

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE
MINISTRE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR ET DE LA RECHERCHE
SCIENTIFIQUE



Université de Jijel

Faculté des Sciences et de la Technologie
Département d'Electrotechnique



PROJET DE FIN D'ETUDES

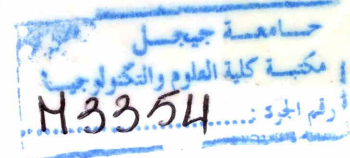
En vue de l'obtention du

**Diplôme de Master en
Electrotechnique**

Option : Commande des Systèmes Électrique



Thème



***Commande Directe Prédictive de
Puissance d'un Redresseur à MLI***

Présenté par :

- *Abdellah Borhane*
- *Ferkha Rabeh*

Proposé et dirigé par :

Mr. LALILI DJAAFER

Année universitaire : 2014/2015

Remerciements

Nos remerciements vont tout premièrement à Allah tout puissant pour la volonté, la santé et la patience qu'il nous a donné pour réaliser ce travail.

Nous tenons à remercier très chaleureusement Mr. LALILI Djafer pour son encadrement, son suivi permanent et ses précieux conseils.

Nous tenons également à remercier vivement messieurs les membres de jury pour avoir accepté de nous consacrer une partie de leurs temps, afin d'examiner et de juger notre travail.

Nous remercions aussi l'ensemble des enseignants de l'université de Jijel qui ont contribué à notre formation, en particulier les enseignants du département d'électrotechnique.

MERCI A TOUT LE MONDE !

**Liste des symboles
et abréviations**

Liste des symboles et abréviations

Symboles :

e_a, e_b, e_c	Tensions simples du réseau.
i_a, i_b, i_c	Courants débités par le réseau.
E_m	Amplitude des tensions triphasées.
$(d-q)$	Repère tournant.
$(\alpha-\beta)$	Repère stationnaire.
e_d, e_q	Composantes du vecteur tension de ligne dans le repère $(d-q)$.
e_α, e_β	Composantes du vecteur tension de ligne dans le repère $(\alpha-\beta)$.
i_d, i_q	Composantes du vecteur courant de ligne dans le repère $(d-q)$.
i_α, i_β	Composantes du vecteur courant de ligne dans le repère $(\alpha-\beta)$.
v_a, v_b, v_c	Tensions simples à l'entrée du pont redresseur.
v_α, v_β	Composantes du vecteur tension dans le repère $(\alpha-\beta)$.
v_d, v_q	Composantes du vecteur tension dans le repère $(d-q)$.
S_a, S_b, S_c	Etats de commutation du redresseur.
v_i	Vecteur appliqué à l'entrée du redresseur.
v_{dc}	Tension continu.
I_{rd}	Courant redressé.
I_c	Courant du condensateur.
I_{ch}	Courant de charge.
P	Puissance active.
q	Puissance réactive.
P_{ref}	Puissance active de référence.
q_{ref}	Puissance réactive de référence.
S_p, S_q	Erreurs numériques des puissances active et réactive.
h_p, h_q	Bandes d'hystérésis des puissances active et réactive.
$\Delta P, \Delta q$	Variations des puissances active et réactive.
P_p	Puissance active prédictive.
q_p	Puissance réactive prédictive.
R	Résistance de ligne.
L	Inductance de ligne.
C	Capacité du filtre.

θ	Position du vecteur de tension dans le repère stationnaire.
θ_i	Secteur numéro i .
ω	Pulsation fondamentale du réseau.
f	Fréquence du fondamentale.
t	Temps.
t_1, t_2, t_3	Temps d'application du vecteur v_i .
T_s	Période de commutation.
T_e	Période d'échantonnage.

Abréviations :

<i>DPC</i>	Direct Power Control.
<i>PDPC</i>	Predictive Direct Power Control.
<i>CSF-PDPC</i>	Constant Switching Frequency- Predictive Direct Power Control.
<i>MLI</i>	Modulation de Largeur d'Impulsion.
<i>THD</i>	Total Harmonic Distortion.
<i>DTC</i>	Direct Torque Control.
<i>SVM</i>	Space Vector Modulation.
<i>VOC</i>	Voltage Oriented Control.
<i>V-FOC</i>	Virtual-Flux-based Oriented Control.
<i>V-DPC</i>	Voltage-based Direct Power Control.
<i>VSC</i>	Voltage Source Converter.
<i>HVDC</i>	High Voltage Direct Current.
<i>DC</i>	Direct Current.
<i>AC</i>	Alternative Current.
<i>PI</i>	Régulateur Proportionnel Intégral.
<i>FP</i>	Facteur de Puissance.
<i>IGBTI</i>	Insulated-Gate Bipolar Transistor.
<i>GCT</i>	Integrated Gate-Commutated Thyristor.
<i>GTO</i>	Gate Turn-Off Thyristor.
<i>MOSFET</i>	Metal Oxide Semiconductor Field Effect Transistor.
<i>FACTS</i>	Flexible Alternating Current Transmission Systems.
<i>UPS</i>	Uninterruptible Power Supply.

Table des matières

Table des matières

Introduction générale.....	1
----------------------------	---

Chapitre I

Modélisation et étude des harmoniques d'un réseau électrique

I. 1. Introduction.....	4
I. 2. Problématique des harmoniques	4
I. 2. 1. Origine des harmoniques	5
I. 2. 2. Caractérisation des harmoniques	6
I. 2. 2. 1. Taux harmonique de Rang n	6
I. 2. 2. 2. Taux global de distorsion harmonique.....	7
I. 2. 2. 3. Facteur de puissance	7
I. 2. 2. 4. Facteur de Crête.....	9
I. 2. 3. Conséquences néfastes des harmoniques.....	9
I. 3. Perturbations produites par les redresseurs à commutation naturelle.....	11
I. 4. Solutions aux perturbations harmoniques.....	12
I. 4. 1. Solutions traditionnelles de dépollution	12
I. 4. 2. Solutions modernes de dépollution.....	13
I. 4. 2. 1. Les convertisseurs à prélèvement sinusoïdal.....	13
I. 4. 2. 1. 1. Redresseurs à <i>MLI</i>	14
I. 5. Modélisation du redresseur à <i>MLI</i> de tension	14
I. 5. 1. Structure et description.....	14
I. 5. 2. Equations triphasés du côté alternative.....	15
I. 5. 3. Equation du côté continu.....	17
I. 5. 4. Equations dans le repère biphasé fixe (α - β).....	18
I. 5. 5. Equations dans le repère biphasé tournant (d - q).....	19
I. 5. 6. Calcul des puissances instantanées.....	20
I. 5. 6. 1. Calcul dans le repère (α - β).....	20
I. 5. 6. 2. Calcul dans le repère (d - q).....	20
I. 5. 7. Notion du vecteur de tension.....	21
I. 5. 7. 1. Vecteur de tension du réseau.....	21
I. 5. 7. 2. Vecteur de tension du redresseur	21

I. 5. 8. Représentation vectorielle.....	22
I. 6. Conclusion.....	23

Chapitre II

Commande directe de puissance du redresseur triphasé à *MLI*

II. 1. Introduction.....	24
II. 2. Etat de l'art de la commande directe de puissance	24
II. 3. Principe de la commande directe de puissance.....	25
II. 3. 1. Détermination du secteur.....	27
II. 3. 2. Calcul des puissances instantanées.....	28
II. 3. 3. Étude des variations des puissances instantanées.....	28
II. 3. 4. Élaboration de la table de commutation.....	30
II. 4. Simulation numérique	31
II. 4. 1. Résultats et interprétations	33
II. 5. Conclusion	43

Chapitre III

Commande directe prédictive de puissance du redresseur à *MLI*

III. 1. Introduction.....	44
III. 2. Commande directe prédictive de puissance avec fréquence de commutation variable... 44	44
III. 2. 1. Modèle prédictif du redresseur à <i>MLI</i> commandé en puissance.....	45
III. 2. 2. Principe de sélection du vecteur de commande optimal.....	48
III. 2. 3. Simulation numérique.....	48
III. 2. 3. 1. Résultats et interprétations.....	49
III. 3. Commande directe prédictive de puissance avec fréquence de commutation constante.. 57	57
III. 3. 1. Calcul des prédictions des puissances instantanées.....	57
III. 3. 2. Séquence des vecteurs de tension de commande.....	58
III. 3. 3. Principe de sélection du vecteur de commande optimal.....	60
III. 3. 4. Calcul des temps d'applications des vecteurs.....	61
III. 3. 5. Simulation numérique.....	62
III. 3. 5. 1. Résultats et interprétations.....	63

III. 4. Etude comparative	71
III. 5. Conclusion.....	73
Conclusion générale.....	74
Bibliographie.....	76
Annexe A : Synthèse de la table de commutation.....	78
Annexe B : Paramètres de simulation.....	82

Introduction Générale

Introduction générale

La qualité de l'énergie est un concept assez large qui recouvre à la fois la qualité de la fourniture électrique, celle de l'onde de tension et la qualité des courants. L'amélioration de la qualité de l'énergie sur les réseaux de distribution électrique, devient de nos jours, un enjeu important tant pour les gestionnaires des réseaux que pour les exploitants de l'énergie électrique. En exploitation normale, la qualité de l'électricité se réduit principalement à la qualité de l'onde de tension délivrée. Lorsque cette tension est présente, les principaux phénomènes pouvant l'affecter sont : les creux de tension de courtes ou longues durées, le flicker, la surtension, le déséquilibre ou les harmoniques [1]. En revanche, la qualité des courants reflète la possibilité des charges à fonctionner sans perturber ni réduire l'efficacité du système de puissance. Habituellement, la qualité de l'onde de tension fait référence à la mesure du degré de conformité d'une source d'alimentation électrique par rapport à un certain nombre de critères ou de normes à caractère quantitatif et absolu. Les principaux paramètres caractérisant une tension triphasée sont la fréquence, l'amplitude, la forme d'onde qui doit être sinusoïdale et la symétrie du système caractérisée par l'égalité des modules des trois tensions et de leurs déphasages relatifs. Tout phénomène physique affectant un ou plusieurs de ces paramètres est considéré comme perturbation.

La présence des harmoniques dans le réseau électrique, appelée également pollution harmonique, est l'un des phénomènes importants entraînant la dégradation de la qualité de l'énergie, plus particulièrement la déformation ou la distorsion de l'onde de tension. Cette distorsion résulte de la superposition, sur l'onde de tension fondamentale, d'ondes également sinusoïdales mais de fréquences multiples de celle du fondamental [2]. Nous pouvons également observer des sous-harmoniques ou des inter-harmoniques à des fréquences non multiples de la fréquence fondamentale. Ce phénomène est souvent la cause d'une mauvaise exploitation de l'énergie électrique et risque d'endommager les appareils électriques connectés aux réseaux. Les conséquences néfastes les plus connues de la pollution harmonique se résument dans la destruction de condensateurs, le déclenchement intempestif de protections électriques, les phénomènes de résonance avec les éléments composants le réseau, l'échauffement du conducteur de neutre des transformateurs ainsi que l'usure qui est due à l'échauffement des équipements soumis aux harmoniques [3].

La pollution harmonique du réseau de distribution de l'énergie électrique est due principalement aux charges non linéaires. En effet, les charges non linéaires dans les secteurs industriels et domestiques, créant des courants non sinusoïdaux et/ou déphasés par rapport à la tension, engendrent des pollutions harmoniques, une augmentation de la valeur du courant efficace et une accélération du vieillissement de certains matériels. Ces charges non linéaires ou polluantes, sont principalement les convertisseurs statiques d'électronique de puissance tels que les redresseurs à diodes ou thyristors, les gradateurs, le matériel informatique via leur alimentation, les lampes fluorescentes,.....etc [3].

D'autre part, l'utilisation croissante dans le secteur industriel de systèmes alimentés électroniquement et pilotables, motivée par l'amélioration de leurs performances, a conduit à une prolifération de convertisseurs statiques. Aujourd'hui, le nombre de ces dispositifs raccordés aux réseaux électriques est en constante progression. Le fonctionnement en régime de commutation des composants semi-conducteurs constituant ces convertisseurs est la raison pour laquelle leur comportement vis-à-vis de la source d'alimentation est non linéaire. En effet, ils prélèvent des courants non sinusoïdaux et pour la plupart consomment de la puissance réactive ce qui pose de sérieux problèmes aux réseaux électriques.

Les convertisseurs statiques sont devenus alors les sources d'harmoniques les plus importantes sur le réseau. Le redresseur non contrôlé à diodes et contrôlé à thyristors représente le convertisseur statique le plus polluant et très répandu aussi bien dans l'industrie que dans l'appareillage domestique. Il peut introduire sous certaines conditions d'opération un taux de distorsion harmonique (*THD*) de courant supérieur à 30% [2].

Devant cet état de fait, et afin de limiter le taux de perturbation harmonique provoquée par les systèmes d'électronique de puissance connectés au réseau, il est apparu nécessaire de développer des dispositifs curatifs tel que le filtrage actif d'une part et d'autre part de concevoir des actions préventives comme les convertisseurs non polluants, dotés d'un dispositif de commande rendant le courant prélevé sur le réseau le plus sinusoïdal possible. Dans ce contexte et depuis une dizaine d'années, des convertisseurs statiques non polluants à facteur de puissance élevé ont commencé à apparaître sur le marché concernant surtout la conversion *AC/DC*. En effet, des changements ont été apportés sur les ponts redresseurs conventionnels modifiant leur structure ou leur système de commande afin de réduire leur injection de courants harmoniques dans le réseau. Ces nouveaux convertisseurs *AC/DC* se distinguent par leur structure et par la manière de gérer les courants absorbés. Ils peuvent être divisés en trois classes : redresseur à diodes avec

correcteur de facteur de puissance (*PFC*) [4], redresseur à injection de courant [5] et redresseur à *MLI* de tension ou de courant [6]. Parmi les structures les plus répandues et les plus attractives se trouvent les redresseurs de tension à *MLI*. Il est caractérisé par un comportement quasi résistif vis-à-vis du réseau d'alimentation.

De nombreuses stratégies de commande ont été proposées récemment dans la littérature pour le redresseur à *MLI* telles que : la commandes à orientation du vecteur de tension (*VOC*) [7] et la commande directe de puissance (*DPC*) [8].

L'objectif de ce mémoire est l'amélioration des performances du redresseur *MLI* en utilisant des commandes directes de puissance telles que la commande directe de puissance (*DPC*), la commande directe prédictive de puissance (*PDPC*) avec fréquence de commutation variable et constante. Ce mémoire est composé de trois chapitres :

Le premier chapitre débute avec une étude sur les perturbations dans le réseau électrique, causées principalement par l'accroissement considérable du nombre de convertisseurs statiques branchés sur ce réseau, ainsi que les solutions présentées pour le dépolluer. Il se termine par une modélisation du redresseur *MLI* triphasé de tension.

Dans le deuxième chapitre, nous présentons la commande directe de puissance (*DPC*) du redresseur à *MLI* basée sur une table de commutation prédéfinie et nous l'examinons par une simulation à l'aide du logiciel Matlab/Simulink.

Nous nous intéresserons dans le troisième chapitre à la commande directe de puissance prédictive *PDPC*, deux type de cette commande sont présenté, la première *PDPC* avec fréquence de commutation variable et la deuxième *PDPC* avec fréquence de commutation constante.

Finalement nous terminerons avec une conclusion générale.

Chapitre I

**Modélisation et étude des harmoniques
d'un réseau électrique**

I.1.Introduction

Depuis les dernières décennies, il y a une forte augmentation des charges non-linéaires connectées au réseau électrique telles que les : ordinateurs, télécopieurs, lampes à décharge, fours à arc, chargeurs de batterie, systèmes de l'électronique de puissance et alimentations électroniques.

Les conséquences sur les systèmes d'alimentation électrique deviennent préoccupantes du fait de l'utilisation croissante de ces équipements, mais aussi de l'utilisation des composants de l'électronique dans presque toutes les charges électriques. En effet, une charge non-linéaire impose au réseau un courant discontinu, déformé avec une amplitude très importante et son fondamental est déphasé par rapport à la tension du réseau. Cette discontinuité s'accompagne de deux inconvénients perturbant le réseau d'alimentation :

- La consommation de l'énergie réactive,
- L'injection sur le réseau de courants harmoniques.

La présence de ces harmoniques génère des effets négatifs sur la quasi-totalité des composants du système électrique, en créant de nouvelles contraintes diélectriques, thermiques et/ou mécaniques ainsi que des perturbations électromagnétiques et acoustiques importantes [2].

L'objectif de ce chapitre introductif est de présenter une étude non exhaustive sur la pollution harmonique dans le réseau électrique et les différents moyens de dépollution. Nous présentons ensuite la modélisation du redresseur à *MLI* de tension qui sera de grande utilité dans les prochains chapitres.

I.2.Problématique des harmoniques

La problématique des harmoniques, également appelée pollution harmonique, n'est pas un phénomène nouveau. Néanmoins, du fait que de plus en plus de charges non-linéaires se connectent au réseau, la pollution harmonique est devenue très répandue. Les charges non-linéaires provoquent une distorsion dans le courant, et donc dans la tension, ce qui peut entraîner un mauvais fonctionnement des dispositifs raccordés au réseau. D'où, l'intérêt d'éliminer ou repousser ces harmoniques vers les fréquences les plus élevées [9].

Un récepteur d'énergie est considéré par le réseau électrique comme une charge perturbatrice s'il absorbe des courants non sinusoïdaux ou des courants déséquilibrés ou s'il consomme de la puissance réactive. Les deux premiers types de perturbations peuvent déformer ou déséquilibrer les tensions du réseau lorsque l'impédance de celui-ci n'est pas négligeable. Le troisième type réduit la capacité de production ou de transmission de la puissance active des générateurs, des transformateurs et des lignes électriques [1].

Les harmoniques de courant, une fois injectés par des charges non-linéaires, se propagent à travers le réseau électrique en affectant la forme d'onde des tensions aux différents points du réseau. Cette propagation n'est limitée que par les bifurcations (points de division des courants) et les impédances du réseau qui dépendent généralement de la fréquence des courants harmoniques. La présence des harmoniques de courant se révèle essentiellement à travers leurs effets sur la tension du réseau [9].

I.2.1. Origine des harmoniques

Les harmoniques sont des perturbations permanentes affectant la forme d'onde de la tension du réseau. Ces perturbations résultent de la superposition, sur l'onde fondamentale, d'ondes également sinusoïdales mais de fréquences multiples de celle du fondamental. En général, les harmoniques pairs sont négligeables et seuls les harmoniques impairs existent. Nous pouvons également observer des sous-harmoniques ou des inter-harmoniques à des fréquences non multiples de la fréquence fondamentale [3]. La figure (I.1) illustre un exemple de forme d'onde d'une tension distordue contenant, en plus du terme fondamental de fréquence 50Hz, trois harmoniques de rang impair 5, 7 et 11.

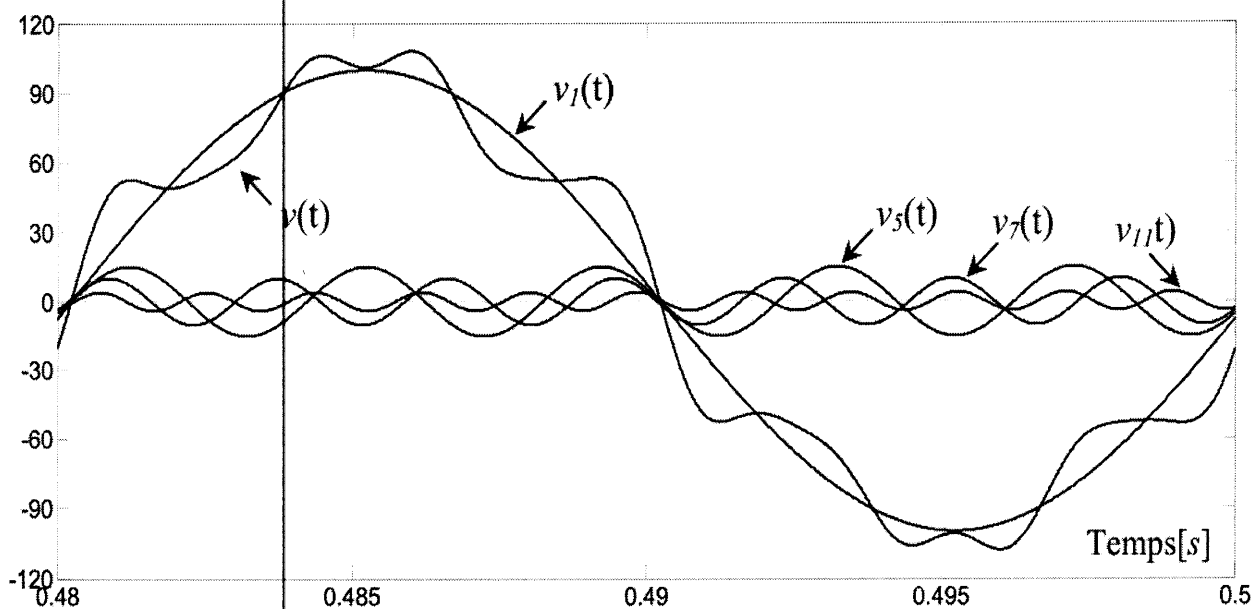


Figure (I.1) : Synthèse d'une tension distordue à partir des harmoniques.

La cause principale de l'existence des harmoniques de tension, est l'injection dans le réseau des courants non sinusoïdaux par des charges non linéaires. Il s'agit alors de sources génératrices de courants harmoniques qui peuvent être classées en deux types :

a. Sources harmoniques identifiables :

Les équipements dotés de dispositifs à base d'électronique de puissance, notamment les redresseurs et les cyclo convertisseurs de puissances importantes, installés sur les réseaux haute et moyenne tension sont typiquement des sources harmoniques identifiables. Avec ce type de charge non linéaire, le distributeur d'énergie est capable d'identifier le point d'injection des harmoniques et de quantifier la perturbation provoquée. Dans ce cas, c'est l'utilisateur qui doit se procurer les moyens nécessaires afin de réduire cette perturbation au-dessous du seuil exigé par le distributeur de l'énergie sous peine d'être pénalisé [1].

b. Sources harmoniques non identifiables :

Ce type de générateur de courants harmoniques est principalement représenté par les appareils utilisés dans les domaines électrodomestiques ou tertiaires tels que les téléviseurs et les micro-ordinateurs. Vue leur très large diffusion, ces équipements comportant souvent un redresseur monophasé à diodes avec un condensateur de lissage, prélèvent des courants harmoniques non négligeables. Dans ce cas, il est de la responsabilité du distributeur de l'énergie électrique d'empêcher la propagation de la perturbation harmonique sur le réseau puisque individuellement chaque utilisateur génère un faible taux d'harmonique [1].

I.2.2. Caractérisation des harmoniques

Différentes grandeurs sont définies pour quantifier les perturbations harmoniques. Parmi celles-ci les plus utilisées sont :

I.2.2.1. Taux harmonique de Rang n

Le taux harmonique (de tension ou de courant) est défini par le rapport entre l'amplitude de la composante harmonique d'ordre n et l'amplitude de la composante du terme fondamental.

$$S_n = \frac{C_n}{C_1} \quad (I.1)$$

Où :

C_n : représente la composante harmonique de rang n.

C_1 : représente la composante fondamentale.

En général, la valeur de chaque harmonique est exprimée par son taux individuel (en pourcentage du fondamental) comme le montre la figure (I.2).

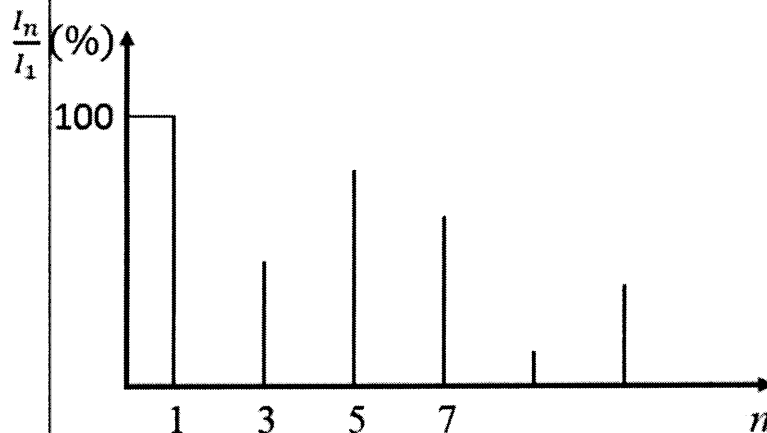


Figure (I.2) : Spectre de fréquences d'un courant non-sinusoïdal.

I.2.2.2. Taux global de distorsion harmonique

Le taux global de distorsion harmonique (Total Harmonic Distortion *THD*) représente le rapport de la valeur efficace des harmoniques à la valeur efficace du fondamental. Lorsque le *THD* est égal à zéro, on peut conclure qu'il n'y a pas d'harmoniques sur le réseau. Il est défini par la relation :

$$THD = \sqrt{\sum_{n=2}^{\infty} \left(\frac{X_n}{X_1} \right)^2} \quad (I.2)$$

Avec X : soit un courant ou une tension.

I.2.2.3. Facteur de puissance

Pour un signal sinusoïdal le facteur de puissance est donné par le rapport entre la puissance active P et la puissance apparente S , $F_p = P/S$. Les générateurs, les transformateurs, les lignes de transport et les appareils de contrôle et de mesure sont dimensionnés pour la tension et le courant nominaux. Une faible valeur du facteur de puissance se traduit par une mauvaise utilisation de ces équipements [2].

Il est donc possible de caractériser les harmoniques par leur participation dans la puissance apparente. Nous utilisons alors la notion de puissance déformante D . Ainsi, la puissance apparente dans le cas d'un réseau triphasé équilibré sera exprimée par la formule suivante :

$$S = 3 \sqrt{\sum_{n=1}^{\infty} V_n^2} \cdot \sqrt{\sum_{n=1}^{\infty} I_n^2} = 3V \cdot I \quad (I.3)$$

La puissance active P , la puissance réactive Q et la puissance déformante D sont données par les relations suivantes :

$$P = 3 \sum_{n=1}^{\infty} V_n I_n \cos \varphi_n \quad (\text{I.4})$$

$$Q = 3 \sum_{n=1}^{\infty} V_n I_n \sin \varphi_n \quad (\text{I.5})$$

$$D = \sqrt{S^2 - P^2 - Q^2} \quad (\text{I.6})$$

Le facteur de puissance F_p est exprimé par l'expression suivante :

$$F_p = \frac{P}{S} = \frac{\sum_{n=1}^{\infty} V_n I_n \cos \varphi_n}{\sqrt{\sum_{n=1}^{\infty} V_n^2} \cdot \sqrt{\sum_{n=1}^{\infty} I_n^2}} \quad (\text{I.7})$$

D'après le diagramme de Fresnel des puissances représentées sur la figure (1.3), le facteur de puissance peut être écrit sous une autre forme :

$$F_p = \frac{P}{\sqrt{P^2 + Q^2 + D^2}} = \cos \theta' \cdot \cos \varphi_1 \quad (\text{I.8})$$

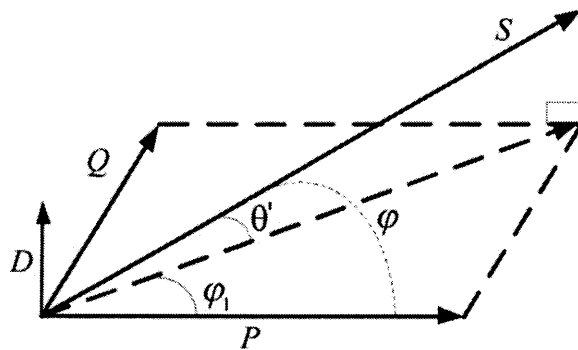


Figure (I.3) : Diagramme de Fresnel des puissances pour le cas d'une charge non-linéaire.

Le cas particulier, où la source de tension est considérée comme parfaitement sinusoïdale (réseau de distribution idéal) conduit à une simplification des écritures. En effet, les nouvelles expressions des puissances sont :

$$P = 3VI_1 \cos \varphi_1 \quad (\text{I.9})$$

$$Q = 3VI_1 \sin \varphi_1 \quad (\text{I.10})$$

En ce qui concerne le facteur de puissance, il devient :

$$F_{ps} = \frac{I_1 \cos \varphi_1}{\sqrt{\sum_{n=1}^{\infty} I_n^2}} = \frac{\cos \varphi_1}{\sqrt{1 + THD_i^2}} = F_d \cos \varphi_1 \quad (I.11)$$

L'équation (I.11) montre que le facteur de puissance à la source se compose de deux termes :

- Le premier terme F_d désigné sous le nom facteur de distorsion qui qualifie la qualité du courant de source ;
- Le deuxième terme $\cos \varphi_1$ représente le facteur de déplacement qui donne une image sur la puissance réactive consommée.

On constate que la dégradation du facteur de puissance est due à la consommation de l'énergie réactive et l'injection des harmoniques sur le réseau.

I.2.2.4. Facteur de Crête

Le facteur de crête est le rapport entre la valeur de crête du courant ou de la tension et la valeur efficace.

$$F_c = \frac{X_{max}}{X_{eff}} \quad (I.12)$$

Pour un signal sinusoïdal, ce facteur est donc égal à $\sqrt{2}$.

