cas monophasé [1][7][8].

Dans le cadre de ce projet, nous présenterons dans un premier chapitre l'intérêt du transport en courant continu et les aspects économiques qu'il prend en considération, ainsi qu'une introduction sur les systèmes triphasés.

Le deuxième chapitre traite l'analyse de l'écoulement de puissance alternatif-continu, en utilisant la méthode découplée rapide (FDL) pour la résolution du système alternatif-continu. Une application a été faite sur le réseau standard IEEE14 bus. Pour le cas d'une ligne ou de plusieurs lignes à courant continu incluses.

Dans un troisième chapitre, nous présentons l'écoulement de puissance triphasé en mettant en évidence la présence de déséquilibre entre les phases des tensions. On termine notre projet par une conclusion générale.



CHAPITRE I

INTERET DU TRANSPORT EN COURANT CONTINU ET INTRODUCTION AUX SYSTEMES TRIPHASES

I-1 GENERALITES: POURQUOI LE COURANT CONTINU ?

La maîtrise des transferts d'énergie en courant alternatif pose, dans les réseaux denses, des problèmes de plus en plus ardues à résoudre:

- * La répartition des transits d'énergie dans les diverses branches des réseaux maillés se fait suivant des lois physiques et non économiques.
- * La consommation de puissance réactive doit être compensée afin de limiter les pertes et les chutes de tension.
- * Le réglage de la fréquence et celui de la phase des différents alternateurs interconnectés doivent être coordonnés.

Dans d'autres cas, pour des raisons de valorisation des ressources naturelles disponibles, les centres de production et de consommation sont éloignés. Les distances de transport de l'énergie électrique accroissent alors d'autant le besoin de compensation de la puissance réactive et la marche en synchronisme des alternateurs, ou stabilité, devient particulièrement difficile à assurer. Le transport d'énergie électrique est cependant une nécessité économique, car il conduit à des solutions d'alimentation bien souvent moins chères pour la clientèle que la production locale au voisinage des consommateurs.

Chapitre I Intérêt du transport en CC et introduction aux S.T

Les quelques considérations qui précèdent permettent de bien situer les domaines d'application du courant continu. Ces domaines concernent le transport mais pas la production, ni la distribution ou les changements de tension sont nécessairement multiples. Encore faut-il noter dès ici que l'emploi du courant continu est cher et ne présente d'intérêt économique que dans quelques cas particuliers de transport d'énergie entre réseaux éloignés ou qui présentent des caractéristiques d'incompatibilité.

I-2 APERCU HISTORIQUE [5]

* En 1885, aux Etats-Unis d'Amérique, le premier grand projet de liaison de transport d'électricité fait l'objet d'un appel d'offres, auquel répondent les deux grands industriels que sont Edision, fondateur de la General Electric, et Westinghouse, fondateur de la société du même nom et déjà connu dans le domaine transports ferroviaires. L'objectif est d'éclairer New York par l'électricité à produire par les chutes du Niagara. La solution du transport en courant alternatif, rendue économiquement intéressante grâce à l'invention très récente du transformateur et préconisée par Westinghouse, est retenue. Edison est perdant. avec le recul d'un siècle, les motifs de ce choix, risqué à l'époque car le transformateur est une innovation très récente, ne sont pas évidents aujourd'hui. Il n'est pas interdit de penser que, avec un autre choix, en faveur de la solution en courant continu proposée par Edison, le développement de l'électricité aurait pu se passer autrement et conduire à des réseaux de transport et de distribution de l'énergie électrique en majorité en courant continu.

* En France, l'utilisation du courant continu pour transporter l'énergie électrique date des premières années de ce siècle. Une première réalisation, en 1906, due à René Thury, porte sur le transport de 20 MW, puissance considérable pour l'époque, entre Moutiers et Lyon (200 km). Le courant continu est produit par des génératrices à courant continu mises en série et fonctionnant à courant constant.

* Les études se portent ensuite sur la conversion du courant alternatif en courant continu, et inversement, à l'aide de

Chapitre I Intérêt du transport en CC et introduction aux S.T

thyratrons de puissance ou mutateurs à vapeur de mercure. La première réalisation industrielle utilisant ces dispositifs semble être faite par General Electric en 1935. La puissance transmise sous un courant constant de 200 A atteint au maximum 3 000 kW. Le redresseur et l'onduleur sont équipés de thyratrons à cathode chaude.

* Vers la même époque, une importante série de recherches est entreprise en Suisse par Brown Boveri, et une première réalisation est, en 1939, un transport d'énergie sous la tension continue constante de 20 kV entre Wettingen et Zurich (20 km), la puissance transmise variant de 500 à 1 000 kW. Le redresseur et l'onduleur sont équipés de mutateurs à vapeur de mercure. Ceux-ci font ensuite l'objet de recherches en vue d'augmenter leur puissance. Brown Boveri aboutit en 1945 à des unités capables de débiter 133 A pour deux anodes sous une tension continue de 33 kV.

* Quelques années auparavant, pendant la deuxième guerre mondiale, une installation de 30 MW (220 kV, 150 A), comportant une liaison de 120 km entre l'Elbe et Berlin, par câbles souterrains, a été réalisée avec des mutateurs du type précédent par AEG et Siemens. Elle est démontée en 1945 et transportée en URSS où elle est remise en service sous la dénomination de Transport expérimental Kaschira-Moscou.

* Un nouveau constructeur, la société suédoise ASEA, prend alors la relève et ses recherches aboutissent à la mise au point de mutateurs ou valves à vapeur de mercure supportant des tensions très supérieures aux précédentes. La première installation industrielle avec ce matériel est réalisée en 1954-1955 entre la péninsule scandinave et l'île de Gotland. La capacité de transport de la liaison, constituée par un seul câble à 100 kV avec retour du courant par la mer, atteint 20 MW.

* Sur la base de cette installation, de nombreuses autres réalisations voient le jour et, notamment, en 1961, une interconnexion bipolaire de 160 MW à la tension de ± 100 kV entre la France et l'Angleterre.

Chapitre I Intérêt du transport en CC et introduction aux S.T

* En 1965 est obtenu, dans les laboratoires de General Electric, le premier dispositif à semi-conducteur (silicium), capable de réaliser la fonction d'interrupteur dont l'allumage est commandable: le thyristor. L'application de thyristor au transport de l'énergie électrique vient très vite puisque, en 1970 une première valve à haute tension à thyristor est expérimentée par ASEA sur la liaison de Gotland et que, en 1972, la première station de conversion dos-à-dos est mise en service par General Electric à Eel River, au Canada. La baisse sensible du coût des convertisseurs, permise par cette nouvelle technologie, permet d'accentuer fortement la croissance des liaisons à courant continu.

Pour la France, une installation marquante est mise en service en 1986, autorisant l'échange d'une puissance de 2000 MW avec l'Angleterre.

I-3 DOMAINES D'APPLICATION DU TRANSPORT EN COURANT CONTINU

Une liaison à courant continu est constituée d'une ligne à courant continu reliant au moins deux réseaux alternatifs par l'intermédiaire de stations de conversion.

I-3-1 Liaisons souterraines ou sous-marines de grande longueur

Le transport à très haute tension par câbles constitue une solution toujours très onéreuse à laquelle on n'a recours que lorsque le transport par lignes aériennes s'avère impossible. C'est le cas des liaisons sous-marines et aussi de liaisons souterraines dans les zones fortement urbanisées, ou protégées, pour lesquelles, sous la pression de l'opinion publique, les ouvrages de transport aériens ne sont plus acceptés, même s'ils sont techniquement réalisables.

C'est là le domaine d'application le plus favorable à l'utilisation du courant continu, tant d'un point de vue économique que d'un point de vue facilité d'exploitation:

Chapitre I Intérêt du transport en CC et introduction aux S.T

Le transport en courant continu permet de réduire notablement le coût des câbles et, dès que l'on dépasse 40 Km, il devient compétitif avec le transport en courant alternatif [exemple: interconnexion France-Angleterre de 2000 MW(1986)]

I-3-2 Lignes aériennes de grande longueur

L'exploitation des ressources énergétiques naturelles (charbon ou hydraulique par exemple) nécessite, dans certains cas, des transports sur de grandes distances entre les sites de production et les centres consommateurs. Lorsque la distance est importante (au-delà d'environ 600 km), le transport à courant continu peut être une solution économique car le gain réalisé sur le coût des lignes dépasse le coût des stations de conversion aux extrémités. On s'affranchit, de plus, des problèmes difficiles que pose l'exploitation de longues antennes de transport (compensation de la puissance réactive, stabilité).

I-3-3 Interconnexions entre réseaux à fréquences différentes

C'est un cas trivial, cependant non rare, car plusieurs pays comportent des réseaux exploités à des fréquences différentes (50 ou 60 Hz), pour des raisons d'influences historiques. Aujourd'hui, la conversion statique de fréquence, passant par un intermédiaire à courant continu, constitue la seule solution économiquement envisageable. Des liaisons de ce type existent au Japon (Sakuma et Shin-shinano) et au Brésil (Itaipu).

I-3-4 Souplesse dans le développement des réseaux alternatifs

Par plusieurs caractéristiques techniques, liées fondamentalement à la contrôlabilité de la puissance électrique par les stations de conversion, les liaisons à courant continu présentent une souplesse qui peut être valorisée dans les réseaux alternatifs en développement. L'augmentation générale des courants de court-circuit dans les réseaux à très haute tension (THT) constitué un exemple où le recours au courant continu pourrait constituer une variante attrayante au remplacement d'un

Chapitre I Intérêt du transport en CC et introduction aux S.T

certain nombre de matériels, tels que disjoncteurs ou jeux de barre, tout en conservant les avantages attachés à l'exploitation d'un réseau solidement maillé. Dans la réalité toutefois, cet avantage du courant continu n'a jamais trouvé d'application concrète. La maîtrise de l'augmentation des courants de court-circuit a été assurée plutôt par des pratiques d'exploitation visant à déboucler certaines parties du réseau, mais au prix d'une diminution de la sécurité et de la qualité d'alimentation.

I-4 ASPECTS ECONOMIQUES

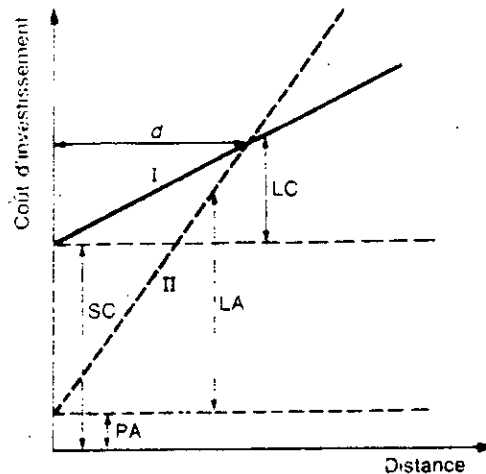
I-4-1 Généralités

Le transport en courant continu est, et restera probablement toujours, une technique marginale par rapport à la technique du transport en courant alternatif. Son emploi à des conditions économiques acceptables est réservé aux cas rares où, techniquement, c'est la seule solution possible (interconnexions de réseaux exploités avec des systèmes de réglage de la fréquence différents), ou bien encore quand le coût est clairement avantageux, comparé à celui d'une solution en courant alternatif (liaison de transport à très longue distance).

Du fait des matériels spécifiques employés (convertisseurs, transformateurs, filtres, bobines d'induction de lissage), le coût des stations de conversion est, en effet, beaucoup plus élevé que celui des postes de transformation.

L'économie réalisée sur le coût de la ligne de transport, aérienne ou souterraine, moins élevé en continu qu'en alternatif, ne compense l'accroissement du coût des extrémités qu'au-delà d'une distance d , qui se situe, en 1990, aux alentours de 600 km pour un transport par ligne aérienne et de 40 km pour un transport par canalisation souterraine (Figure I-1).

Sur les 40 ans passés de développement industriel de cette technique, on constate une diminution sensible de cette distance économique d . Les réductions des coûts des matériels spécifiques, filtres et convertisseurs surtout, ont été plus fortes que celles réalisées sur les matériels plus classiques, tels que les transformateurs et l'appareillage de poste.



d : distance d'une liaison pour laquelle le choix entre le courant continu et le courant alternatif est indifférent
 LA : coût de la ligne en alternatif
 LC : coût de la ligne en continu
 PA : coût du poste en alternatif
 SC : coût de la station de conversion

I : coût total en continu
 II : coût total en alternatif

Figure: I-1 coûts relatifs comparés d'une liaison à courant continu et d'une liaison à courant alternatif.

I-4-2 Lignes aériennes

Pour un même niveau de puissance transportée et des niveaux de tensions alternatives et continues proches, le coût d'une ligne aérienne en courant continu est sensiblement inférieur à celui d'une ligne en courant alternatif

I-4-3 Câbles souterrains et sous-marins

Dans le cas des Câbles souterrains ou sous-marins, il faut considérer que, pour une même section d'âme et d'isolant, le gradient maximal de tension admissible au niveau de l'âme est environ deux fois plus important en courant continu qu'en courant alternatif. La densité de courant nominale est pratiquement la même dans les deux cas. Il en résulte qu'un câble à un conducteur peut transporter en courant continu sensiblement deux fois la puissance qu'il transporte en courant alternatif.

I-4-4 Expérience d'exploitation

La technique du transport en courant continu est devenue aujourd'hui tout à fait mature et bien maîtrisée. Après des débuts difficiles, ou il a fallu faire la preuve de la réalisabilité technique et de la viabilité économique par rapport à la technique bien établie du courant alternatif, la disponibilité des liaisons en énergie s'est établie à une valeur moyenne d'environ 90% vers la fin des années 1970. Grâce à l'introduction des valves à thyristors, nécessitant beaucoup moins d'entretien, la disponibilité moyenne d'une liaison à deux extrémités a pu, ensuite, atteindre le niveau de 95%, dont environ 98% par station de conversion. Dans les 2% d'indisponibilité totale de chaque station de conversion entrent un peu plus de 0.5% d'indisponibilité fortuite et un peu plus de 1% d'indisponibilité programmée. Les quelques variantes d'une liaison à une autre traduisent plus des politiques d'entretien différentes que de réels écarts en terme de performances de telle ou telle technologie proposée par les divers constructeurs.

**I-5 UTILISATION DES COMPOSANTES
SYMETRIQUES DANS LES SYSTEMES
TRIPHASES**

Dans des conditions de fonctionnement déséquilibré, l'approche pratique la plus utilisée est celle basée sur l'utilisation de la transformation des composantes symétriques laquelle transforme les variables du système de phase (a,b,c) vers un système formé des composantes symétriques dénommées: positif ou direct, négatif ou inverse et homopolaire ou zéro (1,2,0).

Les charges ainsi que les lignes de transport peuvent être représenté par des éléments passifs, les machines synchrones sont des sources de tensions, leurs f.e.m internes sont de type direct (pas de production de f.e.m inverse ou homopolaire). Il n'y a aucune puissance résultante de la combinaison des tensions directes avec les courants inverses et homopolaires, et par suite la puissance produite par la machine et la puissance synchronisante entre chaque paire de machine synchrone du réseau sont du type direct. En conséquence, le réseau direct est d'un

Chapitre I Intérêt du transport en CC et introduction aux S.T

intérêt primordial dans l'étude de la stabilité, alors que les autres réseaux (négatif et zéro) sont d'intérêt secondaire.

I-5-1 Transformation des composantes symétriques T.C.S

L'intérêt principale des composantes symétriques résulte de ce qu'elle permettent de représenter un réseau déséquilibré par trois systèmes (séquences) équilibrés:

a- système direct (positif): il comporte trois phases égales en module et décalées entre elles de 120°, et possède la même séquence de phase que celui du système réel.

b- système inverse (négatif): il comporte trois phases égales en module et décalées entre elles d'un angle de 120°, la séquence de phase que possède ce système est inverse par rapport au système réel.

c- système homopolaire (zéro): ce système comporte trois phases géométriquement parallèle et égales en tension.

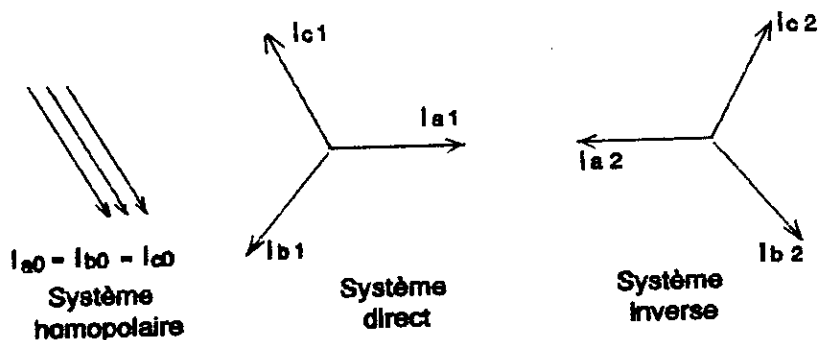


Figure I-2 Représentation vectorielle des composantes symétriques.

On définit par I_a , I_b , I_c les courants de phases du système déséquilibré, la détermination de ces courants est donnée par la résolution du système d'équations suivant:

$$\begin{aligned}
 I_a &= I_{a0} + I_{a1} + I_{a2} \\
 I_b &= I_{b0} + I_{b1} + I_{b2} \\
 I_c &= I_{c0} + I_{c1} + I_{c2}
 \end{aligned}
 \tag{I-5-1}$$

Chapitre I Intérêt du transport en CC et introduction aux S.T

avec:

$$\begin{aligned}
 I_{b1} &= I_{a1} e^{-j2\frac{\pi}{3}} \\
 I_{b2} &= I_{a2} e^{j2\frac{\pi}{3}} \\
 I_{c1} &= I_{a1} e^{j2\frac{\pi}{3}} \\
 I_{c2} &= I_{a2} e^{-j2\frac{\pi}{3}} \\
 I_{ao} &= I_{bo} + I_{co}
 \end{aligned}
 \tag{I-5-2}$$

On définit l'opérateur a par le nombre complexe $\exp(j2\pi/3)$.

$$\begin{aligned}
 a &= e^{j2\frac{\pi}{3}} = \cos 2\frac{\pi}{3} + j \sin 2\frac{\pi}{3} = -\frac{1}{2} + j\frac{\sqrt{3}}{2} \\
 a^2 &= e^{j4\frac{\pi}{3}} = -\frac{1}{2} - j\frac{\sqrt{3}}{2} \\
 a^3 &= e^{j2\pi} = 1
 \end{aligned}
 \tag{I-5-3}$$

Remarque

$$\begin{aligned}
 a^2 + a + 1 &= 0 \\
 a^2 &= a^* \\
 (a^2)^* &= a
 \end{aligned}
 \tag{I-5-4}$$

En introduisant l'opérateur a le système d'équations (I-5-1) dévient:

$$\begin{aligned}
 I_a &= I_{ao} + I_{a1} + I_{a2} \\
 I_b &= I_{ao} + a^2 I_{a1} + a I_{a2} \\
 I_c &= I_{ao} + a I_{a1} + a^2 I_{a2}
 \end{aligned}
 \tag{I-5-5}$$

On définit la transformation des composantes symétriques par la matrice T et son inverse par la matrice T^{-1} .

$$T = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & a & a^2 \end{bmatrix} \quad T^{-1} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \end{bmatrix}
 \tag{I-5-6}$$

Chapitre I Intérêt du transport en CC et introduction aux S.T

T : représente donc le passage entre les variables de phase " P " et symétriques " S " .

$$I_p = T I_s \quad (I-5-7)$$

avec :

$$I_p = [I_a \ I_b \ I_c]^t$$

$$I_s = [I_0 \ I_1 \ I_2]^t$$

De même

$$V_p = T V_s \quad (I-5-8)$$

avec :

$$V_p = [V_a \ V_b \ V_c]^t$$

$$V_s = [V_0 \ V_1 \ V_2]^t$$

Où " V " représente la tension nodale, " I " le courant de ligne et " t " le transposée.

I-5-2 Propriétés de T.C.S

En général, dans un réseau électrique (supposé linéaire), on peut écrire :

$$V_p = Z_p I_p \quad (I-5-9)$$

donc :

$$Z_s = T^{-1} Z_p T \quad (I-5-10)$$

Dans le cas où la matrice admittance du réseau électrique est utilisée, on obtient :

$$I_p = Y_p V_p$$

$$I_s = Y_s V_s$$

$$Y_s = T^{-1} Y_p T$$

(I-5-11)

Remarque

L'avantage principal de la transformation des composantes symétriques T est que Z_s et Y_s sont diagonales, chose qui rend les composantes symétriques (0,1,2) découplées.

I-5-3 Application de T.C.S sur les équations de puissance

L'étude et l'analyse du fonctionnement du réseau électrique sont basés sur le calcul de la puissance transitée dans les lignes.

$$S = P + jQ = V_a I_a^* + V_b I_b^* + V_c I_c^* = V_p^c I_p^* \quad (I-5-12)$$

En écriture matricielle on a:

$$S = \begin{bmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \end{bmatrix}^c \begin{bmatrix} I_a \\ I_b \\ I_c \end{bmatrix}^* \quad (I-5-13)$$

En substituant les équations (I-5-5) et (I-5-8) dans (I-5-12) on obtient:

$$S = P + jQ = (TV_s)^c (TI_s)^* = V_s^c T^c T^* I_s^* \quad (I-5-14)$$

Calculons le produit $T^c \cdot T^*$

$$T^c T^* = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & a & a^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \end{bmatrix} = 3 \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} = 3U \quad (I-5-15)$$

U: matrice identité

La formule de la puissance total S devient:

$$S = 3 V_s^c I_s^* \quad (I-5-16)$$

ANALYSE DE L'ÉCOULEMENT DE PUISSANCE ALTERNATIF-CONTINU

II-1 INTRODUCTION

Le transport du courant continu en haute tension (CCHT) est maintenant une alternative acceptable au transport alternatif et offre une solution économique non seulement pour les longues distances, mais aussi pour le transport souterrain et sous-marine. Elle constitue aussi un moyen d'interconnexion de systèmes de fréquences différentes, où présentant des problèmes de stabilité ou des défauts de niveaux différents [2].

L'écoulement de puissance de base doit être modifié de manière substantielle afin de pouvoir modéliser l'état de fonctionnement des systèmes continu et alternatif combinés sous les conditions spécifiées de charge, de génération et des stratégies de contrôle du système continu.

Ayant établi la supériorité de la méthode découplée rapide, l'intégration de la transmission en continue (CCHT) est décrite en se référant à un tel algorithme.

Une approche séquentielle est utilisée, où les équations en alternatif et en continu sont résolues séparément et donc l'intégration dans les programmes existants d'écoulement de puissance est faite sans modification significative ou restructuration de la technique de la solution alternative.

Pour les itérations alternatives, chaque convertisseur est modélisé simplement par l'injection équivalente de puissance active et réactive au noeud terminal. Les tensions au noeud terminal obtenues de l'itération alternative sont alors utilisées pour résoudre les équations continues et en conséquence de nouvelles injections de puissance sont obtenues. Le processus continue de manière itérative jusqu'à la convergence.