Pour un signal non sinusoïdal, il peut être soit inférieur, soit supérieur à $\sqrt{2}$.

Ce facteur est plus particulièrement utile pour attirer l'attention sur la présence de valeurs de crête exceptionnelles par rapport à la valeur efficace. Un facteur de crête très élevé signifie des surintensités ponctuelles importantes. Ces surintensités, détectées par les dispositifs de protections, peuvent être à l'origine de déclenchements intempestifs.

1.2.3 Conséquences néfastes des harmoniques

Les courants et les tensions harmoniques ont des effets néfastes sur le fonctionnement, la rentabilité et la durée de vie des équipements électriques. Bien que les susceptibilités des différents équipements et appareils électriques, raccordés à un réseau pollué, soient très diversifiées, on distingue deux sortes d'effets possibles :

- **les effets quasi-instantanés** : concernent certains types d'appareillage, tels que l'électronique de puissance, calculateurs, relais, systèmes de contrôle et régulation, ...etc. La présence des harmoniques sur le réseau provoque le déplacement du passage par zéro et des modifications de la valeur crête de l'onde ;

- **les effets à terme** : se rapportent essentiellement aux machines tournantes, aux transformateurs et aux condensateurs, ce qui se manifeste par des échauffements supplémentaires et l'augmentation du niveau sonore. Il en découle la destruction de matériel ou plus fréquemment une diminution de leur durée de vie par surcharge thermique.

La liste suivante donne une idée de l'impact des harmoniques sur certains équipements à usage fréquent qui font partie intégrante du réseau électrique, tels que les :

- **alternateurs** : pertes supplémentaires dans les enroulements statoriques et dans les amortisseurs liées à l'augmentation de la valeur efficace du courant absorbé. Ces pertes provoquent un échauffement supplémentaire et réduisent également le rendement de ces machines ;
- **câbles électriques** : pertes Joule supplémentaires, surtout dans les câbles de retour du neutre où circulent les courants harmoniques homopolaires et corrosion des câbles en aluminium sous l'effet de la circulation de courants harmoniques pairs associés à une composante continue . La présence des harmoniques dans le réseau diminue aussi la capacité de transport en puissance active des lignes [10] ;
- **transformateurs** : ils sont les constituants les plus directement affectés par les courants harmoniques. Ces derniers produisent des pertes additionnelles dans les enroulements. Ces pertes ne sont pas seulement dues à l'effet Joule pelliculaire, mais aussi à des courants induits dans les bobinages, le noyau et les pièces métalliques par les composantes à hautes fréquences des champs de fuite [11] ;
- **moteurs à courant alternatif** : la déformation de la forme d'onde de la tension du réseau, due à l'interaction entre les courants harmoniques et l'impédance équivalente du réseau, influe sur le fonctionnement des machines électriques à courant alternatif en général et sur celui des moteurs asynchrones en particulier (pertes supplémentaires dans le fer et les enroulements et pulsation du couple) [12] ;
- **condensateurs** : ils sont aussi très affectés par les courants harmoniques. Les condensateurs branchés en parallèle sur les réseaux pour la compensation de la puissance réactive (correction du facteur de puissance) ont des impédances d'autant plus faibles que la fréquence est élevée. Les courants harmoniques se superposent au courant fondamental et causent des pertes supplémentaires qui peuvent excéder la capacité thermique des condensateurs et réduire considérablement leur durée de vie. De plus, des phénomènes de résonance peuvent subvenir et soumettre les condensateurs à des surtensions, lesquelles sont susceptibles de les dégrader, voir de perforer leur isolation [3] ;

- **équipements à base d'électronique de puissance** : dysfonctionnement lié à la déformation de la tension qui peut créer des faux passages par zéro (perte de synchronisation) ;
- **ordinateurs** : troubles fonctionnels liés à la distorsion de la tension du réseau ;
- **réseaux de télécommunication** : génération de bruits importants liés au couplage électromagnétique entre les lignes de puissance et les circuits de communication. Dans des cas particuliers, surtout lors de résonances, une partie des réseaux de télécommunication peut être rendue inutilisable [10].

I.3. Perturbations produites par les redresseurs à commutation naturelle

Avant l'apparition des convertisseurs statiques de l'électronique de puissance, les courants de magnétisation des transformateurs et des machines électriques constituaient l'essentiel des charges non-linéaires présentes sur le réseau électrique. Mais aujourd'hui, avec le développement de l'électronique de puissance, les convertisseurs statiques deviennent les sources d'harmoniques les plus répandues sur le réseau [3]. Les redresseurs non contrôlés à diodes et contrôlés à thyristors, fonctionnant en commutation naturelle, représentent la charge non-linéaire la plus usitée. Ces convertisseurs sont présents dans de nombreux équipements industriels et domestiques ainsi que dans les dispositifs de conversion de l'énergie électrique. Nous citons ci-dessous les applications les plus courantes :

- Variateurs de vitesse pour moteurs alternatifs et à courant continu ;
- Circuit d'excitation des alternateurs ;
- Chargeurs de batterie ;
- Liaison à courant continu (HVDC) ;
- Alimentation des systèmes informatiques et audio-visuels ;
- Dispositifs d'éclairage de nouvelle génération.

Nous distinguons deux structures de redresseurs :

- a. **Ponts de Diodes** : constitue l'étage de conversion d'énergie AC/DC (alimentation du bus continu des onduleurs pour les variateurs de vitesse des machines à courant alternatif par exemple).
- b. **Ponts de Thyristors** : même rôle que le pont à diodes avec la possibilité de contrôler le niveau de tension continu en sortie et l'ajout de la réversibilité du flux d'énergie.

La figure (I.4) Représente le montage du pont redresseur triphasé à diodes. Celui du pont à thyristors est obtenu par substitution des diodes par des thyristors. Une inductance de couplage est

souvent placée à l'entrée du redresseur pour limiter les courants de courts circuits entre phases pendant les commutations des semi-conducteurs dus aux phénomènes d'empiétement.

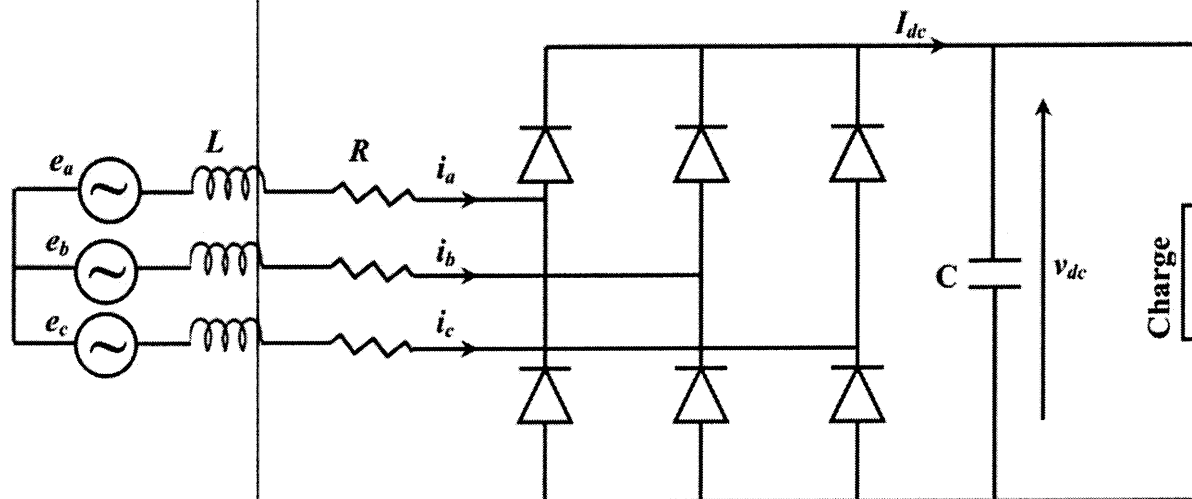


Figure (I.4) : Pont redresseur triphasé à diodes.

Le redresseur en pont de part sa structure représente une charge non-linéaire. A cause de la non-linéarité de cette charge, le courant absorbé de la source ne sera pas sinusoïdal même si la source de tension est parfaite. Il contient donc une composante fondamentale et des composantes harmoniques. Ces harmoniques de courant circulent dans la source de tension, en même temps qu'ils parcourent la charge. En ce qui concerne le réseau électrique, ces courants harmoniques vont engendrer une détérioration de l'onde de tension au point de raccordement de la charge au réseau.

I.4. Solutions aux perturbations harmoniques

Afin de diminuer les perturbations en tension ou en courant, il est possible d'agir à deux niveaux :

- a. Du côté de la source en filtrant la tension du réseau ou en améliorant le réseau de transport et celui de distribution.
- b. Du côté du client en rendant le courant de ligne le plus sinusoïdal possible.

Plusieurs solutions ont été envisagées pour limiter la propagation des harmoniques et améliorer la qualité et la gestion de l'énergie électrique. Elles peuvent être classées en deux catégories, traditionnelles et modernes (à base de l'électronique de puissance).

I.4.1. Solutions traditionnelles de dépollution

Les moyens de dépollution traditionnels sont nombreux et se résument dans les points suivants :

- Inductance anti-harmonique de protection des condensateurs ;

- Inductance de lissage des courants ;
- Confinement des harmoniques ;
- L'utilisation de transformateurs à couplage approprié permettant de limiter la circulation des courants harmoniques ;
- Augmentation de l'indice de modulation ;
- Les filtres passifs qui sont utilisés pour empêcher les courants harmoniques de se propager dans les réseaux électriques. Ils peuvent aussi être utilisés pour compenser la puissance réactive. Malgré leur large utilisation dans l'industrie, ces dispositifs peuvent présenter beaucoup d'inconvénients :
 - Manque de souplesse à s'adapter aux variations du réseau et de la charge ;
 - Équipements volumineux ;
 - Problèmes de résonance avec l'impédance du réseau.

I.4.2. Solutions modernes de dépollution

L'exploitation de la bonne qualité d'énergie électrique avec un faible coût a fait l'objet d'une demande croissante de la part des industriels. Le but principal des chercheurs dans le domaine de l'électronique de puissance est de satisfaire les industriels par l'utilisation des solutions plus efficaces et économiques. Les progrès remarquables réalisés d'une part dans le domaine des composants semi-conducteurs, comme les *IGBT*, *IGCT*, *GTO* et *MOSFET*, ainsi que la maîtrise de leur mise en œuvre et d'autre part l'existence de nouvelles méthodes de traitement analogique et numérique du signal, ont permis l'émergence de moyens modernes et efficaces pour faire face aux différentes perturbations (harmoniques, puissance réactive, fluctuations, creux de tension) affectant les systèmes électriques [2]. Parmi ces moyens modernes, nous pouvons citer :

- Les alimentations sans interruption ou de secours (ou *ASI*, ou en anglais *UPS*, *Uninterruptible Power Supply*) ;
- Les systèmes de transmission en courant alternatif flexibles "*Flexible Alternating Current Transmission Systems (FACTS)*" ;
- Les filtres actifs de puissance "*Active Power Filters (APF)*" ;
- Les convertisseurs à prélèvement sinusoïdal.

I.4.2.1. Les convertisseurs à prélèvement sinusoïdal

L'accroissement des équipements électriques utilisant des convertisseurs statiques de type redresseur a connu un essor important aussi bien sur le plan industriel que domestique.

Sans précautions particulières ces convertisseurs sont polluants et absorbent des courants harmoniques qui ne sont pas sans effets sur l'onde de tension délivrée. Devant ce constat, il apparaît important de développer sur le plan industriel des dispositifs de filtrage actif et une démarche préventive afin de concevoir des alimentations non polluantes, c'est-à-dire dotées d'une structure et d'un dispositif de commande rendant le courant prélevé le plus sinusoïdal possible [8].

Le prélèvement d'un courant sinusoïdal engendre une nouvelle structure de conversion *AC/DC*, différente de la version classique, où le courant peut être contrôlé. Les techniques de prélèvement sinusoïdal s'appliquent aux structures monophasées et triphasées. Dans ce contexte, trois structures ont été développées et présentées dans la littérature, dont deux structures incluent une inductance pour pouvoir contrôler le courant absorbé :

- La première utilise un hacheur élévateur de type BOOST en cascade avec un redresseur monophasé à diodes ;
- La deuxième structure fait appel à un onduleur *MLI* fonctionnant en redresseur ;
- La troisième structure est basée sur l'injection de courant dans le réseau. Elle est constituée d'un redresseur triphasé à diodes et de deux circuits auxiliaires, de modulation et de distribution.

I.4.2.1.1.Redresseurs à *MLI*

Les redresseurs *MLI* sont des onduleurs exploitant leurs réversibilités en courant dans le deuxième mode de fonctionnement. Grâce à la commande *MLI*, ces convertisseurs peuvent prélever des courants sinusoïdaux sur le réseau alternatif et assurer aussi un facteur de puissance unitaire. Selon le type de convertisseur utilisé, nous distinguons deux structures de redresseurs *MLI* :

- Redresseur à *MLI* de courant ;
- Redresseur à *MLI* de tension.

On s'intéressera dans la suite de ce travail uniquement à la structure du redresseur à *MLI* de tension.

I.5. Modélisation du redresseur à *MLI* de tension

I.5.1.Structure et description

Le redresseur à *MLI* de tension est basé sur une structure d'onduleur de tension représenté sur la Figure (I.5). Il est composé de trois bras. Chaque bras a deux interrupteurs bidirectionnels, qui fonctionnent de manière complémentaire. Chaque interrupteur est constitué d'un *IGBT*

(composant commandé à l'amorçage et au Blocage) et d'une diode en antiparallèle. Ainsi, ce convertisseur, de par sa structure, est réversible en courant. Il peut donc contrôler de façon instantanée la forme d'onde des courants prélevés sur le réseau. Il alimente alors une charge (active ou passive) en continu à partir d'un réseau alternatif, le courant absorbé étant sinusoïdal et, éventuellement, en phase avec la tension réseau correspondante. Ce redresseur à *MLI* permet d'atteindre un facteur de puissance très proche de l'unité et régler, via la commande, la direction du flux de l'énergie réactive : absorbée ou fournie [13].

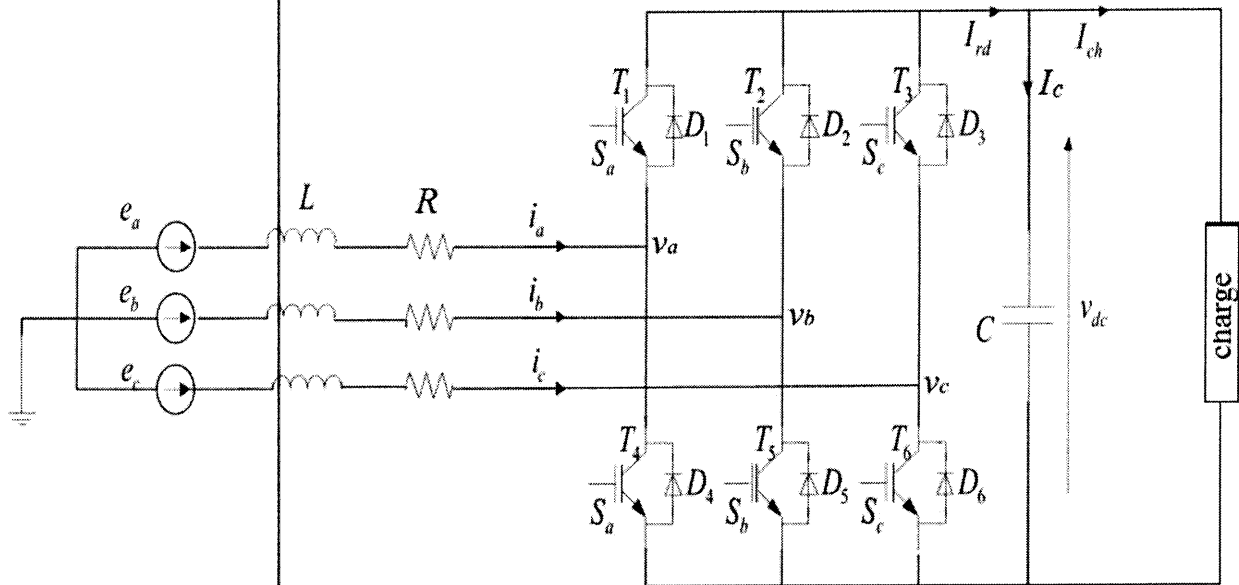


Figure (I.5) : Représentation d'un redresseur MLI triphasé de tension.

Les états de commutation du redresseur représenté sur la figure (I.5) sont définis par les fonctions logiques suivantes :

$$s_a = \begin{cases} 1 & T_1 \text{ fermé et } T_4 \text{ ouvert} \\ 0 & T_1 \text{ fermé et } T_4 \text{ ouvert} \end{cases}$$

$$s_b = \begin{cases} 1 & T_2 \text{ fermé et } T_5 \text{ ouvert} \\ 0 & T_2 \text{ fermé et } T_5 \text{ ouvert} \end{cases}$$

$$s_c = \begin{cases} 1 & T_3 \text{ fermé et } T_6 \text{ ouvert} \\ 0 & T_3 \text{ fermé et } T_6 \text{ ouvert} \end{cases}$$

I.5.2. Equations triphasés du côté alternatif

Les tensions du réseau triphasé sont données par :

$$\begin{cases} e_a = E_m \cos \omega t \\ e_b = E_m \cos(\omega t - \frac{2\pi}{3}) \\ e_c = E_m \cos(\omega t + \frac{2\pi}{3}) \end{cases} \quad (I.13)$$

La figure (I.6) montre le schéma équivalent du redresseur MLI par phase.

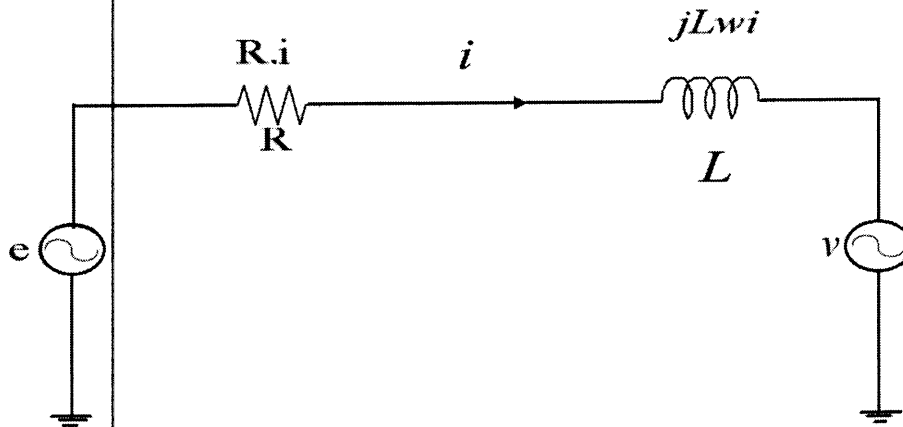


Figure (I.6) : Schéma équivalent d'une seule phase.

L'équation de tension par phase du redresseur triphasé illustré dans la figure (I.6) est donnée par :

$$\bar{e} = R\bar{i} + L \frac{d\bar{i}}{dt} + \bar{v} \quad (I.14)$$

Avec :

R : Résistance du filtre.

L : Inductance du filtre.

\bar{e} : Tension de ligne.

\bar{v} : Tension d'entrée du redresseur.

La variation des courants absorbés, dans le cas d'un réseau triphasé équilibré, est alors donnée par les équations du système suivant :

$$\begin{cases} L \frac{di_a}{dt} = e_a - v_a - Ri_a \\ L \frac{di_b}{dt} = e_b - v_b - Ri_b \\ L \frac{di_c}{dt} = e_c - v_c - Ri_c \end{cases} \quad (I.15)$$

Où:

(e_a, e_b, e_c) : Tensions du réseau.

(i_a, i_b, i_c) : Courants de ligne.

(v_a, v_b, v_c) : Tensions à l'entrée du redresseur.

Connaissant l'état de chaque interrupteur, les tensions simples (v_a, v_b, v_c) s'expriment par la relation suivante :

$$\begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix} = \frac{v_{dc}}{3} \begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} S_a \\ S_b \\ S_c \end{bmatrix} \quad (\text{I.16})$$

Où :

(S_a, S_b, S_c) : sont les états des interrupteurs.

En remplaçant l'expression (I.16) dans (I.15), on trouve :

$$\begin{cases} L \frac{di_a}{dt} = e_a - \frac{2S_a - S_b - S_c}{3} v_{dc} - Ri_a \\ L \frac{di_b}{dt} = e_b - \frac{2S_b - S_a - S_c}{3} v_{dc} - Ri_b \\ L \frac{di_c}{dt} = e_c - \frac{2S_c - S_a - S_b}{3} v_{dc} - Ri_c \end{cases} \quad (\text{I.17})$$

Avec :

$$\begin{cases} v_a = \frac{2S_a - S_b - S_c}{3} v_{dc} \\ v_b = \frac{2S_b - S_a - S_c}{3} v_{dc} \\ v_c = \frac{2S_c - S_a - S_b}{3} v_{dc} \end{cases} \quad (\text{I.18})$$

I.5.3. Equation du côté continu

En appliquant la loi des nœuds dans le côté continu. On aura :

$$I_c = I_{rd} - I_{ch} \quad (\text{I.19})$$

Où: I_c : Courant du condensateur.

I_{rd} : Courant redressé.

I_{ch} : Courant de charge.

La relation caractéristique d'un condensateur idéal est :

$$I_c = C \frac{dv_{dc}}{dt} \quad (I.20)$$

Le courant débité par le redresseur est donné en fonction des courants prélevés sur le réseau par l'expression ci-après :

$$I_{rd} = S_a i_a + S_b i_b + S_c i_c \quad (I.21)$$

En remplaçant (I.20) et (I.21) dans (I.19), on trouve :

$$C \frac{dv_{dc}}{dt} = (S_a i_a + S_b i_b + S_c i_c) - I_{ch} \quad (I.22)$$

I.5.4. Equations dans le repère biphasé fixe (α - β)

Pour rendre le modèle du redresseur sous une forme plus simplifiée on utilise la théorie de transformation d'espace de vecteurs du système triphasé ($a b c$) au système biphasé virtuel (α - β). Cette transformation s'effectue par l'intermédiaire de la matrice suivante (matrice de Concordia) :

$$\begin{bmatrix} X_\alpha \\ X_\beta \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_a \\ X_b \\ X_c \end{bmatrix} \quad (I.23)$$

Où X peut être une variable réelle comme la tension ou le courant.

Le modèle devient alors :

$$\begin{cases} L \frac{di_\alpha}{dt} = e_\alpha - v_\alpha - Ri_\alpha \\ L \frac{di_\beta}{dt} = e_\beta - v_\beta - Ri_\beta \\ C \frac{dv_{dc}}{dt} = (S_\alpha i_\alpha + S_\beta i_\beta) - I_{ch} \end{cases} \quad (I.24)$$

$$\text{Où : } \begin{bmatrix} e_\alpha \\ e_\beta \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} e_a \\ e_b \\ e_c \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{3}{2}} E_m \begin{bmatrix} \cos \omega t \\ \sin \omega t \end{bmatrix} \quad (I.25)$$

$$\begin{bmatrix} v_\alpha \\ v_\beta \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix} \quad (I.26)$$

$$\begin{bmatrix} i_\alpha \\ i_\beta \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & \frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} \quad (I.27)$$

$$\begin{bmatrix} s_\alpha \\ s_\beta \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} s_a \\ s_b \\ s_c \end{bmatrix} \quad (I.28)$$

I.5.5. Equations dans le repère biphasé tournant ($d-q$)

Le passage de repère fixe ($\alpha-\beta$) au repère tournant ($d-q$) se réalise par la matrice suivante (matrice de Park) :

$$\begin{bmatrix} X_d \\ X_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \omega t & \sin \omega t \\ -\sin \omega t & \cos \omega t \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_\alpha \\ X_\beta \end{bmatrix} \quad (I.29)$$

Le modèle transformé devient alors :

$$\begin{cases} L \frac{di_d}{dt} = e_d - v_d - Ri_d + L\omega i_q \\ L \frac{di_q}{dt} = e_q - v_q - Ri_q - L\omega i_d \\ C \frac{dv_{dc}}{dt} = S_d i_d + S_q i_q - I_{ch} \end{cases} \quad (I.30)$$

Où :

$$\begin{bmatrix} e_d \\ e_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \omega t & \sin \omega t \\ -\sin \omega t & \cos \omega t \end{bmatrix} \begin{bmatrix} e_\alpha \\ e_\beta \end{bmatrix} \quad (I.31)$$

$$\begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \omega t & \sin \omega t \\ -\sin \omega t & \cos \omega t \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_\alpha \\ v_\beta \end{bmatrix} \quad (I.32)$$

$$\begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \omega t & \sin \omega t \\ -\sin \omega t & \cos \omega t \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_\alpha \\ i_\beta \end{bmatrix} \quad (I.33)$$

$$\begin{bmatrix} s_d \\ s_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \omega t & \sin \omega t \\ -\sin \omega t & \cos \omega t \end{bmatrix} \begin{bmatrix} s_\alpha \\ s_\beta \end{bmatrix} \quad (I.34)$$

I.5.6. Calcul des puissances instantanées

La puissance active instantanée est définie par le produit scalaire entre les courants et les tensions de ligne. Par contre, la puissance réactive est définie par le produit vectoriel entre eux[1].

I.5.6.1. Calcul dans le repère (α - β)

Les expressions des puissances instantanées active et réactive dans le repère biphasé fixe (α - β) sont donnée par :

$$p = e_{\alpha} \cdot i_{\alpha} + e_{\beta} \cdot i_{\beta} \quad (I.35)$$

$$q = e_{\beta} \cdot i_{\alpha} - e_{\alpha} \cdot i_{\beta} \quad (I.36)$$

Dans le côté continu, on a :

$$p = v_{dc} \cdot I_{rd} \quad (I.37)$$

Avec :

$$I_{rd} = \frac{e_{\alpha} \cdot i_{\alpha} + e_{\beta} \cdot i_{\beta}}{v_{dc}} \quad (I.38)$$

I.5.6.2. Calcul dans le repère (d - q)

Les expressions des puissances instantanées active et réactive dans le repère biphasé tournant (d - q) sont donnée par :

$$p = e_d \cdot i_d + e_q \cdot i_q \quad (I.39)$$

$$q = e_q \cdot i_d - e_d \cdot i_q \quad (I.40)$$

Dans le côté continu, on a :

$$p = v_{dc} \cdot I_{rd} \quad (I.41)$$

Avec :

$$I_{rd} = \frac{e_d \cdot i_d + e_q \cdot i_q}{v_{dc}} \quad (I.42)$$

I.5.7. Notion du vecteur de tension

I.5.7.1. Vecteur de tension du réseau

A partir des tensions triphasé du réseau e_a , e_b et e_c on définit le vecteur de tension du réseau par :

$$\bar{e} = e_a \cdot e^{j0} + e_b \cdot e^{j\frac{2\pi}{3}} + e_c \cdot e^{-j\frac{2\pi}{3}} \quad (\text{I.43})$$

On effectue le passage du plan triphasé ($a b c$) au plan biphasé stationnaire ($\alpha-\beta$) :

$$\begin{pmatrix} e_\alpha \\ e_\beta \end{pmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{pmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} e_a \\ e_b \\ e_c \end{pmatrix} \quad (\text{I.44})$$



Dans le repère stationnaire ($\alpha-\beta$), le vecteur e s'écrit :

$$\bar{e} = e_\alpha + j e_\beta \quad (\text{I.45})$$

Le vecteur e a une trajectoire circulaire dans le plan ($\alpha-\beta$), et il tourne à la vitesse correspondante à la pulsation des tensions e_a , e_b et e_c .

I.5.7.2. Vecteur de tension du redresseur

A partir des trois tensions triphasé à l'entrée du redresseur v_a , v_b et v_c , on définit le vecteur de tension du redresseur par :

$$\bar{v} = v_a \cdot e^{j0} + v_b \cdot e^{j\frac{2\pi}{3}} + v_c \cdot e^{-j\frac{2\pi}{3}} \quad (\text{I.46})$$

On effectue le passage du plan triphasé au plan biphasé stationnaire ($\alpha-\beta$) :

$$\begin{pmatrix} v_\alpha \\ v_\beta \end{pmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{pmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{pmatrix} \quad (\text{I.47})$$

Dans le repère stationnaire ($\alpha-\beta$), le vecteur v s'écrit :

$$\bar{v} = v_\alpha + j v_\beta \quad (\text{I.48})$$

I.5.8.Représentation vectorielle

Le redresseur triphasé à deux niveaux possède huit états possibles suivant l'état fermé ou ouvert de chaque interrupteur. Le tableau (I.1) résume la correspondance entre les états du redresseur, les états de commutation des interrupteurs, les tensions simples du redresseur et le vecteur d'entrée du redresseur.