CHAPITRE II

II-2 MODELISATION DU SYSTEME DE PUISSANCE

II-2-1 Modélisation d'un générateur

Dans le calcul d'écoulement de puissance, un générateur est représenté par une source de tension constante comme le montre la figure suivante:

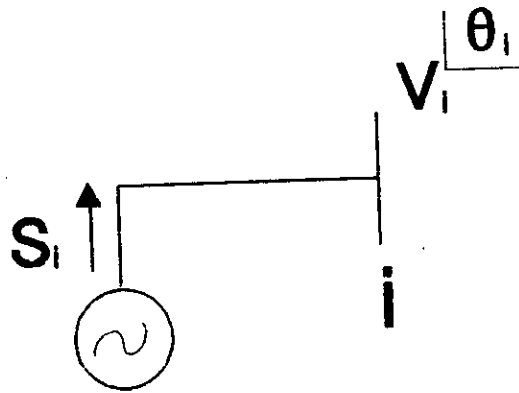


Figure II-1 Représentation d'un générateur.

avec:

$S_i = P_i + jQ_i$ est la puissance apparente débitée par le générateur.

$V_i = |V_i| e^{j\theta_i}$ est la tension simple entre la phase et le neutre du générateur.

Ces générateurs sont, bien sur, supposés être équipés de régulateurs assez rapides pour assurer une tension constante à ces bornes.

II-2-2 Modélisation d'une charge

Une charge peut être modélisée par:

- charge sous forme d'un courant constant:

$$I_{Li} = \frac{P_i - jQ_i}{V_i^*}$$

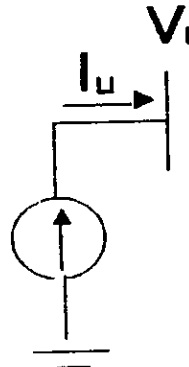


Figure II-2 Charge sous forme d'un courant constant

- charge sous forme admittance (impédance):

$$Y_{Li} = \frac{P_i - jQ_i}{V_i^2} = G_{Li} - jB_{Li}$$

$$G_{Li} = \frac{P_i}{V_i^2}, \quad B_{Li} = \frac{Q_i}{V_i^2}$$

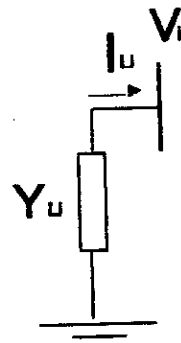


Figure II-3 Charge sous forme admittance.

- charge sous forme d'une puissance constante:

$$S_{Li} = P_{Li} + jQ_{Li}$$

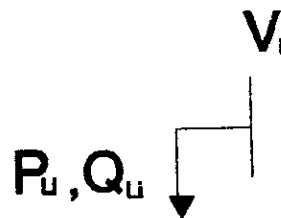


Figure II-4 Charge sous forme d'une puissance constante.

II-2-3 Modélisation d'une compensation shunt

Une compensation (admittance) shunt qui est une capacité ou un banc de capacité ou une inductance, qui peut être fixe ou variable.

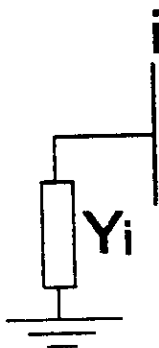


Figure II-5 Représentation d'une compensation shunt.

II-2-4 Modélisation d'une ligne

Une ligne peut être considérée comme une série de circuits à constantes réparties uniformément sur toute sa longueur.

Ces circuits sont composés d'une infinité d'éléments identiques constitués d'une inductance linéique et d'une résistance linéique dans le sens longitudinal qui donnent naissance à des chutes de tension, d'une conductance linéique et d'une capacité linéique dans le sens transversal.

Le schéma équivalent en π est donné par:

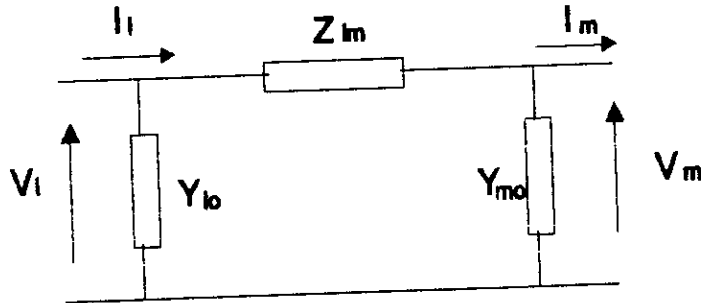


Figure II-6 Schéma équivalent en π .

$$V_m = V_i - Z_{lm}(I_i - Y_{10}V_i) = V_i(1 + Z_{lm}Y_{10}) - Z_{lm}I_i \quad (\text{II-2-1})$$

$$I_m = I_i - Y_{10}V_i - Y_{m0}V_m = V_i - Y_{10}V_i - Y_{m0}[V_i(1 + Z_{lm}Y_{10}) - Z_{lm}I_i] \quad (\text{II-2-2})$$

$$I_m = -V_i(Y_{10} + Y_{m0} + Z_{lm}Y_{10}Y_{m0}) + I_i(1 + Z_{lm}Y_{m0}) \quad (\text{II-2-3})$$

Les équations (II-2-1) et (II-2-2) nous donnent le système suivant:

$$V_m = V_i(1 + Z_{lm}Y_{10}) - Z_{lm}I_i \quad (\text{II-2-4})$$

$$I_m = -V_i(Y_{10} + Y_{m0} + Z_{lm}Y_{10}Y_{m0}) + I_i(1 + Z_{lm}Y_{m0})$$

II-2-5 Modélisation des transformateurs

Dans un réseau d'énergie électrique les transformateurs rencontrés sont:

- Les transformateurs fonctionnant en régime nominal, c'est à dire avec un rapport de transformation nominal.
- les transformateurs à pas variable, le rapport de

transformation est réglable.

- les transformateurs déphaseurs dont le rapport de transformation peut être représenté par un nombre complexe.

Le schéma équivalent en π d'un transformateur à pas fixe ou variable est donné par la figure suivante:

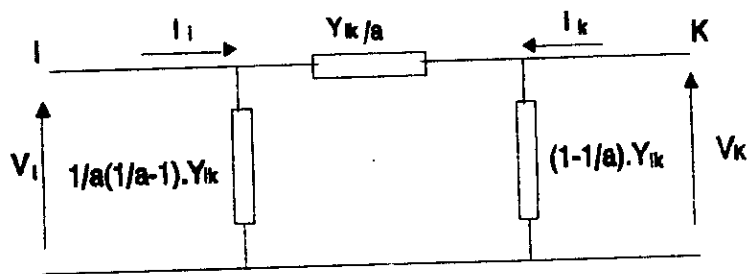


Figure II-7 Schéma équivalent en π d'un transformateur.

Les courants injectés aux noeuds i et k sont liés aux tensions V_i et V_k par la matrice admittance suivante:

$$\begin{bmatrix} I_i \\ I_k \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{Y_{ik}}{a^2} & -\frac{Y_{ik}}{a} \\ -\frac{Y_{ik}}{a} & Y_{ik} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_i \\ V_k \end{bmatrix} \quad (\text{II-2-5})$$

Le transformateur déphaseur fait varier l'angle de phase entre deux tensions de deux noeuds différents. Il est représenté par une admittance en série avec un autotransformateur idéal dont le rapport de transformation peut être un nombre complexe, a . La matrice admittance $[Y]$ est donnée par:

$$\begin{bmatrix} I_i \\ I_k \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{Y_{ik}}{|a|^2} & -\frac{Y_{ik}}{a^*} \\ -\frac{Y_{ik}}{a} & Y_{ik} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_i \\ V_k \end{bmatrix} \quad (\text{II-2-6})$$

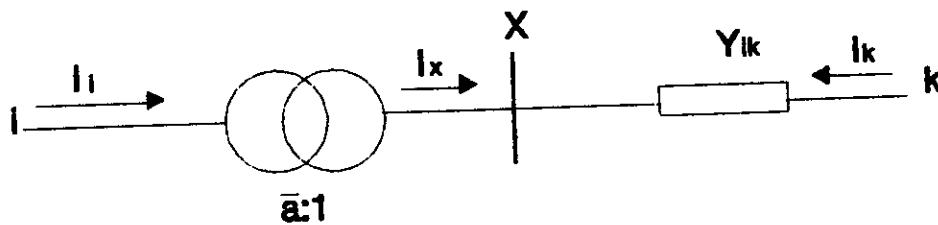


Figure II-8 Transformateur déphaseur.

II-3 MODELISATION D'UN CONVERTISSEUR (PONT DE GRAETZ)

II-3-1 Fonctionnement du pont de Graetz

Le pont de Graetz triphasé est constitué de l'association en série du côté continu, de deux montages redresseurs-onduleurs triphasés, l'un à cathodes communes, l'autre à anodes communes, alimentés par les mêmes enroulements secondaires d'un transformateur. Ce montage permet de supprimer toute connexion au neutre, et autorise un couplage du secondaire quelconque, étoile ou triangle ou zigzag.

Le pont de Graetz triphasé fournit une tension redressée dont la valeur moyenne V_d s'exprime en fonction de la tension alternative composée efficace V_{term} de la source et de l'angle de retard à l'amorçage (α).

D'après la figure II-9 on a:

$$V_b - V_a = \sqrt{2} \cdot a \cdot V_{term} \cdot \sin(\omega t + \frac{\pi}{3}) \quad (II-3-1)$$

La tension redressée (continue) et donnée par:

$$\begin{aligned} V_d &= \frac{3}{\pi} \int_{\alpha}^{\frac{\pi}{3} + \alpha} \sqrt{2} a V_{term} \sin(\omega t + \frac{\pi}{3}) d\omega t \\ &= \frac{3 \sqrt{2} a V_{term}}{\pi} \int_{\alpha}^{\frac{\pi}{3} + \alpha} \sin(\omega t + \frac{\pi}{3}) d\omega t \\ &= \frac{3 \sqrt{2}}{\pi} a V_{term} \cos \alpha \end{aligned} \quad (II-3-2)$$

Cette formulation, qui résulte d'hypothèses simplificatrices revenant à considérer les commutations du courant d'une valve dans une autre comme instantanées, montre néanmoins que, par simple action sur l'angle de retard à l'amorçage α , il est possible de régler la valeur moyenne de la tension continue.

En raison de la présence de valves à conduction unidirectionnelle, le courant continu circule toujours dans le même sens, de sorte que le signe de la tension et donc la valeur de l'angle α déterminent le sens de transit de la puissance:

Pour des valeurs de l'angle de retard α comprises entre 0 et 90°, le pont transmet la puissance du réseau alternatif vers le réseau continu: il fonctionne en redresseur Fig II-9.

Pour des valeurs comprises entre 90° et une limite inférieure à 180°, le transfert de puissance s'effectue en sens inverse: le pont fonctionne en onduleur Fig II-9.

Le maintien de l'angle α à une valeur:

$$\alpha \leq 180^\circ - \gamma \quad (\text{II-3-3})$$

(γ étant appelé angle de marge, ou d'extinction, ou de garde)

II-3-2 Commutation

Le phénomène de la commutation prend naissance chaque fois qu'une valve reçoit un ordre d'amorçage, alors qu'une autre valve du même groupe (à anodes communes ou à cathodes communes) est en conduction. Un courant de court-circuit s'établit alors à travers les inductances des phases concernées de la source de tension et les deux valves. Il s'oppose au courant initial de la valve initialement conductrice. Le court-circuit est naturellement éliminé au moment où le courant de cette valve s'annule et entraîne son blocage. Dès cet instant, la commutation est achevée, et le courant continu est entièrement transféré dans la valve amorcée, parcourue jusque-là par le courant du court-circuit qu'elle avait provoqué.

Chapitre II Analyse de l'écoulement de puissance AC-DC

On appelle angle de recouvrement, ou d'empiètement, ou de commutation, l'angle électrique pendant lequel se produit la commutation. On le désigne par la lettre μ .

* Le premier effet de la commutation est de réduire la valeur absolue de la tension continue délivrée par le pont. La chute de tension ΔV_d , dite chute inductive est:

$$\Delta V_d = \int_a^{a+\mu} \frac{V_b - V_a}{2} d(\omega t) \quad (\text{II-3-4})$$

avec :

$$V_b - V_a = 2 \frac{X_c}{\omega} \frac{di_c}{dt} \quad (\text{II-3-5})$$

X_c : La réactance de commutation.

i_c : Le courant instantané dans le redresseur.

donc:

$$\begin{aligned} \Delta V_d &= \int_a^{a+\mu} \frac{X_c}{\omega} \frac{di_c}{dt} d(\omega t) \\ &= X_c \int_0^{I_d} di_c \\ &= X_c I_d \end{aligned} \quad (\text{II-3-6})$$

Après la combinaison entre les équations (II-3-2), (II-3-4) et (II-3-6), la valeur de la tension continue devient:

$$V_d = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} a V_{term} \cos\alpha - \frac{3}{\pi} X_c I_d \quad (\text{II-3-7})$$

* Le deuxième effet de la commutation est d'accroître le déphasage du courant fondamental par rapport au cas de la commutation instantanée. Cet effet entraîne une augmentation de la puissance réactive absorbée par le pont sur le réseau.

* Un troisième effet de la commutation, favorable pour le réseau alternatif, est la réduction dans de fortes proportions des taux d'harmoniques de courant engendrés par le pont, par rapport au cas de la commutation instantanée.

* Enfin, dernier effet de la commutation, la durée de conduction des valves est augmentée de l'angle μ (Fig II-9).

Il est donc nécessaire, en fonctionnement en onduleur, de réduire les angles de retard à l'amorçage d'autant plus que le courant redressée augmente, pour que l'angle de marge minimal soit respecté. En effet si l'angle de marge devient trop faible (5° à 10°), la valve initialement en conduction peut ne pas se bloquer. Elle continue ainsi, très naturellement, à conduire le courant au moment où la tension à ses bornes redevient positive. Le transfert de courant vers la dernière valve amorcée ne peut s'effectuer. Un court-circuit alternatif entre deux phases est provoqué.

Ce phénomène, appelé raté de commutation, engendre une forte surintensité dans le transformateur provoquant ainsi une mise en court-circuit de la tension continue. La puissance convertie s'annule; l'autre extrémité de la liaison, qui fonctionne en redresseur, impose un courant transitoire qui peut, en dépit de la régulation de courant, atteindre 2 à 3 fois la valeur normale.

En prenant comme référence l'instant où la tension de la ligne ($V_b - V_s$) est égale à 0, l'équation (II-3-5) peut être écrite sous forme suivante:

$$\sqrt{2} a V_{term} \sin \omega t = 2 \frac{X_c}{\omega} \frac{di_c}{dt} \quad (\text{II-3-8})$$

Après intégration par rapport à ωt on obtient:

$$\int \frac{a V_{term}}{\sqrt{2}} \sin \omega t = X_c \int di_c \quad (\text{II-3-9})$$

donc

$$-\frac{1}{\sqrt{2}} a V_{term} \cos \omega t + C = X_c i_c \quad (\text{II-3-10})$$

A partir de la condition initiale, $i_c(\alpha) = 0$ (quand $\omega t = \alpha$), les expressions de C et i_c sont données par:

$$C = \frac{1}{\sqrt{2}} a V_{term} \cos \alpha \quad (\text{II-3-11})$$

$$i_c = \frac{a V_{term}}{\sqrt{2} X_c} [\cos \alpha - \cos \omega t]$$

A partir de la condition finale $i_c(\alpha + \mu) = I_d$ (quand $\omega t = \alpha + \mu$), les expressions de I_d et μ sont exprimées par:

$$I_d = \frac{a V_{term}}{\sqrt{2} X_c} [\cos \alpha - \cos(\alpha + \mu)] \quad (\text{II-3-12})$$

$$\mu = \arccos \left[\cos \alpha - \frac{\sqrt{2} X_c I_d}{a V_{term}} \right] - \alpha$$

La décomposition en série de fourrier du courant instantané dans chaque phase met en évidence une composante fondamentale d'amplitude:

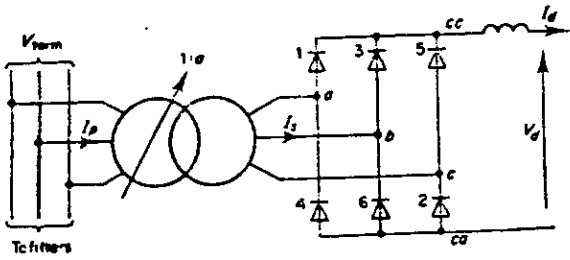
$$\begin{aligned} i_s &= \sqrt{2} I_s \cos \omega t \\ \sqrt{2} I_s &= \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} i_c \cos \omega t d(\omega t) \\ &= \frac{2 \sqrt{3} I_d}{\pi} \end{aligned} \quad (\text{II-3-13})$$

donc

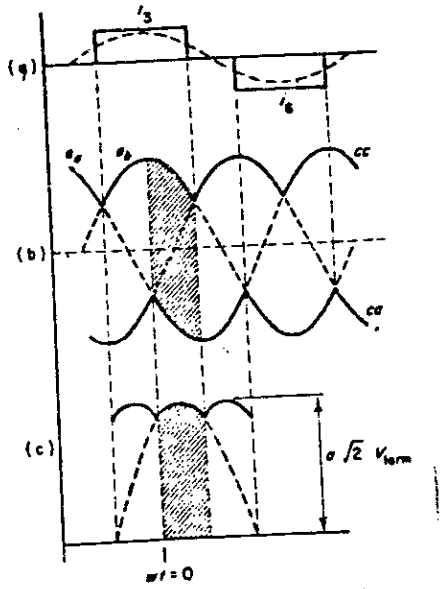
$$I_s = \frac{\sqrt{6}}{\pi} I_d \quad (\text{II-3-14})$$

Si on tient compte de la commutation, l'équation (II-3-14) devient:

$$I_s = k \frac{\sqrt{6}}{\pi} I_d \quad (\text{II-3-15})$$

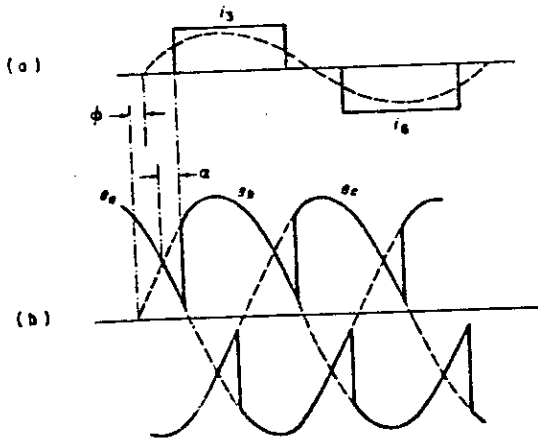


- Redresseur à diodes.



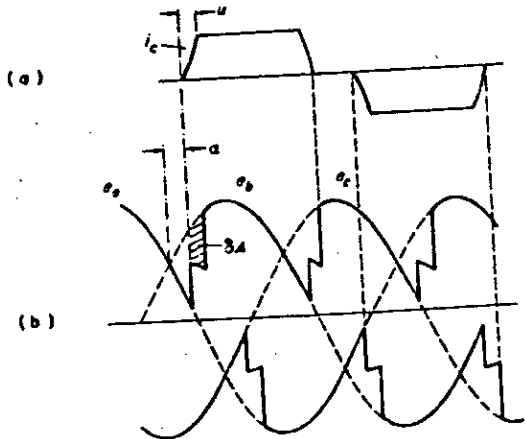
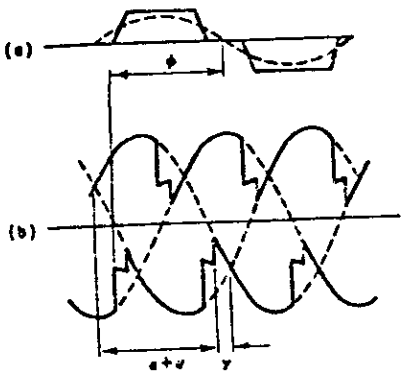
- Forme d'ondes d'un Redresseur à diodes.

- (a) - Courant alternatif dans la phase 'b'.
- (b) - Tension de phase.
- (c) - Tension redressée.



- Forme d'ondes d'un redresseur à thyristors.

- (a) Courant alternatif dans la phase 'b'.
- (b) Tension redressée.



- Effet de la réactance de commutation

- (a) - Courant alternatif.
- (b) - la tension redressée.

Forme d'ondes d'un onduleur.

Figure II.9

Sous les conditions de fonctionnement normal, c'est à dire quand la tension et les courants sont proches de leurs valeurs nominales, et les formes de la tension alternatives sont symétriques et non déformées, les valeurs de k sont très proches de l'unité.

Le courant dans le primaire du transformateur s'exprime en fonction de I_d par:

$$I_p = k a \frac{\sqrt{6}}{\pi} I_d \quad (\text{II-3-16})$$

II-4 ETUDE DE L'ÉCOULEMENT DE PUISSANCE ALTERNATIF-CONTINU

II-4-1 Formulation du problème

L'état de fonctionnement de la combinaison du système de puissance alternatif-continu est défini par le vecteur:

$$[\bar{V} \bar{\theta} \bar{X}] \quad (\text{II-4-1})$$

où

\bar{V} : est le vecteur des amplitudes des tensions, en tous les noeuds du système alternatif.

$\bar{\theta}$: est le vecteur des angles en tous les noeuds du système alternatif (avec l'absence du noeud deréférence, on prend $\theta_{\text{ref}}=0^\circ$).

\bar{X} : est le vecteur des variables des système continu.

Le développement de l'algorithme de Newton Raphson nécessite la formulation de N équations indépendantes, fonction de N variables.

Au niveau du noeud terminal du convertisseur (Redresseur ou Onduleur), les équations des mismatches des puissances actives et réactives peuvent être écrites comme suit:

$$\begin{cases} P_{term}^{sp} - P_{term}(ac) - P_{term}(dc) = 0 \\ Q_{term}^{sp} - Q_{term}(ac) - Q_{term}(dc) = 0 \end{cases} \quad (II-4-2)$$

tels que:

- $P_{term}(ac)$: la puissance active injectée au noeud terminal en fonction des variables du système alternatif.
- $P_{term}(dc)$: la puissance active injectée au noeud terminal en fonction des variables du système continu.
- P_{term}^{sp} : la puissance active spécifiée au noeud terminal pour le système alternatif.
- $Q_{term}(ac)$: la puissance réactive injectée au noeud terminal en fonction des variables du système alternatif.
- $Q_{term}(dc)$: la puissance réactive injectée au noeud terminal en fonction des variables du système continu.
- Q_{term}^{sp} : la puissance réactive spécifiée au noeud terminal pour le système alternatif.

les puissances injectées $P_{term}(dc)$ et $Q_{term}(dc)$ sont fonction de la tension V_{term} et les variables du système continu c'est à dire :

$$\begin{aligned} P_{term}(dc) &= f(V_{term}, \bar{X}) \\ Q_{term}(dc) &= f(V_{term}, \bar{X}) \end{aligned} \quad (II-4-3)$$

les équations dérivant à partir des conditions spécifiées du système alternatif sont données par:

$$\begin{bmatrix} \Delta \bar{P}(\bar{V}, \bar{\theta}) \\ \Delta \bar{P}_{term}(\bar{V}, \bar{\theta}, \bar{X}) \\ \Delta \bar{Q}(\bar{V}, \bar{\theta}) \\ \Delta \bar{Q}_{term}(\bar{V}, \bar{\theta}, \bar{X}) \end{bmatrix} = 0 \quad (II-4-4)$$

où les mismatches au noeud terminal sont indiqués séparément.

les équations indépendantes reliées aux conditions du système continu sont désignées par:

$$\Delta \bar{R}(V_{term}, \bar{X})_k = 0 \quad (II-4-5)$$

k : indique le nombre de convertisseurs.

les équations (II-4-4), et (II-4-5) du système continu sont mises indépendantes des angles θ du système alternatif par le choix d'un angle de référence pour les variables du système continu (voir figure ci-dessous).

le découplage des angles du deux systèmes améliore la performance de l'algorithme.

le problème général de L'écoulement de puissance alternatif-continue est résumé par la résolution du système:

$$\begin{bmatrix} \Delta \bar{P}(\bar{V}, \theta) \\ \Delta \bar{P}_{term}(\bar{V}, \theta, \bar{X}) \\ \Delta \bar{Q}(\bar{V}, \theta) \\ \Delta \bar{Q}_{term}(\bar{V}, \theta, \bar{X}) \\ \Delta \bar{R}(V_{term}, \bar{X}) \end{bmatrix} = 0 \quad (II-4-6)$$

L'indice 'term' revient au noeud alternatif du convertisseur.