Etat du redresseur	S_a	S_b	S_c	v_a	v_b	v_c	\bar{v}_i
0	0	0	0	0	0	0	\bar{v}_0
1	1	0	0	$\frac{2v_{dc}}{3}$	$-\frac{v_{dc}}{3}$	$-\frac{v_{dc}}{3}$	\bar{v}_1
2	1	1	0	$\frac{v_{dc}}{3}$	$\frac{v_{dc}}{3}$	$-\frac{2v_{dc}}{3}$	\bar{v}_2
3	0	1	0	$-\frac{v_{dc}}{3}$	$\frac{2v_{dc}}{3}$	$-\frac{v_{dc}}{3}$	\bar{v}_3
4	0	1	1	$-\frac{2v_{dc}}{3}$	$\frac{v_{dc}}{3}$	$\frac{v_{dc}}{3}$	\bar{v}_4
5	0	0	1	$-\frac{v_{dc}}{3}$	$-\frac{v_{dc}}{3}$	$\frac{2v_{dc}}{3}$	\bar{v}_5
6	1	0	1	$\frac{v_{dc}}{3}$	$-\frac{2v_{dc}}{3}$	$\frac{v_{dc}}{3}$	\bar{v}_6
7	1	1	1	0	0	0	\bar{v}_7

Tableau (I.1) : Etats du redresseur.

Chaque état du redresseur correspond à une position donnée du vecteur de tension v . Par exemple l'état 1 correspond au vecteur \bar{v}_1 tel que

$$\bar{v}_1 = v_a + av_b + a^2v_c \quad (I.49)$$

Donc :

$$\bar{v}_1 = \frac{2v_{dc}}{3} + a\left(\frac{-v_{dc}}{3}\right) + a^2\left(\frac{-v_{dc}}{3}\right) \quad (I.50)$$

Avec :

$$a = \cos\frac{2\pi}{3} + j\sin\frac{2\pi}{3} = e^{\frac{j2\pi}{3}}$$

Alors :

$$\bar{v}_1 = \frac{2v_{dc}}{3} + \left(\cos \frac{2\pi}{3} + j \sin \frac{2\pi}{3} \right) \frac{-v_{dc}}{3} + \left(\cos \frac{4\pi}{3} + j \sin \frac{4\pi}{3} \right) \frac{-v_{dc}}{3} \quad (I.51)$$

On déduit : $\bar{v}_1 = v_{dc}$

Le vecteur \bar{v}_1 c'est un vecteur dirigé sur l'axe horizontal.

De la même manière on déduit les positions du vecteur v correspondant aux autres états du redresseur. La figure (I.7) montre les vecteurs correspondants à chaque état du redresseur.

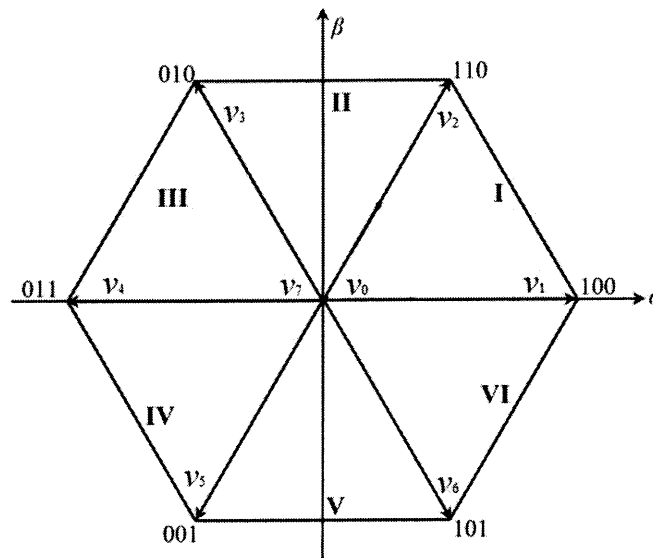


Figure (I.7) : Vecteurs de tension produits par le redresseur.

I.6. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons exposé le problème des harmoniques et des perturbations affectant la tension du réseau et dégradant ainsi la qualité de l'énergie électrique. Après avoir recensé les origines et les conséquences néfastes des harmoniques sur les différents éléments constitutifs du réseau et sur les récepteurs raccordés à un réseau pollué, nous avons mis l'accent sur les harmoniques produits par les convertisseurs statiques, insistant sur les harmoniques générés par les redresseurs à commutation naturelle (pont de diodes). Ensuite, nous avons présenté les différents moyens, traditionnels et modernes, de réduction des harmoniques. La solution adoptée dans ce travail est le redresseur utilisant la technique de commande *MLI*. Nous avons aussi développé le modèle mathématique du redresseur *MLI* triphasé de tension qui sera de grande utilité pour la conception des algorithmes de commande.

Chapitre II

**Commande directe de puissance du
redresseur triphasé à MLI**

II.1. Introduction

Les travaux de recherche concernant les redresseurs à *MLI* ont connu une croissance rapide au cours de ces dernières années. Ces nouveaux convertisseurs *AC/DC* sont devenus un domaine de recherche attractif et de grand intérêt, pour leurs applications industrielles et domestiques diverses et des avantages qu'ils offrent, à savoir : la possibilité de régénération de l'énergie, le contrôle de la tension du bus continu sur une large gamme, l'absorption de courants sinusoïdaux, et la possibilité de fonctionnement avec un facteur de puissance proche de l'unité. De nombreuses stratégies de commande ont été proposées récemment dans la littérature pour ce type de convertisseur. Elles peuvent être classées, en fonction de la nature de la boucle de régulation utilisée, en deux catégories :

- **VOC** (Voltage-Oriented Control) : similaire à la commande vectorielle des machines électriques. Elle consiste à orienter le vecteur des courants absorbés par le redresseur à *MLI* dans la même direction que celle du vecteur des tensions du réseau, par le biais de deux boucles de régulation de courant dans le repère synchrone (*d-q*) [7].
- **DPC** (Direct Power Control) : commande directe de puissance développée par analogie avec la commande directe de couple (*DTC*) des machines électriques. Elle s'articule autour de deux boucles de commande directe des puissances instantanées actives et réactive. Sa configuration est basée sur la sélection directe de la séquence de commutation par le biais d'une table de commutation prédéfinie [8].

Ce chapitre est consacré à la commande directe de puissance du redresseur à *MLI* triphasé avec table de commutation prédéfinie. Cette dernière est élaborée sur la base de l'étude des variations des puissances active et réactive, provoquées par l'application de chacun des vecteurs de commande durant une période complète de la tension du réseau.

II.2. Etat de l'art de la commande directe de puissance

Le principe de la commande directe des convertisseurs d'électroniques de puissance à *MLI* a été proposé pour la première fois en 1986 et il a été développé plus tard dans plusieurs applications [1]. Le but de la commande directe de ces systèmes était d'éliminer le bloc de modulation des largeurs d'impulsions et les boucles de régulations internes des variables contrôlées, en les remplaçant par une table de commutation prédéfinie, dont les entrées sont les erreurs de suivi de référence des grandeurs contrôlées et la sortie est le vecteur de commande.

La première application développée dans cet axe était la commande des machines électriques à vitesse variable alimentées par un onduleur à *MLI* triphasé. La structure de commande était connue sous le nom de commande directe de couple (*DTC*). Dans cette application, le flux statorique et le couple électromagnétique sont contrôlés directement sans aucun bloc de modulation [14].

La grande similitude entre une machine électrique, alimentée par un onduleur de tension triphasé, et le redresseur à *MLI* triphasé connecté au réseau, a permis l'émergence d'une technique de commande analogue au *DTC*, appelée commande directe de puissance (*DPC*).

Le but de cette commande était d'assurer le prélèvement des courants sinusoïdaux tout en garantissant un facteur de puissance unitaire avec une commande découplée des puissances active et réactive. Les différentes configurations du *DPC*, définies dans la littérature, se subdivisent en deux catégories :

- ***DPC* utilisant le vecteur de tension (*V-DPC*)** : basée sur la position du vecteur de tension dans le repère stationnaire (α - β) [8].
- ***DPC* utilisant le flux virtuel** : basée sur le calcul d'un flux virtuel, équivalent au flux réel dans le cas de la commande de la machine asynchrone [15].

D'autres structures du *DPC* basées sur des approches prédictives ont été récemment publiées.

II.3. Principe de la commande directe de puissance

La structure globale du *DPC*, utilisant une table de commutation prédéfinie, appliqué au pont redresseur à *MLI* triphasé est illustrée sur la figure (II.1). Elle est analogue à celle de la commande directe de couple (*DTC*) des machines à induction. Au lieu du couple et du flux statorique, ce sont les puissances instantanées active et réactive qui sont les grandeurs contrôlées. Le principe du *DPC* consiste à sélectionner une séquence des ordres de commutation (S_a, S_b, S_c) des semi-conducteurs constituant le redresseur à *MLI*, à partir d'une table de commutation. La sélection s'effectue sur la base des erreurs numérisées, S_p et S_q , entre les références des puissances active et réactive (P_{ref} et q_{ref}) et les valeurs réelles (P et q), fournies par deux comparateurs à hystérésis à deux niveaux, ainsi que sur la position angulaire du vecteur des tensions du réseau $e_{\alpha\beta}$. Pour ce dernier, le plan (α - β) est divisé en douze secteurs égaux de 30° , comme l'illustre le graphique de la figure (II.2). Chacune des séquences de commande (S_a, S_b, S_c) correspond à un vecteur de tension à l'entrée du redresseur, v_i , dont l'ensemble est représenté sur la figure (II.2).

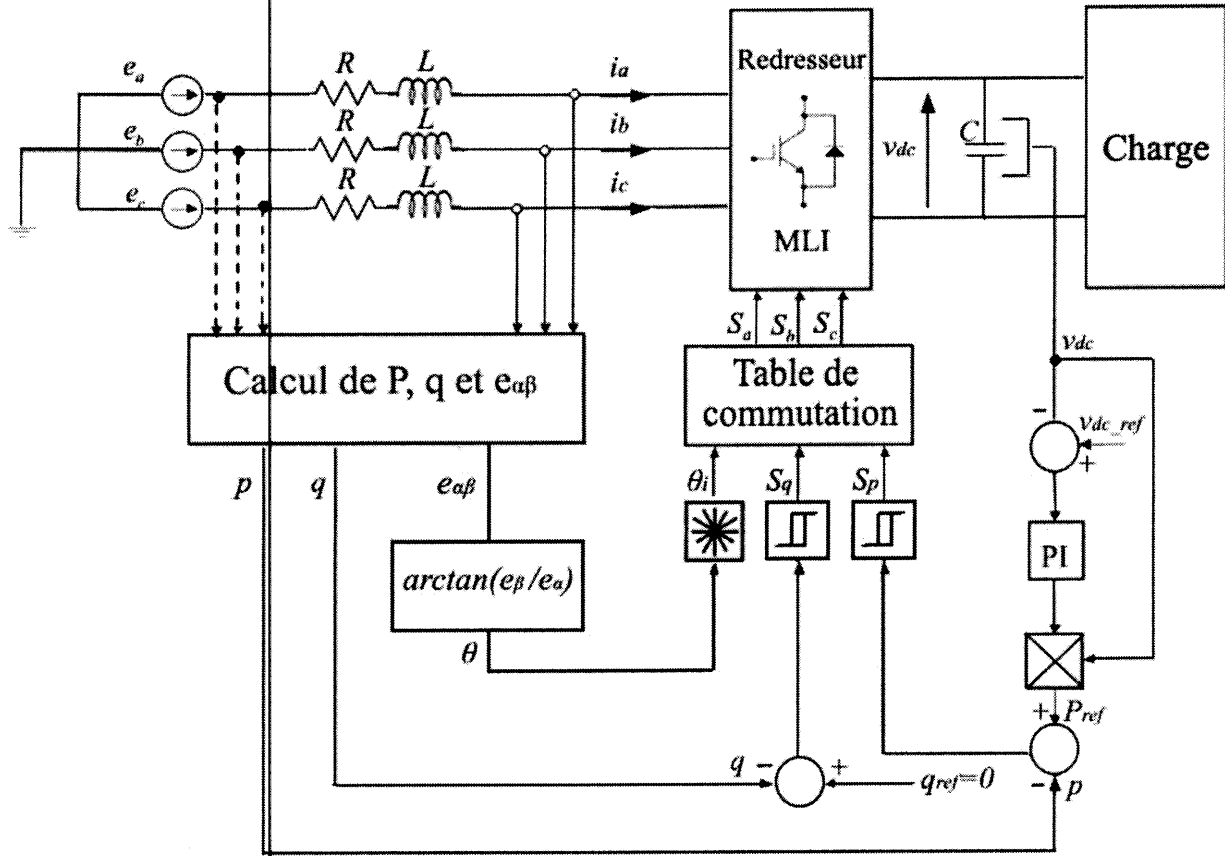


Figure (II.1) : Configuration du DPC du redresseur à MLI triphasé avec table de commutation prédéfinie.

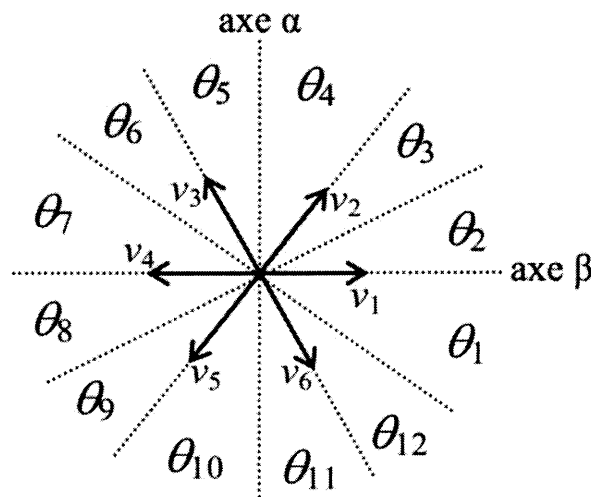


Figure (II.2) : Secteurs et vecteurs des tensions du redresseur.

Pour toute structure du DPC, le contrôle de la tension du bus continu v_{dc} , s'effectue par ajustement de la puissance active instantanée. L'objectif du DPC est de permettre au redresseur à MLI d'échanger avec le réseau des puissances instantanées actives et réactive constantes, tout en garantissant une

commande découplé de ces dernières. Ainsi, la référence de la puissance active P_{ref} , est fournie par le régulateur PI de la tension du bus continu, tandis que celle de la puissance réactive q_{ref} , provient de l'extérieur. Elle est imposée égale à zéro pour l'absorption de courants sinusoïdaux sous une tension de source de forme supposée sinusoïdale, afin d'assurer un fonctionnement du redresseur avec un facteur de puissance unitaire.

Le vecteur de tension à l'entrée du redresseur à MLI v , dépend des états de commutation (S_a , S_b et S_c) des semi-conducteurs. Selon les différentes combinaisons possibles de ces trois états, huit vecteurs de tension peuvent être appliqués à l'entrée du redresseur : deux vecteurs nuls (v_0 et v_7) et six vecteurs non nuls (v_1 , v_2 , v_3 , v_4 , v_5 , v_6). Ces vecteurs sont représentés dans le repère stationnaire (α - β) comme le montre la figure (II.2). Les six vecteurs non nuls divisent le plan (α - β) en six secteurs dont chacun est divisé en deux secteurs égaux, afin d'obtenir un contrôle précis. Les erreurs de suivi de référence des puissances instantanées active et réactive, introduites dans deux comparateurs à hystérésis à deux niveaux, permettent d'établir deux sorties logiques S_p et S_q qui prennent l'état "1" pour une augmentation de la variable contrôlée (P ou q) et l'état "0" pour une diminution :

$$\text{Si } P_{ref}-P \geq h_p \quad S_p = 1, \quad \text{Si } P_{ref}-P \leq -h_p \quad S_p = 0$$

$$\text{Si } q_{ref}-q \geq h_q \quad S_q = 1, \quad \text{Si } q_{ref}-q \leq -h_q \quad S_q = 0$$

Avec :

h_p et h_q : Bandes d'hystérésis pour les puissance active et réactive respectivement. Ces bandes d'hystérésis déterminent la précision de poursuite des références.

II.3.1. Détermination du secteur

Le calcul de la position angulaire θ du vecteur des tensions du réseau dans le plan stationnaire (α - β) nécessite la connaissance des composantes e_α et e_β , qui peuvent être calculées à partir des mesures des tensions du réseau, en appliquant la transformation triphasé biphasé, comme indiqué dans le premier chapitre.

$$\theta = \arctg \left(\frac{e_\beta}{e_\alpha} \right) \quad (\text{II.1})$$

A son tour, le numéro i du secteur où se trouve le vecteur des tensions est déterminé en comparant l'angle θ avec les bornes de chacun des douze secteurs qui sont définies par la formule ci-dessous :

$$(i-2) \frac{\pi}{6} \leq \theta_i \leq (i-1) \frac{\pi}{6} \quad , \quad i = 1, 2, \dots, 12 \quad (\text{II.2})$$

II.3.2. Calcul des puissances instantanées

La puissance active instantanée est définie par le produit scalaire entre les vecteurs de courant et de tension de ligne, alors que la puissance réactive est définie par le produit vectoriel entre eux [1].

$$\begin{cases} i_{\alpha} = \sqrt{\frac{2}{3}} \left(i_a - \frac{1}{2} i_b - \frac{1}{2} i_c \right) \\ i_{\beta} = \sqrt{\frac{2}{3}} \left(\frac{\sqrt{3}}{2} i_b - \frac{\sqrt{3}}{2} i_c \right) \end{cases} \quad (\text{II.3})$$

$$\begin{cases} e_{\alpha} = \sqrt{\frac{2}{3}} \left(e_a - \frac{1}{2} e_b - \frac{1}{2} e_c \right) \\ e_{\beta} = \sqrt{\frac{2}{3}} \left(\frac{\sqrt{3}}{2} e_b - \frac{\sqrt{3}}{2} e_c \right) \end{cases} \quad (\text{II.4})$$

$$p = e_{\alpha} \cdot i_{\alpha} + e_{\beta} \cdot i_{\beta} \quad (\text{II.5})$$

$$q = e_{\beta} \cdot i_{\alpha} - e_{\alpha} \cdot i_{\beta} \quad (\text{II.6})$$

Sachant que :

$e_{a,b,c}$: Tensions instantanées du réseau.

$i_{a,b,c}$: Courants instantanés de ligne.

$e_{\alpha,\beta}$: Tensions dans le repère $(\alpha-\beta)$.

$i_{\alpha,\beta}$: Courants dans le repère $(\alpha-\beta)$.

II.3.3. Étude des variations des puissances instantanées

Dans le repère stationnaire $(\alpha-\beta)$ et avec un système triphasé équilibré, la dynamique des courants absorbés par un redresseur à MLI est régie par les deux équations différentielles suivantes :

$$\begin{cases} \frac{di_{\alpha}}{dt} = \frac{1}{L} (e_{\alpha} - v_{\alpha} - Ri_{\alpha}) \\ \frac{di_{\beta}}{dt} = \frac{1}{L} (e_{\beta} - v_{\beta} - Ri_{\beta}) \end{cases} \quad (\text{II.7})$$

Le vecteur courant de ligne $[i_{\alpha} \ i_{\beta}]^T$ peut être commandé par le choix de vecteur de tension approprié à l'entrée du redresseur. Le changement du courant de ligne dépend de la tension du réseau $e_{\alpha\beta}$, du choix de vecteur de tension à l'entrée du redresseur $v_{\alpha\beta}$, et des courants mesurés $i_{\alpha\beta}$. Le paramètre R est pratiquement négligé, c'est une première approximation de (II.7) qui peut être adoptée [8]. L'équation (II.7) devient donc :

$$\begin{cases} \frac{di_\alpha}{dt} = \frac{1}{L}(e_\alpha - v_\alpha) \\ \frac{di_\beta}{dt} = \frac{1}{L}(e_\beta - v_\beta) \end{cases} \quad (\text{II.8})$$

Les dérivées des puissances active et réactive dans le repère $(\alpha - \beta)$ sont données par :

$$\begin{cases} \frac{dp}{dt} = \frac{de_\alpha}{dt} i_\alpha + e_\alpha \frac{di_\alpha}{dt} + \frac{de_\beta}{dt} i_\beta + e_\beta \frac{di_\beta}{dt} \\ \frac{dq}{dt} = \frac{de_\beta}{dt} i_\alpha + e_\beta \frac{di_\alpha}{dt} - \frac{de_\alpha}{dt} i_\beta - e_\alpha \frac{di_\beta}{dt} \end{cases} \quad (\text{II.9})$$

Si la fréquence de commutation est assez élevée, la variation de la tension du réseau peut être négligée [8].

La dynamique de la puissance active et réactive peut être donnée comme suit :

$$\begin{cases} \frac{dp}{dt} = e_\alpha \frac{di_\alpha}{dt} + e_\beta \frac{di_\beta}{dt} \\ \frac{dq}{dt} = e_\beta \frac{di_\alpha}{dt} - e_\alpha \frac{di_\beta}{dt} \end{cases} \quad (\text{II.10})$$

En remplaçant l'équation (II.8) dans (II.10), la dynamique des puissances devient :

$$\begin{cases} \frac{dp_i}{dt} = \frac{1}{L}(e_\alpha^2 + e_\beta^2) - \frac{1}{L}(e_\alpha \cdot v_{\alpha i} + e_\beta \cdot v_{\beta i}) \\ \frac{dq_i}{dt} = \frac{1}{L}(e_\alpha \cdot v_{\beta i} - e_\beta \cdot v_{\alpha i}) \end{cases} \quad (\text{II.11})$$

Le terme : $(e_\alpha^2 + e_\beta^2)$ représente le carré du module de la tension du réseau dans le repère $(\alpha - \beta)$, alors :

$$e_\alpha^2 + e_\beta^2 = \frac{3}{2} E_m^2 \quad (\text{II.12})$$

On pose : $E^2 = \frac{3}{2} E_m^2$ et les tensions e_α et e_β sont données par :

$$\begin{cases} e_\alpha = E \cos \theta \\ e_\beta = E \sin \theta \end{cases}, \quad (\theta = \omega t) \quad (\text{II.13})$$

En remplaçant l'équation (II.13) dans (II.11), il vient :

$$\begin{cases} \frac{dp_i}{dt} = \frac{1}{L} E^2 - \frac{1}{L} E(\cos \theta \cdot v_{\alpha i} + \sin \theta \cdot v_{\beta i}) \\ \frac{dq_i}{dt} = \frac{1}{L} E(\cos \theta \cdot v_{\beta i} - \sin \theta \cdot v_{\alpha i}) \end{cases} \quad (\text{II.14})$$

Les variations des puissances active et réactive dues à l'application de l'ensemble des vecteurs de tension non nuls du redresseur, sont représentées graphiquement respectivement par les courbes des figures (II.3) et (II.4).

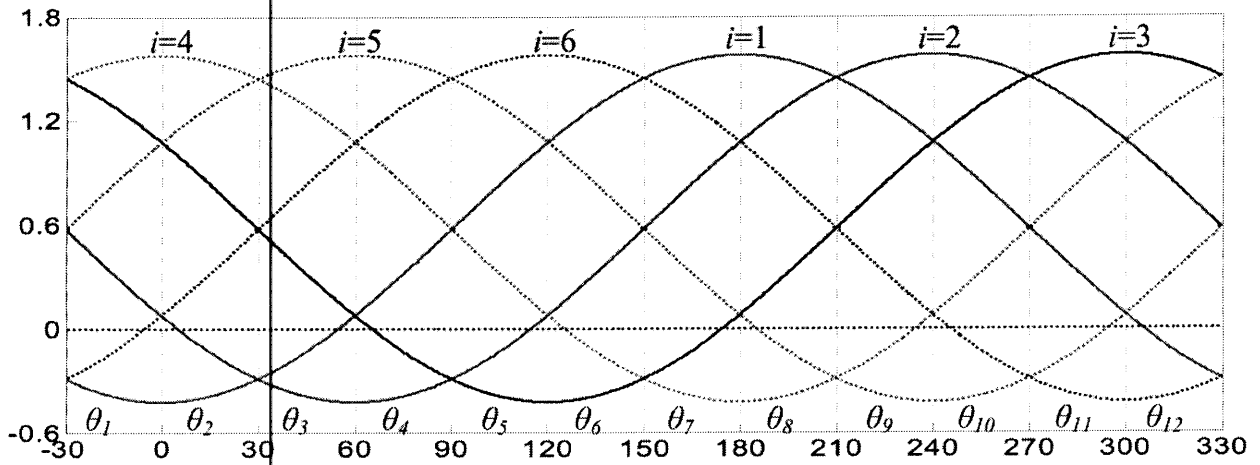


Figure (II.3) : Dérivée de la puissance active dans tous les secteurs.

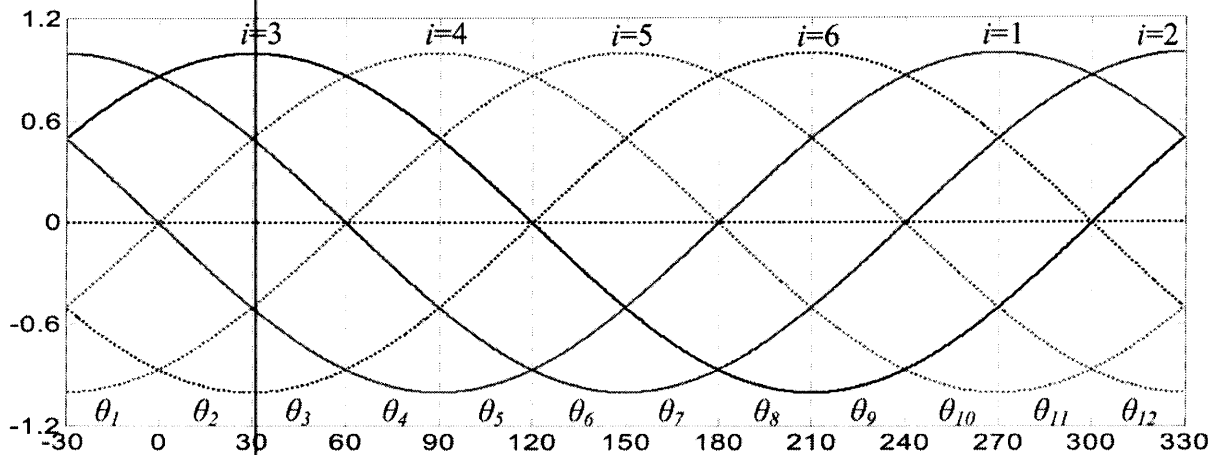


Figure (II.4) : Dérivée de la puissance réactive dans tous les secteurs.

II.3.4. Élaboration de la table de commutation

La synthèse de la table de commutation est basée sur les signes des dérivées des puissances active et réactive dans chaque secteur.

A partir des figures (II.3) et (II.4), pour chaque secteur, le changement de la puissance réactive est positif pour trois vecteurs et négatif pour trois vecteurs. Le signe du changement de la puissance active est positif pour quatre vecteurs et négatif pour deux vecteurs. Par exemple, pour le premier secteur les vecteurs qui influent sur le signe du changement des puissances active et réactive sont résumés dans le Tableau (II.1).

Secteur1 :

Secteurs	$\dot{P} > 0$	$\dot{P} < 0$	$\dot{q} > 0$	$\dot{q} < 0$
1	v_2, v_3, v_4, v_5	v_1, v_6	v_1, v_2, v_3	v_4, v_5, v_6

Tableau (II.1) : Changement des puissances active et réactive dans le secteur 1.

Le choix du vecteur de tension à appliquer est basé sur la connaissance des signaux de sortie d'hystérésis, en plus de dérivés des puissances active et réactive. Pour chaque combinaison des signaux de sortie d'hystérésis, S_p et S_q , on applique les vecteurs de tension qui provoquent la réduction de l'écart entre les puissances de référence et les puissances réelles. Par exemple, les vecteurs de tension choisis pour le secteur 1, sont montrés dans le Tableau (II.2).

Secteur 1		\dot{q}	
		$> 0 \leftrightarrow S_q = 1$	$< 0 \leftrightarrow S_q = 0$
\dot{p}	$> 0 \leftrightarrow S_p = 1$	v_2, v_3	v_4, v_5
	$< 0 \leftrightarrow S_p = 0$	v_1	v_6

Tableau (II.2) : vecteurs de tension choisis pour le secteur 1.

Le choix des vecteurs de tension pour tous les secteurs est détaillé dans l'annexe [A].

Le tableau (II.3) présente les vecteurs à appliquer pour tous les secteurs.

S_p	S_q	θ_1	θ_2	θ_3	θ_4	θ_5	θ_6	θ_7	θ_8	θ_9	θ_{10}	θ_{11}	θ_{12}
1	0	v_5	v_6	v_6	v_1	v_1	v_2	v_2	v_3	v_3	v_4	v_4	v_5
1	1	v_3	v_4	v_4	v_5	v_5	v_6	v_6	v_1	v_1	v_2	v_2	v_3
0	0	v_6	v_1	v_1	v_2	v_2	v_3	v_3	v_4	v_4	v_5	v_5	v_6
0	1	v_1	v_2	v_2	v_3	v_3	v_4	v_4	v_5	v_5	v_6	v_6	v_1

Tableau (II.3) : Table de commutation de la DPC adaptée.

II.4. Simulation numérique

La commande directe de puissance du redresseur à MLI utilisant la table de commutation prédéfinie (II.3) a été simulée à l'aide du logiciel Matlab/Simulink™.

Le schéma Simulink de la cascade réseau-redresseur-charge avec sa commande est indiqué à la figure (II.5) et les sous blocs Simulink du réseau et du redresseur sont donnés par les figures (II.6) et (II.7) respectivement.

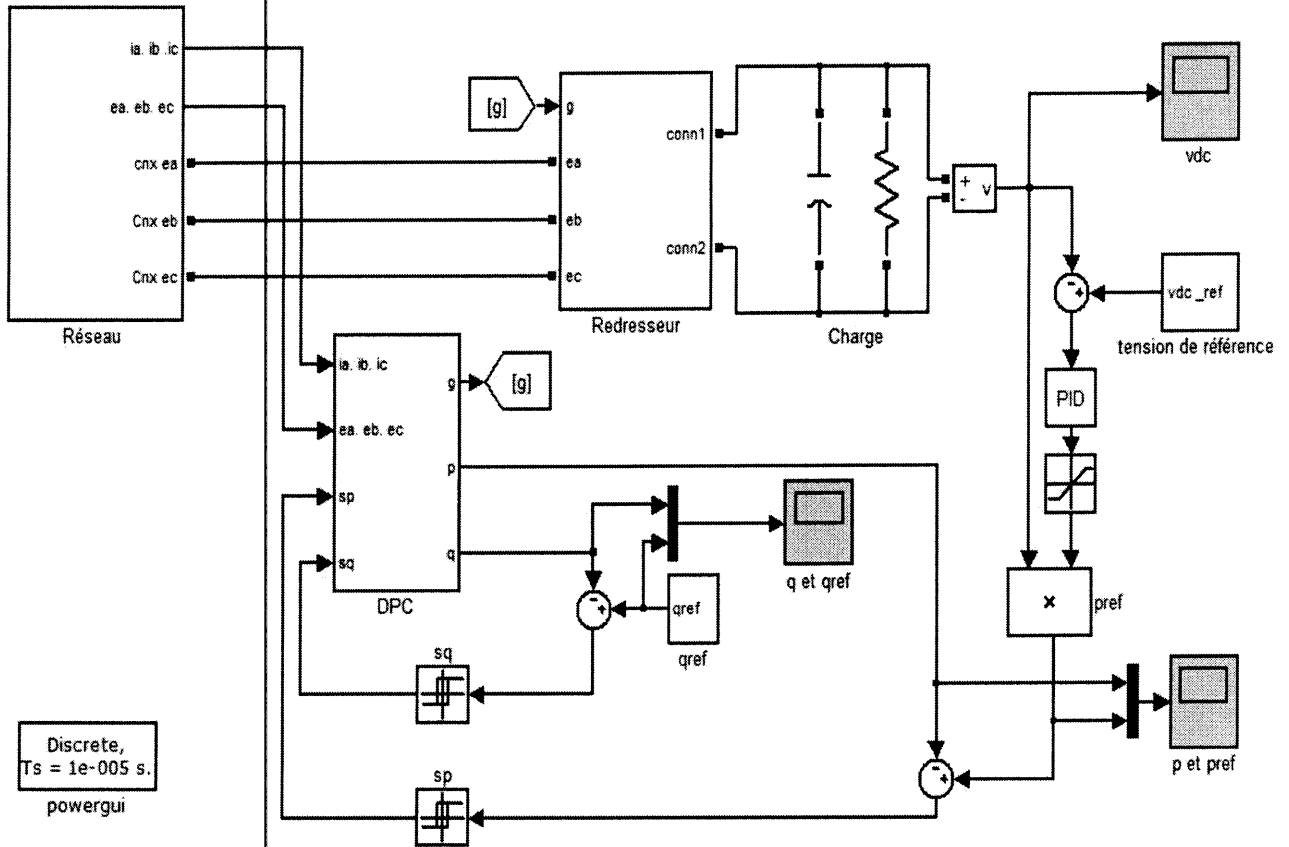


Figure (II.5) : Schéma Simulink de la cascade avec sa commande

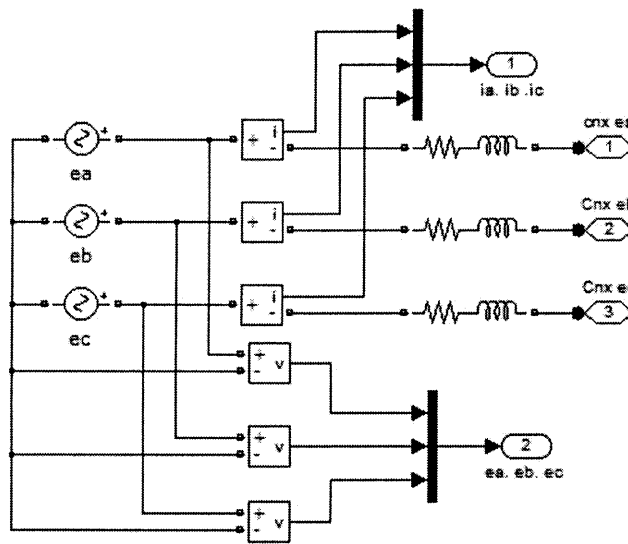


Figure (II.6) : Schéma Simulink du réseau triphasé.

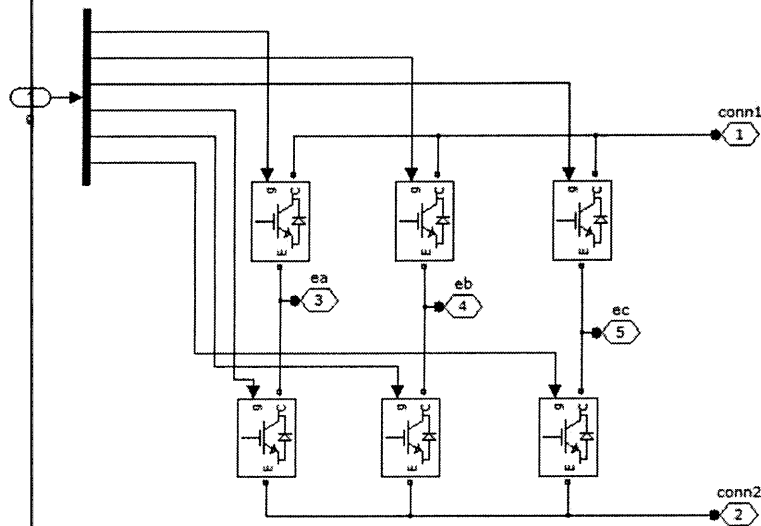


Figure (II.7) : Schéma Simulink du redresseur triphasé à deux niveaux

Les paramètres du circuit électrique ainsi que les données de la commande utilisés en simulation sont mentionnés dans le tableau (II.4).

Résistance de ligne R	0.56Ω
Inductance de ligne L	0.02 H
Capacité du bus continue C	0.002 F
Résistance de la charge R_{ch}	175Ω
Amplitude maximale de tension de réseau E_m	$200\sqrt{2} \text{ V}$
Tension de référence v_{dc_ref}	600 V
Fréquence de réseau f	50 Hz
Paramètre K_p du régulateur PI	0.2
Paramètre K_i du régulateur PI	1
Période d'échantillonnage T_e	10^{-5}

Tableau (II.4) : Paramètres du circuit électrique et données de la commande.

II.4.1. Résultats et interprétations

La figure (II.8) montre les performances du redresseur commandé par DPC . On remarque que la tension du bus continu v_{dc} suit sa référence après un régime transitoire d'environ 0.09s (figures II.8.a), on remarque aussi que chacune des puissances instantanées active et réactive suit sa référence après un régime transitoire de 0.05s et 0.025s respectivement (figure II.8.b et II.8.c). Le courant absorbé possède une forme quasi sinusoïdale et il est en phase avec la tension de ligne (figure II.8.d), ce qui est en accord avec le fait que la puissance réactive est nulle. Son THD est de

5.67% (figure II.8.d).

La figure (II.9) montre un test de variation de la tension de référence de 600 V à 700 V à $t=0.5s$. On remarque qu'après une courte durée transitoire, la tension du bus continu et la puissance active suivent leurs nouvelles références (figure II.9.a et II.9.b). La puissance réactive est maintenue nulle (figures II.9.c). Le courant est toujours de forme quasi sinusoïdale et en phase avec la tension de ligne, mais son amplitude a légèrement augmenté en conséquence de l'augmentation de la puissance active (figures II.9.d).

La figure (II.10) montre un test de variation de la puissance réactive de référence de 0 à 1000VAR à $t=1s$. On remarque que la puissance réactive suit sa nouvelle référence (figure II.10.c). Le courant a toujours sa forme quasi sinusoïdale mais avec un déphasage par rapport à la tension de ligne (figure II.10.d). La tension du bus continu et la puissance active ne sont pas affectés par le changement de la puissance réactive (figures II.10.a et II.10.b)

La figure (II.11) montre le test d'un défaut de diminution d'amplitude de tension de la première phase du réseau de $220\sqrt{2}$ V à 180 V. On remarque que la tension continue ainsi que les puissances active et réactive suivent leurs références (figure II.11.a , II.11.b et II.11.c respectivement) . Le courant de ligne se déforme et son THD augmente de 5.67% à 17.01% (figure II.11.d).

La Figure (II.12) montre le test d'un défaut de déphasage de 30° dans la tension de la première phase du réseau. On remarque que la tension continue ainsi que les puissances active et réactive suivent toujours leurs références (figure II.12.a, II.12.b et II.12.c respectivement). Le courant se déforme à cause de ce déséquilibre et son THD augmente de 5,67% à 18,43% (figure II.12.d).

Les figures (II.13) et (II.14) montrent les tests de variation des paramètres R et L du filtre entre le réseau et le redresseur. A $t=0.5s$ on provoque un changement dans les valeurs de R et de L respectivement (augmentation de 30% pour R et diminution de 30% pour L). On constate que ce changement n'a aucune influence sur la commande, ce qui confirme la robustesse de cette dernière vis-à-vis des paramètres R et L .

La figure (II.15) montre l'effet de la largeur de la bande d'hystérésis sur le taux de distorsion harmonique (THD). On constate que l'augmentation de la largeur de la bande d'hystérésis provoque l'augmentation du THD du courant de ligne, et la réduction du nombre de commutation des interrupteurs du redresseur.

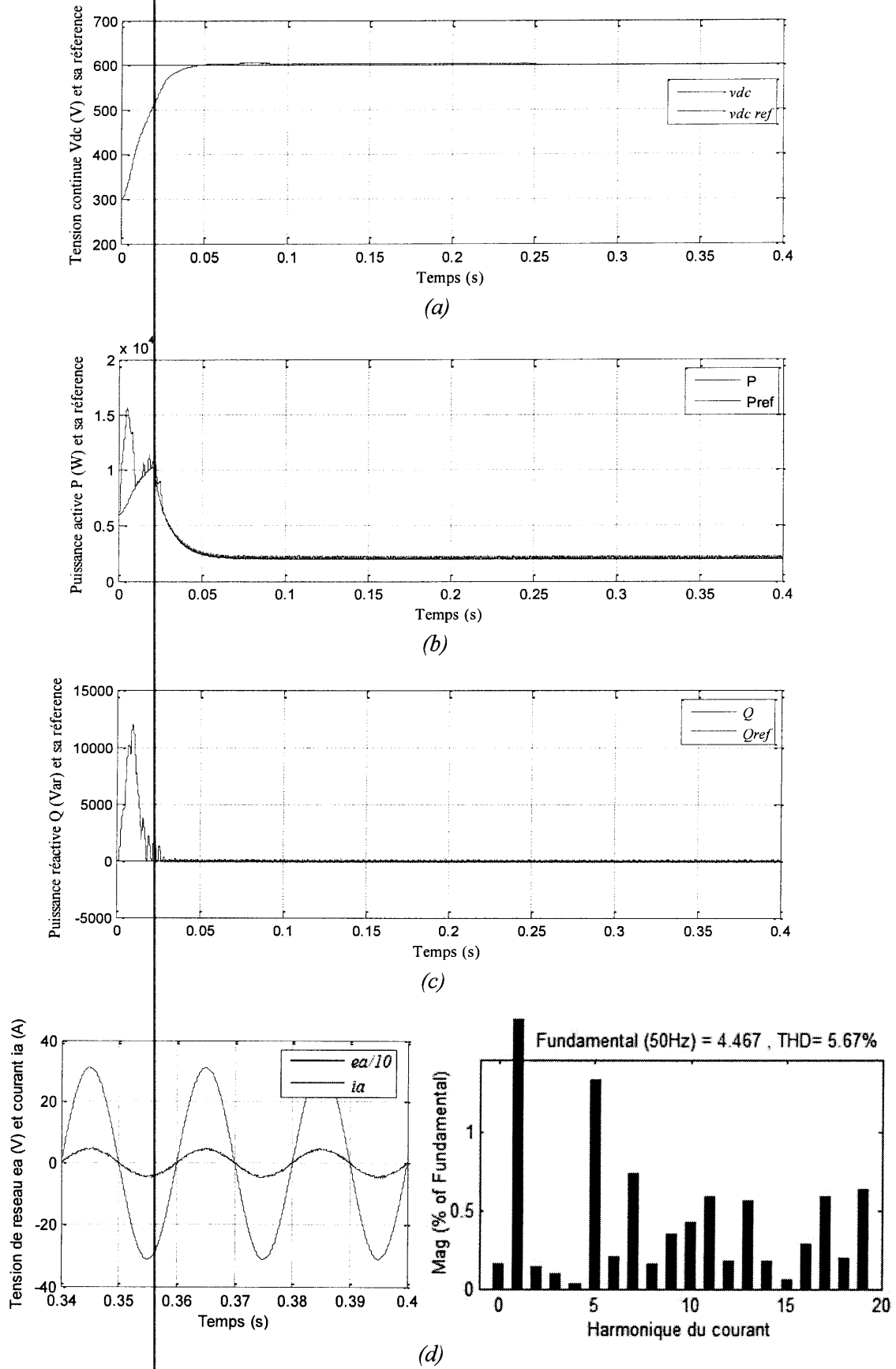


Figure (II.8) : Performances du redresseur commandé par *DPC*.

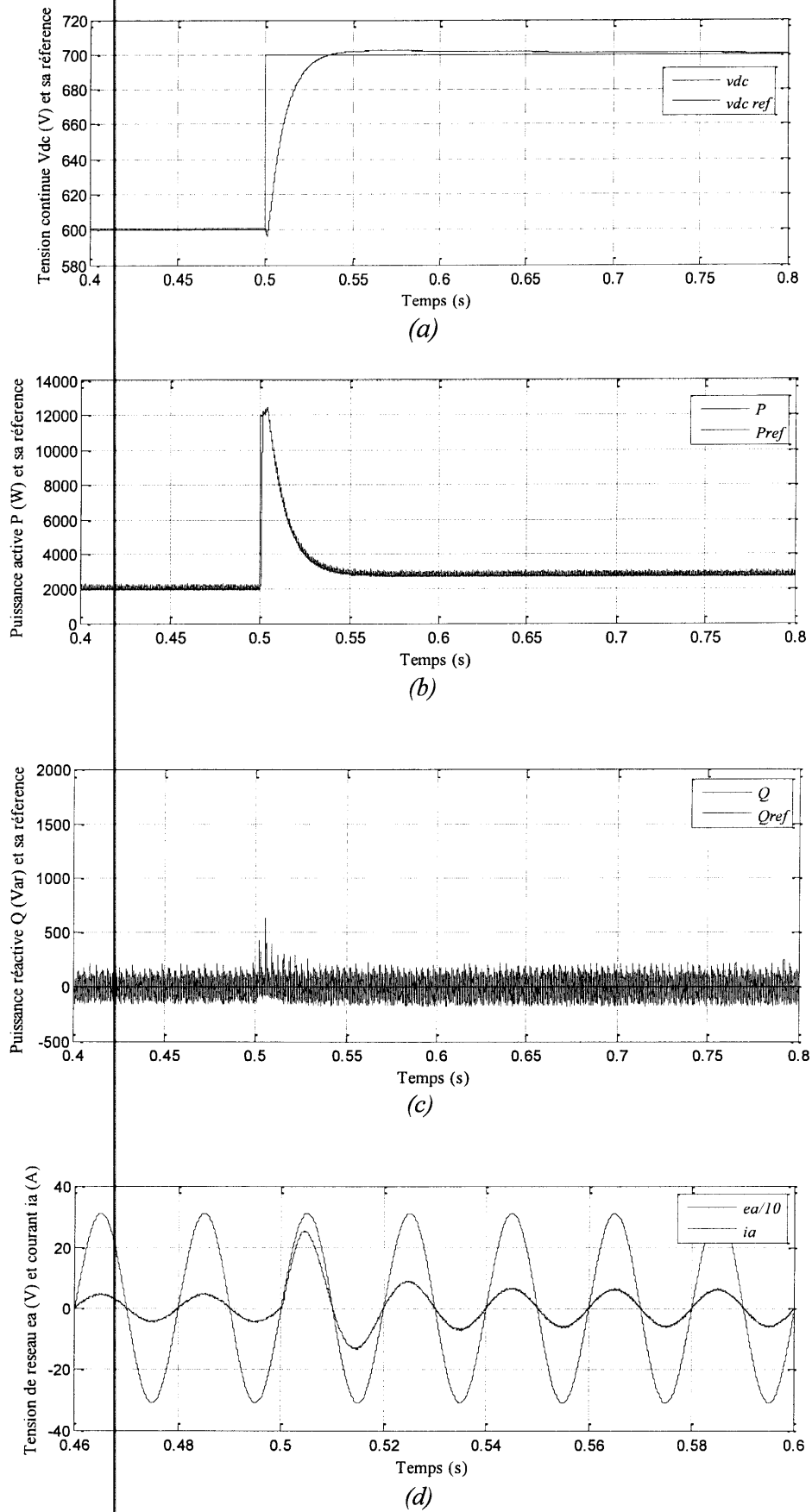


Figure (II.9) : Test de variation de la tension de référence à $t=0,5s$.

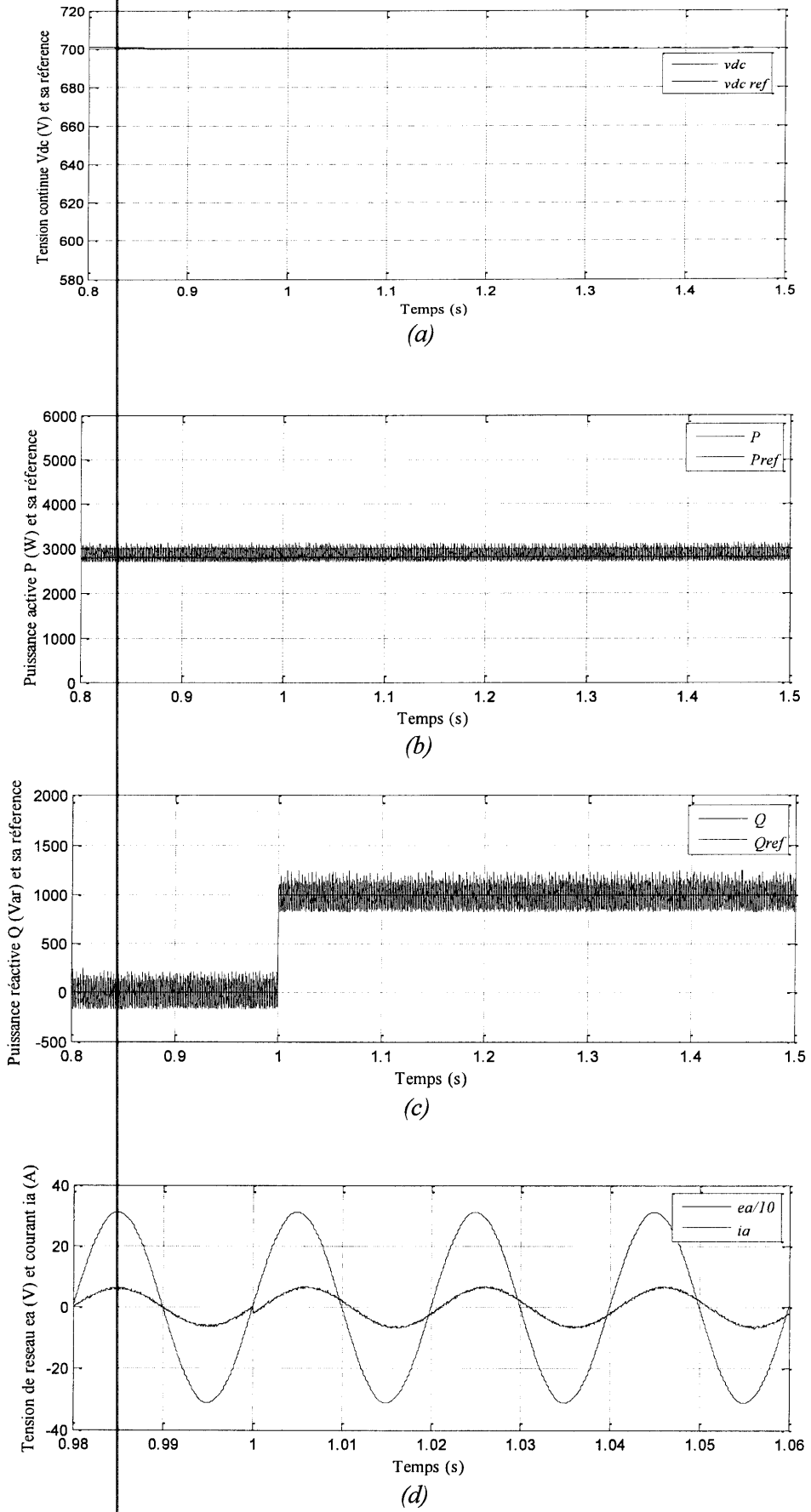


Figure (II.10) : Test de variation de la puissance réactive de référence à $t=1s$.

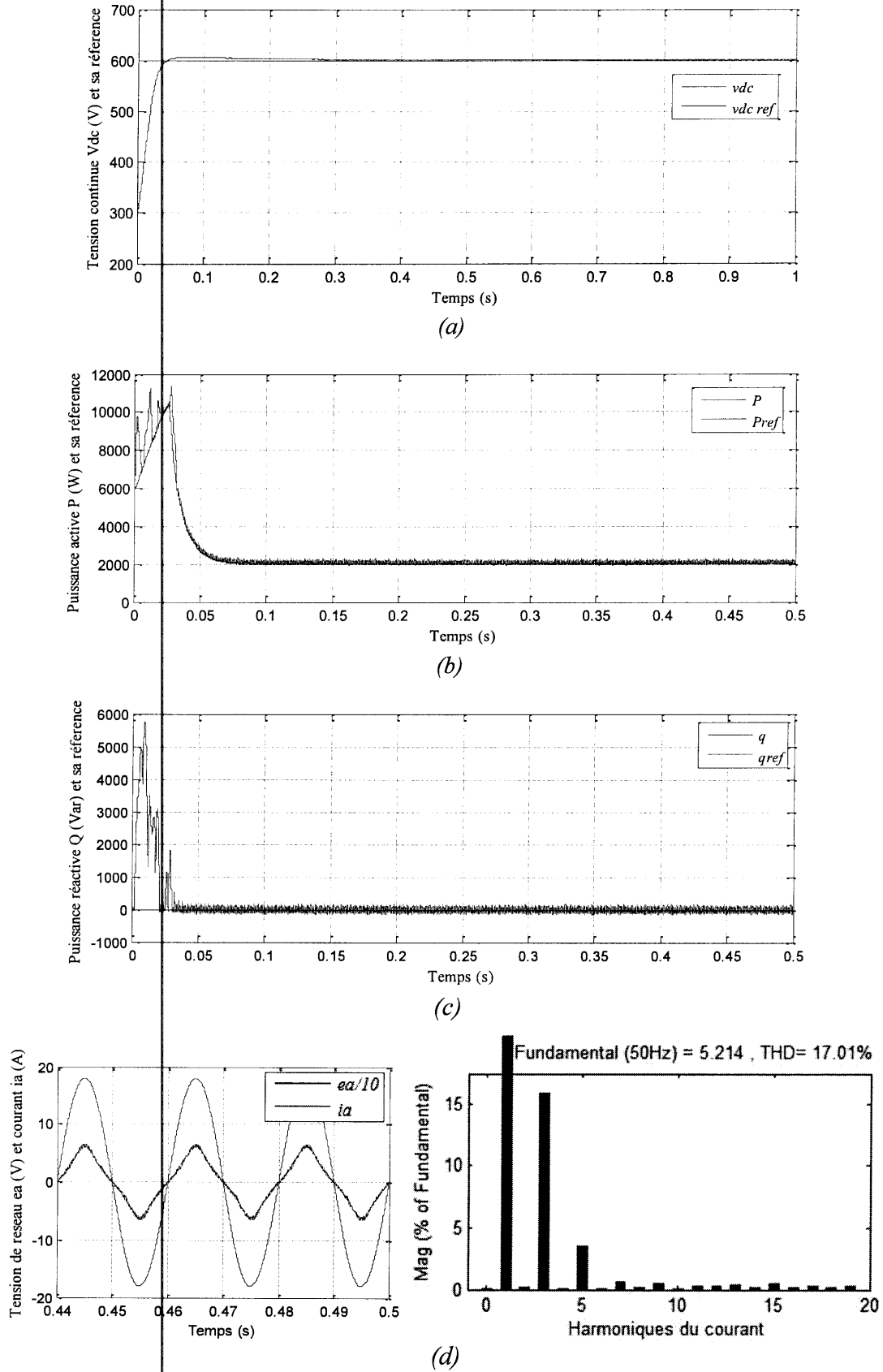


Figure (II.11) : Test d'un défaut de diminution d'amplitude de tension de la première phase du réseau.