Le choix des variables \bar{x} et la formulation des équations sont basés sur plusieurs hypothèses qui sont généralement acceptables dans l'analyse de l'état permanent du système. Ces hypothèses sont:

- a\ - les tensions aux noeuds terminaux sont équilibrées et sinusoïdales.
- b\ - le fonctionnement du convertisseur est parfaitement équilibré.
- c\ - le courant I_d et la tension V_d sont supposés lisses.
- d\ - On néglige les pertes dues au transformateur (le transformateur relié au convertisseur), et l'admittance magnétisante.

II-4-2 Variables du convertisseur

D'après la figure II-10 les variables citées représentent les composantes fondamentales des grandeurs alternatives, et les grandeurs continues.

En introduisant la modification précédente, le circuit équivalent du convertisseur est donné dans la figure suivante:

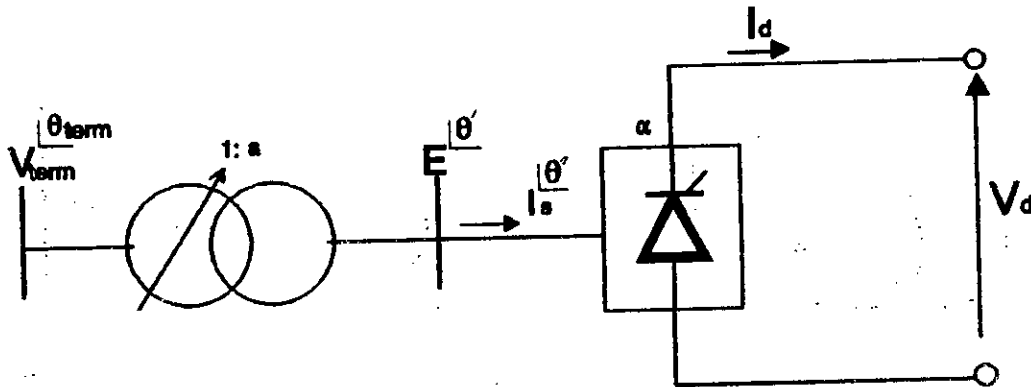


Figure II-10-a Système continu
(les angles se réfèrent au système alternatif).

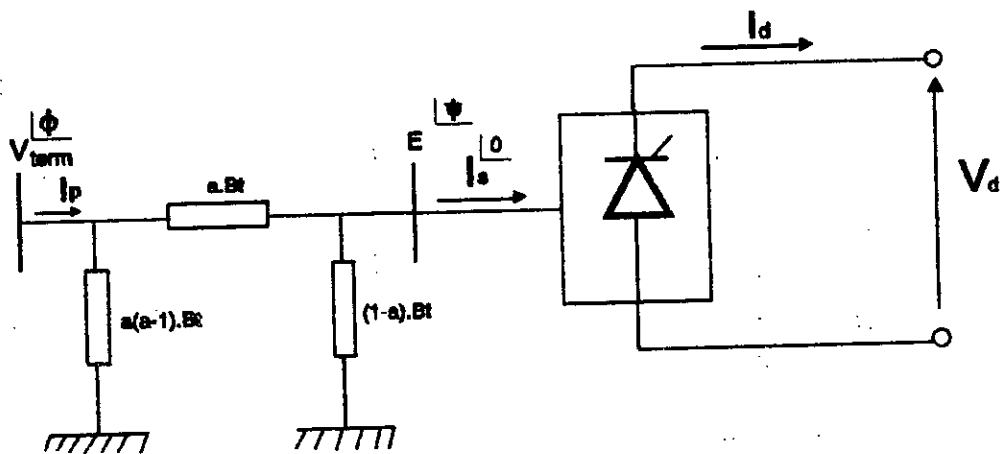


Figure II-10-b Circuit équivalent d'une seule phase
(les angles se réfèrent au système continu).

Chapitre II Analyse de l'écoulement de puissance AC-DC

Les variables définies par rapport à la référence de la figure II-10-b sont:

- V_{term} : La tension nodale du noeud terminal (déphasage par rapport à la référence du système continu).
- E : La tension alternative au niveau du convertisseur (angle se référant au système continu).
- I_p, I_s : Les courants primaire et secondaire du transformateur respectivement.
- α : L'angle d'amorçage du thyristor.
- a : Rapport de transformation.
- V_d : La valeur moyenne de la tension continue.
- I_d : Le courant redressé (continu).

Ces dix variables, neuf associées au convertisseur, plus l'amplitude de la tension terminale V_{term} permettent le meilleur choix de X pour la formulation des équations (II-4-3), et (II-4-5).

Le nombre minimal des variables nécessaires pour définir le fonctionnement du système est donné par le nombre des variables indépendantes. Les autres variables ou paramètres du système (exemple: P_{dc} et Q_{dc}) sont fonction de ces derniers.

Deux variables indépendantes sont suffisantes pour modéliser un convertisseur (alternatif-continu), fonctionnant sous des conditions équilibrées et à partir d'une source de tension terminale connue.

Cependant les exigences de contrôle des convertisseurs COHT sont de telle nature, qu'une série de variables ou leurs fonctions (ex: puissance constante) sont des conditions spécifiées.

Si on utilise un nombre minimale de variables, alors les spécifications de contrôle doivent être traduites par des équations fonction de ces deux variables. Des fois ces équations contiennent des non linéarités complexes, elles présentent des difficultés dans leur dérivation, et dans l'implémentation du programme.

En plus, les expressions (II-4-2) peuvent être un peu complexe et ceci peut rendre la programmation plus difficile. Pour ces raisons, on recommande une série de variables non minimales, c'est à dire toutes les variables sensibles à l'action du contrôle.

L'ensemble des variables suivants permettent d'obtenir des expressions simples pour toutes les stratégies de contrôle.

$$\bar{X} = [V_d I_d a \cos \alpha \phi] \quad (\text{II-4-7})$$

La variable ϕ est introduite pour assurer une simple expression de Q_{dc} , tandis que ceci est important dans la formulation d'une solution unique. La variable ϕ peut être négligée puisque elle n'apparaît pas dans les équations de contrôle. Pour linéariser les équations on utilise $\cos \alpha$ à la place de a .

II-4-3 *le système continu en valeurs réduites*

Les valeurs réduites (per unit) sont aussi utilisées pour le système continu pour obtenir la convergence des deux systèmes (alternatif et continu).

Pour avoir une interaction performante du système, il faut prendre les mêmes tensions de base et les mêmes puissances de base. Pour conserver les mêmes puissances en per unit, le courant $I_{d\text{base}}$ (courant de base) doit être $\sqrt{3}$ fois plus grand que I_{base} (courant de base du système alternatif).

L'expression de I_s en fonction de I_d est donné par:

$$I_s = \frac{\sqrt{6}}{\pi} I_d \quad (\text{II-4-8})$$

En per unit on obtient:

$$I_s(\text{pu}) = \frac{\sqrt{6}}{\pi} \sqrt{3} I_d(\text{pu}) \quad (\text{II-4-9})$$

Si on tient compte de l'empiétement anodique, l'équation (II-4-9) devient:

$$I_s(\text{pu}) = k \frac{3\sqrt{2}}{\pi} I_d(\text{pu}) \quad (\text{II-4-10})$$

k : est très proche de l'unité. Dans l'étude de l'écoulement de puissance on prend $k=0.995$.

II-4-4 Dérivation des équations

Les équations suivantes sont formulées pour les variables citées dans la figure II-10-b. Ces sont en per unit.

a- le module du courant fondamental du côté du convertisseur est relié au courant continu par:

$$I_s = k \frac{3\sqrt{2}}{\pi} I_d \quad (\text{II-4-11})$$

b- les courants dans les deux côtés du transformateur sont reliés au rapport de transformation par:

$$I_p = a I_s \quad (\text{II-4-12})$$

c- l'expression reliant la tension continue V_d et le courant I_d est donnée par:

$$V_d = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} a V_{\text{term}} \cos \alpha - \frac{3}{\pi} I_d X_c \quad (\text{II-4-13})$$

X_c : La réactance de commutation.

d- le courant I_d et la tension V_d sont reliés par la configuration du système continu par:

$$f(V_d, I_d) = 0 \quad (\text{II-4-14})$$

Par exemple: pour un simple redresseur qui alimente une charge passive:

$$V_d - I_d R_d = 0 \quad (\text{II-4-15})$$

e- D'après la conservation de la puissance active on obtient:

$$V_d \cdot I_d = E \cdot I_s \cdot \cos\psi \quad (\text{II-4-16})$$

f- comme le transformateur est supposé à pertes minimales, la puissance active au primaire du transformateur reste égale à la puissance continue P_{dc} c'est à dire:

$$V_d \cdot I_d = V_{term} \cdot I_p \cdot \cos\phi \quad (\text{II-4-17})$$

g- le courant I_s au secondaire du transformateur est donné par:

$$I_s = B_c \cdot \sin\psi - B_c \cdot a \cdot V_{term} \cdot \sin\phi \quad (\text{II-4-18})$$

Où jB_c : est La susceptance de fuite du transformateur.

D'après les équations (II-4-11), (II-4-12), (II-4-16), et (II-4-17), on obtient:

$$V_d - K_1 \cdot a \cdot V_{term} \cdot \cos\phi = 0 \quad (\text{II-4-19})$$

avec : $K_1 = k \cdot 3\sqrt{2}/\pi$.

Le modèle du système continu devient:

$$\Delta \bar{R} (\bar{X}, V_{term})_k = 0 \quad (\text{II-4-20})$$

avec:

$$\Delta R(1) = V_d - K_1 \cdot a \cdot V_{term} \cdot \cos\phi \quad (\text{II-4-21})$$

$$\Delta R(2) = V_d - K_1 \cdot a \cdot V_{term} \cdot \cos\alpha + \frac{3}{\pi} \cdot I_d \cdot X_c \quad (\text{II-4-22})$$

$$\Delta R(3) = f(V_d, I_d) \quad (\text{II-4-23})$$

$$\Delta R(4) = \text{équation de contrôle.} \quad (\text{II-4-24})$$

$$\Delta R(5) = \text{équation de contrôle.} \quad (\text{II-4-25})$$

$$\bar{X} = [V_d I_d a \cos \alpha \phi]^T \quad (\text{II-4-26})$$

Les expressions de P_{dc} et Q_{dc} sont données par:

$$\begin{aligned} Q_{term}(dc) &= V_{term} \cdot I_p \cdot \sin \phi \\ &= V_{term} \cdot K_1 \cdot a \cdot I_d \cdot \sin \phi \end{aligned} \quad (\text{II-4-27})$$

$$\begin{aligned} P_{term}(dc) &= V_{term} \cdot I_p \cdot \cos \phi \\ &= V_{term} \cdot K_1 \cdot a \cdot I_d \cdot \cos \phi \\ &= V_d \cdot I_d \end{aligned} \quad (\text{II-4-28})$$

II-4-5 Incorporation des équations de contrôle

Chaque convertisseur additionnelle dans le système continu ajoute deux variables indépendantes au système et donc, deux équations contraintes de plus, dérivant de la stratégie de contrôle du système afin de définir l'état de fonctionnement.

Par exemple pour une ligne continue classique de deux liaisons terminales comportant deux convertisseurs, et donc nécessite quatre équations de contrôle. Les quatre équations doivent être exprimées en fonction de dix variables (cinq pour chaque convertisseur, redresseur ou onduleur).

Toute fonction de dix variables du système continu est valable (mathématiquement) à l'équation de contrôle, tant que chaque équation est indépendante de toutes les autres équations.

Quelques stratégies de contrôle se réfèrent aux caractéristiques de transmission de la puissance (ex: puissance constante, ou courant constant), d'autres stratégies introduisent les contraintes comme l'angle de retard, ou d'extinction minimal.

Les équations de contrôle peuvent être parmi les équations suivantes:

- la spécification du rapport de transformation: $a - a^{sp} = 0$
- la spécification de la tension continue V_d : $V_d - V_d^{sp} = 0$
- la spécification du courant continu I_d : $I_d - I_d^{sp} = 0$
- la spécification de l'angle minimum d'amorçage: $\cos\alpha - \cos\alpha^{sp} = 0$
- la spécification de la puissance de transit: $V_d \cdot I_d - P_{dc}^{sp} = 0$

Ces équations de contrôle sont simples et sont facilement incorporées dans l'algorithme de résolution. En plus de modes de contrôle usuelles, des modes non standards, comme la tension terminale du système alternatif, peuvent être inclus comme étant des équations de contrôle du convertisseur.

Pendant la procédure itérative, les variables non contrôlés du convertisseur peuvent aller hors leurs limites spécifiées. quand cela se passe, la variable fautive est souvent tenue à sa valeur limite, et une variable de contrôle appropriée est libre.

II-4-6 *Fonctionnement en onduleur*

Toutes les équations présentées précédemment sont applicables en fonctionnement onduleur. Cependant, durant la conversion, l'angle d'extinction (γ) sera considéré comme paramètre de contrôle et non pas l'angle d'amorçage (α).

Par commodité l'équation $\Delta R(2)$ de (II-4-20) doit être réécrite comme suit:

$$V_d - K_1 \cdot a \cdot V_{term} \cdot \cos\gamma + \frac{3}{\pi} \cdot X_c \cdot I_d \quad (\text{II-4-29})$$

Cette équation est valable en fonctionnement redresseur ou onduleur. La tension continue V_d (calculée par l'équation (II-4-29) sera négative.

L'équation de contrôle devient:

$$\cos\gamma - \cos\gamma^{sp} = 0 \quad (\text{II-4-30})$$

II-4-7 Les équations complètes de la ligne continue [9]

La ligne continue est représentée par la figure suivante:

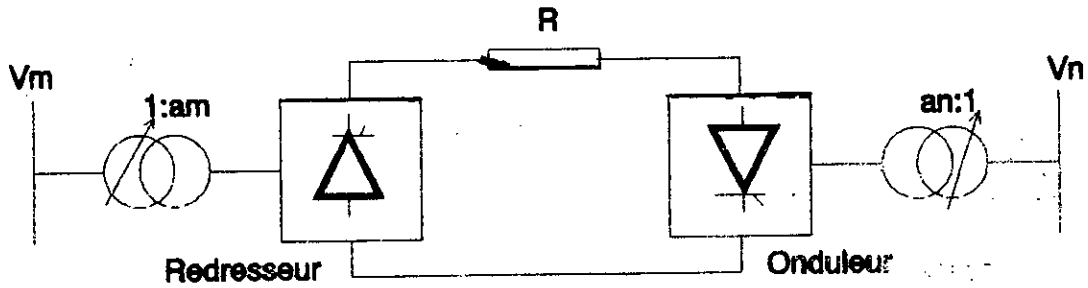


Figure II-11-a Représentation schématique de la ligne continu

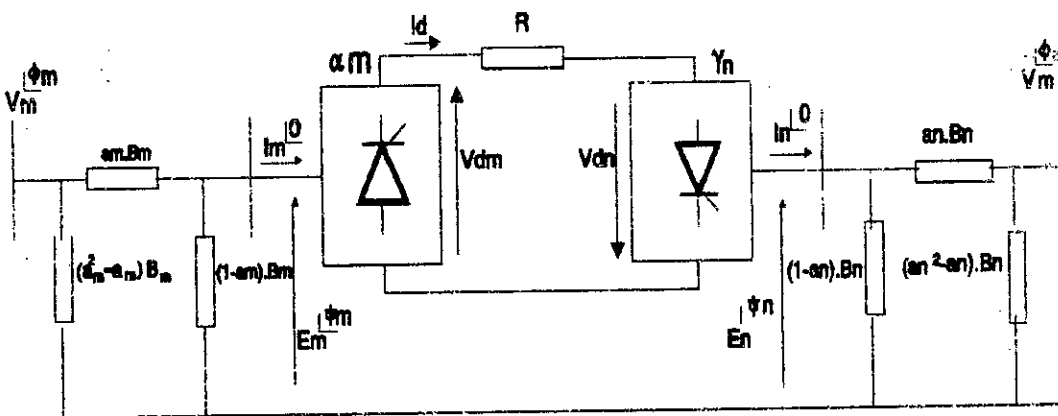


Figure II-11-b Circuit équivalent

m : Redresseur
n : Onduleur

Les résidus du système globale sont données par:

$$\begin{aligned}
 \Delta R(1) &= V_{dm} - K_1 \cdot a_m \cdot V_m \cdot \cos \phi_m \\
 \Delta R(2) &= V_{dn} - K_1 \cdot a_n \cdot V_n \cdot \cos \phi_n \\
 \Delta R(3) &= V_{dm} - K_1 \cdot a_m \cdot V_m \cdot \cos \alpha_m + \frac{3}{\pi} \cdot I_d \cdot X_{cm} \\
 \Delta R(4) &= V_{dn} - K_1 \cdot a_n \cdot V_n \cdot \cos \gamma_n + \frac{3}{\pi} \cdot I_d \cdot X_{cn} \\
 \Delta R(5) &= V_{dm} - V_{dn} - R \cdot I_d \\
 \Delta R(6) &= V_{dm}^{sp} - V_{dm} \text{ (équation de contrôle)} \\
 \Delta R(7) &= \cos \alpha_m^{sp} - \cos \alpha_m \text{ (équation de contrôle)} \\
 \Delta R(8) &= \cos \gamma_n^{sp} - \cos \gamma_n \text{ (équation de contrôle)} \\
 \Delta R(9) &= V_{dm} \cdot I_d - P_{dm}^{sp} \text{ (équation de contrôle)}
 \end{aligned}
 \tag{II-4-31}$$

Le vecteur \bar{X} est donné par:

$$\bar{X} = [V_{dm} \ V_{dn} \ a_m \ a_n \ I_d \ \cos \gamma_n \ \cos \alpha_m \ \phi_m \ \phi_n]^T \tag{II-4-32}$$

L'incrément ΔX est obtenue par la solution de l'équation suivante:

$$[\Delta \bar{R}] = [A] [\Delta \bar{X}] \tag{II-4-33}$$

pour N équations.

[A]: représente la matrice Jacobienne du système continu qui est donnée par:

$$\begin{bmatrix} \Delta R(1) \\ \Delta R(2) \\ \vdots \\ \Delta R(n) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial \Delta R(1)}{\partial X_1} & \frac{\partial \Delta R(1)}{\partial X_2} & \dots & \frac{\partial \Delta R(1)}{\partial X_n} \\ \frac{\partial \Delta R(2)}{\partial X_1} & \frac{\partial \Delta R(2)}{\partial X_2} & \dots & \frac{\partial \Delta R(2)}{\partial X_n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\partial \Delta R(n)}{\partial X_1} & \frac{\partial \Delta R(n)}{\partial X_2} & \dots & \frac{\partial \Delta R(n)}{\partial X_n} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta X_1 \\ \Delta X_2 \\ \vdots \\ \Delta X_n \end{bmatrix} \tag{II-4-34}$$

II-5 **RESEAU CONTINU A PLUSIEURS STATIONS TERMINALES [10]**

L'algorithme de base a été développé dans les sections précédentes pour deux stations terminales. Chaque convertisseur en plus ajoute cinq variables continues et un ensemble de cinq équations correspondantes. Ainsi la dimension de la matrice Jacobienne continue est augmentée de cinq variables.

Comme exemple, on considère le système présenté par la figure II-12 où il y a trois convertisseurs, dont deux fonctionnent en redresseur et l'autre fonctionne en onduleur. Par conséquent le système continu doit être représenté par 15 équations indépendantes.

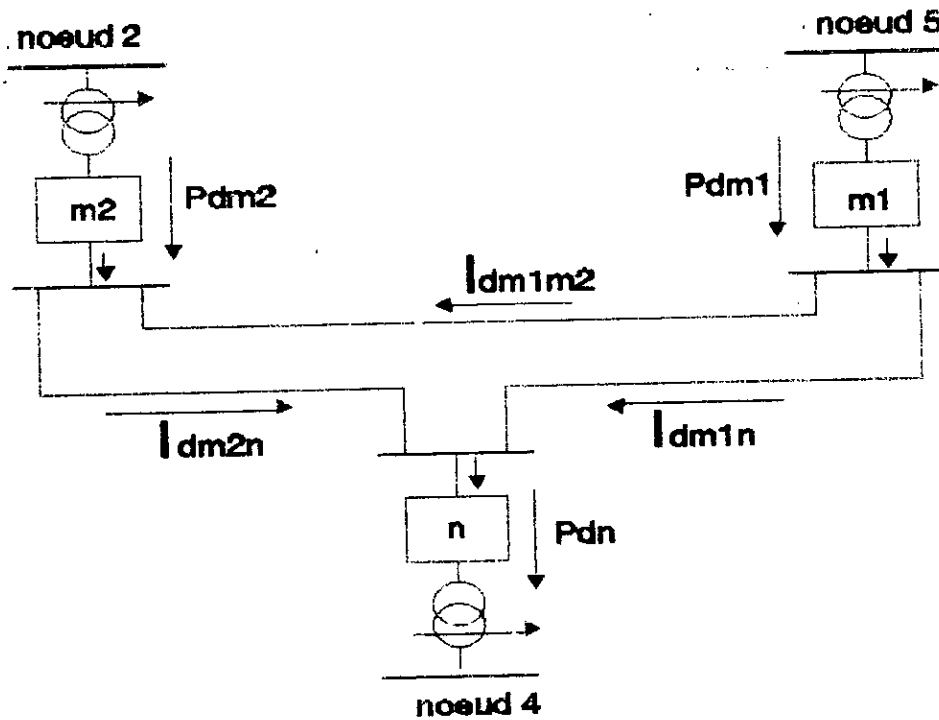


Figure II-12 système continu à trois stations terminales.

- m1 : redresseur.
- m2 : redresseur.
- n : onduleur.

Les résidus du système complète devient:

$$\Delta R(1) = V_{dm1} - k_1 a_{m1} V_{m1} \cos \phi_{m1}$$

$$\Delta R(2) = V_{dm2} - k_1 a_{m2} V_{m2} \cos \phi_{m2}$$

$$\Delta R(3) = V_n - k_1 a_n V_n \cos \phi_n$$

$$\Delta R(4) = V_{dm1} - k_1 a_{m1} V_{m1} \cos \alpha_{m1} + \frac{3}{\pi} X_{cm1} I_{dm1}$$

$$\Delta R(5) = V_{dm2} - k_1 a_{m2} V_{m2} \cos \alpha_{m2} + \frac{3}{\pi} X_{cm2} I_{dm2}$$

$$\Delta R(6) = V_{dn} - k_1 a_n V_n \cos \alpha_n + \frac{3}{\pi} X_{cn} I_{dn}$$

$$\Delta R(7) = V_{dm1} - R I_{dm1n} - V_{dn}$$

(II-5-1)

$$\Delta R(8) = V_{dm2} - R I_{dm2n} - V_{dn}$$

$$\Delta R(9) = V_{dm1} - R I_{dm1m2} - V_{dm2}$$

$$\Delta R(10) = V_{dm1}^{sp} - V_{dm1}$$

$$\Delta R(11) = I_{dm2}^{sp} - I_{dm2}$$

$$\Delta R(12) = I_{dn}^{sp} - I_{dn}$$

$$\Delta R(13) = \cos \alpha_{m1}^{sp} - \cos \alpha_{m1}$$

$$\Delta R(14) = \cos \alpha_{m2}^{sp} - \cos \alpha_{m2}$$

$$\Delta R(15) = \cos \gamma_n^{sp} - \cos \gamma_n$$

Le vecteur X devient:

$$\bar{X} = [V_{dm1} \ V_{dm2} \ V_n \ I_{dm1} \ I_{dm2} \ I_{dn} \ a_{m1} \ a_{m2} \ a_n \ \cos \alpha_{m1} \ \cos \alpha_{m2} \ \cos \alpha_n \ \phi_{m1} \ \phi_{m2} \ \phi_n]$$

La matrice Jacobienne du système continu doit être de dimension 15x15.