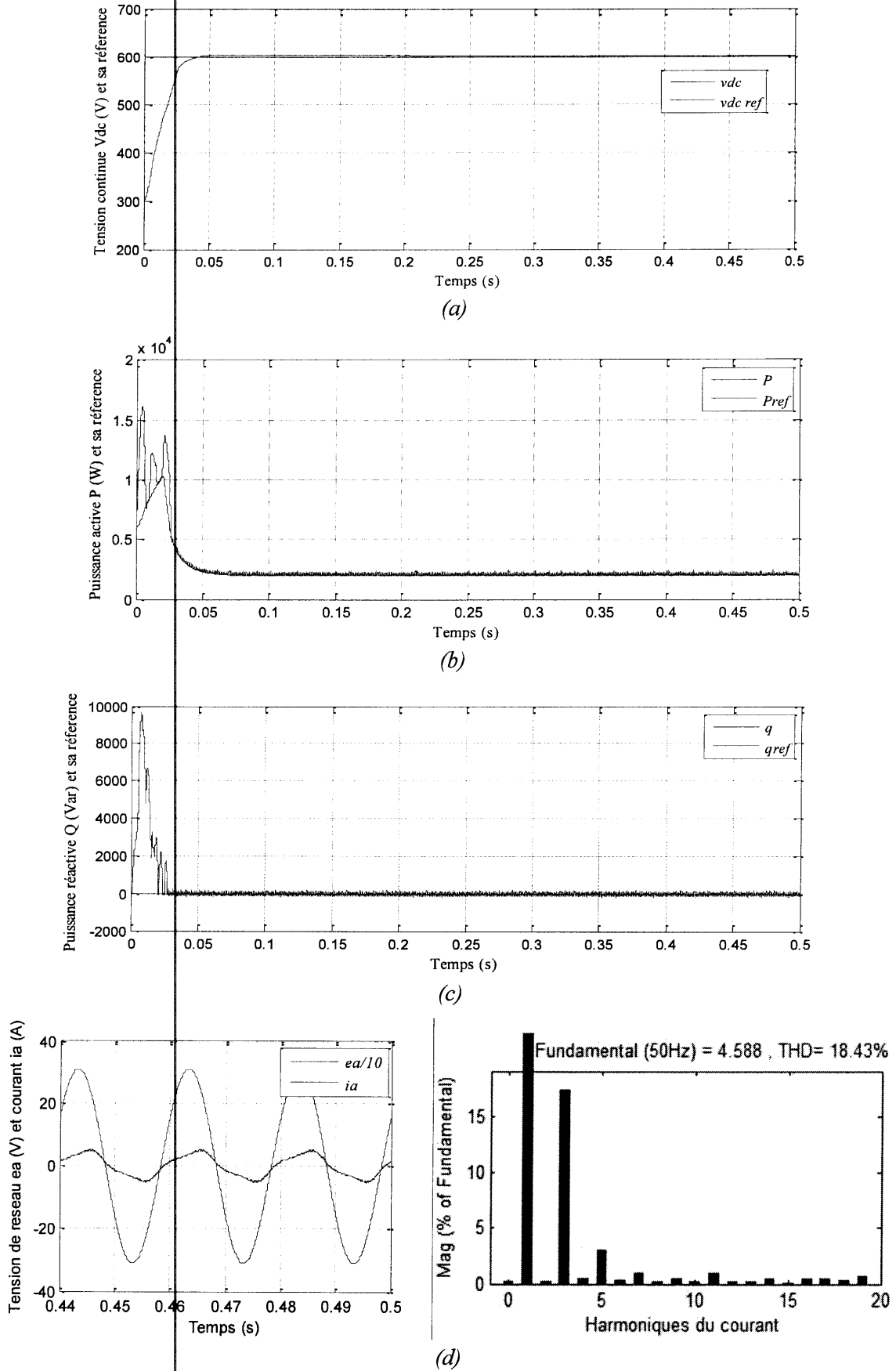


Figure (II.12) : Test d'un défaut de déphasage de 30° dans la tension de la première phase du réseau

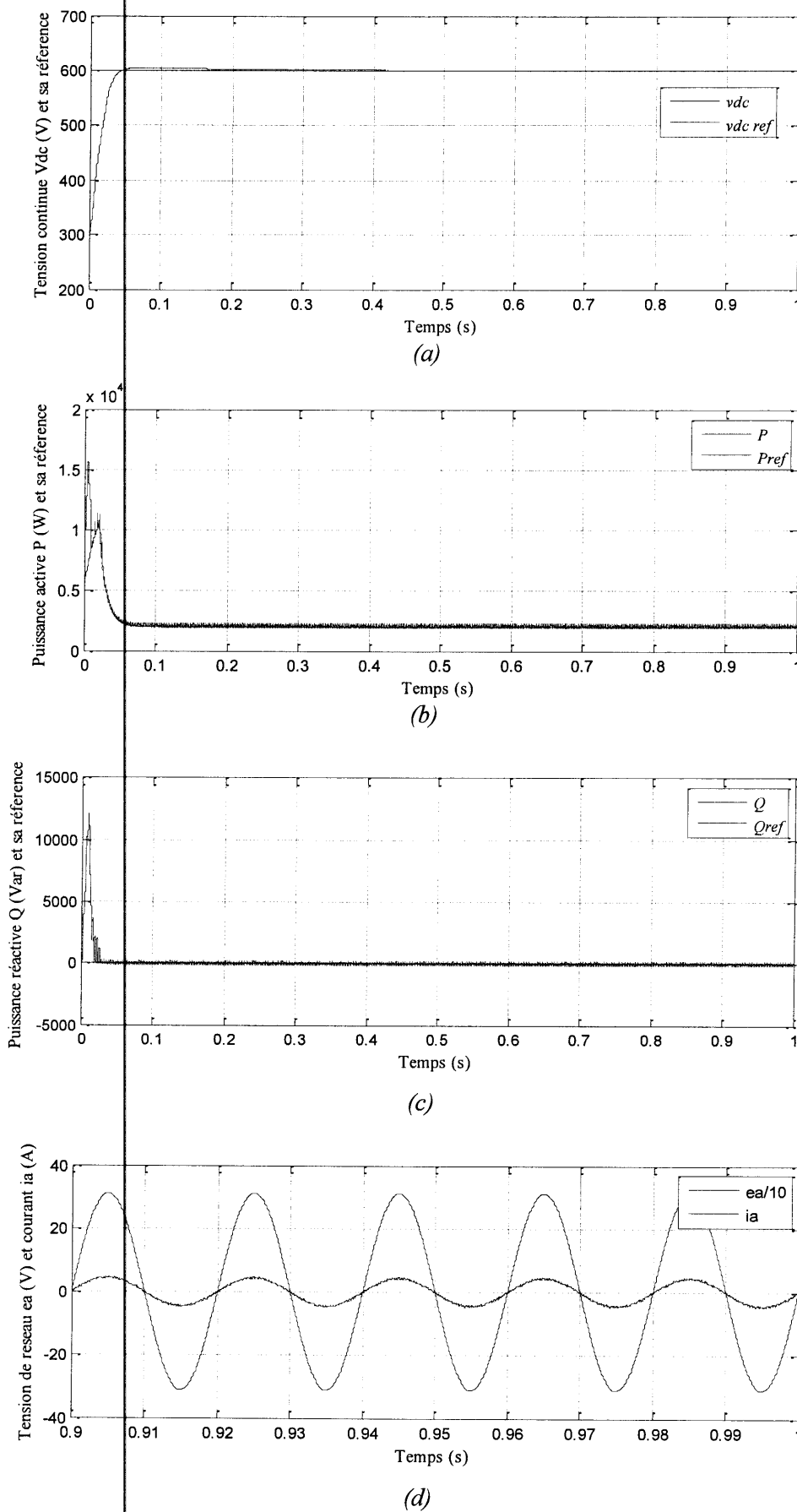


Figure (II.13) : Test de variation de paramètres R du filtre d'entrée du redresseur à $t=0,5$ s.

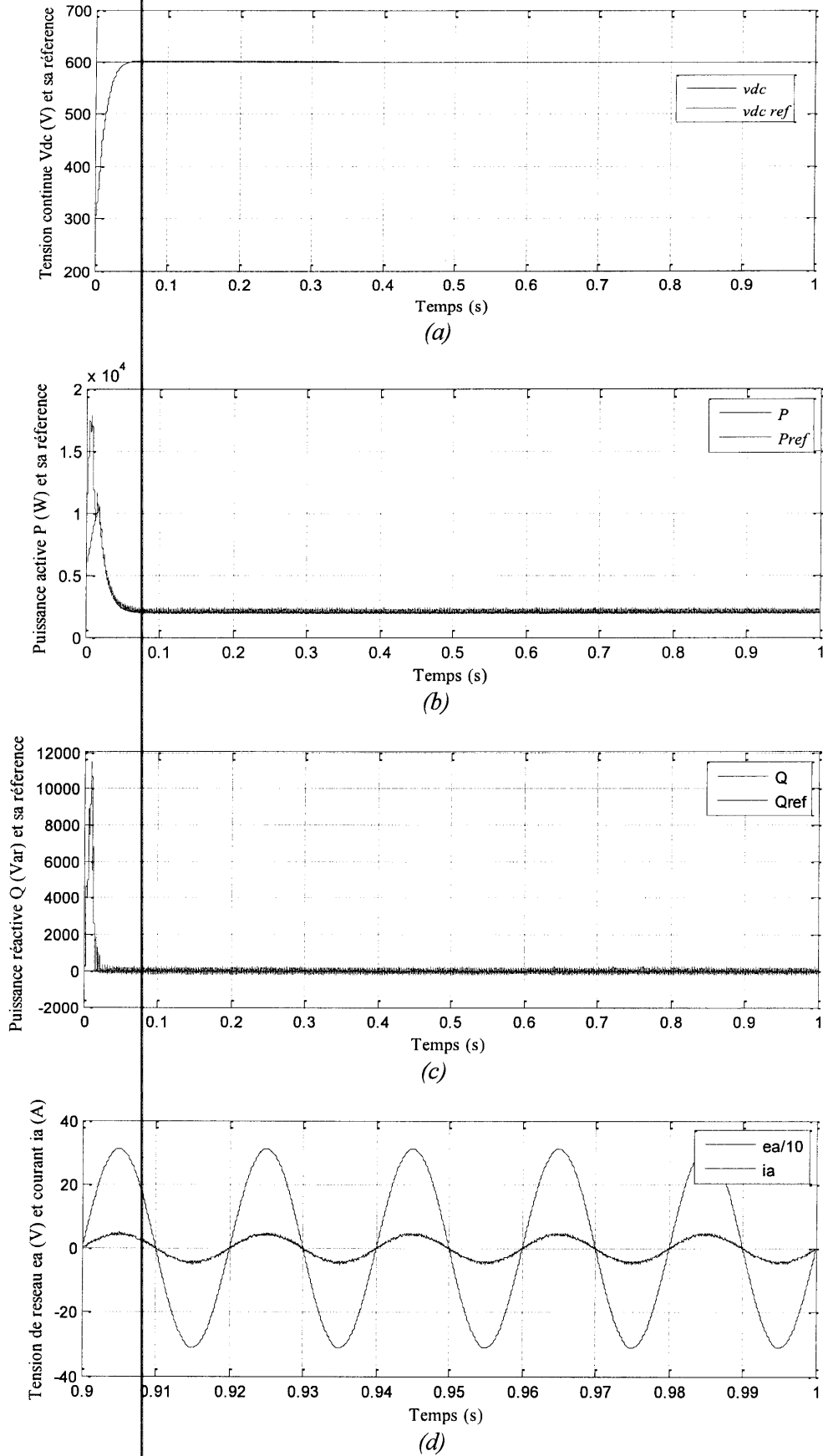
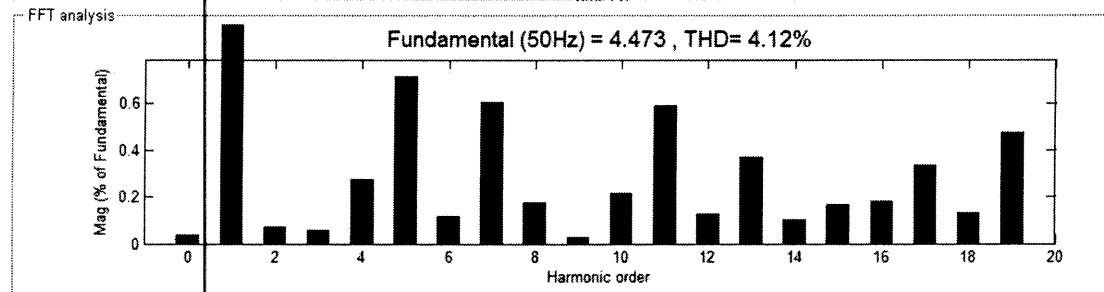
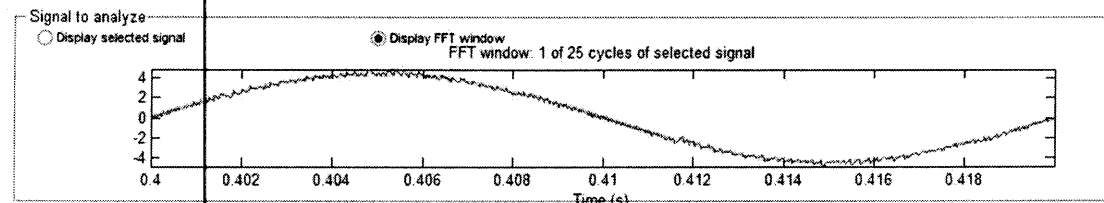
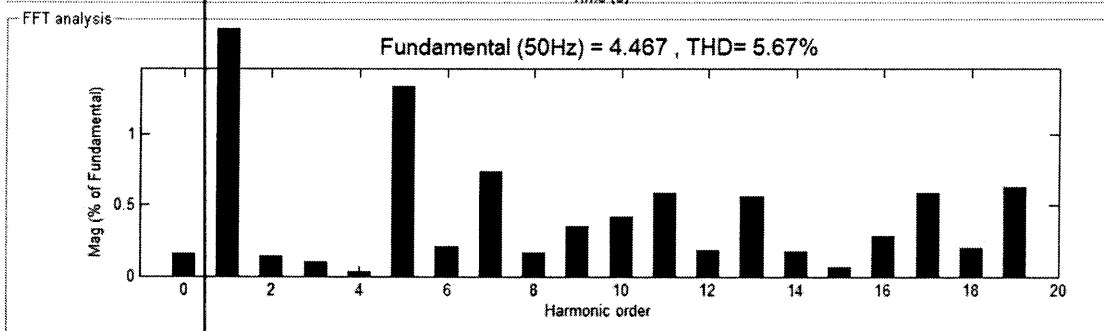
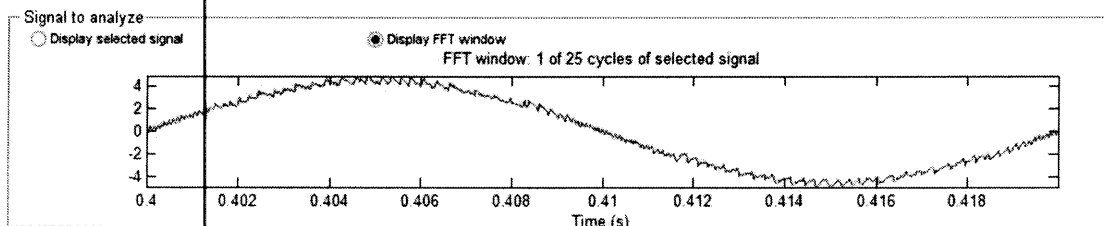


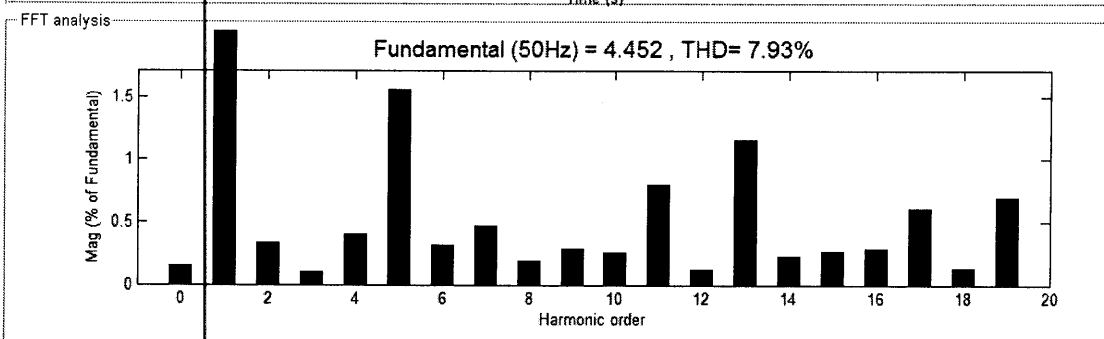
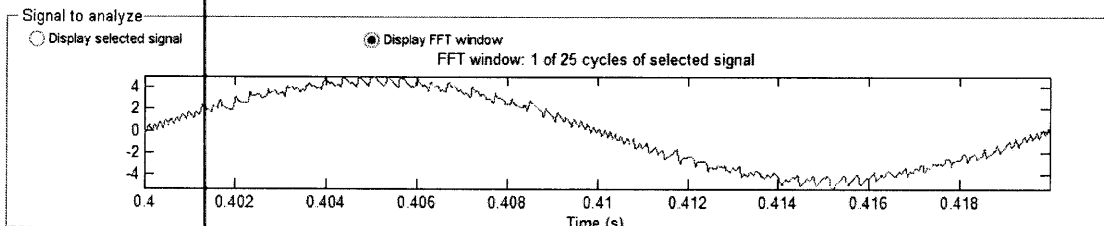
Figure (II.14) : Test de variation de paramètres L du filtre d'entrée du redresseur à $t=0.5s$.



(a) $h_p=40$ W, $h_q=40$ VAR



(b) $h_p=100$ W, $h_q=100$ VAR



(c) $h_p=200$ W, $h_q=200$ VAR

Figure (II.15) : Effet de la largeur de la bande d'hystérésis sur le THD

II.5.conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté, en un premier temps, le principe de la commande directe de puissance utilisant une table de commutation prédéfinie élaborée sur la base de l'étude des variations des puissances active et réactive.

Nous avons examiné cette méthode de commande par une simulation dont les résultats ont été présentés pour différents tests justifiant le bon fonctionnement de cette dernière et qu'elle assure vraiment un découplage parfait entre les puissances active et réactive et garantit aussi l'absorption de courants sinusoïdaux.

Le seul inconvénient de cette méthode est que la fréquence de commutation des interrupteurs du redresseur n'est pas commandable, c'est la raison pour laquelle d'autres méthodes de la commande directe de puissance ont été développées tel que la commande directe prédictive de puissance avec fréquence de commutation constante (*CSF-PDPC*) qu'on va détailler dans le troisième chapitre.

Chapitre III

**Commande directe prédictive de
puissance du redresseur à MLI**

III.1. Introduction

La commande directe de puissance (*DPC*) utilisant une table de commutation prédéfinie, décrites au chapitre II, possède un inconvénient majeur lié à la périodicité des signaux de commande des interrupteurs, qui n'est pas maîtrisable. De plus, elle nécessite une fréquence d'échantillonnage élevée pour obtenir une commande précise et performante des puissances active et réactive. Cependant, cette fréquence d'échantillonnage est souvent limitée par le calculateur numérique mis en œuvre et conduit à un fonctionnement avec une fréquence de commutation variable, dont la fréquence minimale correspond au temps d'exécution de l'algorithme de commande. Pour remédier à cet inconvénient majeur du *DPC* avec table de commutation prédéfinie, il s'avère alors nécessaire de développer une nouvelle configuration permettant d'imposer des critères explicites sur la qualité des puissances commandées. Afin d'atteindre cet objectif, nous proposons dans ce chapitre de combiner le principe du *DPC* avec une stratégie prédictive pour pouvoir imposer préalablement des critères sur la qualité de la commande des puissances instantanées active et réactive. Cette approche s'intitule commande directe prédictive de puissance et s'identifie par le sigle : *PDPC* [1].

Deux manières de combinaison entre la commande directe de puissance et la commande prédictive, conduisant à deux approches de pilotage du redresseur *MLI*, sont élaborées dans cette partie. La première approche est basée sur l'optimisation d'une fonction de performance pour identifier le vecteur de commande optimal à appliquer durant chaque période de commutation. Dans la deuxième approche, la commande choisit deux vecteurs optimaux et un vecteur nul. L'objectif est de calculer les temps d'application des vecteurs optimaux, de façon à minimiser la valeur de la fonction de coût [16].

III.2. Commande directe prédictive de puissance avec fréquence de commutation variable

La commande directe prédictive de puissance *PDPC* est proposée afin d'améliorer la commande directe de puissance. L'idée principale est de minimiser une fonction coût, cette fonction est basée sur la somme quadratique des écarts entre les puissances active et réactive et leurs valeurs prédites. Les futures valeurs des puissances sont calculées en utilisant un modèle temporel discret. Les puissances active et réactive sont directement commandées en sélectionnant l'état de commutation optimal dans le but d'obtenir une meilleure convergence des puissances active et réactive vers leurs références respectives [16].

La configuration globale de la *PDPC* du redresseur *MLI* est illustrée sur la figure (III.1).

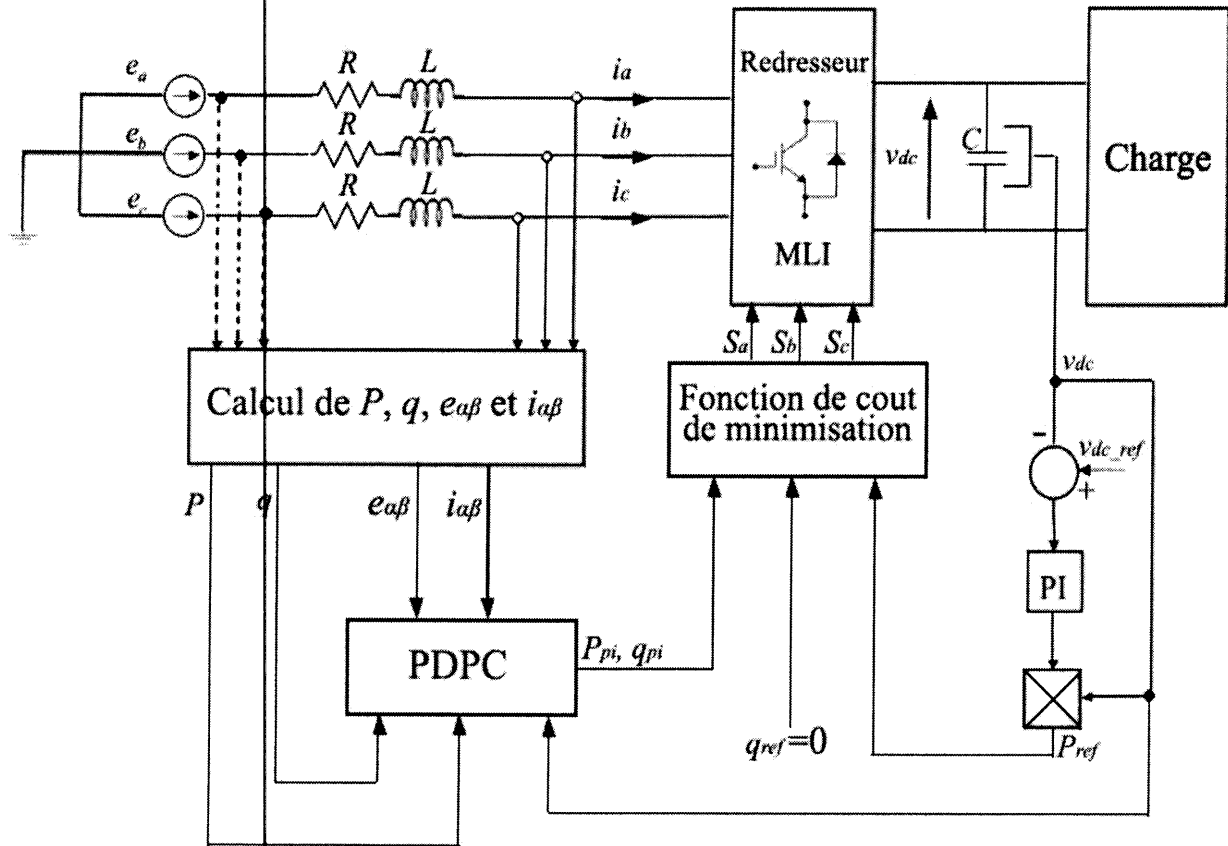


Figure (III.1) : La configuration globale de la PDPC.

III.2.1. Modèle prédictif du redresseur à MLI commandé en puissance

Toute stratégie de contrôle fondée sur une approche prédictive est basée essentiellement sur la prédiction de la grandeur de commande au début de chaque période d'échantillonnage, pour l'appliquer durant cette période, dont l'objectif est d'atteindre les performances souhaitées. La prédiction s'articule autour de la grandeur de référence à suivre, la valeur actuelle de la variable à commander (sortie) et les paramètres intervenant dans la dynamique du système. Afin d'élaborer un algorithme de commande directe de puissance combiné avec une approche prédictive, il est indispensable tout d'abord d'établir un modèle prédictif du redresseur triphasé à MLI commandé à l'aide des puissances instantanées active et réactive. La démarche qui mène à cet objectif est détaillée dans les étapes qui suivent [17].

Dans un repère stationnaire (α - β), et pour un système triphasé équilibré, les puissances instantanées active et réactive sont données par les expressions suivantes :

$$p = e_{\alpha} \cdot i_{\alpha} + e_{\beta} \cdot i_{\beta} \tag{III.1}$$

$$q = e_{\beta} \cdot i_{\alpha} - e_{\alpha} \cdot i_{\beta} \tag{III.2}$$

Les dérivés de ces puissances sont données par :

$$\begin{cases} \frac{dp}{dt} = (e_\alpha \frac{di_\alpha}{dt} + \frac{de_\alpha}{dt} i_\alpha) + (e_\beta \frac{di_\beta}{dt} + \frac{de_\beta}{dt} i_\beta) \\ \frac{dq}{dt} = (e_\beta \frac{di_\alpha}{dt} + \frac{de_\beta}{dt} i_\alpha) - (e_\alpha \frac{di_\beta}{dt} + \frac{de_\alpha}{dt} i_\beta) \end{cases} \quad (\text{III.3})$$

On a l'équation des variations des courants du réseau dans la repère $(\alpha-\beta)$:

$$\begin{cases} \frac{di_\alpha}{dt} = \frac{1}{L} (e_\alpha - v_\alpha - Ri_\alpha) \\ \frac{di_\beta}{dt} = \frac{1}{L} (e_\beta - v_\beta - Ri_\beta) \end{cases} \quad (\text{III.4})$$

Si l'on considère la tension de ligne sinusoïdale est équilibrée, les expressions suivantes peuvent être prises en compte :

$$\begin{cases} \frac{de_\alpha}{dt} = -\omega.e_\beta \\ \frac{de_\beta}{dt} = -\omega.e_\alpha \end{cases} \quad (\text{III.5})$$

En remplaçant les équations (III.4) et (III.5) dans (III.3), on obtient les équations des dérivées de puissance active et réactive en fonction du temps :

$$\frac{dp}{dt} = e_\alpha \left(\frac{1}{L} (e_\alpha - v_\alpha - Ri_\alpha) - \omega i_\beta \right) + e_\beta \left(\frac{1}{L} (e_\beta - v_\beta - Ri_\beta) - \omega i_\alpha \right) \quad (\text{III.6})$$

$$\frac{dq}{dt} = e_\beta \left(\frac{1}{L} (e_\alpha - v_\alpha - Ri_\alpha) + \omega i_\beta \right) - e_\alpha \left(\frac{1}{L} (e_\beta - v_\beta - Ri_\beta) + \omega i_\alpha \right) \quad (\text{III.7})$$

Si la période d'échantillonnage T_e est supposée infiniment faible devant la période du fondamental, et en discrétisant les équations (III.6) et (III.7) il vient donc :

$$\begin{aligned} \frac{\Delta p(k)}{T_e} = & e_\alpha(k) \left(\frac{1}{L} (e_\alpha(k) - v_\alpha(k) - Ri_\alpha(k)) - \omega i_\beta(k) \right) + \\ & e_\beta(k) \left(\frac{1}{L} (e_\beta(k) - v_\beta(k) - Ri_\beta(k)) - \omega i_\alpha(k) \right) \end{aligned} \quad (\text{III.8})$$

$$\frac{\Delta q(k)}{T_e} = e_\beta(k) \left(\frac{1}{L} (e_\alpha(k) - v_\alpha(k) - Ri_\alpha(k)) + \omega i_\beta(k) \right) - e_\alpha(k) \left(\frac{1}{L} (e_\beta(k) - v_\beta(k) - Ri_\beta(k)) + \omega i_\alpha(k) \right) \quad (\text{III.9})$$

A partir des équations (III.8) et (III.9), les différentiels des puissances active et réactive sont :

$$\Delta p(k) = T_e \left[e_\alpha(k) \left(\frac{1}{L} (e_\alpha(k) - v_\alpha(k) - Ri_\alpha(k)) - \omega i_\beta(k) \right) + e_\beta(k) \left(\frac{1}{L} (e_\beta(k) - v_\beta(k) - Ri_\beta(k)) - \omega i_\alpha(k) \right) \right] \quad (\text{III.10})$$

$$\Delta q(k) = T_e \left[e_\beta(k) \left(\frac{1}{L} (e_\alpha(k) - v_\alpha(k) - Ri_\alpha(k)) + \omega i_\beta(k) \right) + e_\alpha(k) \left(\frac{1}{L} (e_\beta(k) - v_\beta(k) - Ri_\beta(k)) + \omega i_\alpha(k) \right) \right] \quad (\text{III.11})$$

On définit les valeurs prédictives des puissances P_p et q_p comme suit :

$$\begin{cases} P_p = p + \Delta p \\ q_p = q + \Delta q \end{cases} \quad (\text{III.12})$$

En remplaçant les équations (III.10) et (III.11) dans (III.12), les valeurs prédictives des puissances peuvent être exprimées comme suit :

$$P_p = T_e \left[e_\alpha(k) \left(\frac{1}{L} (e_\alpha(k) - v_\alpha(k) - Ri_\alpha(k)) - \omega i_\beta(k) \right) + e_\beta(k) \left(\frac{1}{L} (e_\beta(k) - v_\beta(k) - Ri_\beta(k)) - \omega i_\alpha(k) \right) \right] + p(k) \quad (\text{III.13})$$

$$q_p = T_e \left[e_\beta(k) \left(\frac{1}{L} (e_\alpha(k) - v_\alpha(k) - Ri_\alpha(k)) + \omega i_\beta(k) \right) - e_\alpha(k) \left(\frac{1}{L} (e_\beta(k) - v_\beta(k) - Ri_\beta(k)) + \omega i_\alpha(k) \right) \right] + q(k) \quad (\text{III.14})$$

Les valeurs prédictives des puissances pour un vecteur de commutation donné v_i ($i=0, \dots, 7$) du diagramme vectoriel du redresseur, sont données par :

$$P_{pi} = T_e \left[e_\alpha(k) \left(\frac{1}{L} (e_\alpha(k) - v_{\alpha i}(k) - Ri_\alpha(k)) - \omega i_\beta(k) \right) + e_\beta(k) \left(\frac{1}{L} (e_\beta(k) - v_{\beta i}(k) - Ri_\beta(k)) - \omega i_\alpha(k) \right) \right] + p(k) \quad (\text{III.15})$$

$$q_{pi} = T_e \left[e_{\beta}(k) \left(\frac{1}{L} (e_{\alpha}(k) - v_{\alpha i}(k) - Ri_{\alpha}(k)) + \omega i_{\beta}(k) \right) - \left(e_{\alpha}(k) \left(\frac{1}{L} (e_{\beta}(k) - v_{\beta i}(k) - Ri_{\beta}(k)) + \omega i_{\alpha}(k) \right) \right) \right] + q(k) \quad (\text{III.16})$$

III.2.2. Principe de sélection du vecteur de commande optimal

La commande *PDPC* est basée sur l'application d'un seul vecteur de commande durant une période d'échantillonnage. De ce point, elle est similaire au *DPC* utilisant une table de commutation, sauf que le vecteur de commande appliqué cette fois-ci est choisi autrement, en minimisant une fonction quadratique des erreurs des puissances [8].

Dans le cas idéal, la convergence des puissances commandées active et réactive vers leurs consignes est atteinte si la condition ci-dessous est vérifiée :

$$\begin{cases} \varepsilon_{pi} = p_{ref} - p_{pi} = 0 \\ \varepsilon_{qi} = q_{ref} - q_{pi} = 0 \end{cases} \quad (\text{III.17})$$

Alors, la fonction de performance à optimiser est formulée par l'équation objective suivante :

$$f_i = \sqrt{\varepsilon_{pi}^2 + \varepsilon_{qi}^2} \quad (\text{III.18})$$

Avec : ($i= 0, \dots, 7$)

Cette fonction sera calculée pour chaque vecteur de commutation, et le vecteur qui minimise cette fonction sera alors choisi.