II-6 **ÉCOULEMENT DE PUISSANCE DECOUPLE RAPIDE [4]**

La méthode générale de Newton-Raphson donne une solution satisfaisante pour le problème d'écoulement de puissance. Cependant, la réévaluation des éléments du Jacobien après chaque itération nécessite un nombre assez élevé d'opérations

arithmétiques et par conséquent un temps par itération relativement élevé.

Les performances de cette méthode peuvent être améliorées en faisant des approximations physiques et mathématiques justifiées dans la formulation du Jacobien, ce qui permet de minimiser le temps d'exécution et la capacité de mémoire. Cette approche est appelée méthode d'écoulement de puissance découplé rapide (Fast Decoupled Load Flow).

Dérivation de l'algorithme de base

La représentation de Newton-Raphson en coordonnées polaires des équations d'écoulement de puissance est prise comme point de départ pour la dérivation. La méthode de Newton-Raphson est une application formelle de l'algorithme général de résolution des équations non-linéaires et constitue les solutions successives de l'équation de la matrice jacobienne réelle et peu dense :

$$\begin{bmatrix} \Delta P \\ \Delta Q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} H & N \\ J & L \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \theta \\ \Delta V/V \end{bmatrix} \quad (\text{II-6-1})$$

La première étape dans l'application du principe de découplage MW- θ /MVAR-V est de négliger les sous-matrices [N] et [J] dans (II-6-1) ce qui donne deux équations séparées :

$$[\Delta P] = [H] [\Delta \theta] \quad (\text{II-6-2})$$

$$[\Delta Q] = [L] [\Delta V/V] \quad (\text{II-6-3})$$

avec :

$$H_{km} = L_{km} = V_k V_m (G_{km} \sin(\theta_{km}) - B_{km} \cos(\theta_{km})) \quad \text{pour } m \neq k$$

$$H_{kk} = -B_{kk} V_k^2 - Q_k \quad \text{et} \quad L_{kk} = -B_{kk} V_k^2 + Q_k$$

Les équations (II-6-2) et (II-6-3) doivent être résolues alternativement comme méthode de Newton découplée, en réévaluant et inversant [H] et [L] à chaque itération ce qui exige un autre effort de calcul.

Des hypothèses simplificatrices physiquement justifiables ont été ainsi proposées:

- 1) comme le réseau possède en général un rapport R/X relativement faible (inférieur à 10%), on peut écrire:

$$G_{ij} \sin(\theta_i - \theta_j) < B_{ij}$$

- 2) la différence entre les phases de tension de deux noeuds adjacents est très petite, d'où :

$$\begin{aligned} \sin(\theta_i - \theta_j) &= \sin(\theta_{ij}) \approx \theta_i - \theta_j \approx 0 \\ \cos(\theta_{ij}) &\approx 1 \end{aligned}$$

- 3) et aussi

$$Q_i < B_{ii} V_i^2$$

D'où les meilleures approximations pour (II-6-2) et (II-6-3) sont:

$$[\Delta P] = [V B' V] [\Delta \theta] \quad (\text{II-6-4})$$

$$[\Delta Q] = [V B'' V] [\Delta V/V] \quad (\text{II-6-5})$$

A ce stade de dérivation, les éléments des matrices B' et B'' sont les éléments de la matrice [-B] de dimension respectivement (N-1)(N-1) et (N-N_{pv}-1)(N-N_{pv}-1).

Le processus de découplage et la forme finale de l'algorithme sont complétés en:

- a) négligeant les éléments affectant l'écoulement de puissance réactive pendant la formation de [B'], ce qui revient à négliger les réactances shunt et considérer que les transformateurs fonctionnent à leur régime nominal.
- b) négligeant les éléments affectant l'écoulement de puissance active pendant la formation de [B''], c'est à dire omettant l'effet des transformateurs déphaseurs.

- c) négligeant les résistances séries lors de la formation de $[B']$, qui devient ainsi une matrice de formation d'un écoulement de puissance continue (DC load flow). Ceci est d'importance mineure, mais il y a néanmoins une amélioration légère des résultats.
- d) faisant ramener V , du membre droit au membre gauche des équations (II-6-4) et (II-6-5), et en supprimant dans l'équation (II-6-4) l'influence de l'écoulement des puissances réactives dans le calcul de $\Delta\theta$ en posant tous les termes de V du membre droit à 1 pu.

Avec ces modifications, les équations de l'écoulement de puissance découplé rapide (FDL) deviennent:

$$[\Delta P/V] = [B'] [\Delta\theta] \quad (\text{II-6-6})$$

$$[\Delta Q/V] = [B''] [\Delta V] \quad (\text{II-6-7})$$

où les matrices $[B']$ et $[B'']$ sont données par:

$$\begin{cases} B'_{ij} = \frac{-1}{X_{ij}} & \text{pour } i \neq j \\ B'_{ii} = \sum_{j=1}^n \frac{1}{X_{ij}} \\ B''_{ij} = B_{ij} \end{cases}$$

Les deux matrices $[B']$ et $[B'']$ sont creuses (sparse) et formées d'éléments réels. Elles ont la structure de $[H]$ et $[L]$ respectivement. Puisqu'elles ne contiennent que les admittances du réseau, elles sont ainsi constantes et n'ont besoin d'être inversées qu'une seule fois au début du programme, ce qui résout le problème relatif à la réévaluation des éléments de la matrice Jacobienne. En ce qui concerne la méthode d'inversion des matrices, la technique de Shipley-Colman est utilisée.

L'organigramme de l'écoulement de puissance rapide est illustré par la figure II-13

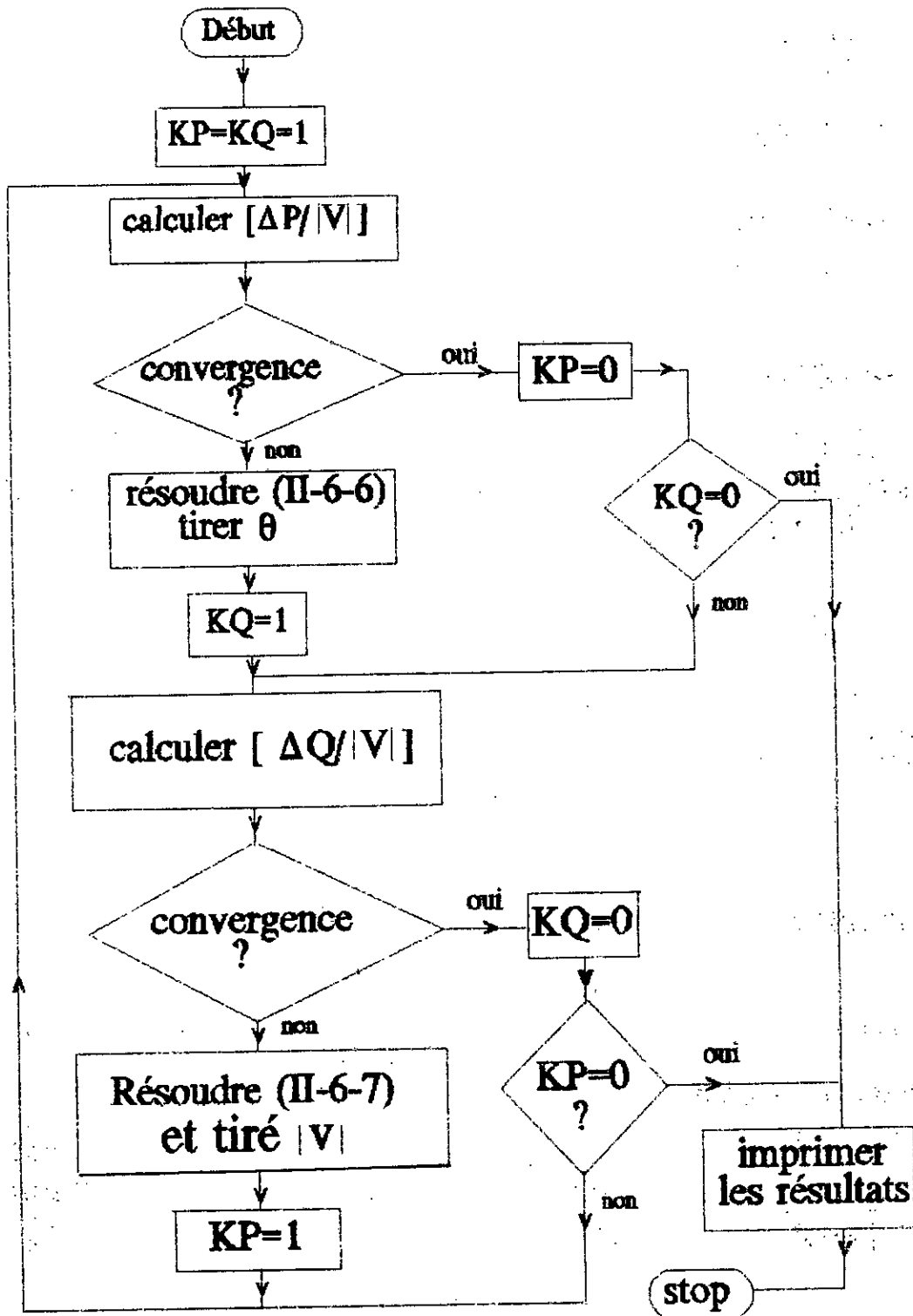


Figure II-13 Organigramme de la méthode FDL.

II-6-1 RESOLUTION DU SYSTEME ALTERNATIF-CONTINU PAR LA METHODE DECOUPLEE RAPIDE (FDL)

On résoud d'une manière séquentielle les 3 équations suivantes jusqu'à la convergence globale du système suivant:

$$[\Delta \bar{P}/\bar{V}] = [B'] \cdot [\Delta \bar{\theta}] \quad (\text{II-6-8})$$

$$[\Delta \bar{Q}/\bar{V}] = [B''] [\Delta \bar{V}] \quad (\text{II-6-9})$$

$$[\Delta \bar{R}] = [A] \cdot [\Delta \bar{X}] \quad (\text{II-6-10})$$

Pour la résolution du système d'équation, on va utiliser la méthode P,Q,DC (voir organigramme).

L'algorithme de résolution est:

- 1- lecture des données (pour les deux systèmes ac et dc).
- 2- calculer B' et B'' et les inverser (tous les noeuds du système alternatif).
- 3- calculer $\Delta P/V$ (le système complet) et les résidus du système continu.
- 4- tester la convergence sur P, si oui aller à l'étape 7.
- 5- résoudre l'équation (II-6-8), incrémenter la valeur de θ

$$\theta^{new} = \theta^{old} + \Delta \theta$$

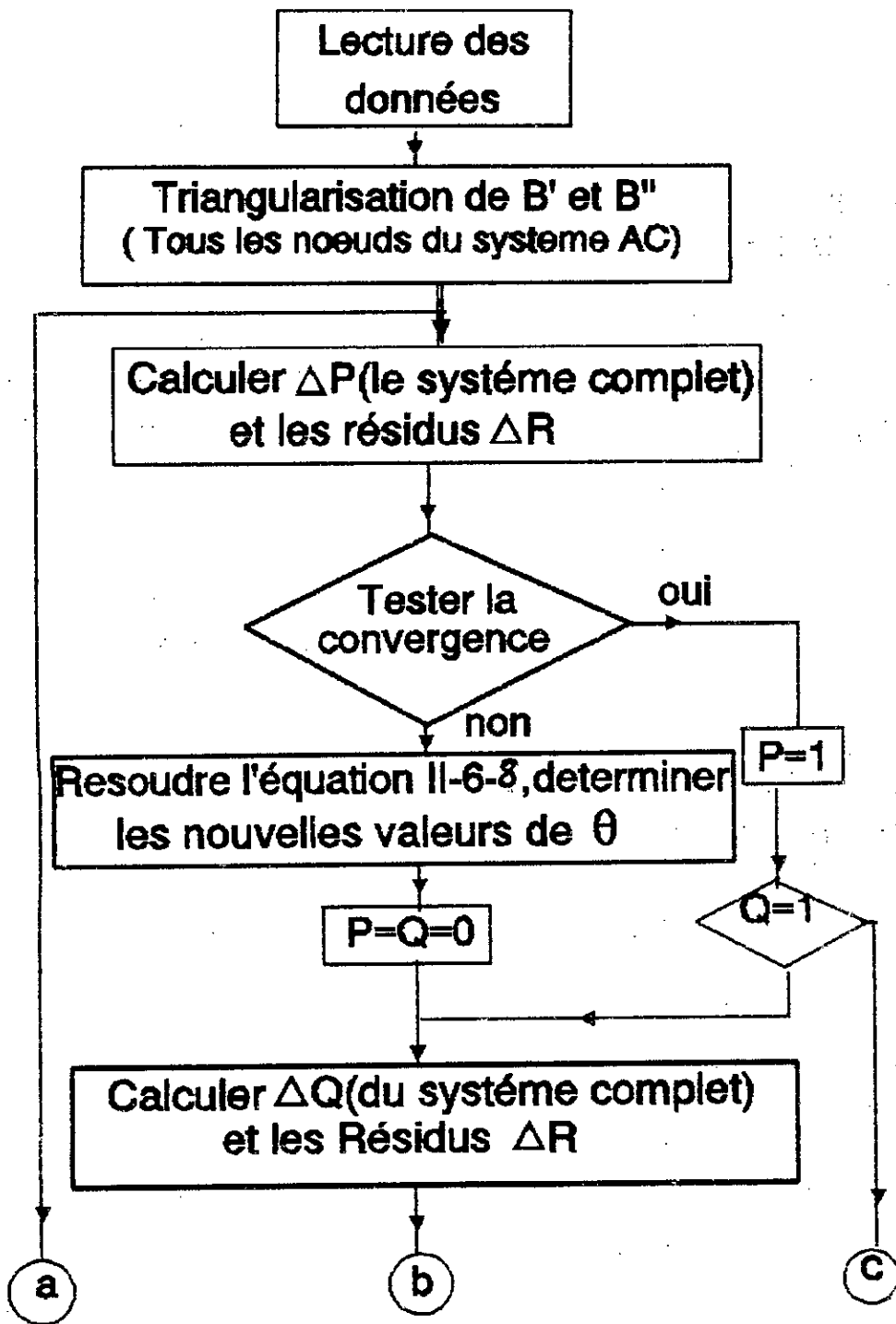
- 6- calculer $\Delta Q/V$ (du système complet) et les résidus du système continu.
- 7- tester la convergence sur Q, si oui aller à l'étape 12.
- 8- résoudre l'équation (II-6-9), incrémenter la valeur de V

$$V^{new} = V^{old} + \Delta V$$

- 9- calculer les mismatches du système continu.
- 10- former la matrice jacobienne du système continu.
- 11- résoudre l'équation (II-6-10), incrémenter la valeur de X

$$X^{new} = X^{old} + \Delta X$$

- 12- aller à l'étape 3.
- 13- imprimer la solution du système.



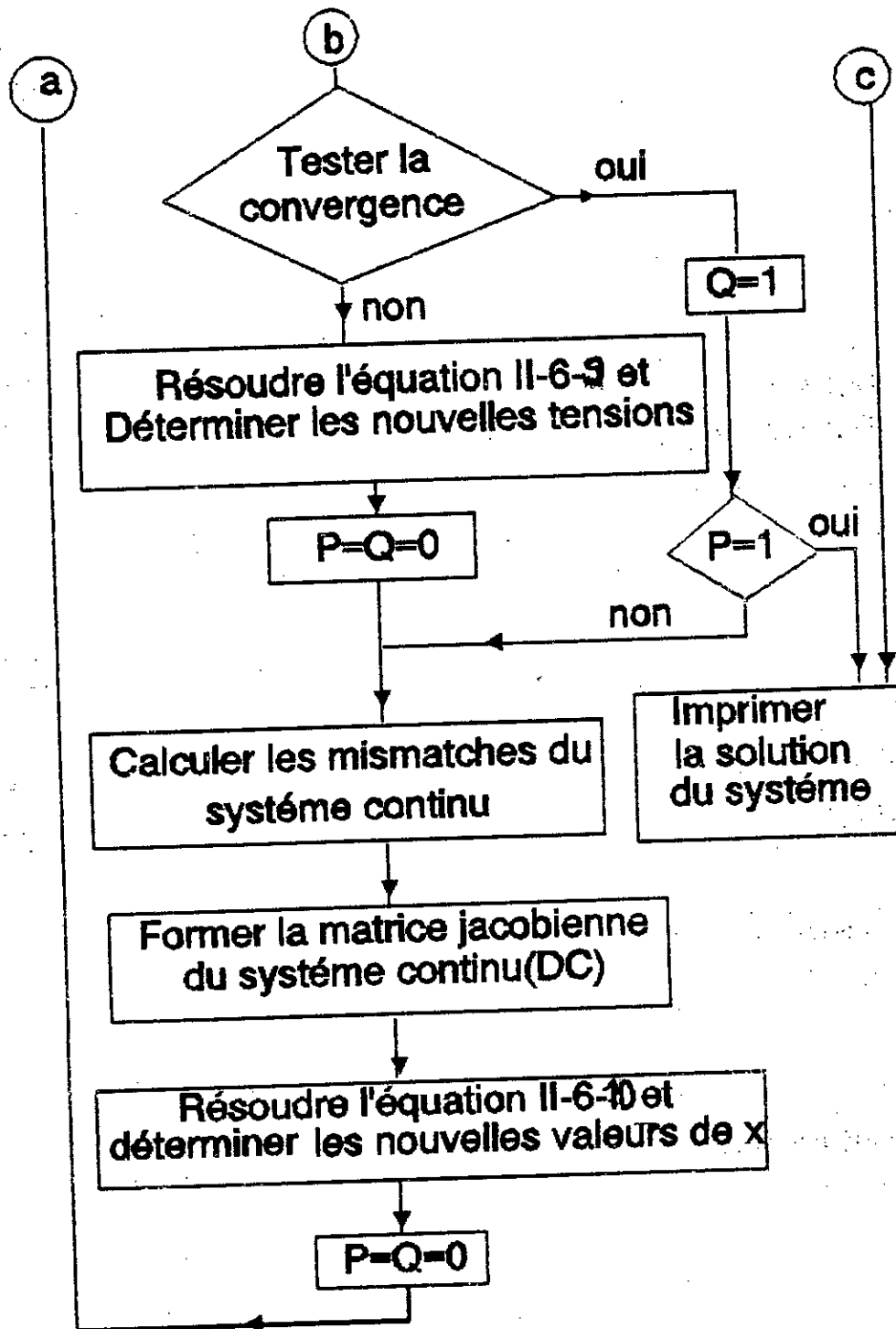


Figure II-14 Organigramme de résolution du système alternatif-continu.

II-7 APPLICATIONS ET RESULTATS

II-7-1 Réseau continu à deux stations terminales

Le réseau standard IEEE 14 noeuds (Annexe A) a été modifié en remplaçant la liaison reliant les noeuds 4 et 5 par une liaison à courant continu [2][10]. Les données du système continu sont données dans l'annexe.

Différentes stratégies de contrôle ont été appliquées. Les résultats de ces dernières sont données dans les tableaux ci-dessous.

a- Spécification de a_m , P_{dm} , γ_n , et V_{dn}

Les résultats de simulation (pour le système continu) sont donnés dans le tableau ci-dessous.

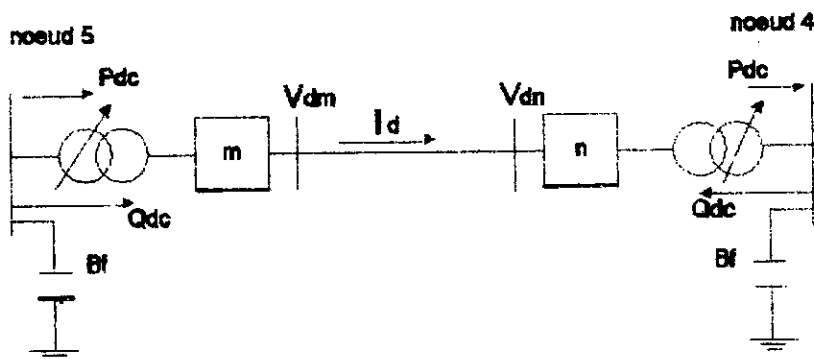


Figure II-15

Les paramètres du système DC	Redresseur	Onduleur
La tension redressée (Kv)	129.022	-128.87
Le courant redressé (A)	454.19	454.19
La puissance active (Mw)	58.60	-58.53
La puissance réactive (Mvar)	-18.80	-16.79
le rapport de transformation	0.9754	0.9310

L'angle d'amorçage (Deg)	7	-
L'angle de garde (Deg)	-	10
L'angle de commutation (Deg)	17.176	10.291

Les amplitudes et les phases de tension, les puissances actives et réactives injectées aux noeuds sont données au tableau ci-dessous.

Noeud.	Mod V (pu)	Delte(Deg)	P (MW)	Q (Mvar)
1	1.0600	0.0000	232.595	-23.286
2	1.0450	-5.0038	18.279	-21.725
3	1.0353	-12.8805	-94.214	0.000
4	1.0717	-11.2585	10.793	-12.908
5	1.0338	-8.7881	-66.174	-20.406
6	1.0763	-14.2137	-11.209	-6.002
7	1.0867	-14.0314	-0.002	0.000
8	1.0900	-14.0314	0.000	2.014
9	1.0810	-15.5097	-29.501	-16.604
10	1.0728	-15.5687	-9.000	-5.800
11	1.0710	-15.0372	-3.500	-1.800
12	1.0630	-15.0860	-6.102	-1.600
13	1.0594	-15.2249	-13.500	-5.800
14	1.0539	-16.3575	-14.901	-5.000

Les puissances transitées entre les noeuds (I,J) sont données au tableau ci-dessous.

Ligne	Noeud I	Noeud J	Pij (MW)	Qij (Mvar)
1	1	2	157.523	-20.554
1	2	1	-153.190	27.935
2	1	5	75.072	-2.732
2	5	1	-72.362	8.526
3	2	3	73.209	-9.471
3	3	2	-70.881	14.539
4	2	4	58.835	-33.503
4	4	2	-56.466	36.500
5	2	5	39.425	-6.686
5	5	2	-38.603	5.524
6	3	4	-23.333	-14.538
6	4	3	23.774	11.823
7	4	7	27.550	5.440

7	7	4	-27.550	-4.067
8	4	9	15.935	5.578
8	9	4	-15.935	-4.282
9	5	6	44.791	16.630
9	6	5	-44.791	-11.954
10	6	11	7.906	-0.887
10	11	6	-7.854	0.995
11	6	12	7.729	1.915
11	12	6	-7.662	-1.775
12	6	13	17.947	4.923
12	13	6	-17.749	-4.534
13	7	8	0.000	-2.008
13	8	7	0.000	2.014
14	7	9	27.549	6.075
14	9	7	-27.549	-5.333
15	9	10	4.692	8.711
15	10	9	-4.665	-8.641
16	9	14	9.291	6.501
16	14	9	-9.151	-6.203
17	10	11	-4.335	2.840
17	11	10	4.354	-2.795
18	12	13	1.560	0.176
18	13	12	-1.555	-0.171
19	13	14	5.804	-1.095
19	14	13	-5.751	1.203

b- Spécification de V_{dn} , I_d , α_m , et γ_n

Les résultats du système continu sont donnés sur le tableau suivant:

Les paramètres du système DC	Redresseur	Onduleur
La tension redressée (Kv)	128.552	-128.40
Le courant redressé (A)	456.00	456.00
La puissance active (Mw)	58.62	-58.55
La puissance réactive (Mvar)	-23.25	-23.33
le rapport de transformation	0.9988	0.9651
L'angle d'amorçage (Deg)	7	-
L'angle de garde (Deg)	-	18
L'angle de commutation (Deg)	22.862	6.882

Les amplitudes et les phases de tension, les puissances actives et réactives injectées aux noeuds sont données sur le tableau suivant:

Noeud	MOd V (p.u)	Delta (Deg)	P (MW)	Q (Mvar)
1	1.0600	0.0000	232.460	-21.730
2	1.0450	-5.0055	18.269	-14.761
3	1.0321	-12.8720	-94.220	0.001
4	1.0660	-11.1846	10.813	-19.453
5	1.0305	-8.7498	-66.202	-24.865
6	1.0724	-14.1976	-11.208	-6.002
7	1.0835	-13.9897	-0.001	0.000
8	1.0900	-13.9897	0.000	4.013
9	1.0771	-15.4824	-29.500	-16.607
10	1.0689	-15.5453	-9.000	-5.801
11	1.0672	-15.0183	-3.499	-1.800
12	1.0591	-15.0745	-6.099	-1.600
13	1.0555	-15.2130	-13.498	-5.801
14	1.0500	-16.3441	-14.903	-5.000

Les puissances transitées entre les noeuds (I,J) sont données au tableau ci-dessous.

Ligne	Noeud I	Noeud J	Pij (MW)	Qij (Mvar)
1	1	2	157.575	-20.566
1	2	1	-153.239	27.956
2	1	5	74.884	-1.164
2	5	1	-72.187	6.924
3	2	3	73.271	-7.833
3	3	2	-70.948	12.896
4	2	4	58.736	-30.153
4	4	2	-56.480	32.832
5	2	5	39.501	-4.730
5	5	2	-38.683	3.567
6	3	4	-23.272	-12.895
6	4	3	23.689	10.152
7	4	7	27.637	4.026
7	7	4	-27.637	-2.653
8	4	9	15.966	5.134
8	9	4	-15.966	-3.841
9	5	6	44.667	16.695
9	6	5	-44.667	-12.007
10	6	11	7.832	-0.857
10	11	6	-7.781	0.965
11	6	12	7.719	1.922

11	12	6	-7.651	-1.781
12	6	13	17.908	4.941
12	13	6	-17.710	-4.550
13	7	8	0.000	-3.989
13	8	7	0.000	4.013
14	7	9	27.637	6.642
14	9	7	-27.637	-5.885
15	9	10	4.764	8.681
15	10	9	-4.737	-8.610
16	9	14	9.338	6.482
16	14	9	-9.197	-6.181
17	10	11	-4.263	2.809
17	11	10	4.282	-2.765
18	12	13	1.552	0.181
18	13	12	-1.547	-0.177
19	13	14	5.759	-1.074
19	14	13	-5.706	1.181

II-7-2 Réseau continu à plusieurs stations terminales

Le réseau standard IEEE 14 noeuds a été modifié en remplaçant les liaisons 2-4, et 4-5 par un réseau à courant continu à trois stations terminales (figure II-12). Les données du système continu sont indiquées en l'annexe, et les résultats sont montrés dans le tableau suivant:

Les paramètres du système continu	Redresseur (m1)	Redresseur (m2)	Onduleur (n)
La tension redressée (Kv)	128.60	128.59	-128.36
Le courant continu (A)	479.80	436.20	916
La puissance active (Mw)	61.70	56.09	-117.58
La puissance réactive (Mvar)	-18.37	-7.27	-47.98
Le rapport de transformation	1.0011	0.9436	1.0453
L'angle d'allumage (Deg)	7	7	-
L'angle de garde (Deg)	-	-	18

L'angle de commutation (Deg)	15.39	11.42	7.73
---------------------------------	-------	-------	------

Les valeurs des courants dans chaque ligne sont:

$$I_{dn1n2} = 14.53 \text{ A} \quad I_{dn1n} = 465.26 \text{ A} \quad I_{dn2n} = 450.73 \text{ A}$$

Les amplitudes et les phases de tension, les puissances actives et réactives injectées aux noeuds sont données dans le tableau suivant:

Noeud	Mod V (p.u)	Delta (Deg)	P (MW)	Q (Mvar)
1	1.0600	0.0000	230.995	-6.182
2	1.0450	-4.9756	-37.792	45.250
3	1.0100	-12.6194	-94.155	23.611
4	0.9868	-9.3224	69.705	-44.135
5	0.9975	-8.5186	-69.299	-19.977
6	1.0700	-14.0009	-11.180	20.946
7	1.0454	-12.5698	0.001	0.000
8	1.0844	-12.5698	0.000	23.994
9	1.0415	-14.2243	-29.500	-16.593
10	1.0391	-14.4680	-8.998	-5.800
11	1.0509	-14.3558	-3.502	-1.800
12	1.0540	-14.8325	-6.099	-1.600
13	1.0483	-14.8653	-13.502	-5.800
14	1.0263	-15.5195	-14.897	-5.000

Les puissances transitées entre les noeuds (I,J) sont données au tableau ci-dessous:

Ligne	Noeud I	Noeud J	P _{ij} (MW)	Q _{ij} (Mvar)
1	1	2	156.670	-20.355
1	2	1	-152.385	27.591
2	1	5	74.325	14.173
2	5	1	-71.530	-7.849
3	2	3	72.349	3.648
3	3	2	-70.081	1.282
4	2	5	42.243	14.011
4	5	2	-41.181	-14.317
5	3	4	-24.074	22.330
5	4	3	24.836	-23.834
6	4	7	28.574	-16.760
6	7	4	-28.574	19.014
7	4	9	16.295	-3.541

7	9	4	-16.295	5.032
8	5	6	43.413	2.189
8	6	5	-43.413	1.968
9	6	11	6.854	7.021
9	11	6	-6.775	-6.854
10	6	12	7.821	2.961
10	12	6	-7.746	-2.804
11	6	13	17.557	8.996
11	13	6	-17.333	-8.553
12	7	8	0.000	-23.131
12	8	7	0.000	23.994
13	7	9	28.575	4.117
13	9	7	-28.575	-3.278
14	9	10	5.762	0.835
14	10	9	-5.752	-0.808
15	9	14	9.608	1.429
15	14	9	-9.498	-1.194
16	10	11	-3.246	-4.991
16	11	10	3.272	5.054
17	12	13	1.647	1.204
17	13	12	-1.639	-1.197
18	13	14	5.470	3.950
18	14	13	-5.399	-3.806

Le test de convergence dans toutes les exécutions faites est de 0.001 p.u.

On remarque que les résultats obtenus sont toujours dans la marge de stabilité du système alternatif-continu.

Le temps de résolution des équations continues est petit comparativement au temps de résolution des équations du système alternatif. Sous les conditions spécifiées, le système continu seul (fonctionnant avec des tensions terminales fixées) nécessite un nombre d'itération moins élevé que celui du système alternatif.

La méthode séquentielle utilisée (P,Q,DC) produit une convergence rapide et sûre même si la convergence de la puissance réactive est plus lente que pour le système alternatif seul.

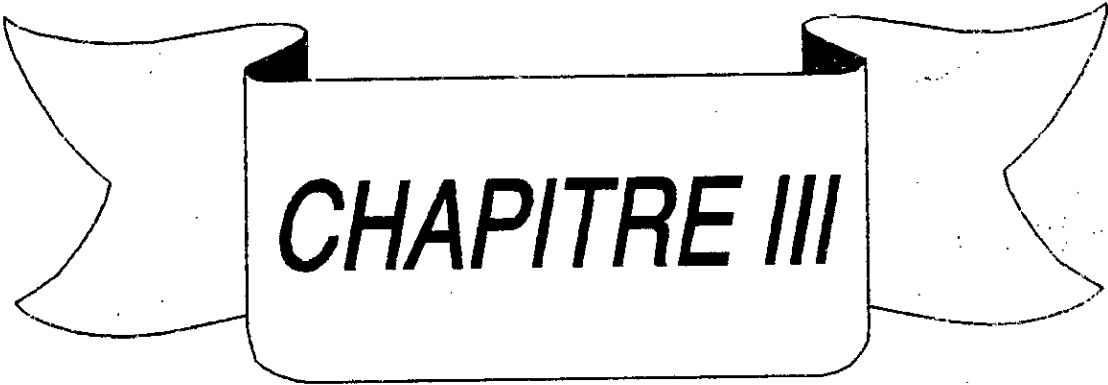
En général, les variables continues sont fortement liées à la tension terminale. Ceci permet d'avoir des performances plus rapides et plus sûres.

II-8 CONCLUSION

Dans ce chapitre nous avons présenté la modélisation des différents éléments du système de puissance électrique dans le cas d'un réseau alternatif-continu. Nous avons aussi développé les équations caractérisant les deux systèmes (alternatif et continu) afin de formuler le problème général de l'écoulement de puissance alternatif-continu.

La performance du modèle du système continu a été optimisée par une sélection convenable des variables et des équations représentatives d'une seule liaison en courant continu dans le réseau, en introduisant des équations de contrôle qui peuvent être le courant redressé, l'angle d'extinction, le rapport de transformation, la tension redressée ou la puissance active. Ensuite, le cas d'un réseau continu à plusieurs stations terminales est rapporté (plusieurs lignes en courant continu).

Des applications ont été faites sur le réseau modèle IEEE 14 noeuds en appliquant la méthode de l'écoulement de puissance découplée rapide (FDL) pour la résolution du système alternatif-continu.



CHAPITRE III

ÉCOULEMENT DE PUISSANCE TRIPHASE

III-1 INTRODUCTION

Généralement dans l'étude de l'analyse statique, des réseaux électriques, le déséquilibre du système peut être négligé et l'analyse par phase (unifilaire) est suffisante. Cependant, en pratique, il n'est pas économique d'équilibrer complètement la charge ou d'avoir des longues lignes de haute tension. Parmi les effets du déséquilibre du réseau, on remarque:

- la séquence négative (composante inverse) du courant causant l'échauffement du rotor de la machine [2].
- la séquence homopolaire du courant causant le disfonctionnement des relais et l'augmentation des pertes dues aux lignes parallèle non transposée [2].

L'utilisation de la transmission à longue distance a motivée le développement de techniques analytiques pour l'évaluation du déséquilibre du réseau. Les techniques existantes sont limitées au cas relative au fonctionnement de lignes déséquilibrées isolées dans les conditions finales connues. Cependant, une évaluation réaliste du fonctionnement déséquilibré d'un système interconnecté, incluant l'influence de déséquilibre de charge éventuel, nécessite l'utilisation d'algorithmes de l'écoulement de puissance triphasé.

L'objet de l'écoulement de puissance triphasé est de trouver l'état du système triphasé sous des conditions spécifiées de charge, de générateur et de configuration donnée de système.

III-2 MODELISATION DE LA MACHINE SYNCHRONES [11]

Les machines synchrones sont représentées comme suit:

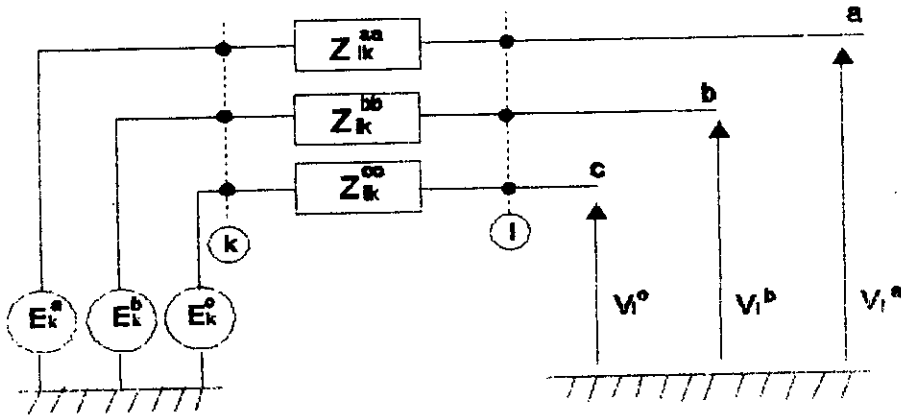


Figure III-1 Modélisation de la machine synchrone.

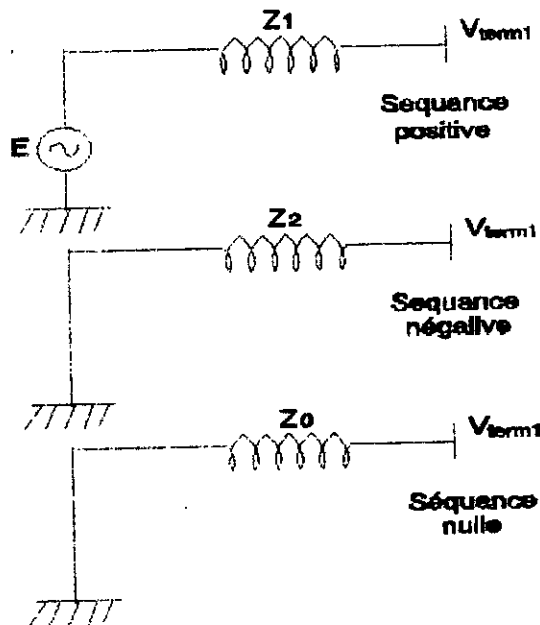


Figure III-2 Représentation des composantes symétriques.

En régime équilibré, la machine synchrone est modélisée par un système d'équations découplé. Les équations électriques de la machine synchrone sont données par:

$$\begin{aligned} V_a &= E_a - jX_d I_a \\ V_b &= E_b - jX_d I_b \\ V_c &= E_c - jX_d I_c \end{aligned} \quad (\text{III-2-1})$$

En écriture matricielle, on peut écrire:

$$[V_p] = [E_p] - [Z_p] [I_p] \quad (\text{III-2-2})$$

où

$$E_p = [E_a \ E_b \ E_c]^t, \quad Z_p = \begin{bmatrix} jX_d & 0 & 0 \\ 0 & jX_d & 0 \\ 0 & 0 & jX_d \end{bmatrix} \quad (\text{III-2-3})$$

X_d : étant la réactance synchrone de la machine.

En fonctionnement déséquilibré, la matrice Z_p modélisant la machine synchrone présente une forme complexe (matrice non diagonale):

$$Z_p = Z_G = \begin{bmatrix} Z_{11} & Z_{12} & Z_{13} \\ Z_{21} & Z_{22} & Z_{23} \\ Z_{31} & Z_{32} & Z_{33} \end{bmatrix} \quad (\text{III-2-4})$$

Où les éléments de la matrice Z_G sont fonctions des paramètres inductances de la machine.

La machine synchrone ne possède qu'une f.e.m directe les f.e.m inverses et homopolaires sont nulles. D'après la figure III-2, on a le système des équations suivant:

$$\begin{aligned} V_1 &= E - Z_1 I_1 \\ V_2 &= 0 - Z_2 I_2 \\ V_o &= 0 - Z_o I_o \end{aligned} \quad (\text{III-2-5})$$

avec:

$$Z_s = \begin{bmatrix} Z_o & 0 & 0 \\ 0 & Z_1 & 0 \\ 0 & 0 & Z_2 \end{bmatrix} \quad (\text{III-2-6})$$

où:

Z_1 : L'impédance directe (positive)

Z_2 : L'impédance inverse (négative)

Z_0 : L'impédance homopolaire (zéro)

donc la matrice Z_G est donnée par:

$$Z_G = T Z_s T^{-1} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} Z_0 + Z_1 + Z_2 & Z_0 + aZ_1 + a^2Z_2 & Z_0 + a^2Z_1 + aZ_2 \\ Z_0 + a^2Z_1 + aZ_2 & Z_0 + Z_1 + Z_2 & Z_0 + aZ_1 + a^2Z_2 \\ Z_0 + aZ_1 + a^2Z_2 & Z_0 + a^2Z_1 + aZ_2 & Z_0 + Z_1 + Z_2 \end{bmatrix} \quad (\text{III-2-7})$$

Pour la machine synchrone, toutes les séquences de l'impédance Z_s sont purement réactives.

La composante directe Z_1 de la machine synchrone peut être obtenue expérimentalement, en court-circuitant le stator de la machine en fonctionnement à vide sous une excitation de $E=1$ p.u, la mesure du courant permet de calculer la valeur de la réactance.

$$Z_1 = X_d = \frac{1}{|I_d|} \text{ pu} \quad (\text{III-2-8})$$

La composante inverse ou négative Z_2 est généralement déterminée expérimentalement en alimentant la machine par un système de tension inverse abc et en court-circuitant le rotor (excitation nulle). L'impédance inverse est donnée par:

$$Z_2 = \frac{V_a}{I_a} \quad (\text{III-2-9})$$

La composante homopolaire ou zéro Z_0 est généralement déterminée en alimentant la machine par un système de tensions égales et en court-circuitant le rotor. L'impédance homopolaire est donnée par:

$$Z_0 = \frac{E}{I_0} \quad (\text{III-2-10})$$

III-3. MODELES TRIPHASES DES LIGNES DE TRANSMISSION

Les paramètres des lignes de transmission sont calculés à partir des caractéristiques géométriques de la ligne. Ces paramètres sont exprimés avec des impédances séries et des admittances shunt par unité de longueur de la ligne.

a- Impédances séries

Une ligne de transmission triphasées avec ligne de garde est donnée dans la figure III-3(a).

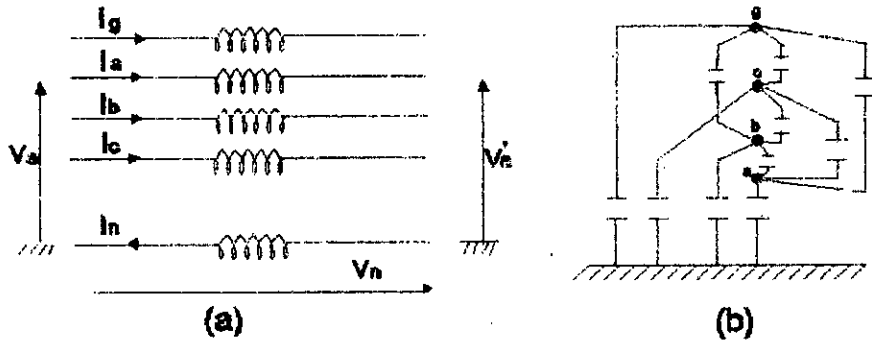


Figure III-3 Ligne de transmission triphasée
 (a) Impédances séries.
 (b) Impédance shunte.

Pour la phase a, on a les équations suivantes:

$$V_a - V'_a = I_a (R_a + j\omega L_a) + I_b (j\omega L_{ab}) + I_c (j\omega L_{ac}) + j\omega L_{ag} I_g - j\omega L_{an} I_n + V_n$$

$$V_n = I_n (R_n + j\omega L_n) - I_a j\omega L_{na} - I_b j\omega L_{nb} - I_c j\omega L_{nc} - I_g j\omega L_{ng}$$

en substituant

$$I_n = I_a + I_b + I_c + I_g$$

$$V_a - V'_a = I_a (R_a + j\omega L_a) + I_b j\omega L_{ab} + I_c j\omega L_{ac} + j\omega L_{ag} I_g - j\omega L_{an} (I_a + I_b + I_c + I_g) + V_n$$

En regroupant et substituant pour V_n :

$$\begin{aligned}
\Delta V_a &= I_a(R_a + j\omega L_a - 2j\omega L_{an} + R_n + j\omega L_n) \\
&+ I_b(j\omega L_{ab} - j\omega L_{bn} - j\omega L_{an} + R_n + j\omega L_n) \\
&+ I_c(j\omega L_{ac} - j\omega L_{cn} - j\omega L_{an} + R_n + j\omega L_n) \\
&+ I_g(j\omega L_{ag} - j\omega L_{gn} - j\omega L_{an} + R_n + j\omega L_n)
\end{aligned}$$

or

$$\Delta V_a = Z_{aa-n}I_a + Z_{ab-n}I_b + Z_{ac-n}I_c + Z_{ag-n}I_g \quad (\text{III-3-1})$$

En écrivant les mêmes équations pour les autres phases, les équations sont données sous forme matricielle par :

$$\begin{bmatrix} \Delta V_a \\ \Delta V_b \\ \Delta V_c \\ \Delta V_g \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z_{aa-n} & Z_{ab-n} & Z_{ac-n} & Z_{ag-n} \\ Z_{ba-n} & Z_{bb-n} & Z_{bc-n} & Z_{bg-n} \\ Z_{ca-n} & Z_{cb-n} & Z_{cc-n} & Z_{cg-n} \\ Z_{ga-n} & Z_{gb-n} & Z_{gc-n} & Z_{gg-n} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_a \\ I_b \\ I_c \\ I_g \end{bmatrix} \quad (\text{III-3-2})$$

Puisque nous sommes intéressés uniquement à la performance des conducteurs de phase, il est préférable d'utiliser un équivalent de trois conducteurs pour la ligne de transmission. Ceci est accompli par l'écriture de l'équation matricielle (III-3-2) sous la forme partitionnelle comme suit :

$$\begin{bmatrix} \Delta V_{abc} \\ \Delta V_g \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z_A & Z_B \\ Z_C & Z_D \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{abc} \\ I_g \end{bmatrix} \quad (\text{III-3-3})$$

De (III-3-3), on a :

$$\begin{aligned}
\Delta V_{abc} &= Z_A I_{abc} + Z_B I_g \\
\Delta V_g &= Z_C I_{abc} + Z_D I_g
\end{aligned} \quad (\text{III-3-4})$$

A partir l'équation (III-3-3) et supposons que la ligne de terre est un potentiel nul.

$$\Delta V_{abc} = Z_{abc} I_{abc} \quad (\text{III-3-5})$$

avec:

$$Z_{abc} = Z_A - Z_B Z_D^{-1} Z_C$$

b- Admittance shunt

Avec la référence de la figure III-3(b) les potentiels des lignes sont liés aux charges des conducteurs par l'équation matricielle [12]:

$$\begin{bmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \\ V_g \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} P_{aa} & P_{ab} & P_{ac} & P_{ag} \\ P_{ba} & P_{bb} & P_{bc} & P_{bg} \\ P_{ca} & P_{cb} & P_{cc} & P_{cg} \\ P_{ga} & P_{gb} & P_{gc} & P_{gg} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} Q_a \\ Q_b \\ Q_c \\ Q_g \end{bmatrix} \quad (\text{III-3-6})$$

Avec les mêmes considérations d'auparavant faites dans le cas des impédances séries, on obtient:

$$V_{abc} = P'_{abc} Q_{abc} \quad (\text{III-3-7})$$

Avec: P'_{abc} est une matrice de dimension 3x3 qui inclut les effets de la ligne de terre.