III.2.3. Simulation numérique

L'étude en simulation de cette approche de la commande directe prédictive de puissance du redresseur à *MLI* triphasé, basée sur la sélection du vecteur de commande optimal, est réalisée à l'aide de l'outil de simulation Matlab/Simulink™.

Le schéma Simulink de la cascade avec sa commande est indiqué à la figure (III.2).

Les paramètres du circuit électrique ainsi que les données de la commande utilisés en simulation sont les mêmes que ceux utilisés dans le chapitre précédent (annexe B).

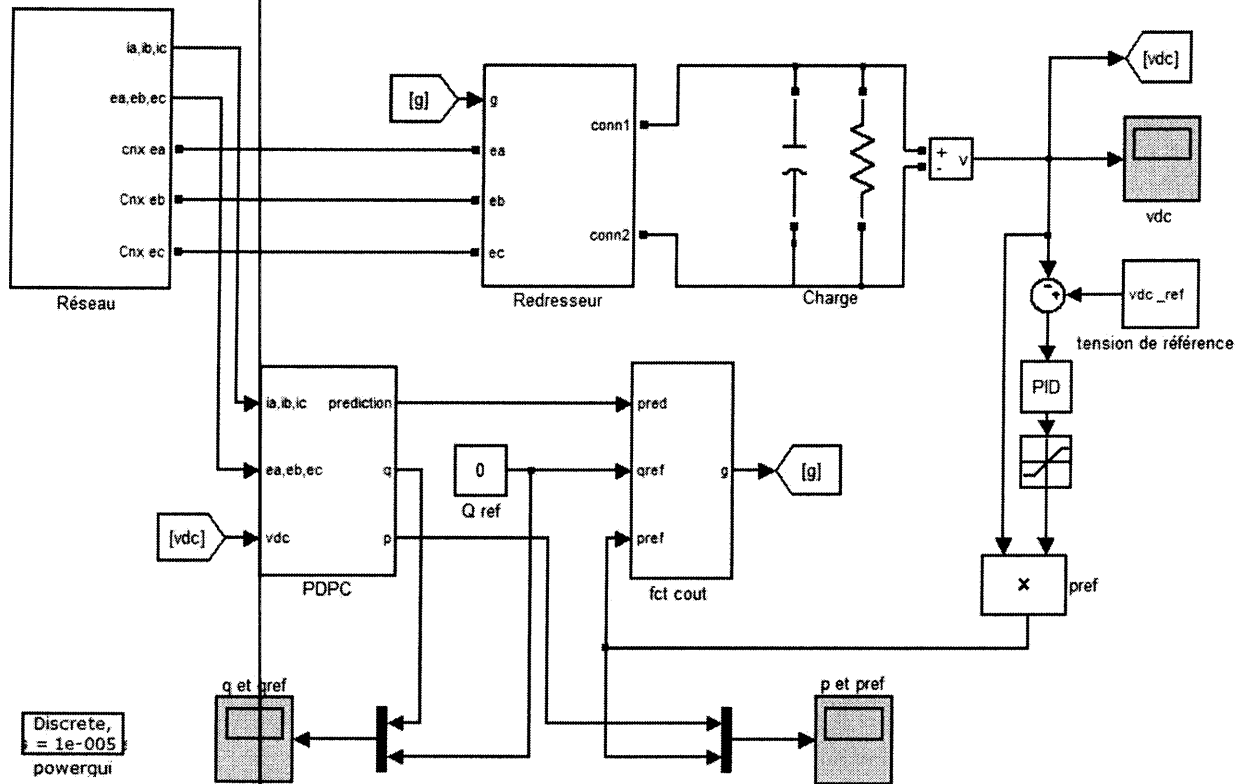


Figure (III.2) : Schéma Simulink de la PDPC.

III.2.3.1. Résultats et interprétations

La figure (III.3) montre les performances du redresseur commandé par PDPC pour une tension de référence de 600V. On note le bon contrôle de la puissance active et réactive qui suivent leurs références. Le courant de ligne possède une forme quasi sinusoïdale et il est en phase avec la tension de ligne. Son THD a diminué à 1,54% par rapport aux résultats de la DPC.

Les figures (III.4) et (III.5) montrent les tests de variation de la tension de référence (à $t=0.5s$) et de la puissance réactive de référence (à $t=1s$) respectivement. On constate que la variation de la tension de référence n'a aucune influence sur la poursuite des puissances active et réactive. La variation de la puissance réactive de référence provoque un déphasage du courant de ligne par rapport à la tension de ligne.

Les figures (III.6) et (III.7) montrent les tests de défaut de diminution d'amplitude et de déphasage de la tension du réseau respectivement. Ces défauts de déséquilibre dans la tension du réseau provoquent la déformation du courant et l'augmentation de son taux d'harmonique THD.

Les figures (III.8) et (III.9) montrent les tests d'augmentation de paramètres R et de diminution de paramètres L du filtre d'entrée du redresseur respectivement. On remarque que la commande est robuste vis à vis de ces changements des paramètres.

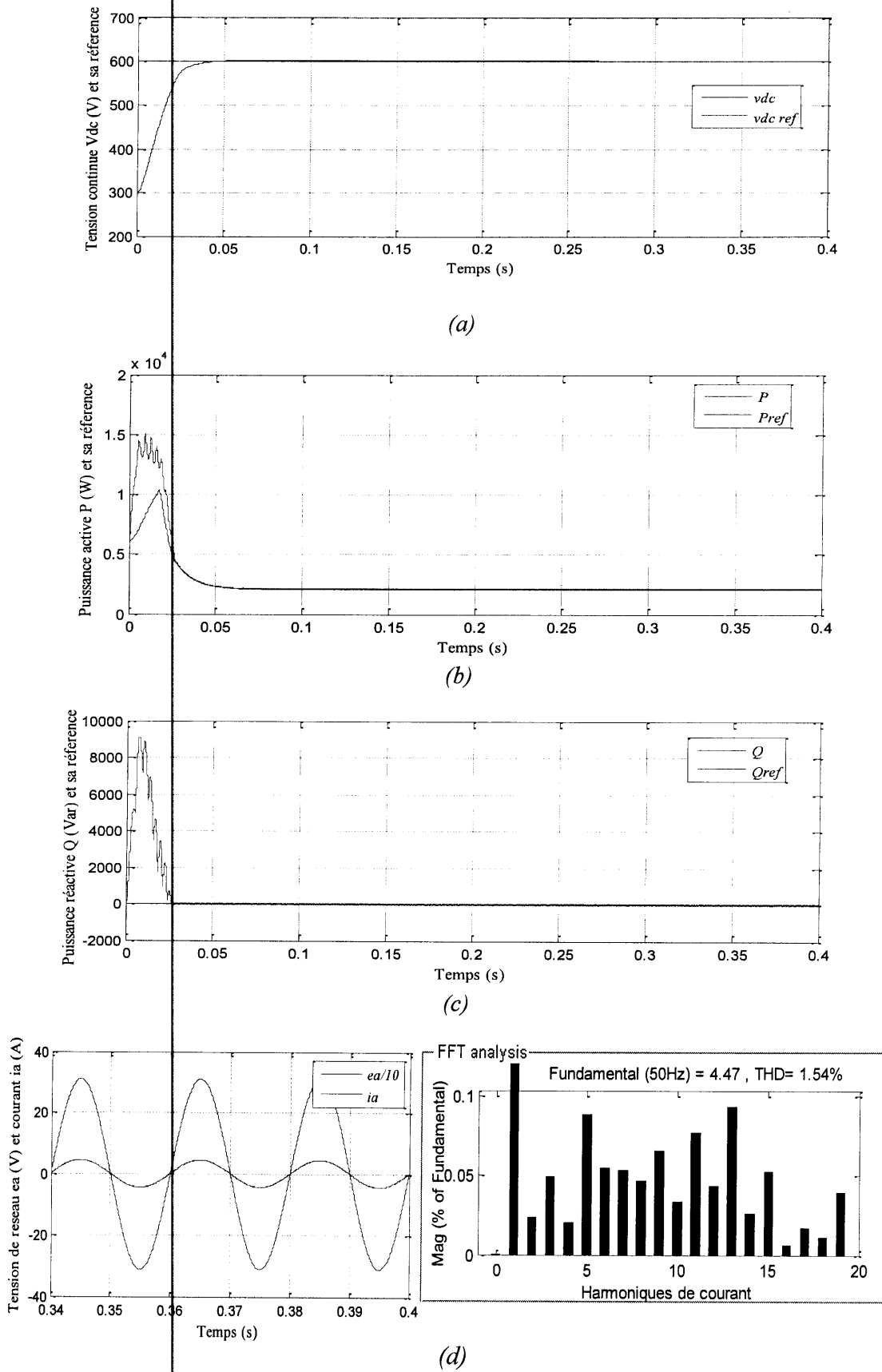


Figure (III.3) : Performances du redresseur commandé par PDPC.

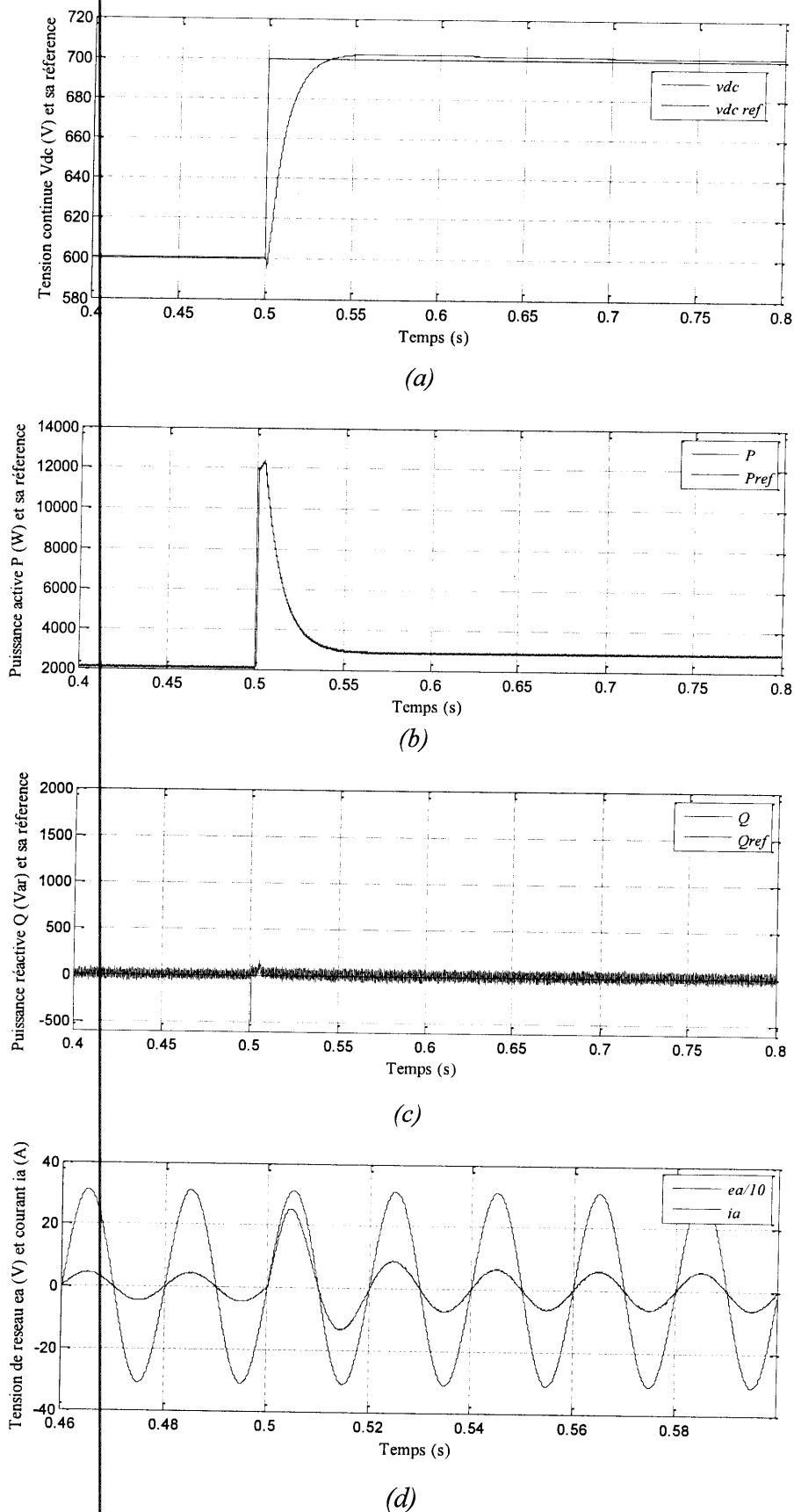


Figure (III.4) : Test de variation de la tension de référence de 600 V à 700 V à $t=0,5s$.

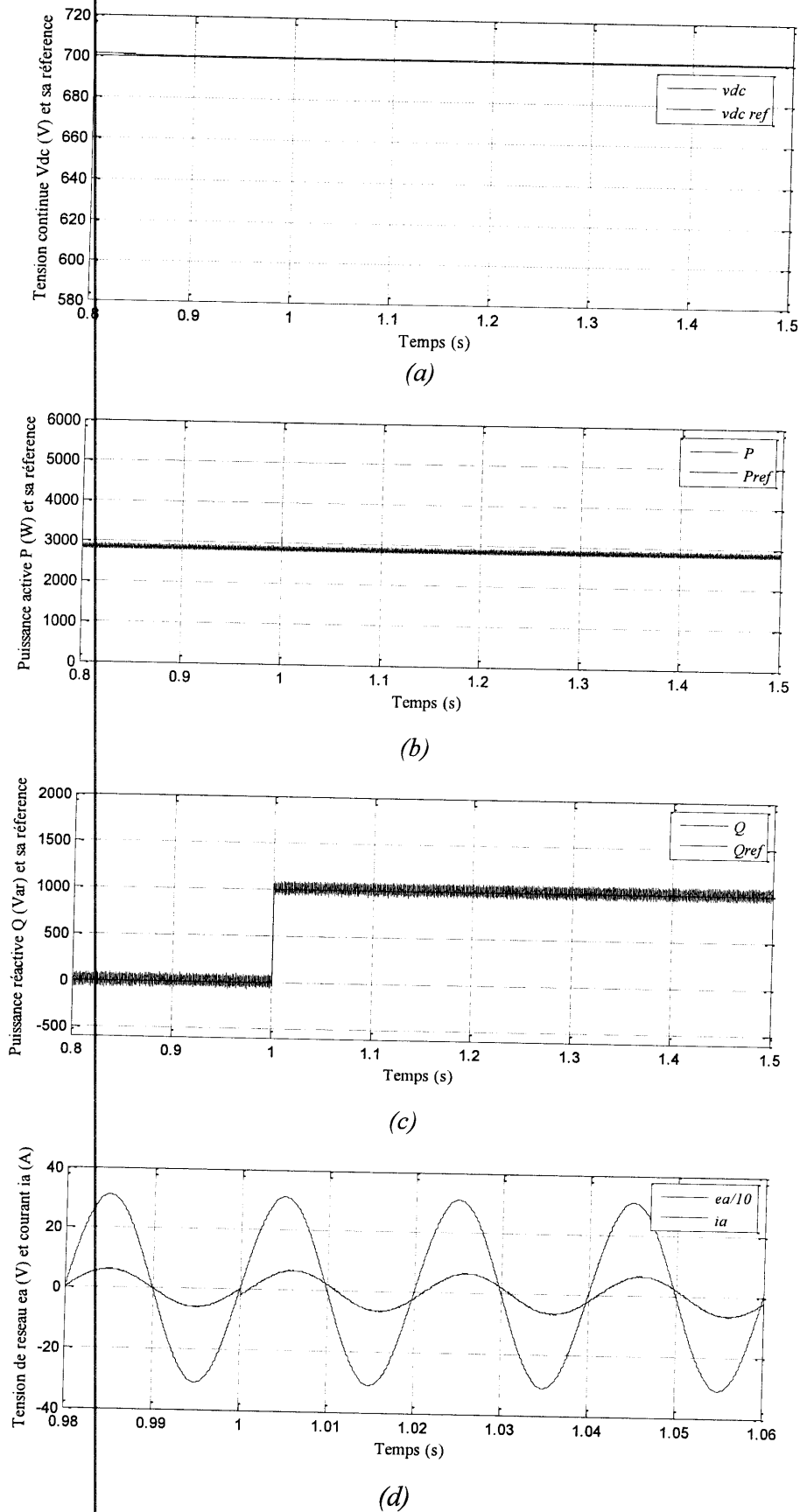


Figure (III.5) : Test de variation de la puissance réactive de référence de 0 à 1000VAR à $t=1s$.

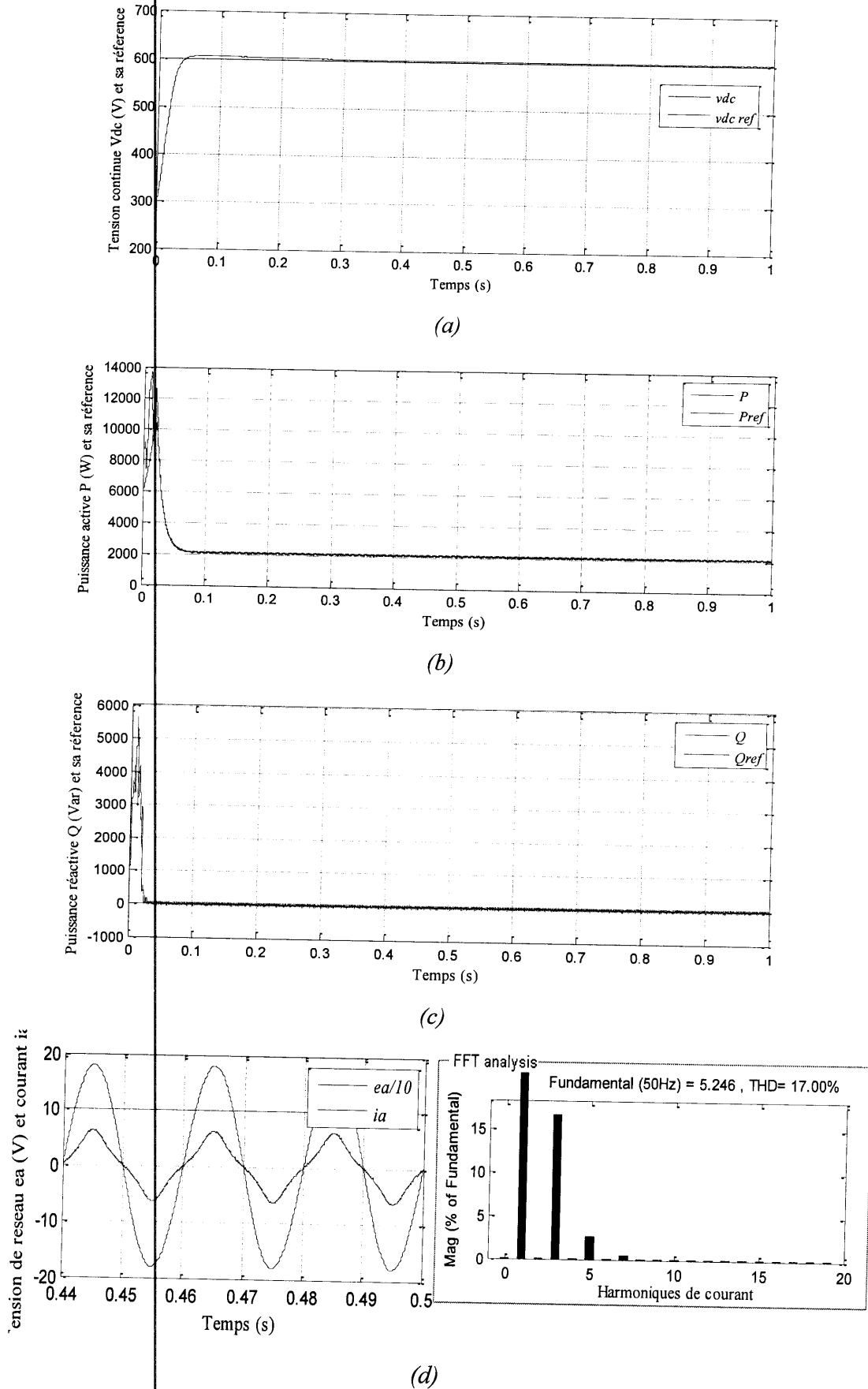


Figure (III.6) : Test d'un défaut de diminution de l'amplitude de tension de la première phase du réseau.

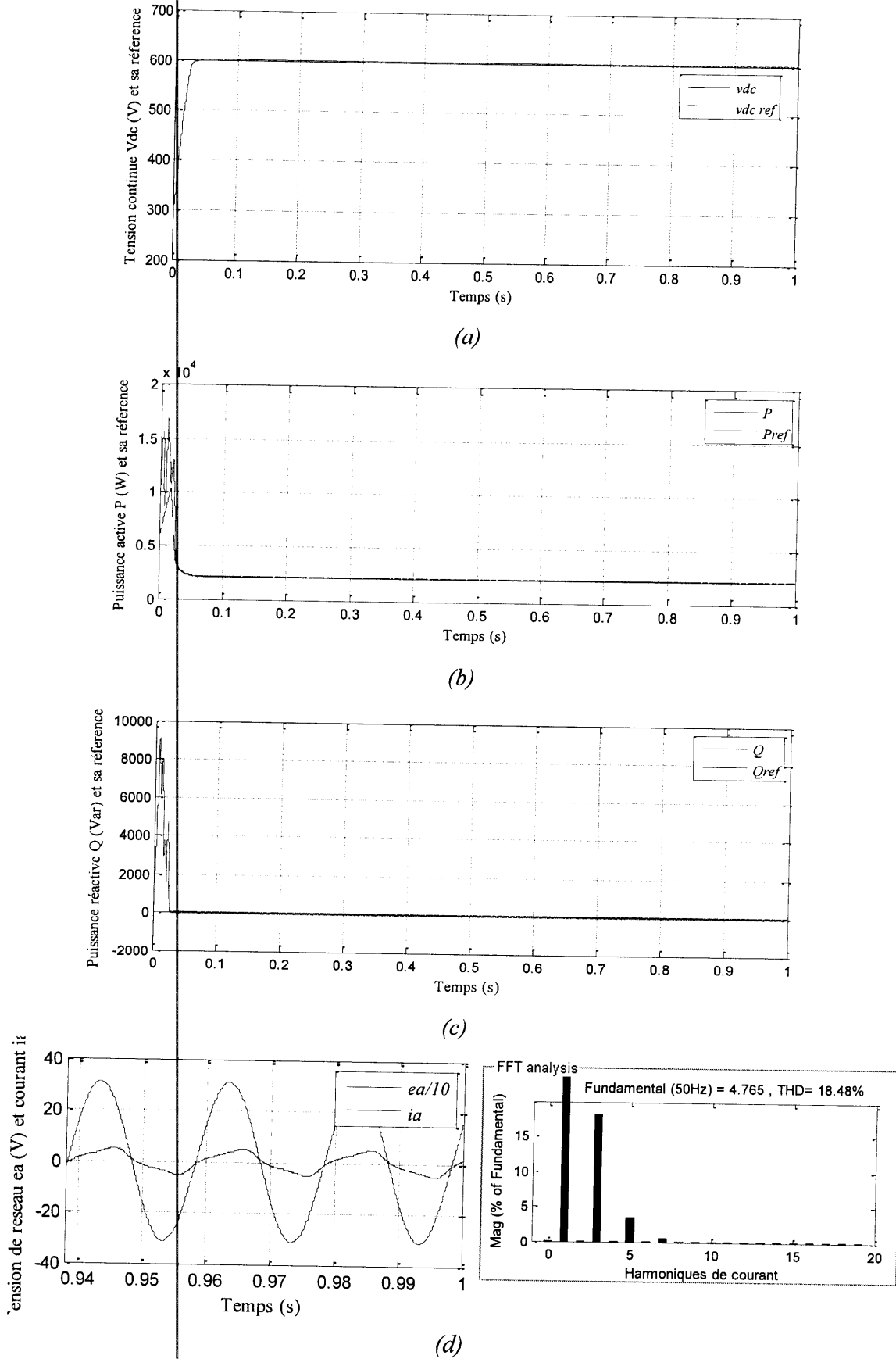


Figure (III.7) : Test d'un défaut de déphasage de 30° dans la tension de la première phase du réseau.

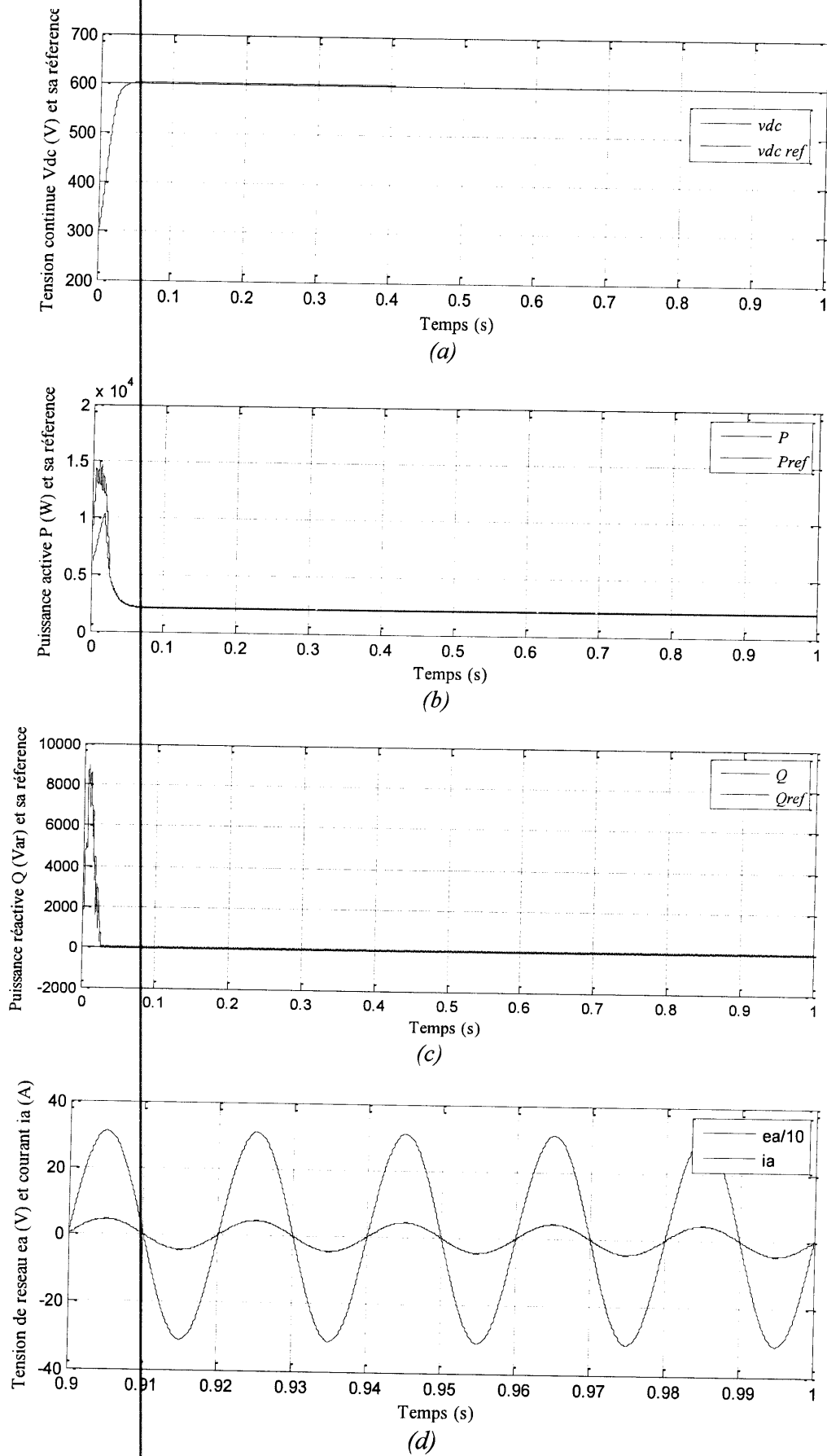


Figure (III.8) : Test d'augmentation de la valeur de R du filtre d'entrée du redresseur à $t=0,5s$.