La matrice capacitance de la ligne de transmission figure III-3 est donnée par:

$$C'_{abc} = P'^{-1}_{abc} = \begin{bmatrix} C_{aa} & -C_{ab} & -C_{ac} \\ -C_{ba} & C_{bb} & -C_{bc} \\ -C_{ca} & -C_{cb} & C_{cc} \end{bmatrix}$$

L'équivalent en π des impédances séries et des admittances shunt pour la ligne triphasée est indiqué dans la figure III-4 et leurs matrices équivalentes sont des dimensions 3x3. Ces matrices peuvent être représentées par des admittances composées figure III-5.

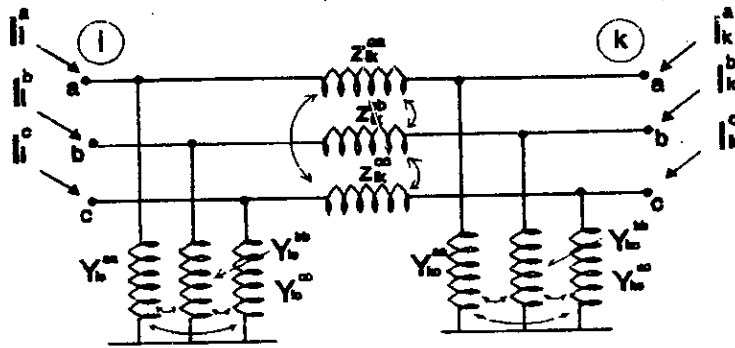


Figure III-4 Schéma équivalent en π d'une ligne triphasée.

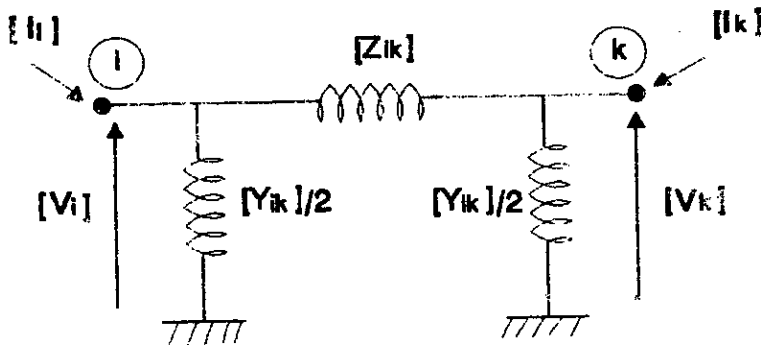


Figure III-5 Représentation par l'admittance composée.

Les courants injectés aux nœuds peuvent être liés aux tensions nodales par l'équation:

$$\begin{bmatrix} [I_i] \\ [I_k] \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [Z]^{-1} + [Y]/2 & -[Z]^{-1} \\ -[Z]^{-1} & [Z]^{-1} + [Y]/2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} [V_i] \\ [V_k] \end{bmatrix} \quad (\text{III-3-8})$$

Ceci représente la matrice admittance élémentaire pour la ligne reliant les nœuds i et k en terme des matrices de 3x3.

III-3-1 Lignes triphasées mutuellement couplées

Quand deux lignes ou plus occupent le même chemin pour une longueur considérable, l'accouplement électrostatique et électromagnétique entre ces lignes doit être inclu dans le calcul. Considérons le cas le plus simple de deux lignes triphasées couplées. les deux lignes couplées sont considérées pour former un sous système composé de 4 noeuds.

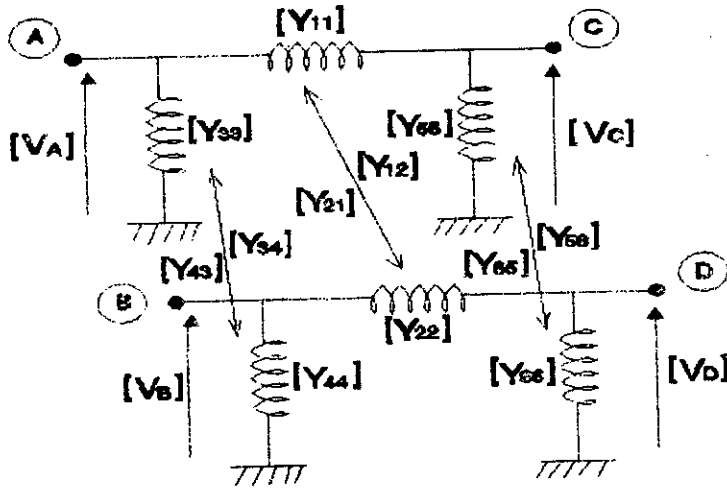


Figure III-6 Deux lignes couplées.

Les lignes couplées sont indiquées dans la figure III-6, ou chaque élément est une matrice admittance composée de dimension 3x3. toutes les tensions et tous les courants sont des vecteurs de 3x1. La matrice admittance du sous système est définie par:

$$\begin{bmatrix} I_A \\ I_B \\ I_C \\ I_D \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_{11}+Y_{33} & Y_{12}+Y_{34} & -Y_{11} & -Y_{12} \\ Y_{12}^T+Y_{34}^T & Y_{22}+Y_{44} & -Y_{12}^T & -Y_{22} \\ -Y_{11} & -Y_{12} & Y_{11}+Y_{55} & Y_{12}+Y_{56} \\ -Y_{12}^T & -Y_{22} & Y_{12}^T+Y_{56}^T & Y_{22}+Y_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_A \\ V_B \\ V_C \\ V_D \end{bmatrix} \quad (III-3-9)$$

Le sous système doit être représenté comme indiqué dans la figure III-7. Les paires des admittances composées de 3x3 sont maintenant représentées par une admittance composée de dimension 6x6.

$$\begin{bmatrix} I_A \\ I_B \\ I_C \\ I_D \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [Z_s]^{-1} + [Y_{s1}] & -[Z_s]^{-1} \\ -[Z_s]^{-1} & [Z_s]^{-1} + [Y_{s2}] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_A \\ V_B \\ V_C \\ V_D \end{bmatrix} \quad (\text{III-3-10})$$

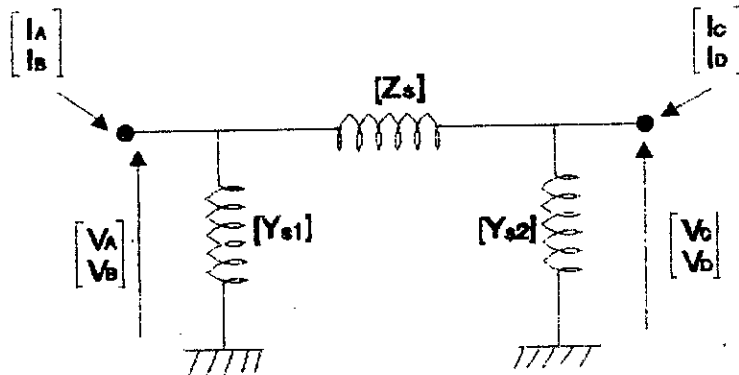


Figure III-7 Représentation par l'admittance composée.

III-3-2 Considération pour les connexions terminales

La matrice admittance doit être réduite s'il y a plusieurs éléments dans le sous système connectés au même noeud.

Considérons comme exemple deux lignes de transmission parallèle figure III-8. La matrice admittance liant les courants et les tensions aux noeuds A_1, A_2, B_1 et B_2 est donnée par:

$$\begin{bmatrix} I_{A1} \\ I_{A2} \\ I_{B1} \\ I_{B2} \end{bmatrix} = [Y_{A1 \ A2 \ B1 \ B2}] \begin{bmatrix} V_{A1} \\ V_{A2} \\ V_{B1} \\ V_{B2} \end{bmatrix} \quad (\text{III-3-11})$$

Le courant nodal injecté au noeud A (I_A) est donnée par:

$$I_A = I_{A1} + I_{A2}$$

Pour le courant I_B , on a aussi:

$$I_B = I_{B1} + I_{B2}$$

A partir de la figure III-8, on a:

$$V_A = V_{A1} = V_{A2}$$

$$V_B = V_{B1} = V_{B2}$$

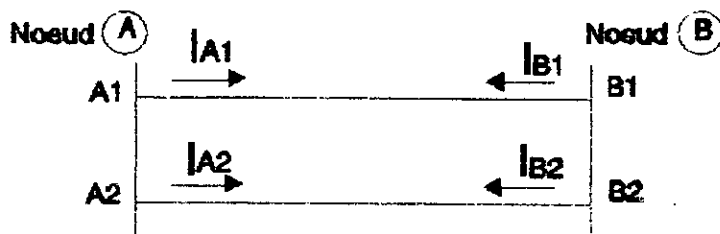


Figure III-8 Lignes de transmission parallèles.

En tenant compte de ces considérations, la matrice admittance du sous système devient:

$$\begin{bmatrix} I_A \\ I_B \end{bmatrix} = [Y_{AB}] \begin{bmatrix} V_A \\ V_B \end{bmatrix} \quad (\text{III-3-12})$$

III-3-3 Eléments shunt

Les inductances et les condensateurs shunt sont utilisés dans le système de puissance pour contrôler la puissance réactive.

Considérons, comme exemple, un condensateur triphasé indiqué dans la figure III-9. La matrice admittance pour les éléments shunts est généralement diagonale, parcequ'il n'y a pas un couplage entre les composants de chaque phase. Cette matrice est incorporée directement dans la matrice admittance du système.

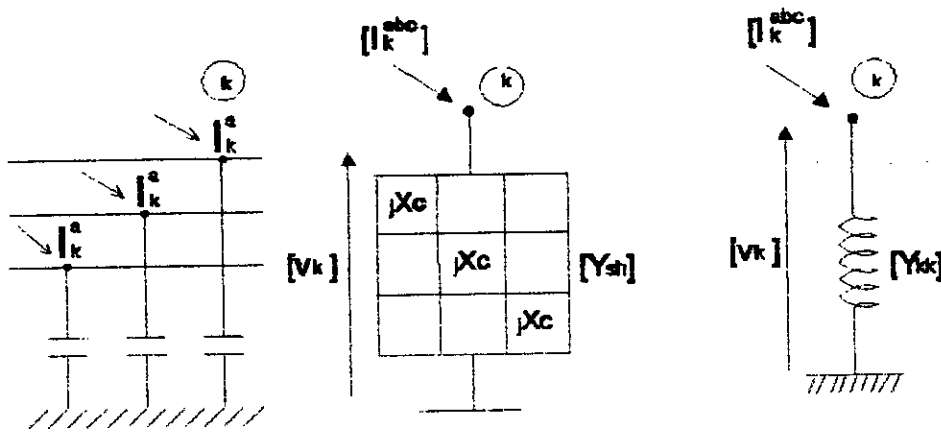


Figure III-9 Représentation d'un condensateur schunt.

III-3-4 *Éléments séries*

Chaque élément connecté directement entre deux noeuds doit être considéré comme un élément série. La représentation graphique des éléments séries est donnée dans la figure III-10.

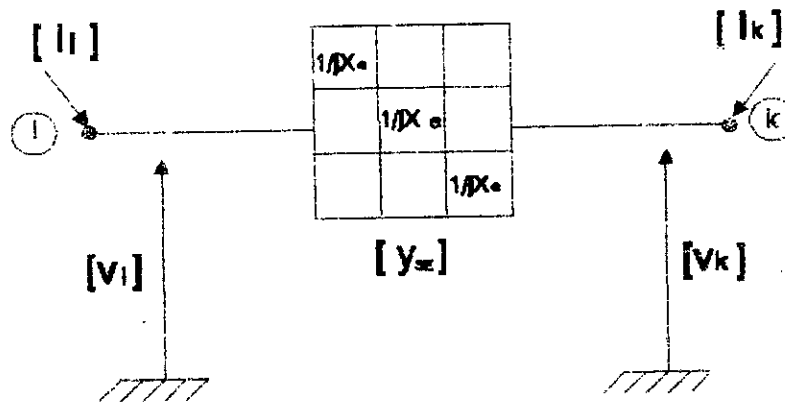


Figure III-10 Représentation d'un condensateur série.

La matrice admittance pour le sous système peut être écrite par:

$$[Y] = \begin{bmatrix} [Y_{SB}] & -[Y_{SE}] \\ -[Y_{SE}] & [Y_{SB}] \end{bmatrix} \quad \text{(III-3-13)}$$

III-4 MODELISATION DES TRANSFORMATEURS TRIPHASES

III-4-1 Modèle de l'admittance primitive d'un transformateur triphasé

Quelques transformateurs triphasés sont conçus sur même noyau et toutes les enroulements sont donc couplés à toutes les autres enroulements. Cependant, en général, un transformateur triphasé à deux enroulements est considéré comme un réseau primitif non connecté constitué de six bobines couplées.

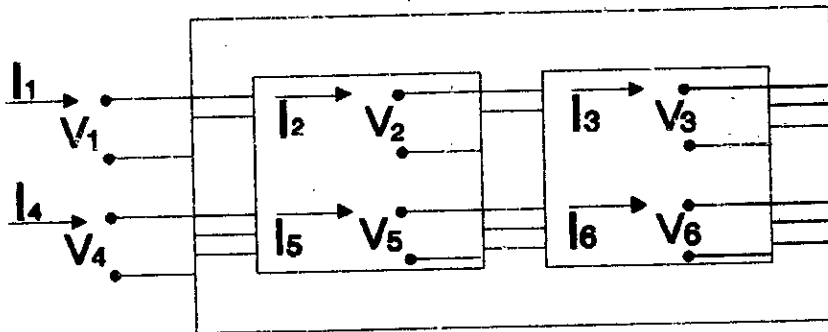


Figure III-11 Représentation d'un transformateur à deux enroulements.

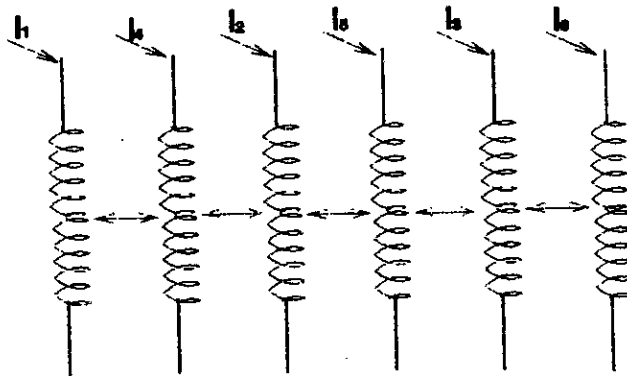


Figure III-12 Réseau primitif d'un transformateur à deux enroulements.

La figure III-11 représente un transformateur triphasé à deux enroulements. Le réseau primitif qui est indiqué par la figure III-12, peut être représenté par la matrice admittance primitive ayant la forme générale suivante:

$$\begin{bmatrix} I_1 \\ I_2 \\ I_3 \\ I_4 \\ I_5 \\ I_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} y_{11} & y_{12} & y_{13} & y_{14} & y_{15} & y_{16} \\ y_{21} & y_{22} & y_{23} & y_{24} & y_{25} & y_{26} \\ y_{31} & y_{32} & y_{33} & y_{34} & y_{35} & y_{36} \\ y_{41} & y_{42} & y_{43} & y_{44} & y_{45} & y_{46} \\ y_{51} & y_{52} & y_{53} & y_{54} & y_{55} & y_{56} \\ y_{61} & y_{62} & y_{63} & y_{64} & y_{65} & y_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_1 \\ V_2 \\ V_3 \\ V_4 \\ V_5 \\ V_6 \end{bmatrix} \quad (\text{III-4-1})$$

les éléments de la matrice [Y] peuvent être mesurés directement, c'est dire, en alimentant la bobine i en court-circuitant toutes les autres bobines. La colonne i de [Y] peut être calculée par $Y_{ii} = I_i / V_i$. Considérant la nature réciproque des couplages mutuelles dans l'équation (III-4-1), 21 mesures de court-circuit pouvant être nécessaire pour compléter la matrice admittance. En assumant que les flux sont symétriquement distribués entre tous les enroulements, l'équation (III-4-1) peut être simplifiée. On obtient donc l'équation (III-4-2):

$$\begin{bmatrix} I_1 \\ I_2 \\ I_3 \\ I_4 \\ I_5 \\ I_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} y_p & y'_m & y'_m & -y_m & y''_m & y''_m \\ y'_m & y_p & y'_m & y''_m & -y_m & y''_m \\ y'_m & y'_m & y_p & y''_m & y''_m & -y_m \\ -y_m & y''_m & y''_m & y_s & y'''_m & y'''_m \\ y''_m & -y_m & y''_m & y'''_m & y_s & y'''_m \\ y''_m & y''_m & -y_m & y'''_m & y'''_m & y_s \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_1 \\ V_2 \\ V_3 \\ V_4 \\ V_5 \\ V_6 \end{bmatrix} \quad (\text{III-4-2})$$

où

- y'_m : L'admittance mutuelle entre les bobines primaires.
- y''_m : L'admittance mutuelle entre les bobines primaires et secondaires des différents noyaux.
- y'''_m : L'admittance mutuelle entre les bobines secondaires.

Si les valeurs dans l'équation (III-4-2) sont donc disponibles, cette représentation du réseau primitif doit être utilisée. Si le couplage d'interphases peut être négligé, le couplage entre une bobine primaire et une secondaire est

modélisée similairement à une phase singuluaire, et donne naissance au réseau primitif de la figure III-13.

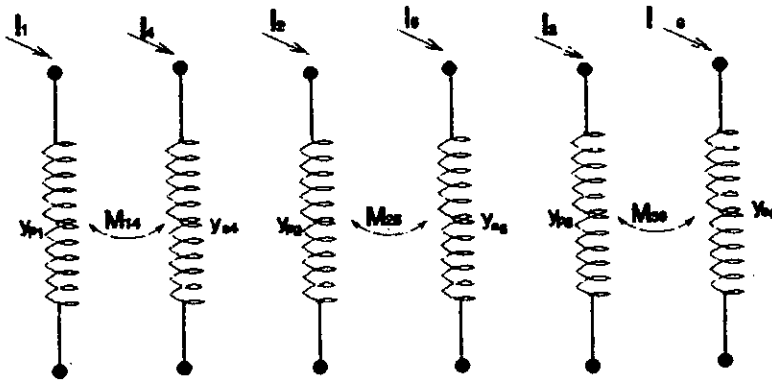


Figure III-13 Réseau primitif.

avec:

$$y_{pi} = y/\alpha_i^2, \quad y_{sj} = y/\beta_j^2, \quad \text{et } M_{ij} = y/\alpha_i\beta_j$$

Pour $i=1,2$ ou 3 et $j=4,5$ ou 6

Donc, la matrice admittance devient:

$$\begin{bmatrix} I_1 \\ I_2 \\ I_3 \\ I_4 \\ I_5 \\ I_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} y_{p1} & 0 & 0 & M_{14} & 0 & 0 \\ 0 & y_{p2} & 0 & 0 & M_{25} & 0 \\ 0 & 0 & y_{p3} & 0 & 0 & M_{36} \\ M_{41} & 0 & 0 & y_{s4} & 0 & 0 \\ 0 & M_{52} & 0 & 0 & y_{s5} & 0 \\ 0 & 0 & M_{63} & 0 & 0 & y_{s6} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_1 \\ V_2 \\ V_3 \\ V_4 \\ V_5 \\ V_6 \end{bmatrix} \quad \text{(III-4-3)}$$

III-4-2 Modèles des connexions communes d'un transformateur

La matrice admittance du réseau pour n'importe quel transformateur triphasé à deux enroulements peut être formée par la méthode de transformation linéaire. Comme un simple exemple, considérons la formation de la matrice admittance de connexion étoile-étoile avec deux neutres mis à la terre en absence des mutuelles entre-phases, figure III-14.

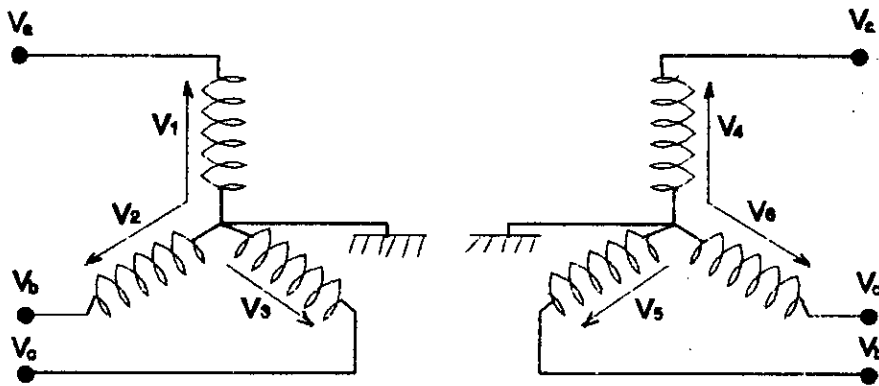


Figure III-14 Diagramme de connexion étoile-étoile pour un transformateur triphasé.

La matrice de connexion [C] reliant les tensions des branches (c'est à dire les tensions du réseau primitif), aux tensions des noeuds (c'est à dire les tensions du réseau actuel), est une matrice identité 6x6 c'est à dire.

$$\begin{bmatrix} V_1 \\ V_2 \\ V_3 \\ V_4 \\ V_5 \\ V_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \\ V_a \\ V_b \\ V_c \end{bmatrix}$$

La matrice nodale [Y]_{node} est donnée par:

$$[Y]_{node} = [C]^T [Y]_{prim} [C] \tag{III-4-4}$$

En substituant [C], on obtient:

$$[Y]_{node} = [Y]_{prim} \tag{III-4-5}$$

Considérant maintenant la connexion étoile-terre, delta illustrées par la figure III-15

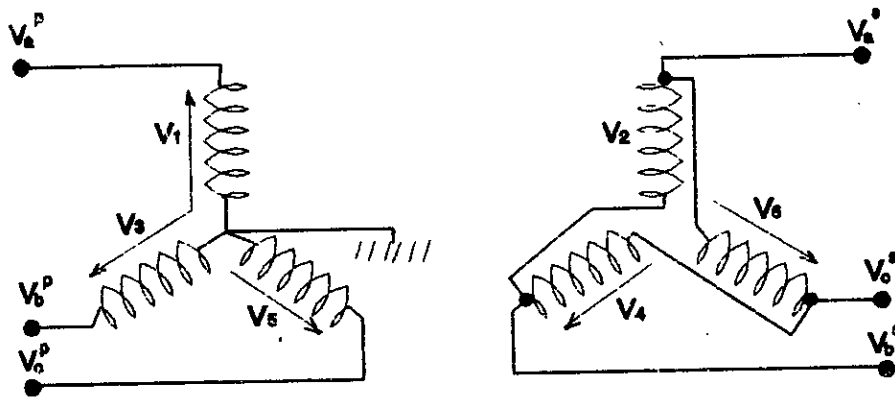


Figure III-15 Diagramme de connexion étoile-T -delta pour un transformateur triphasé

La connexion suivante peut être écrite par examination des tensions des branches primitives et les tensions nodales. La matrice [C] est donnée par:

$$\begin{bmatrix} V_1 \\ V_2 \\ V_3 \\ V_4 \\ V_5 \\ V_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & -1 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & -1 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_p^a \\ V_p^b \\ V_p^c \\ V_s^a \\ V_s^b \\ V_s^c \end{bmatrix} \tag{III-4-6}$$

où

$$[V]_{branche} = [C] [V]_{nodale} \tag{III-4-7}$$

On peut aussi écrire:

$$[Y]_{node} = [C]^T [Y]_{prim} [C] \tag{III-4-8}$$

Si les admittances primitives sont exprimées en p.u, les deux tensions primaires et secondaires doivent être en p.u.

Les modèles pour les autres connexions peuvent être dérivés suivant une procédure similaire. En général, chaque deux enroulements d'un transformateur triphasé peuvent être représentés en utilisant deux bobines couplées. Le réseau et

la matrice admittance pour cette représentation sont illustrées dans la figure III-16.

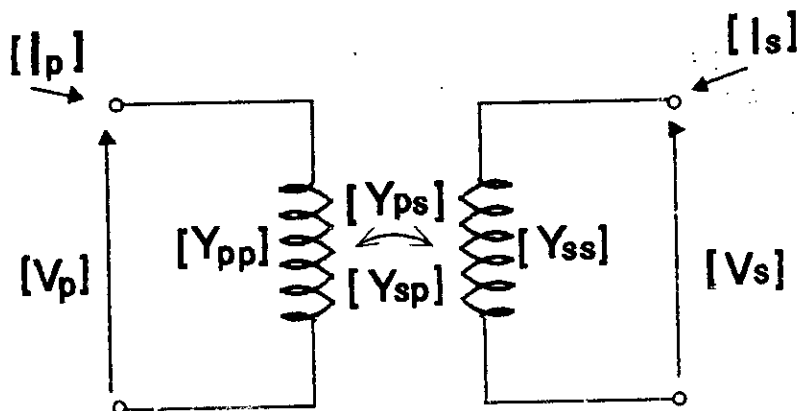


Figure III-16 Représentation d'un transformateur triphasé à deux enroulements par deux bobines composées.

Il est à noter que $[Y_{sp}] = [Y_{ps}]^T$, le couplage entre les deux bobines composées est bilatéral.

Les connexions des trois phases peuvent être modélisées par trois sous-matrices $[Y_{pp}]$, $[Y_{ss}]$ et $[Y_{ps}]$ qui sont données dans le tableau ci-dessous pour les connexions standards.

Connexion du trans.		Self admittance		L'admittance mutuelle
Noeud P	Noeud S	Y_{pp}	Y_{ss}	Y_{ps}, Y_{sp}
Etoile-T	Etoile-T	Y_I	Y_I	$-Y_I$
Etoile-T	Etoile	$Y_{II}/3$	$Y_{II}/3$	$-Y_{III}/3$
Etoile-T	Delta	Y_I	Y_{II}	$+Y_{III}$
Etoile	Etoile	$Y_{II}/3$	$Y_{II}/3$	$-Y_{II}/3$
Etoile	Delta	$Y_{II}/3$	Y_{II}	$+Y_{III}$
Delta	Delta	Y_{II}	Y_{II}	$-Y_{II}$

avec :

$$Y_I = \begin{bmatrix} y_t & 0 & 0 \\ 0 & y_t & 0 \\ 0 & 0 & y_t \end{bmatrix}, Y_{II} = \begin{bmatrix} 2y_t & -y_t & -y_t \\ -y_t & 2y_t & -y_t \\ -y_t & -y_t & 2y_t \end{bmatrix}, Y_{III} = \begin{bmatrix} -y_t & y_t & 0 \\ 0 & -y_t & y_t \\ y_t & 0 & -y_t \end{bmatrix} \quad (III-4-9)$$

où:

y_f : L'admittance de fuite du transformateur en p.u.

Ces sous-matrices peuvent être modifiées pour tenir compte des rapports de transformation nominales comme suit.

- (i) Devisé la self-admittance du primaire par a^2 .
- (ii) Devisé la self-admittance du secondaire par β^2 .
- (iii) Devisé l'admittance mutuelle par $(a\beta)$.

III-4-3 Modèles des composantes symétriques d'un transformateur triphasé

Dans plusieurs cas, le manque de données empêche d'utiliser le modèle général basé sur la matrice admittance primitive et justifie l'approche conventionnelle en termes de composantes symétriques.

D'après la figure III.15 (transformateur étoile-terre delta), on a:

a- Côté primaire

$$y_{120}^p = T_s^{-1} \begin{bmatrix} y_p & y'_m & y'_m \\ y'_m & y_p & y'_m \\ y'_m & y'_m & y_p \end{bmatrix} T_s$$

Cependant

$$y_{120}^p = \begin{bmatrix} y_p - y'_m & 0 & 0 \\ 0 & y_p - y'_m & 0 \\ 0 & 0 & y_p + 2y'_m \end{bmatrix} \quad (\text{III-4-10})$$

b- Côté secondaire

La connexion delta en secondaire introduit un rapport $\sqrt{3}$ et la matrice admittance de composantes symétriques est donnée par:

$$y_{120}^s = \frac{1}{3} T_s^{-1} \begin{bmatrix} 2(y_n - y_m''') & -(y_n - y_m''') & -(y_n - y_m''') \\ -(y_s - y_m''') & 2(y_s - y_m''') & -(y_s - y_m''') \\ -(y_s - y_m''') & -(y_s - y_m''') & 2(y_s - y_m''') \end{bmatrix} T_s \quad (\text{III-4-11})$$

$$= \begin{bmatrix} (y_s - y_m''') & 0 & 0 \\ 0 & (y_s - y_m''') & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

c- Terme mutuel

La sous-matrice admittance mutuelle est modifiée par le rapport $\sqrt{3}$, est transformée comme suit:

$$y_{120}^M = \frac{\sqrt{3}}{3} T_s^{-1} \begin{bmatrix} -(y_n + y_m'') & (y_n + y_m'') & 0 \\ 0 & -(y_n + y_m'') & (y_n + y_m'') \\ (y_n + y_m'') & 0 & -(y_n + y_m'') \end{bmatrix} T_s \quad (\text{III-4-12})$$

$$= \begin{bmatrix} -(y_n + y_m'') \angle 30^\circ & 0 & 0 \\ 0 & -(y_n + y_m'') \angle -30^\circ & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

La complexité de ces modèles équivalents est normalement éliminée par les simplifications suivantes:

- * La différence de phase de 30° dans les connexions étoile-delta est ignorée.
- * Les admittances mutuelles entre les phases sont supposées égales, c'est à dire: $y'_{12} = y''_{12} = y'''_{12}$.
- * Les différences $(y_p - y_n)$ et $(y_s - y_n)$ sont très petites, et sont ainsi ignorées.

III-5 FORMULATION DU PROBLEME

L'étude de l'écoulement de puissance triphasé est manipulée de la même façon que dans le cas monophasé ou, chaque tension, puissance, et courant devient un vecteur du trois éléments et chaque élément de la matrice admittance devient une matrice de dimension 3x3.

III-5-1 Notation

Une identification claire des éléments du vecteur et matrice triphasés exige une notation symbolique convenable utilisant des exposants et des indices. Le système alternatif est considéré comme ayant un total de N noeuds où:

- * $N = N_b + N_g$
- * N_b : est le nombre de noeud du système actuel.
- * N_g : est le nombre de machines synchrones.
- * $i = 1, N_b$ identifie tous les noeuds du système actuel, c'est à dire tous les noeuds de charge plus tous les noeuds terminaux des générateurs.
- * $i = N_b+1, N_b+N_g-1$ identifie tous les noeuds internes des générateurs exceptée la machine bilan (slack).
- * $i = N_b + N_g$ identifie le noeud interne de la machine bilan.
- * reg : indique un régulateur de tension.
- * int : indique un noeud interne d'un générateur.
- * gen : indique un générateur.

Les exposants p et m identifient les trois phases d'un noeud particulier.

III-5-2 Variables spécifiées

Les variables suivantes forment un ensemble minimal et suffisant pour définir le système triphasé sous un fonctionnement en régime établi.

L'amplitude de tension du noeud interne du générateur bilan (slack), V_{intj} ou $j=N_b+N_g$ (l'angle θ_{intj} est pris comme référence).

L'amplitude de tension V_{intj} et de l'angle θ_{intj} du noeud interne de tous les autres générateurs, c'est à dire: $j=N_b+1, N_b+N_g-1$.

Les amplitudes de tension V_i^p et les angles θ_i^p triphasés à chaque noeud terminale de générateur et à chaque noeud de charge dans le système, c'est à dire: $i=1, N_b$ et $p=1,3$.

Seulement 2 variables sont associées à chaque noeud interne de générateur puisque les tensions triphasées sont équilibrées et qu'il n'est pas nécessaire de retenir les tensions et les angles redondantes comme variables. Cependant, ces variables sont retenues afin de faciliter le calcul des mismathes de puissances active et réactive. Les équations nécessaires à la résolution de l'ensemble de variables ci-dessus sont dérivées des conditions de fonctionnement spécifiées c'est à dire:

La phase individuelle de puissance active et réactive de charge à chaque noeud du réseau.

La spécification de la régulation de tension pour chaque machine synchrone.

La génération totale de puissance active de chaque machine synchrone, à l'exception de la machine bilan (slack).

La spécification classique de la machine bilan pour l'écoulement de charge, c'est à dire: tension fixée en amplitude et en phase, est applicable pour l'écoulement de puissance triphasé.

III-5-3 Noeuds de charge [7]

Dans l'analyse du système triphasé, chaque noeud doit composer de trois noeuds monophasés. L'amplitude de la tension et le déphasage pour chaque phase doivent être établis, donc six équations sont nécessaires pour chaque noeud. Ces équations sont pour la puissance active et réactive du noeud pour chaque phase.

III-5-4 Noeuds de génération [7]

Dans l'étude d'écoulement de puissance monophasé, les générateurs sont représentés ordinairement par des puissances injectées avec les modules des tensions spécifiés. Si l'effet du déséquilibre est étudié, un modèle plus détaillé est nécessaire. Par conséquent les générateurs sont représentés par trois noeuds triphasés connectés par un générateur et les réactances de transformateur comme présenté dans la figure III-18.

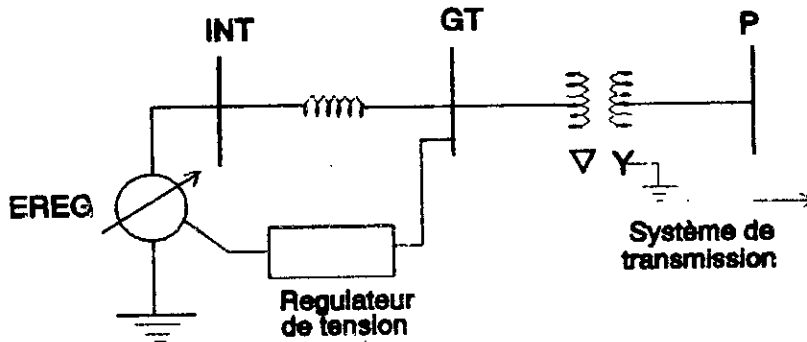


Figure III-17 Modélisation d'un générateur.

Le noeud (INT) est le noeud interne représentant les tensions internes induites. Toutes les tensions aux différents noeuds sont équilibrées, alors uniquement la phase a est considérée comme variable, marquant les quantités inconnues E_{inta} et θ_{inta} . La puissance totale ($P_a + P_b + P_c$) générée par la machine est injectée en ce noeud.

Le noeud (GT) représente le noeud terminal du générateur. Le programme suppose qu'il n'y a aucune charge en ce noeud (la charge est au noeud p), par conséquent, les puissances actives et réactives injectées sont nulles. Les six quantités inconnues en ce noeud sont les modules des tensions et les déphasages.

Le noeud P est le noeud du cote haute tension connecté au système de transmission, il est considéré comme un noeud de charge.

La représentation du générateur utilisée nécessite que l'action du régulateur en régime normal de fonctionnement soit représentée. Il a été supposé que la tension du régulateur

maintient la moyenne des modules des tensions triphasées à la tension E_{reg} . Cependant, d'autres représentations peuvent être introduites en faisant des changements secondaires.

III-5-5 Dérivation des équations

Le comportement du système triphasé est décrit par l'équation:

$$[I] - [Y][V] = 0 \quad (\text{III-5-1})$$

Où la matrice admittance $[Y]$ représente chaque phase indépendamment et modélise tous les couplages mutuels inductif et capacitif entre les phases et les circuits. L'état mathématique des conditions spécifiées est dérivé en termes de la matrice admittance du système.

$$[Y] = [G] + j[B]$$

comme suit:

(i) Pour chaque une des trois phases (p) à chaque noeud de charge ou générateur.

$$\begin{aligned} \Delta P_i^p &= (P_i^p)^{sp} - P_i^p \\ &= (P_i^p)^{sp} - V_i^p \sum_{k=1}^n \sum_{m=1}^3 V_k^m [G_{ik}^{pm} \cos \theta_{ik}^{pm} + B_{ik}^{pm} \sin \theta_{ik}^{pm}] \end{aligned} \quad (\text{III-5-2})$$

et

$$\begin{aligned} \Delta Q_i^p &= (Q_i^p)^{sp} - Q_i^p \\ &= (Q_i^p)^{sp} - V_i^p \sum_{k=1}^n \sum_{m=1}^3 V_k^m [G_{ik}^{pm} \sin \theta_{ik}^{pm} - B_{ik}^{pm} \cos \theta_{ik}^{pm}] \end{aligned} \quad (\text{III-5-3})$$

(ii) Pour chaque générateur j,

$$(\Delta V_{reg})_j = f(V_k^1, V_k^2, V_k^3) \quad (\text{III-5-4})$$

où k est le nombre du noeud du j^{ème} noeud terminal du générateur.

(iii) Pour chaque générateur j, à l'exception de la machine bilan, c'est à dire $j \neq N_g + N_g$

$$\begin{aligned}
 (\Delta P_{gen})_j &= (P_{gen}^{sp})_j - (P_{gen})_j & (VII-5-5) \\
 &= (P_{gen}^{sp})_j - \sum_{p=1}^3 V_{intj} \sum_{k=1}^n \sum_{m=1}^3 V_k^m [G_{ik}^{pm} \cos \theta_{ik}^{pm} + B_{ik}^{pm} \sin \theta_{ik}^{pm}]
 \end{aligned}$$

Ou même si la sommation pour k se fait sur tous les noeuds du système, les termes mutuels G_{jk} et B_{jk} sont non nuls seulement lorsque k est le noeud terminal du $j^{ème}$ générateur.

III-6 RESOLUTION DU SYSTEME TRIPHASE PAR LA METHODE DECOUPLEE RAPIDE

L'algorithme standard de N-R peut être utilisé pour résoudre les équations (III-5-2) à (III-5-5). Ceci entraîne une solution itérative de l'équation matricielle.

$$\begin{bmatrix} \Delta P \\ \Delta P_{gen} \\ \Delta Q \\ \Delta V_{reg} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & E & I & M \\ B & F & J & N \\ C & G & K & P \\ D & H & L & R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \theta \\ \Delta \theta_{int} \\ \frac{\Delta V}{V} \\ \frac{\Delta V_{int}}{V_{int}} \end{bmatrix} \quad (III-6-1)$$

Pour le vecteur de droite des variables mises à jour, la matrice du membre de droite dans l'équation (III-6-1) est la matrice Jacobienne du des dérivés partielles du 1^{er} ordre comme pour l'écoulement de puissance monophasé découplé, les effets de $\Delta \theta$ sur le transit de puissance réactive et de ΔV sur celui de la puissance active sont ignorés. L'équation (III-6-1) peut donc être simplifiée en assignant.

$$[I] = [M] = [J] = [N] = 0$$

et

$$[C] = [G] = 0$$

En plus, la spécification du régulateur de tension est supposée être en termes des amplitudes de tension terminale seulement et donc

$$[D] = [H] = 0$$

L'équation (III-6-1) peut alors s'écrire sous forme découplée

$$\begin{bmatrix} \Delta P_i^p \\ \Delta P_{genj} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & P \\ L & R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \theta_k^m \\ \Delta \theta_{intl} \end{bmatrix} \quad (\text{III-6-2})$$

Pour $i, k = 1, N_b$ et $j, l = 1, N_g + 1$ (c'est à dire excluant le slack générateur), et aussi

$$\begin{bmatrix} \Delta Q_i^p \\ \Delta V_{regj} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K & P \\ L & R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{\Delta V_k^m}{V_k^m} \\ \frac{\Delta V_{intl}}{V_{intl}} \end{bmatrix} \quad (\text{III-6-3})$$

Pour $i, k = 1$ et $j, l = 1, N_g$ (c'est à dire incluant le slack générateur).

Pour permettre plus de développement de l'algorithme il est nécessaire de considérer les sous-matrices du Jacobienne en détail. En dérivant ces Jacobiens à partir des équations (III-5-2) à (III-5-5), on doit se rappeler que

$$V_i^1 = V_i^2 = V_i^3 = V_{intl}$$

$$\theta_i^1 = \theta_i^2 - \frac{2\pi}{3} = \theta_i^3 + \frac{2\pi}{3} = \theta_{intl}$$

où 1 représente un noeud interne générateur.
Les coefficients de l'équation matricielle (III-6-2) sont:

$$[A_{ik}^{pm}] = \left[\frac{\partial \Delta P_i^p}{\partial \theta_k^m} \right]$$

où

$$A_{ik}^{pm} = V_i^p V_k^m [G_{ik}^{pm} \sin \theta_{ik}^{pm} - B_{ik}^{pm} \cos \theta_{ik}^{pm}]$$

à l'exception

$$A_{kk}^{mm} = -B_{kk}^{mm} (V_k^m)^2 - Q_k^m$$

$$[B_{jk}^m] = \left[\frac{\partial \Delta P_{genj}}{\partial \theta_k^m} \right]$$

$$= \sum_{p=1}^3 V_{intj} V_k^m [G_{jk}^{pm} \sin \theta_{jk}^{pm} - B_{jk}^{pm} \cos \theta_{jk}^{pm}]$$

$$[E_{il}^p] = \left[\frac{\partial P_i^p}{\partial \theta_{intl}} \right]$$

$$= \sum_{m=1}^3 V_{intl} V_l^p [G_{il}^{pm} \sin \theta_{il}^{pm} - B_{il}^{pm} \cos \theta_{il}^{pm}]$$

$$[F_{jl}] = \left[\frac{\partial P_{genj}}{\partial \theta_{intl}} \right]$$

où $[F_{jl}] = 0$ pour tout $j \neq l$ car le $j^{\text{ème}}$ générateur n'a pas de connexion avec le $l^{\text{ème}}$ noeud interne générateur, et

$$[F_{ll}] = \sum_{p=1}^3 (-B_{ll}^{pp} (V_{intl})^2 - Q_l^p) + \sum_{m=1, m \neq p}^3 \sum_{p=1}^3 (V_{intl})^2 [G_{ll}^{pm} \sin \theta_{ll}^{pm} - B_{ll}^{pm} \cos \theta_{ll}^{pm}]$$

Les coefficients de l'équation matricielle (III-6-3) sont:

$$-[K_{ik}^{pm}] = V_k^m \left[\frac{\partial \Delta Q_i^p}{\partial V_k^m} \right]$$

où

$$K_{ik}^{pm} = V_k^m V_l^p [G_{ik}^{pm} \sin \theta_{ik}^{pm} - B_{ik}^{pm} \cos \theta_{ik}^{pm}]$$

à l'exception

$$K_{kk}^{mm} = -B_{kk}^{mm} (V_k^m)^2 + Q_k^m$$

$$-[L_{jk}^m] = V_k^m \left[\frac{\partial \Delta V_{regj}}{\partial V_k^m} \right]$$

soit $[L_{jk}^m] = V_k^m [L_{jk}^m]$, ou k est le noeud terminal du $j^{ème}$ générateur et $L_{jk}^m = 0$ si non.

$$-[P_{il}^p] = V_{intl} \left[\frac{\partial \Delta Q_l^p}{V_{intl}} \right]$$

$$= V_{intl} \sum_{m=1}^3 V_l^p [G_{il}^{pm} \sin \theta_{il}^{pm} - B_{il}^{pm} \cos \theta_{il}^{pm}]$$

$$-[R_{jl}] = \left[\frac{\partial \Delta V_{regj}}{\partial V_{intl}} \right]$$

$$= 0$$

Pour tous j, l ou la spécifié du régulateur de tension n'a pas inclu explicitement les variables V_{int} .

Même si les expressions ci-dessus apparaissent complexes, leurs signification et dérivation sont similaires à celles concernant les éléments du Jacobien du l'écoulement de puissance classique.

III-6-1 Approximations du Jacobien

Des approximations similaires à celles appliquées au l'écoulement de puissance monophasé sont applicables aux éléments du Jacobien comme suit:

(i) A tous les noeuds (c'est à dire toutes les phases de tous les barres),

$$Q_k^m < B_{kk}^{mm} (V_k^m)^2$$

(ii) Entre les noeuds connectés à la même phase

$$\cos\theta_{ik}^{mm} \approx 1, \theta_{ik}^{mm} \text{ est petit}$$

et

$$G_{ik}^{mm} \sin\theta_{ik}^{mm} < B_{ik}^{mm}$$

(iii) Plus encore le déséquilibre d'angle de phase à un noeud donné sera faible et d'ici une approximation supplémentaire s'applique au système triphasé, c'est à dire:

$$\theta_{ik}^{pm} \approx \pm 120^\circ \text{ pour } p \neq m$$

(iv) Finalement, comme résultat de (ii) et (iii) l'angle entre les différentes phases des noeuds connectés sera approximativement 120° , c'est à dire:

$$\theta_{ik}^{pm} \approx \pm 120^\circ \text{ pour } p \neq m$$

où

$$\begin{aligned} \cos\theta_{ik}^{pm} &\approx -0.5 \\ \sin\theta_{ik}^{pm} &\approx \pm 0.866 \end{aligned}$$

Ces valeurs sont modifiées d'un déplacement de $\pm 30^\circ$ dans le cas d'une connexion étoile-triangle des transformateurs triphasés.

L'approximation finale (iv), nécessaire si les Jacobiens sont gardés constants, est moins valide, car les valeurs du cosinus et du sinus changent rapidement pour de petites variations d'angle autour de 120° .

En appliquant les approximations (i) à (iv) aux Jacobiens et en substituant dans les équations (III-6-2) et (III-6-3), on obtient:

$$\begin{bmatrix} \Delta P_i^p \\ \Delta P_{genj} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [V_i^p M_{ik}^{pm} V_k^m] & [\sum_{m=1}^3 V_i^p M_{il}^{pm} V_{intl}] \\ [\sum_{p=1}^3 V_{intj} M_{jk}^{pm} V_k^m] & [\sum_{m=1}^3 \sum_{p=1}^3 V_{intj} M_{jl}^{pm} V_{intl}] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \theta_k^m \\ \Delta \theta_{intl} \end{bmatrix}$$

(III-6-4)

et

$$\begin{bmatrix} \Delta Q_i^p \\ \Delta V_{regj} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [V_i^p M_{ik}^{pm} V_k^m] & [\sum_{m=1}^3 V_i^p M_{il}^{pm} V_{intl}] \\ V_k^m [L] & [0] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{\Delta V_k^m}{V_k^m} \\ \frac{\Delta V_{intl}}{V_{intl}} \end{bmatrix}$$

(III-6-5)

où

$$M_{ik}^{pm} = G_{ik}^{pm} \sin \theta_{ik}^{pm} - B_{ik}^{pm} \cos \theta_{ik}^{pm}$$

avec

$$\theta_{kk}^{mm} = 0$$

$$\theta_{ik}^{mm} = 0$$

$$\theta_{ik}^{pm} = \pm 120^\circ \text{ pour } p \neq m$$

Tous les termes de la matrice [M] sont constants, et dérivés à partir de la matrice admittance du système. La matrice [M] est la même que [-B] à l'exception des termes non diagonaux qui connectent les noeuds des différentes phases. Ces termes sont modifiés en considérant l'angle nominal 120° et inclus les termes $G_{ik}^{pm} \sin \theta_{ik}^{pm}$. La similitude dans la structure de toutes les sous-matrices du Jacobien réduit la complexité de programmation normalement trouvée dans l'écoulement de puissance triphasé.