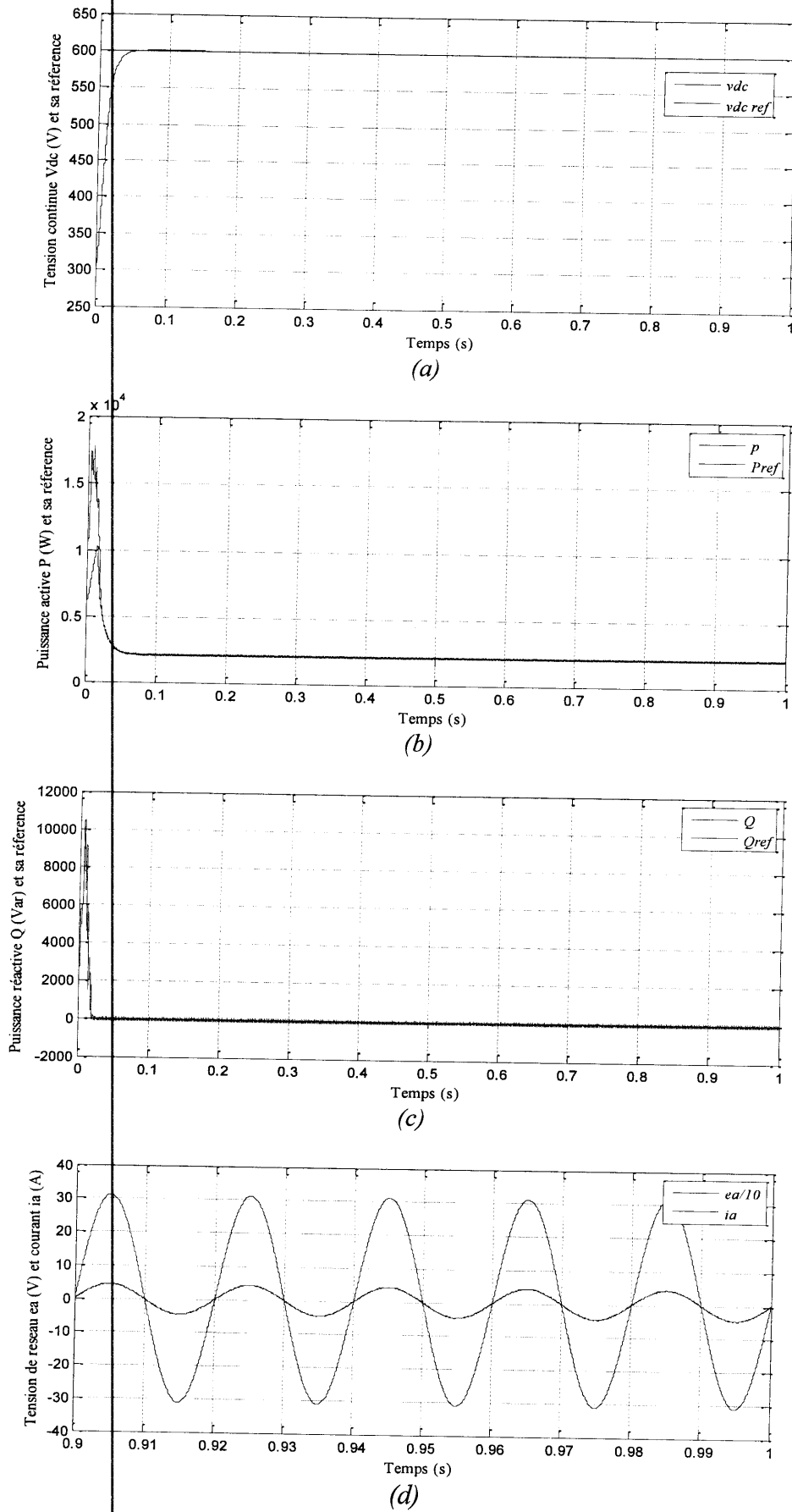


Figure (III.9) : Test de diminution de la valeur de L du filtre d'entrée du redresseur à $t=0,5s$.

III.3. Commande directe prédictive de puissance avec fréquence de commutation constante

L'inconvénient majeur de la commande *DPC* et *PDPC* est que la fréquence de commutation n'est pas constante, et dépendante de la fréquence d'échantillonnage. Dans cette section nous avons présenté une méthode de commande directe prédictive de puissance *PDPC* qui fonctionne avec fréquence de commutation constante [16].

La configuration globale de la commande *PDPC* avec fréquence de commutation constante (Constant Switching Frequency Predictive Direct Power Control) (*CSF-PDPC*) du redresseur *MLI* triphasé est illustrée sur la figure (III.10).

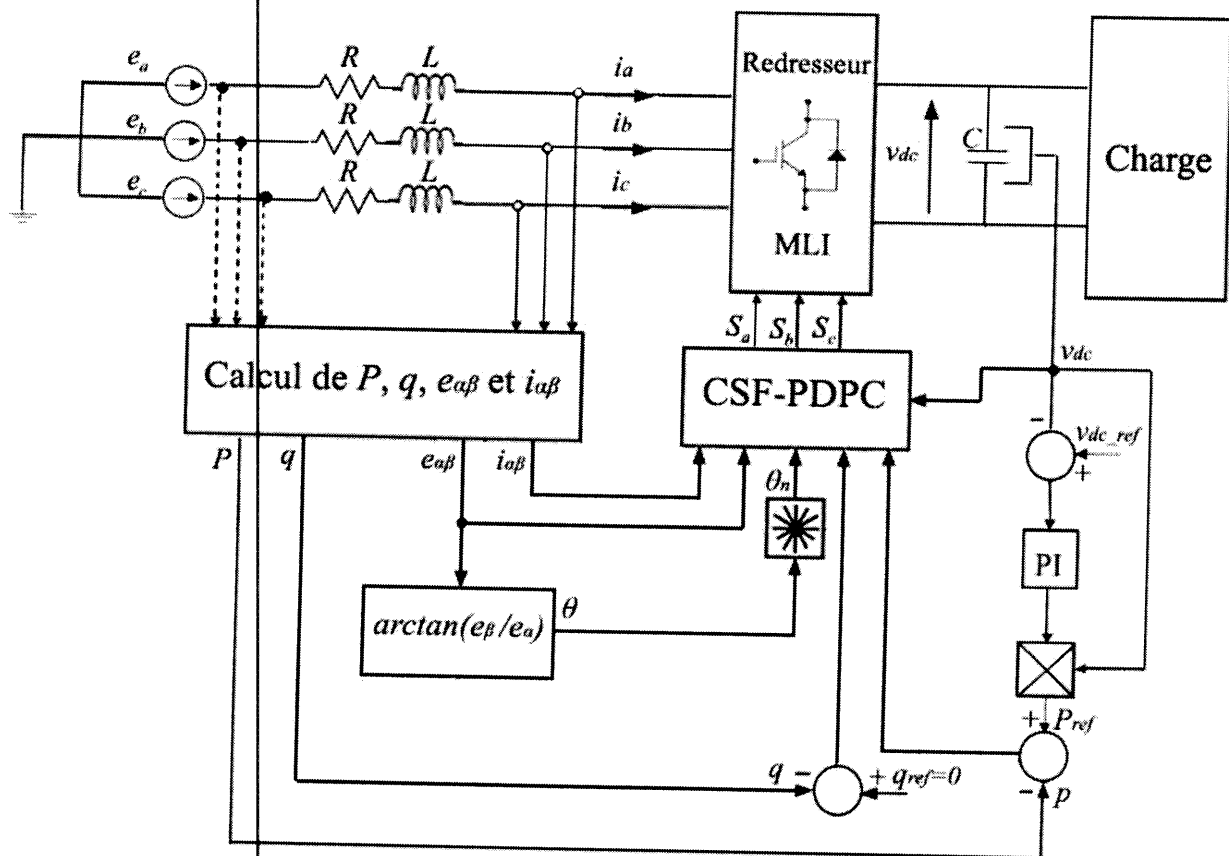


Figure (III.10) : Configuration de la commande *CSF-PDPC*.

III.3.1. Calcul des prédictions des puissances instantanées

Les dérivés des puissances active et réactive sont données par les équations (III.6) et (III.7).

Par définition, les incréments de la puissance active f_{pi} et réactive f_{qi} causé par l'application du vecteur de tension v , sont donnés par les équations suivantes :

$$\begin{cases} f_{pi} = \frac{dp}{dt} \Big|_{v=v_i} \\ f_{qi} = \frac{dq}{dt} \Big|_{v=v_i} \end{cases} \quad (III.19)$$

avec $i = 0, \dots, 7$.

La prochaine valeur de la puissance peut être exprimée en fonction de la puissance actuelle, du vecteur de tension et du temps d'application de ce vecteur :

$$\begin{cases} p_{pi} = p + f_{pi} t_i \\ q_{qi} = q + f_{qi} t_i \end{cases} \quad (III.20)$$

III.3.2. Séquence des vecteurs de tension de commande

L'application de trois vecteurs successifs de tension provoque durant des intervalles de temps t_1 , t_2 et t_3 provoque l'évolution de la puissance selon l'équation suivante :

$$\begin{cases} p_{p1} = p + f_{p1} t_1 & q_{q1} = q + f_{q1} t_1 \\ p_{p2} = p_{p1} + f_{p2} t_2 & q_{q2} = q_{q1} + f_{q2} t_2 \\ p_{p3} = p_{p2} + f_{p3} t_3 & q_{q3} = q_{q2} + f_{q3} t_3 \end{cases} \quad (III.21)$$

$$T_s = t_1 + t_2 + t_3 \quad (III.22)$$

Où t_1 , t_2 , t_3 sont les temps d'application des vecteurs de tension. Cette évolution peut être représentée graphiquement selon la figure (III.11).

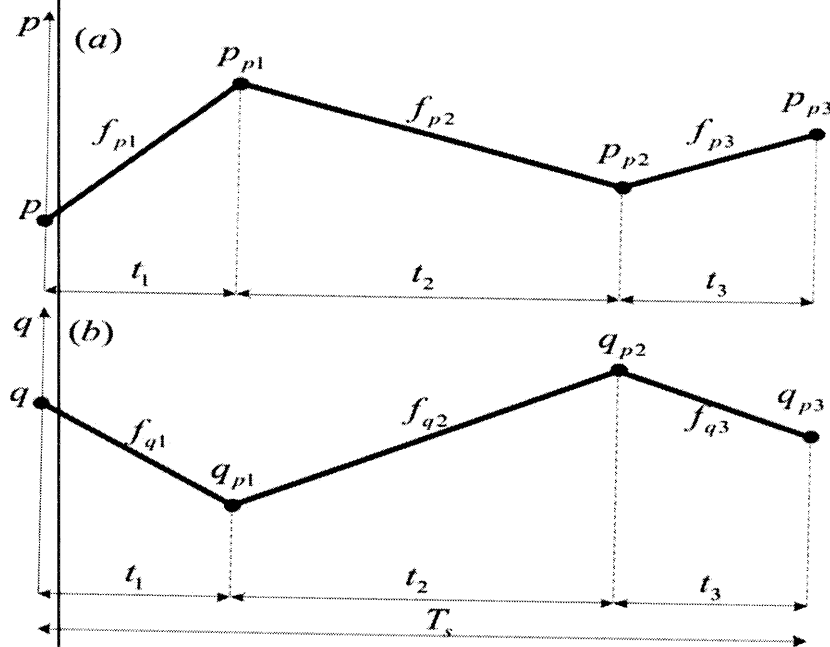


Figure (III.11) : Evolution des puissances active et réactives par l'application des trois vecteurs de tension durant un période de commutation T_s .

A partir de l'équation (III.21), on peut écrire :

$$\begin{cases} p_{p3} = p + f_{p1}t_1 + f_{p2}t_2 + f_{p3}t_3 \\ q_{p3} = q + f_{q1}t_1 + f_{q2}t_2 + f_{q3}t_3 \end{cases} \quad (III.23)$$

$$T_s = t_1 + t_2 + t_3 \quad (III.24)$$

Dans le but d'avoir une symétrie dans l'application des vecteurs de tension appliqués dans une période de commutation, on modifie les équations (III.23) et (III.24) de la manière suivante :

$$\begin{cases} P_{p1} = p + f_{p1}t_1 \\ P_{p2} = P_{p1} + f_{p2}t_2 \\ P_{p3} = P_{p2} + f_{p3}t_3 \end{cases} \quad \begin{cases} p_{p4} = P_{p3} + f_{p3}t_3 \\ p_{p5} = P_{p4} + f_{p2}t_2 \\ p_{p6} = P_{p5} + f_{p1}t_1 \end{cases} \quad (III.25)$$

$$\begin{cases} q_{p1} = q + f_{q1}t_1 \\ q_{p2} = q_{p1} + f_{q2}t_2 \\ q_{p3} = q_{p2} + f_{q3}t_3 \end{cases} \quad \begin{cases} q_{p4} = q_{p3} + f_{q3}t_3 \\ q_{p5} = q_{p4} + f_{q2}t_2 \\ q_{p6} = q_{p5} + f_{q1}t_1 \end{cases} \quad (III.26)$$

$$T_s = 2(t_1 + t_2 + t_3) \quad (III.27)$$

La représentation graphique de ces évolutions des puissances est représentée par la figure (III.12) :

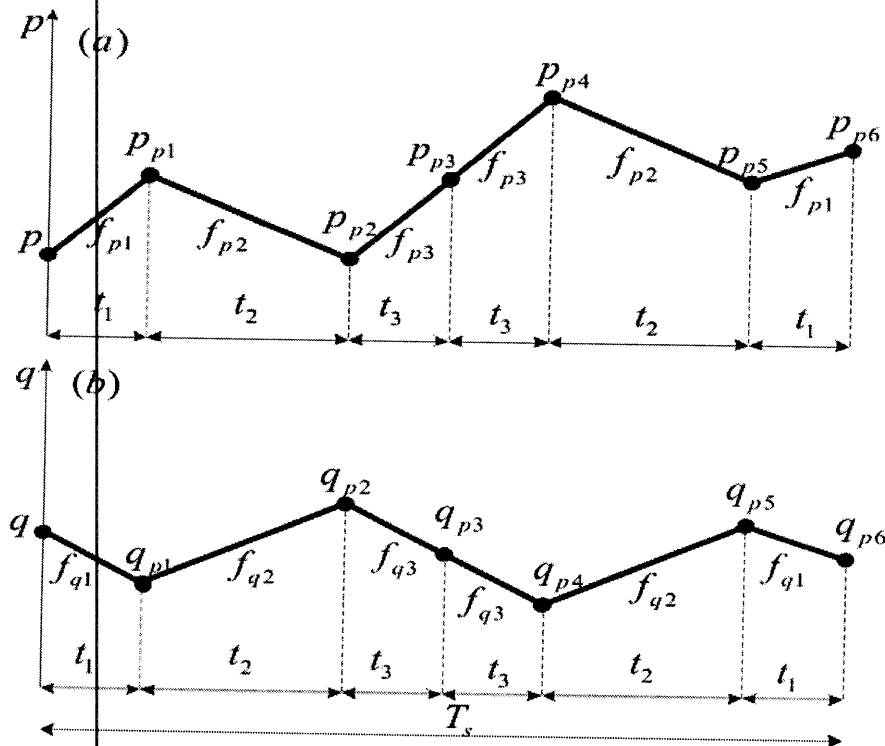


Figure (III.12) : Evolution des puissances active (a) et réactives (b) par l'application symétrique des trois vecteurs de tension durant une période de commutation T_s .

On combine les équations (III.25), (III.26) et (III.27) pour obtenir :

$$\begin{cases} p_{p6} = p + 2f_{p1}t_1 + 2f_{p2}t_2 + 2f_{p3}t_3 \\ q_{p6} = q + 2f_{q1}t_1 + 2f_{q2}t_2 + 2f_{q3}t_3 \end{cases} \quad (\text{III.28})$$

$$T_s = 2(t_1 + t_2 + t_3) \quad (\text{III.29})$$

III.3.3. Principe de sélection du vecteur de commande optimal

Les vecteurs de tension de commande (vecteurs de tension du redresseur) doivent être choisis de façon à minimiser les ondulations du courant de la ligne. Pour cela on choisit une séquence des vecteurs de tension de commande, qui sont situés le plus proche possible du vecteur de tension de ligne. Ainsi, la sélection de vecteur de commande dépend de la position de vecteur de tension de ligne. Le plan de la tension est divisé en douze secteurs, comme indiqué dans le chapitre précédent.

Le tableau (III.1) résume les séquences de vecteur de tension pour tous les secteurs.

Secteur	Les séquences
1	$v_1 v_6 v_7 v_7 v_6 v_1$
2	$v_1 v_2 v_0 v_0 v_2 v_1$
3	$v_2 v_1 v_7 v_7 v_1 v_2$
4	$v_2 v_3 v_0 v_0 v_3 v_2$
5	$v_3 v_2 v_7 v_7 v_2 v_3$
6	$v_3 v_4 v_0 v_0 v_4 v_3$
7	$v_4 v_3 v_7 v_7 v_3 v_4$
8	$v_4 v_5 v_0 v_0 v_5 v_4$
9	$v_5 v_4 v_7 v_7 v_4 v_5$
10	$v_5 v_6 v_0 v_0 v_6 v_5$
11	$v_6 v_5 v_7 v_7 v_5 v_6$
12	$v_6 v_1 v_0 v_0 v_1 v_6$

Tableau(III.1) : Séquence des vecteurs de commande en fonction de la position du vecteur de la ligne.

III.3.4. Calcul des temps d'applications des vecteurs

Les erreurs des puissances active et réactive sont exprimées comme suit :

$$\begin{cases} \varepsilon_p = p_{ref} - p_{p6} \\ \varepsilon_q = q_{ref} - q_{p6} \end{cases} \quad (III.30)$$

Sachant que P_{p6} et q_{p6} sont les valeurs de puissance prédictive à la fin de la période de commutation.

En remplaçant l'équation (III.28) dans (III.30), on obtient :

$$\begin{cases} \varepsilon_p = p_{ref} - p - 2 \left(f_{p1}t_1 + f_{p2}t_2 + f_{p3} \left(\frac{1}{2}T_s - t_1 - t_2 \right) \right) \\ \varepsilon_q = q_{ref} - q - 2 \left(f_{q1}t_1 + f_{q2}t_2 + f_{q3} \left(\frac{1}{2}T_s - t_1 - t_2 \right) \right) \end{cases} \quad (III.31)$$

On définit la fonction de coût J par la somme des carrés des erreurs des puissances actives et réactives :

$$J = \varepsilon_p^2 + \varepsilon_q^2 \quad (III.32)$$

En remplaçant (III.31) dans (III.32), on obtient :

$$J = \left[p_{ref} - p - 2 \left(f_{p1}t_1 + f_{p2}t_2 + f_{p3} \left(\frac{1}{2}T_s - t_1 - t_2 \right) \right) \right]^2 + \left[q_{ref} - q - 2 \left(f_{q1}t_1 + f_{q2}t_2 + f_{q3} \left(\frac{1}{2}T_s - t_1 - t_2 \right) \right) \right]^2 \quad (III.33)$$

Les temps d'application optimale t_1 et t_2 qui minimisent la valeur de la fonction du coût J , pendant la période de commutation T_s , satisfait la condition suivante :

$$\begin{cases} \frac{\partial J}{\partial t_1} = 0 \\ \frac{\partial J}{\partial t_2} = 0 \end{cases} \quad (\text{III.34})$$

Les dérivées partielles de J sont exprimées comme suit :

$$\begin{aligned} \frac{\partial J}{\partial t_1} = & 4[(p_{ref} - p - f_{p3}T_s)(f_{p3} - f_{p1}) + (q_{ref} - q - f_{q3}T_s)(f_{q3} - f_{q1})] + \\ & 8[(f_{p3} - f_{p1})^2 + (f_{q3} - f_{q1})^2]t_1 + 8[(f_{p3} - f_{p2})(f_{p3} - f_{p1}) + (f_{q3} - f_{q2})(f_{q3} - f_{q1})]t_2 \end{aligned} \quad (\text{III.35})$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial J}{\partial t_2} = & 4[(p_{ref} - p - f_{p3}T_s)(f_{p3} - f_{p2}) + (q_{ref} - q - f_{q3}T_s)(f_{q3} - f_{q2})] + \\ & 8[(f_{p3} - f_{p1})(f_{p3} - f_{p2}) + (f_{q3} - f_{q1})(f_{q3} - f_{q2})]t_1 + 8[(f_{p3} - f_{p2})^2 + (f_{q3} - f_{q2})^2]t_2 \end{aligned} \quad (\text{III.36})$$

La fonction J obtient sa valeur minimale lorsque (III.35), (III.36) sont égales à zéro.

Donc on trouve les temps d'application comme suite :

$$t_1 = \frac{[(p_{ref} - p)(f_{q2} - f_{q3}) + (q_{ref} - q)(f_{p3} - f_{p2}) + (f_{p2}f_{q3} - f_{p3}f_{q2})T_s]}{[2((f_{q2} - f_{q3})f_{p1} + (f_{q3} - f_{q1})f_{p2} + (f_{q1} - f_{q2})f_{p3})]} \quad (\text{III.37})$$

$$t_2 = \frac{[(p_{ref} - p)(f_{q3} - f_{q2}) + (q_{ref} - q)(f_{p1} - f_{p3}) + (f_{q1}f_{p3} - f_{q3}f_{p1})T_s]}{[2((f_{q2} - f_{q3})f_{p1} + (f_{q3} - f_{q1})f_{p2} + (f_{q1} - f_{q2})f_{p3})]} \quad (\text{III.38})$$

$$t_3 = \frac{1}{2}T_s - t_1 - t_2 \quad (\text{III.39})$$

III.3.5.Simulation numérique

On simule la commande directe prédictive de puissance du redresseur à MLI triphasé avec fréquence de commutation constante en utilisant Matlab/SimulinkTM. Le schéma Simulink est indiqué à la figure (III.13).

Les paramètres du circuit électrique ainsi que les données de la commande utilisés en simulation sont donnés dans l'annexe [B].

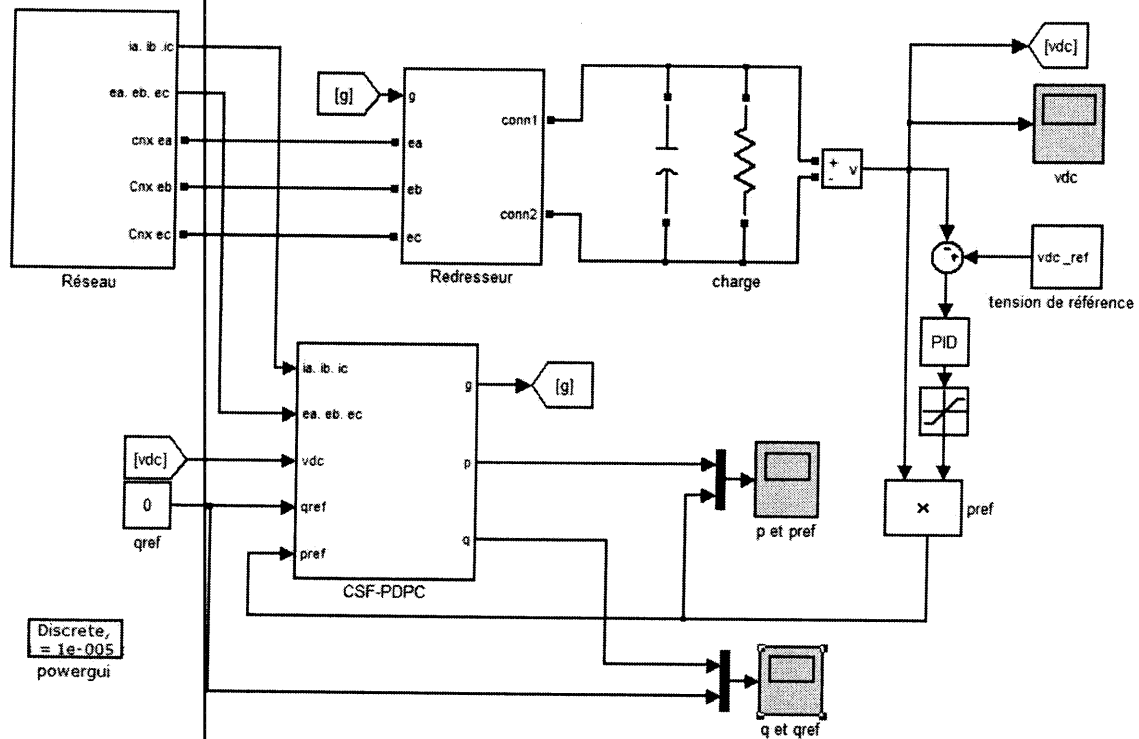


Figure (III.13) : Schéma Simulink de la CSF-PDPC.

III.3.5.1. Résultats et interprétations

La figure (III.14) montre les performances du redresseur commandé par CSF-PDPC pour une tension de référence de 600V. On constate que les puissances instantanées active et réactive suivent leurs références. Le courant de ligne possède une forme quasi sinusoïdale et il est en phase avec la tension de ligne. Son THD est de 3,61%.

Les figures (III.15) et (III.16) montrent les tests de variation de la tension de référence (à $t=0.5s$) et de la puissance réactive de référence (à $t=1s$) respectivement. On constate que la variation de la tension de référence n'a pas d'influence sur la poursuite de la puissance réactive. La variation de la puissance réactive de référence provoque un déphasage du courant de ligne par rapport à la tension de ligne.

Les figures (III.17) et (III.18) montrent les tests de défaut de diminution d'amplitude et de déphasage de la tension du réseau respectivement. Ces défauts provoquent la déformation de la forme du courant et l'augmentation de son taux d'harmonique *THD*.

Les figures (III.19) et (III.20) montrent les tests d'augmentation de paramètres *R* et de diminution de paramètres *L* du filtre d'entrée du redresseur respectivement. On remarque que la commande est indépendante du changement de ces paramètres.

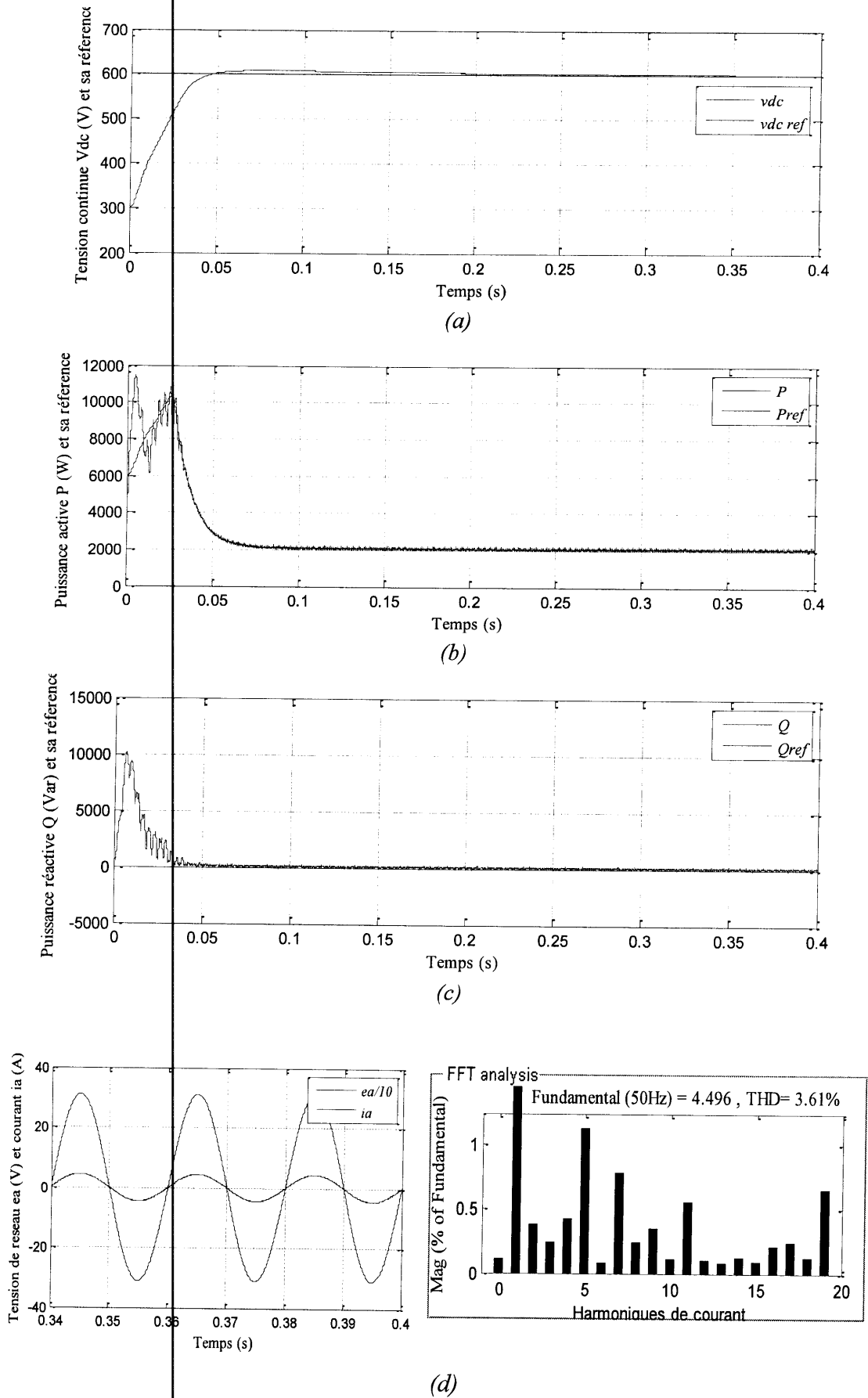


Figure (III.14) : Performances du redresseur commandé par CSF-PDPC.