La dérivation ci-dessus est très proche de l'algorithme de la méthode découplé rapide monophasé, mais la complexité due à la notation rend cette propriété non claire.

Les éléments du Jacobien dans les équations (III-6-4) et (III-6-5) sont identiques à l'exception des termes mettant en

comptes la modelisation des générateurs.

Les fonctions sont plus linéaires en termes de l'amplitude de tension [V] que les fonctions [ΔP] et [ΔQ]. Dans les méthodes de Newton-Raphson et celles relatives à un Jacobien constant, la sûreté et la rapidité de la convergence s'améliorent avec la linéarité des fonctions définies. Dans ce but, les équations (III-6-4) et (III-6-5) sont modifiées comme suit:

le membre de gauche définissant les fonctions sont redéfinies comme $[\Delta P_i^p/V_i^p]$, $[\Delta P_{genj}/V_{intj}]$ et $[\Delta Q_i^p/V_i^p]$.

Dans l'équation (III-6-4), les restes du membre de droite en termes de V sont pris de 1 p.u.

Dans l'équation (III-6-5), le reste du membre de droite en termes de V sont annulés par les termes correspondants dans le vecteur cote droite.

Les modifications entrainent les expressions suivantes.

$$\begin{bmatrix} \frac{\Delta P_i^p}{V_i^p} \\ \frac{\Delta P_{genj}}{V_{intj}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} M_{ik}^{pm} & \sum_{m=1}^3 M_{il}^{pm} \\ \sum_{p=1}^3 M_{jk}^{pm} & \sum_{p=1}^3 \sum_{l=1}^3 M_{jl}^{pm} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \theta_k^p \\ \Delta \theta_{intl} \end{bmatrix} \quad (\text{III-6-6})$$

[B']

$$\begin{bmatrix} \frac{\Delta Q_i^p}{V_i^p} \\ \Delta V_{regj} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} M_{ik}^{pm} & \sum_{m=1}^3 M_{il}^{pm} \\ [L_{jk}^n] & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta V_k^m \\ \Delta V_{intl} \end{bmatrix} \quad (\text{III-6-7})$$

[B'']

Rappelant que $[L_{jk}^n]' = [\partial \Delta V_{regj} / \partial V_k^n]$, comme V_{reg} est normalement une fonction linéaire simple des tensions terminales, [L'] est une matrice constante. Donc, les matrices Jacobiens [B'] et [B''] dans les équations (III-6-6) et (III-6-7) ont été approximées à des constantes.

En se basant sur le raisonnement de Stott et Alsac qui ont prouvé son succès dans l'écoulement de puissance monophasé, la matrice $[B']$ dans l'équation (III-6-6) est ensuite modifiée en omettant la représentation des éléments qui affectent le transit des puissances réactives.

Dans l'écoulement de puissance monophasé, la capacitance shunt est déterminée à partir des capacitances phase-phase et phase-terre de la ligne. Il apparaît donc que la matrice capacitance shunt affecte les transits de la puissance réactive seulement. Alors, sur l'application du découplage rapide du cas monophasé, la représentation de la matrice capacitance shunt est omise de la formulation de $[B']$. Ceci augmente la convergence de la puissance active. Avec le couplage capacitif des lignes triphasées, la capacité entre lignes influence la capacitance shunt positive. Cependant, comme les valeurs des capacitances entre lignes sont faibles en comparaison avec la capacitance propre des phases, leur inclusion ne donne pas de différence notable.

Le rapport effectif de $\sqrt{3}$ introduit par le couplage étoile-triangle du transformateur est interprété comme une valeur nominale et il est donc inclut lors de la formation de la matrice $[B']$.

Avec les modifications précédents les deux équations finales de peuvent s'écrire:

$$\begin{bmatrix} \Delta P/V \\ \Delta P_{gen}/V_{int} \end{bmatrix} = [B'_m] \begin{bmatrix} \Delta \theta \\ \Delta \theta_{int} \end{bmatrix} \quad (\text{III-6-8})$$

$$\begin{bmatrix} \Delta Q/V \\ \Delta V_{reg} \end{bmatrix} = [B''_m] \begin{bmatrix} \Delta V \\ \Delta V_{int} \end{bmatrix} \quad (\text{III-6-9})$$

Les équations (III-6-8) et (III-6-9) sont alors résolus en considérant le processus itératif illustré à la figure III-18.

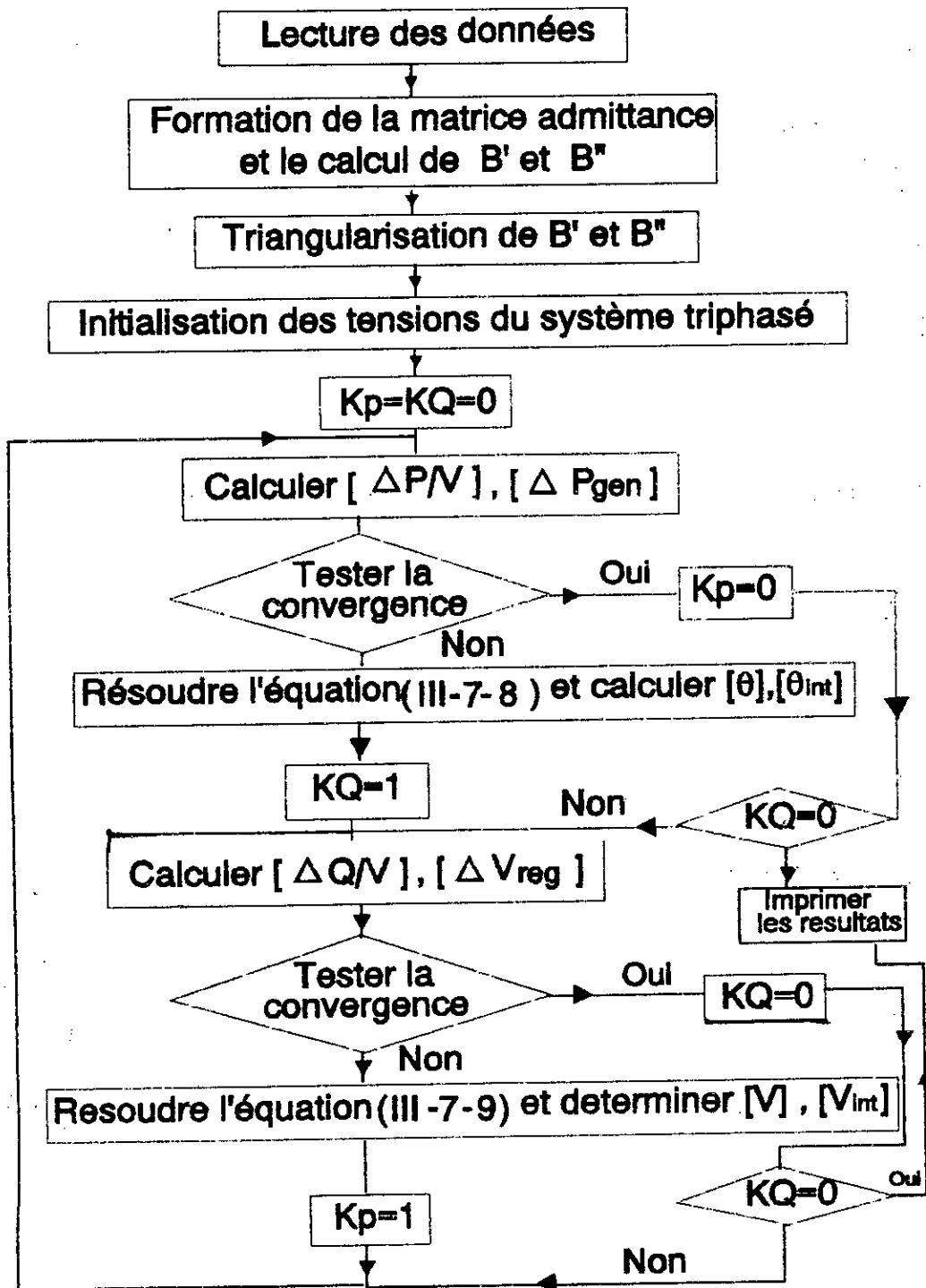


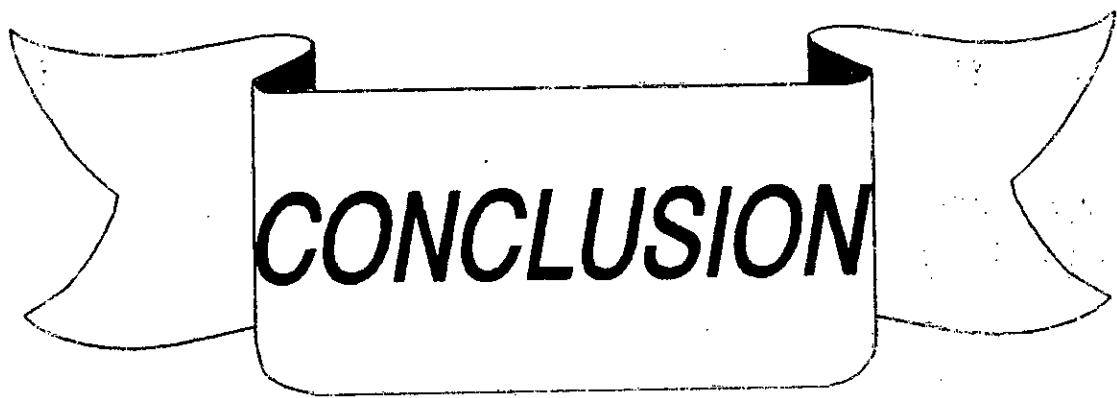
Figure III-18 Organigramme de résolution du système triphasé.

III-7 CONCLUSION

Dans ce chapitre, nous avons présenté une étude de base concernant l'écoulement de puissance triphasé. On a modélisé les différents éléments d'un réseau triphasé, en introduisant les composantes symétriques (directe, inverse et homopolaire).

Nous avons développé les équations caractérisant le système triphasé afin de formuler le problème général de l'écoulement de puissance triphasé.

De même, des hypothèses simplificatrices physiquement justifiables peuvent être considérées dans le cas des équations d'écoulement de puissance triphasé. Ainsi, la méthode d'écoulement de puissance découplée rapide est utilisée pour résoudre d'une manière itérative ces équations.



CONCLUSION GENERALE

Dans ce projet nous avons touché le domaine du transport en courant continu (y compris le transport en courant continu à haute tension) qui est applicable dans les cas où le transport en alternatif devient difficile et pose beaucoup de problèmes. Parmi ces cas on cite, l'interconnexion entre réseaux à fréquences différentes, lignes aériennes de grande longueur et liaisons souterraines ou sous marines.

Un modèle mathématique a été développé pour représenter les lignes de transmission à haute tension en courant continu, et ceci en utilisant un écoulement de puissance découplé rapide. Il a été montré que la fiabilité, le temps d'exécution et les avantages de mémoire de stockage offerts par l'algorithme de l'écoulement de puissance rapide sont préservés aussi longtemps que le réseau alternatif est concerné.

La performance du modèle de courant continu a été optimisée par une sélection convenable des variables et des équations représentatives de la liaison de courant continu.

Nous avons validé le programme élaboré par des applications faites sur le réseau modèle IEEE 14 noeuds.

La dérivation des équations caractérisant le système triphasé est très proche de celle du système monophasé, mais la complexité due à la dimension des matrices nécessitant une très grande mémoire de stockage, et à la notation rend cette propriété peu attractive.

Les études de l'écoulement de puissance triphasé sont aussi nécessaires pour fournir les conditions initiales pour les études des régimes transitoires et des harmoniques.

Vue la complexité du problème et le manque d'un réseau modèle simple pour la validation du programme, ainsi que l'insuffisance du temps machine, alors nous n'avons pas arrivé à compléter l'élaboration du programme d'écoulement de puissance triphasé.

Il reste néanmoins de nombreuses directions dans lesquelles cette étude peut être développée. Il serait extrêmement intéressant de continuer cette étude par:

- élaboration d'un programme général d'écoulement de puissance triphasé,
- un calcul d'écoulement de puissance alternatif-continu triphasé,
- étude de l'effet des harmoniques sur le transport en haute tension continue.



BIBLIOGRAPHIE

BIBLIOGRAPHIE

- [1] L.P. Singh, "Advanced Power System Analysis and Dynamics", Edition John et Sons.
- [2] J. Arrillaga et C.P. Arnold, "Computer Analysis of Power Systems", University of Canterbury Christchurch New Zeland.
- [3] M. Laib et H. Ouabri, "Etude Comparative des Differentes Methodes de Calcul d'Ecoulement de Puissance et Applications", Projet de Fin d'Etude, ENP, 1993.
- [4] B. Stott et O. Alsac, "Fast Decoupled Load Flow", IEEE Trans. on PAS.93, pp. 859-867, 1974.
- [5] Alain LE DU et Philippe. ADAM, "Transport d'Energie en Courant Continu à Haute Tension", Technique de l'ingenieur, D4760, 1994.
- [6] K.R. Padiyar, "HVDC Power Transmission Systems". Technology and System Interations.
- [7] K.A. Birt, J.J. Graffy, J.D. McDonald, A.H. El-Abiad, "Three Phase Load Flow Program", IEEE Trans. on PAS, Vol. PAS-95, No. 1, pp. 59-65, Jan./Feb. 1976.
- [8] R.G. Wasloy et M.A Shalash, "Newton-Raphson algorithm for Three Load Flow", Proc. IEE, Vol. 121, No. 7, pp. 630-368, July 1974.
- [9] J. Arrillaga et P. Bodger, "Integration of HVDC Links with Fast Decoupled Load Flow Solutions", Proc. IEE, Vol. 124, No. 5, pp. 463-468, 1977.
- [10] N.M. El-Marsafawy et R.M Mathur, "A New Fast Technique for Load-Flow solution of Integrated Multi-Terminal DC/AC Systems", IEEE Trans. on PAS, Vol. PAS-99, No. 1, pp. 246-255, Jan./Feb. 1980.

- [11] O.I. Elgerd, "Electric Energy Systems Theory", Mc Graw-Hill Book Company, 1971.
- [12] MO-Shing Chen et W.E. Dillon, "Power System Modeling", Proc of the IEEE, Vol. 62, No. 7, pp. 901-915, July 1974.
- [13] J. Arrillaga, "Hight Voltage Direct Current Transmission", Peter Peregrinus Ltd.
- [14] J. Arrillaga et P. Bodger, "AC-DC Load Flows with Realistic Representation of The Converter Plant", Pro. IEE, Vol. 125, No. 1, pp. 41-46, January 1978.
- [15] D.A. Braunagel, L.A. Kraft, et J.L. Whysong, "Inclusion of DC Converter and Transmission Equations Directly in a Newton Power Flow", Trans. IEEE, Vol. PAS-95, No. 1, pp. 76-88, January/February 1976.
- [16] R. Jegatheesan et K. Duraiswamy, "AC/Multiterminal DC Power System State Estimation-a Sequential Approach", Electric Machines and Power Systems, pp. 27-42, 1987.
- [17] J. Arrillaga, C.P. Arnold. J.R. Camacho, et S. Sankar, "AC-DC Load Flow with Unit-Connected Generator Converter Infeeds", IEEE Trans. on PS, Vol 3, No. 2, pp. 701-706, May 1993.
- [18] N. Rostankolai et A.G. Phadke, "A Predictive Control Strategy for Improving HVDC Converter Voltage Profile", IEEE Trans. on PS, Vol. 4, No. 1, February 1989.
- [19] L.L. Freris et A.M. Sasson, "Investigation of the Load Flow Problem", Proc. IEE, Vol. 115, No. 10, pp. 1459-1470, October 1968.
- [20] K.W. Kanngisser, J.P. Bowles, A. Ekstrom, J. Reeve et E. Rumpf, "Réseaux à Haute Tension Continue à Plusieurs Stations Terminales", CIGRE 14-08, Paris, 1974.
- [21] B.K. Bose, "Power Electronics and AC Drives", Prentice-Hall, 1986.

- [22] G. Segulier et F. Labrique, "Les Convertisseurs de L'electronique de puissance": La Conversion Continu-alternatif", Tome 4, Tec et Doc Lavoisier, 1989.
- [23] A. Gourdin et M. Boumahrat, "Méthode Numérique Appliquées", Edition O.P.U, Algerie 1988.
- [24] W. Stagg et A. EL-Abiad, "Computer Methods in Power System Analysis", Edition Mac Graw Hill 1968.
- [25] M. Dubesset et J. Vignes, "FORTRAN le Langage Normalisé", Edition 1991.
- [26] J.O. Kettridge, "Dictionary of Technical Terms and Phrases", Edition Unwin Brothers Limited, Great Britain, 1985.



ANNEXES

ANNEXE A

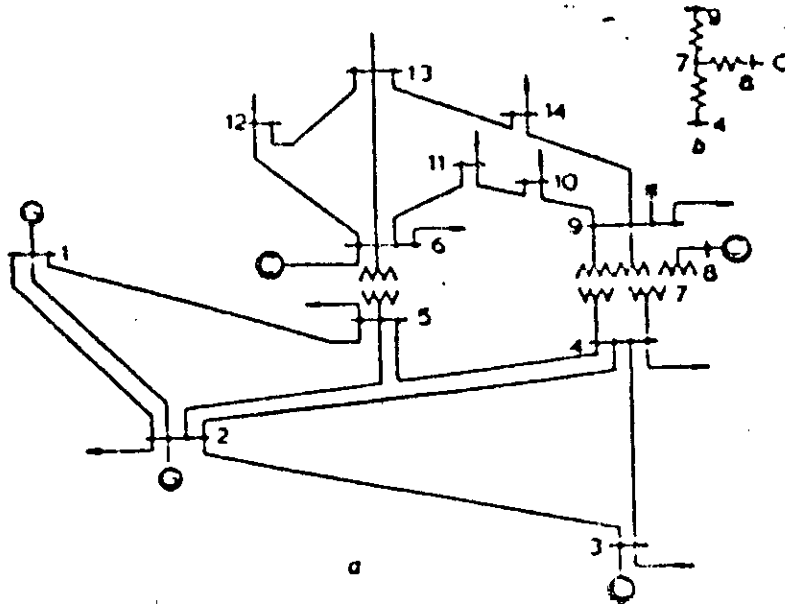


Fig. 5
AEP 14 bus test system

(C) Synchronous compensators (G) Generators
a Bus-code diagram b 3-winding transformer equivalent

IMPEDANCE AND LINE-CHARGING DATA

Line designation	Resistance p.u.*	Reactance p.u.*	Line charging p.u.*
1-2	0.01938	0.05917	0.0264
1-5	0.05403	0.22304	0.0246
2-3	0.04699	0.19797	0.0219
2-4	0.05811	0.17632	0.0187
2-5	0.05695	0.17388	0.0170
3-4	0.06701	0.17103	0.0173
4-5	0.01335	0.04211	0.0064
4-7	0	0.20912	0
4-9	0	0.55618	0
5-6	0	0.25202	0
6-11	0.09498	0.19590	0
6-12	0.12291	0.25581	0
6-13	0.06615	0.13027	0
7-8	0	0.17615	0
7-9	0	0.11001	0
9-10	0.03181	0.08450	0
9-14	0.12711	0.27038	0
10-11	0.03205	0.19207	0
12-13	0.22092	0.19988	0
13-14	0.17093	0.34302	0

* Impedance and line-charging susceptance in p.u. on a 100000kVA base
Line charging one-half of total charging of line

Table 4
OPERATING CONDITIONS

Bus number	Starting bus voltage		Generation		Load	
	Magnitude p.u.	Phase angle deg	MW	MVar	MW	MVar
1*	1.06	0	0	0	0	0
2	1.0	0	40	0	21.7	12.7
3	1.0	0	0	0	94.2	19.0
4	1.0	0	0	0	47.8	-3.9
5	1.0	0	0	0	7.6	1.6
6	1.0	0	0	0	11.2	7.5
7	1.0	0	0	0	0	0
8	1.0	0	0	0	0	0
9	1.0	0	0	0	29.5	16.6
10	1.0	0	0	0	9.0	5.8
11	1.0	0	0	0	3.5	1.8
12	1.0	0	0	0	6.1	1.6
13	1.0	0	0	0	13.5	5.8
14	1.0	0	0	0	14.9	5.0

* Swing machine

TRANSFORMER DATA

Transformer designation	Tap setting*
4-7	0.978
4-9	0.969
5-6	0.932

* Off-nominal turns ratio, as determined by the actual transformer tap positions and the voltage bases. In the case of nominal turns ratio, this would equal 1

STATIC CAPACITOR DATA

Bus number	Susceptance** p.u.
9	0.19

** Susceptance in p.u. on a 100000kVA base

Table 5
REGULATED BUS DATA

Bus number	Voltage magnitude, p.u.	Minimum MVar capability	Maximum MVar capability
2	1.015	-40	50
3	1.010	0	40
6	1.070	-6	24
8	1.070	-6	24

ANNEXE B

LES DONNEES DU SYSTEME CONTINU

I- Reseau continu à deux stations terminales

I-1 specification de α_n , P_{dn} , γ_n , et V_{dn}

Les caractéristiques de la ligne continue sont données dans le tableau suivant:

	Redresseur m	Onduleur n
Noeud lié au convertisseur	Noeud 5	Noeud 4
Tension de base (Kv)	100	100
Reactance de transf. (p.u)	0.126	0.0728
Reactance de commut. (p.u)	0.126	0.0728
Admittance de filtre (p.u)	0.478	0.629
Resistance de la ligne (p.u)	0.00334	

Les parametres de control

Puissance de transit (MW)	58.6	-
Angle d'amoçage α (Deg)	7	-
Angle de garde γ (Deg)	-	10
Tension redressée (kV)	-	-128.87

La puissance de base $S_b = 100$ MVA

I-2 Specification de α_n , I_d , γ_n , et V_{dn}

Les caractéristiques de la ligne continu sont indiquées dans le tableau ci-dessous:

	Redresseur m	Onduleur n
Noeud lié au convertisseur	Noeud 5	Noeud 4
Tension de base (Kv)	100	100

Reactance de transf. (p.u)	0.10	0.07
Reactance de commut. (p.u)	0.10	0.07
Admittance de filtre (p.u)	0.4902	0.6301
Resistance de la ligne (p.u)	0.00334	

Les paramètres de controle

Courant redressé (A)	456	-
Angle d'alimage (Deg)	7	-
Angle de garde (Deg)	-	18
Tension redressée (kV)	-	-128.4

II- Reseau continu à plusieurs stations terminales

Les caractéristiques du système continu sont données au tableau ci-dessous.

	Redresseur m1	Redresseur m2	Onduleur n
Noeud lié au convert.	Noeud 5	Noeud 2	Noeud 4
Tension de base (kV)	100	100	100
Reactance de transfo.	0.10	0.07	0.04
Reactance de commut.	0.10	0.07	0.04
Resistance de ligne	0.005	0.005	0.005

Les paramètres de controle

Courant redressé (A)	-	436.2	916
Tension redressée (kV)	128.6	-	-
Angle d'amorçage (Deg)	7	7	-
Angle de garde (Deg)	-	-	18

Les reactances sont exprimées en p.u, sur une puissance de base $S_b=100$ MVA