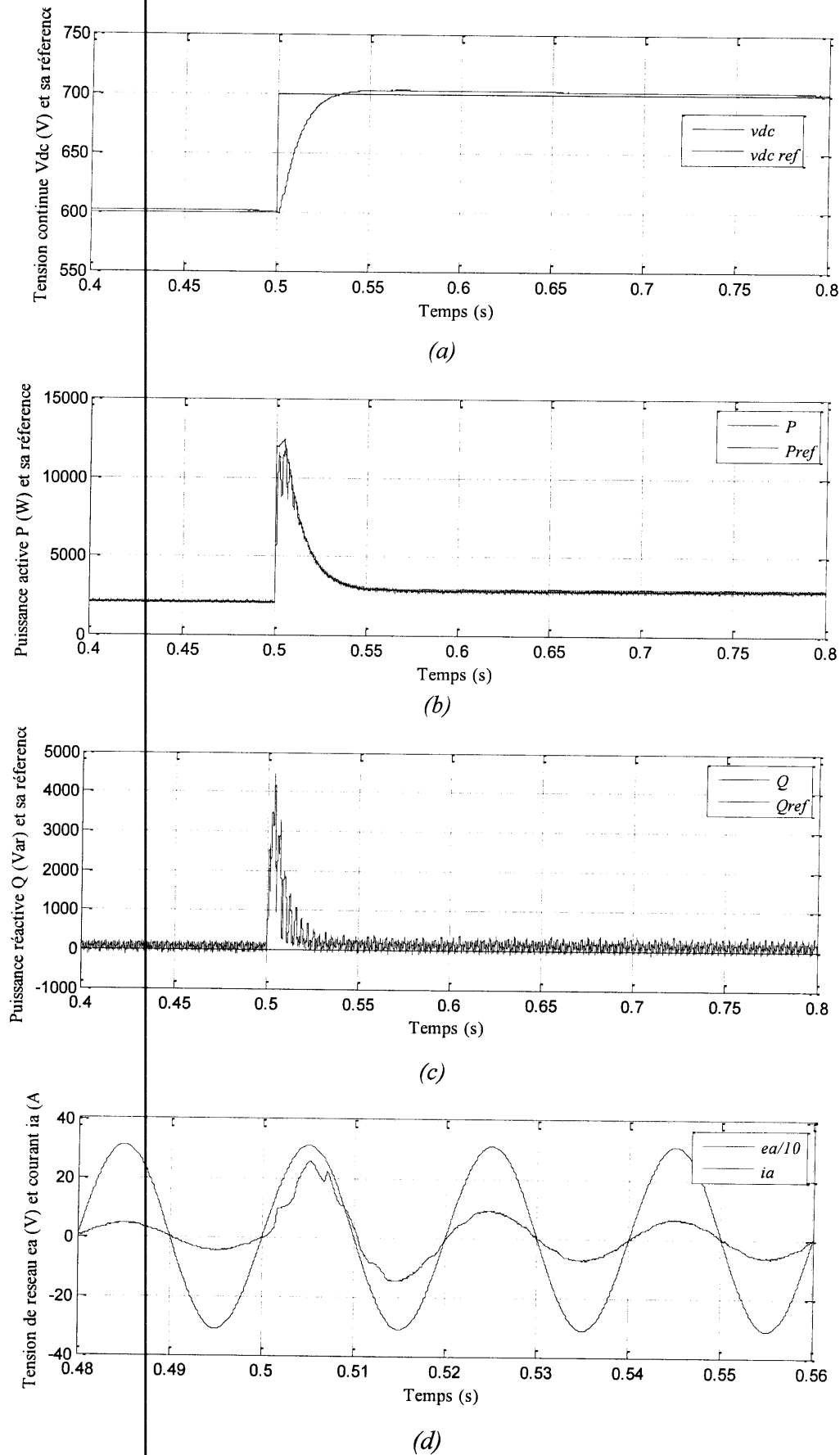


Figure (III.15) : Test de variation de la tension de référence de 600 V à 700 V à $t=0,5$ s.

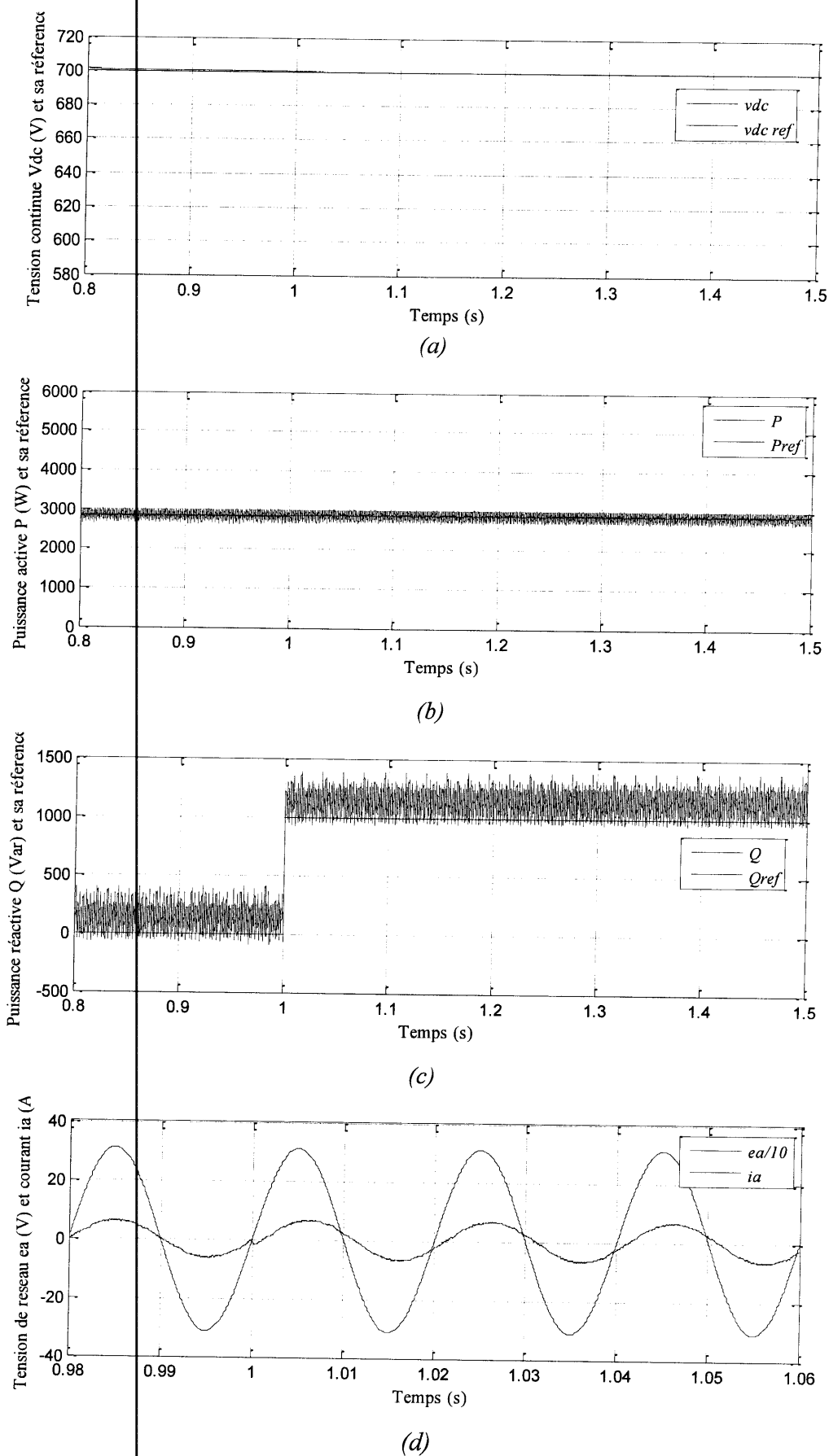


Figure (III.16) : Test de variation de la puissance réactive de référence de 0 à 1000VAR à $t=1$ s.

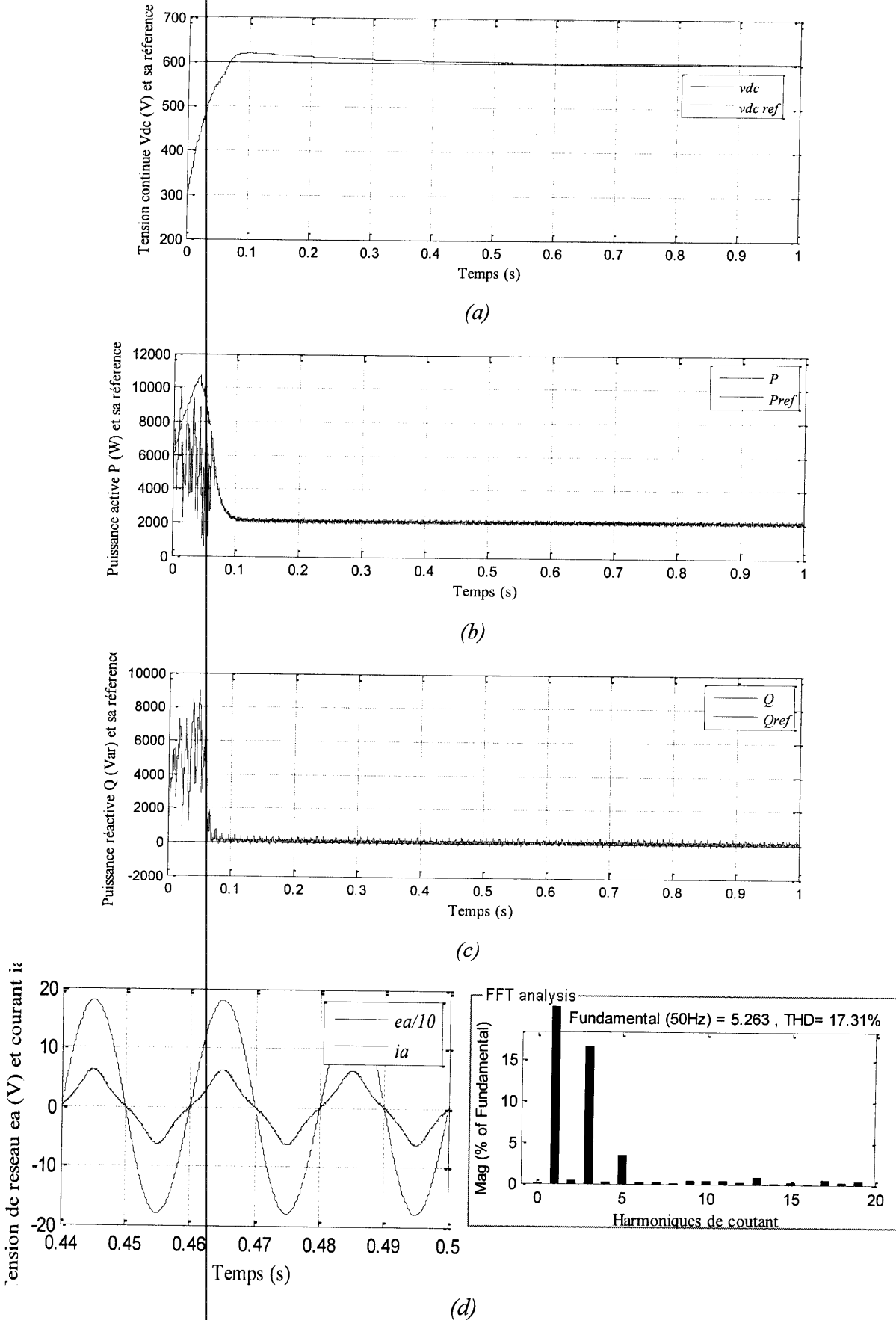


Figure (III.17) : Test d'un défaut de diminution d'amplitude de tension de la première phase du réseau.

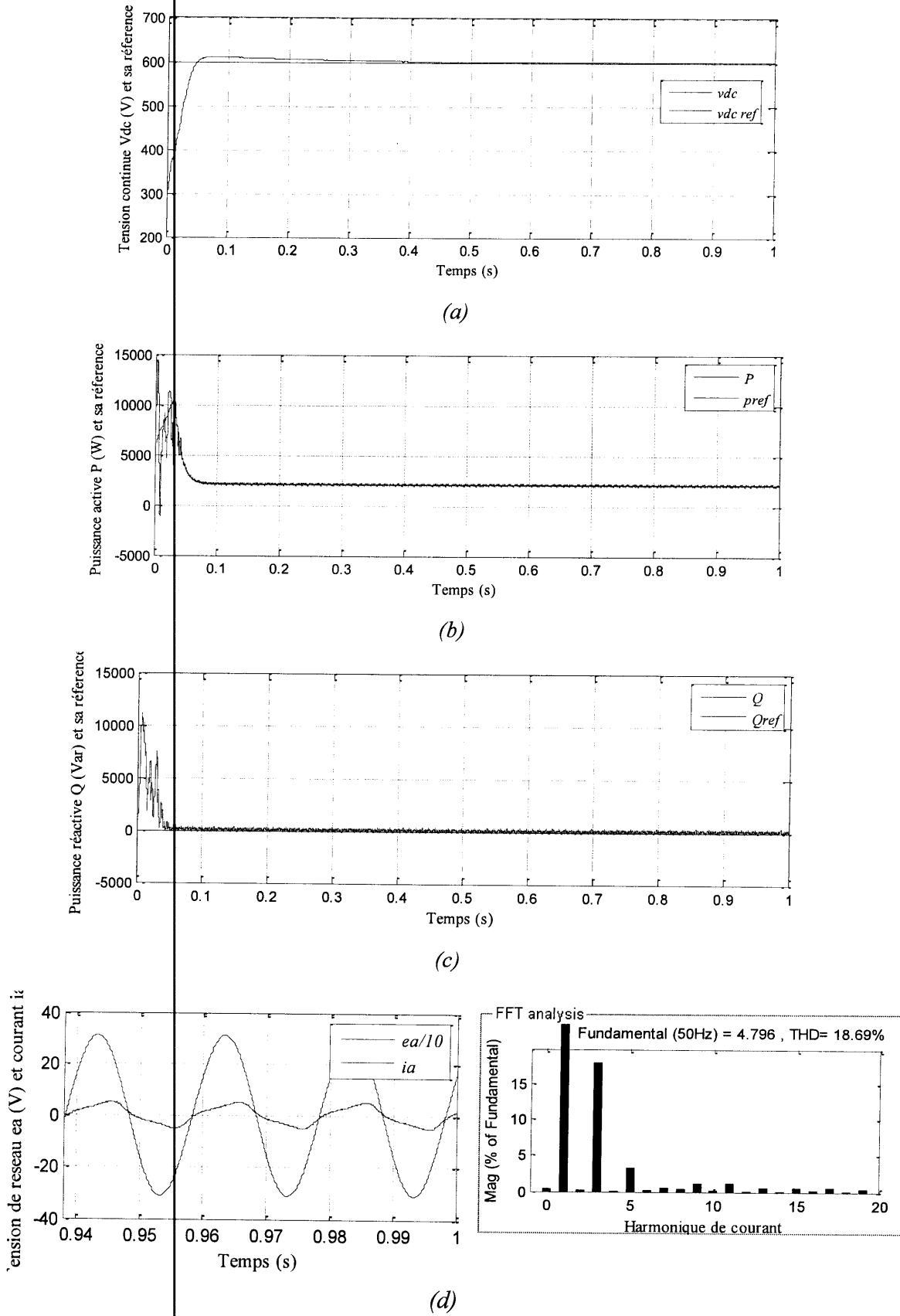


Figure (III.18) : Test d'un défaut de déphasage de 30° de la tension de la première phase du réseau.

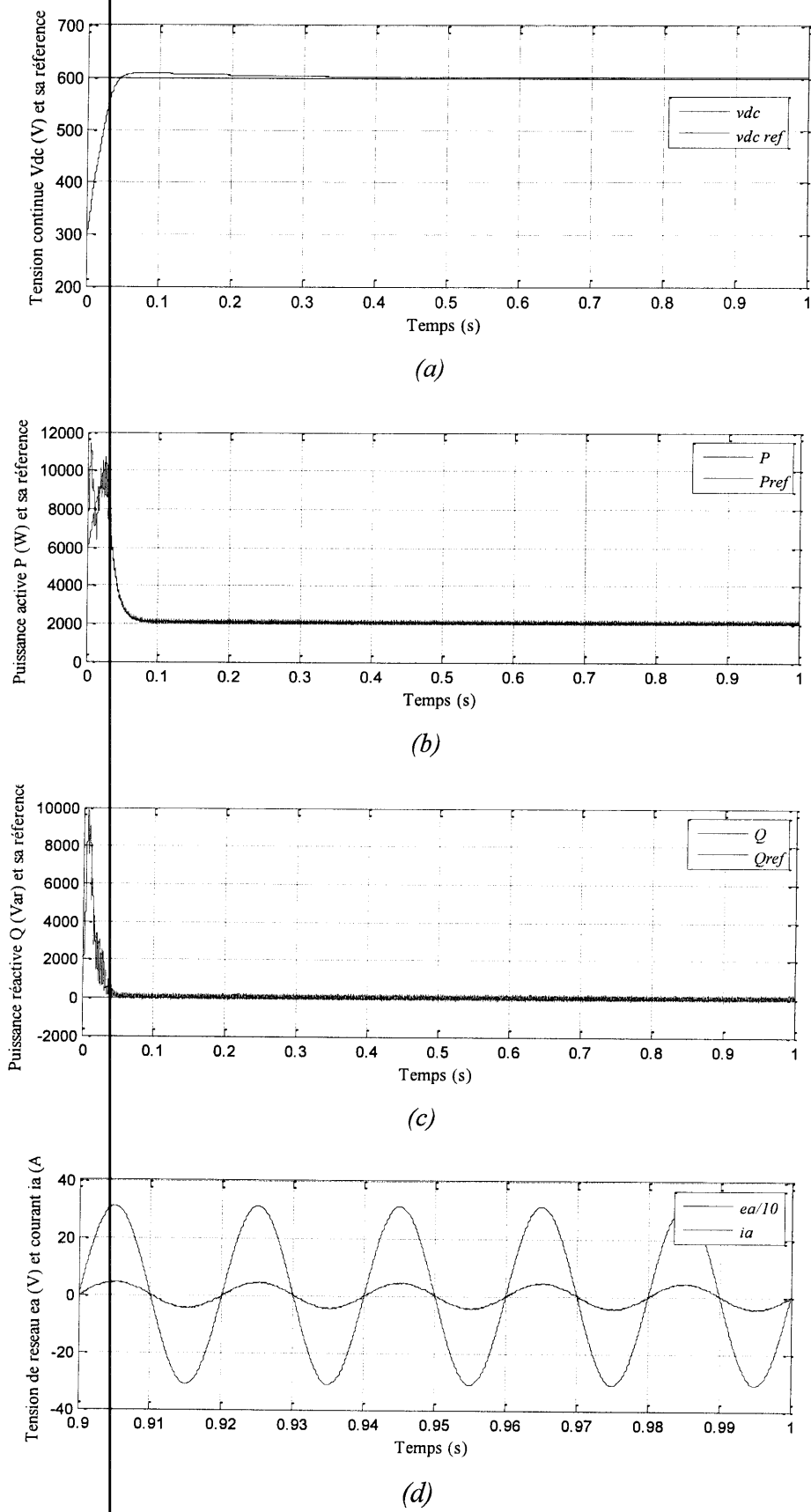


Figure (III.19) : Test d'augmentation de 30% dans la valeur de R du filtre d'entrée du redresseur.

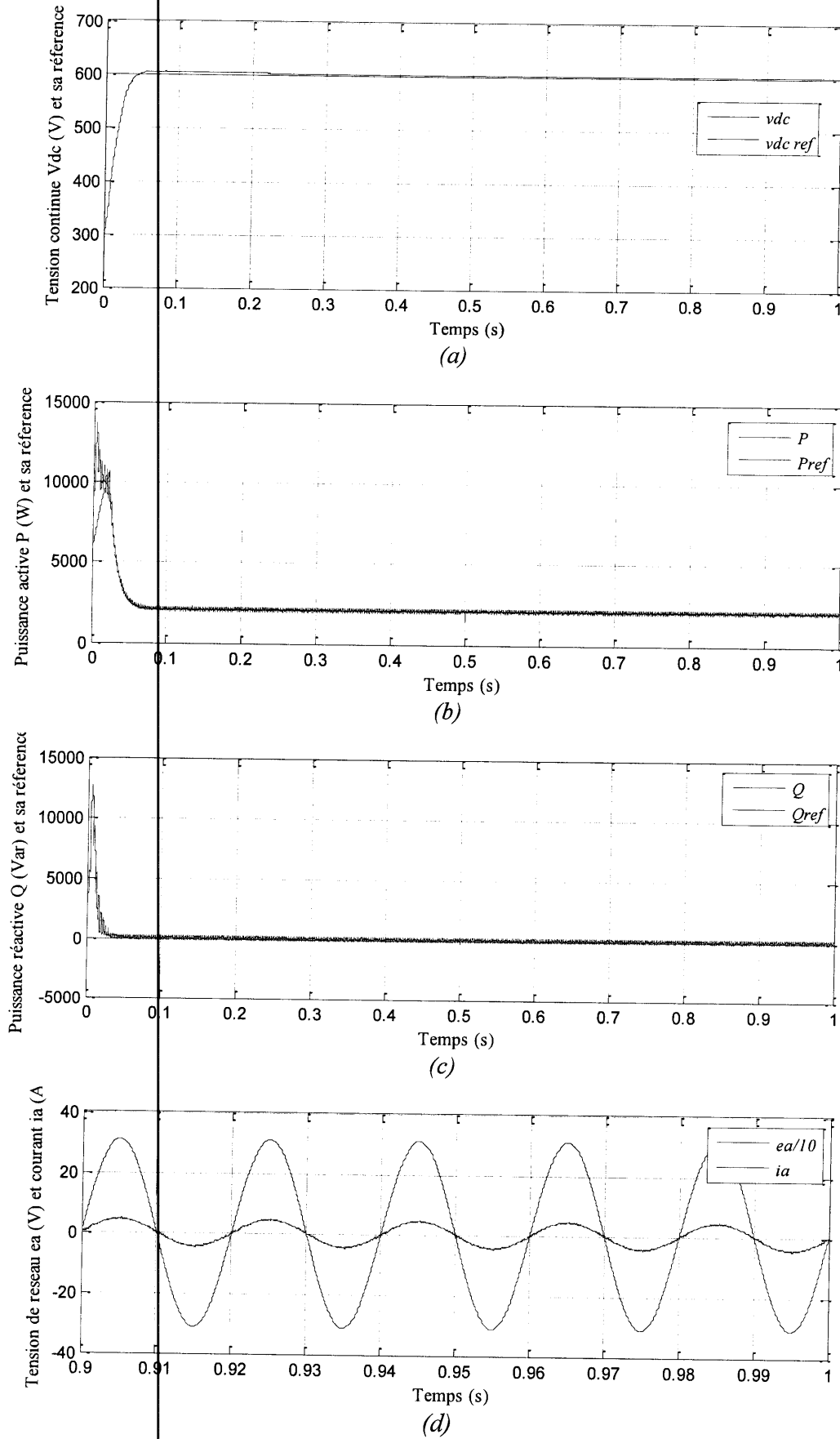


Figure (III.20) : Test de diminution de 30% dans la valeur de L du filtre d'entrée du redresseur.

III.4. Etude comparative

On fait une comparaison entre les trois méthodes de commande directe de puissance présentées tout au long de ce travail. Les deux critères pris en compte dans cette comparaison et le taux de distorsion harmonique des courants de réseau (*THD*) et l'ondulation des puissances active et réactive.

A partir des valeurs du *THD* obtenus en régime permanent pour les trois méthodes de commande directe de puissances (figure III.21), on remarque que la *PDPC* donne le *THD* du courant le plus faible (1.54%) par rapport aux autres commandes (5.67% pour la *DPC* et 3.61% pour la *CSF-PDPC*). Le *THD* de la *CSF-PDPC* peut être amélioré si on réduit le temps de commutation T_s . On revanche, cette réduction provoque l'augmentation de la fréquence de commutation et par conséquent l'augmentation des pertes au niveau des interrupteurs.

La figure (III.22) présente les ondulations des puissances active et réactive obtenues dans le régime permanent pour les trois techniques de commande, on constate bien que la commande *PDPC* présente la plus faible ondulation.

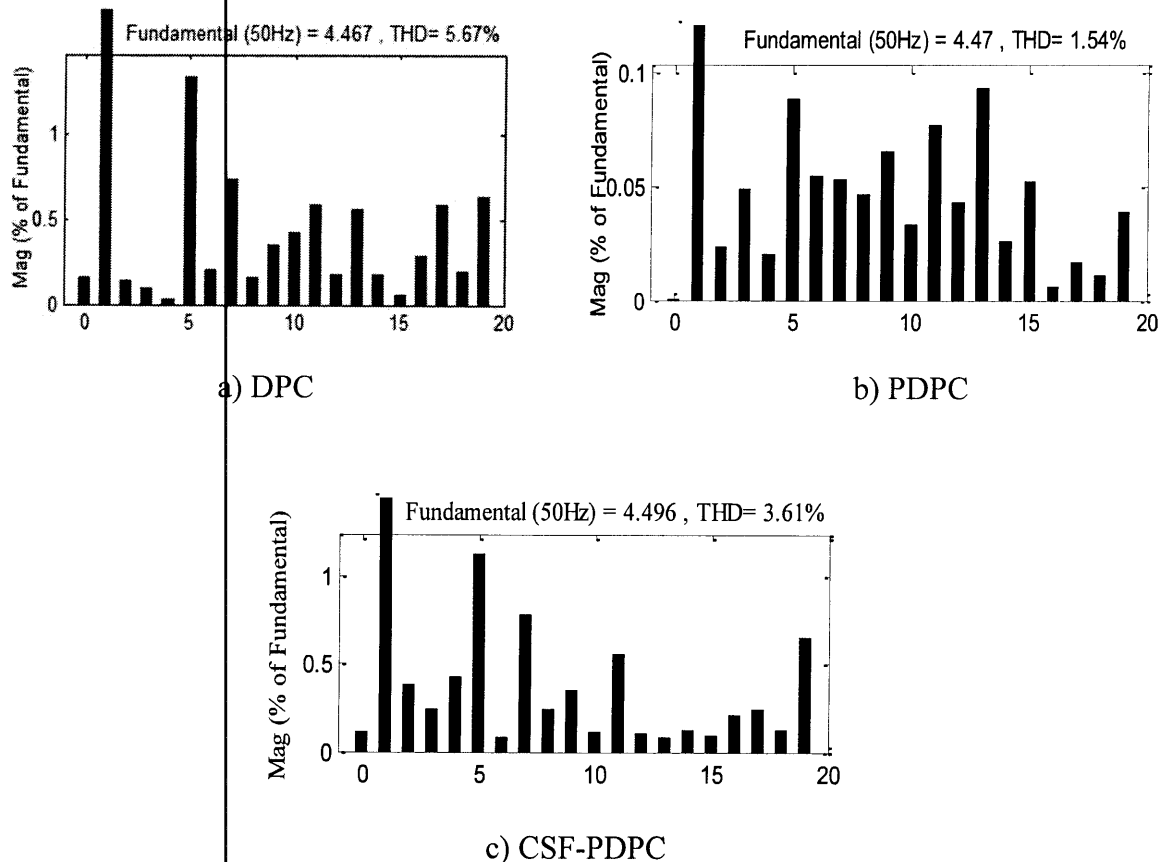
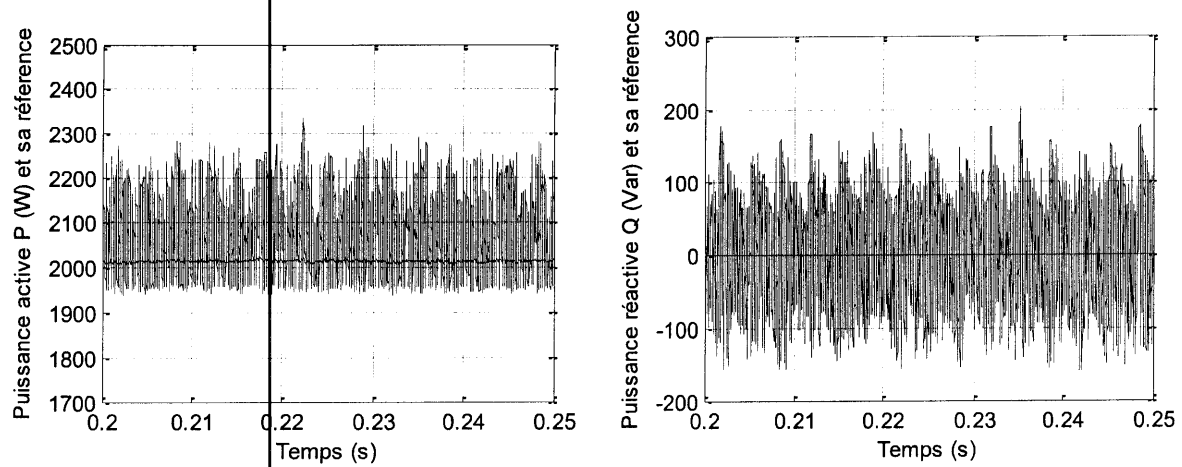
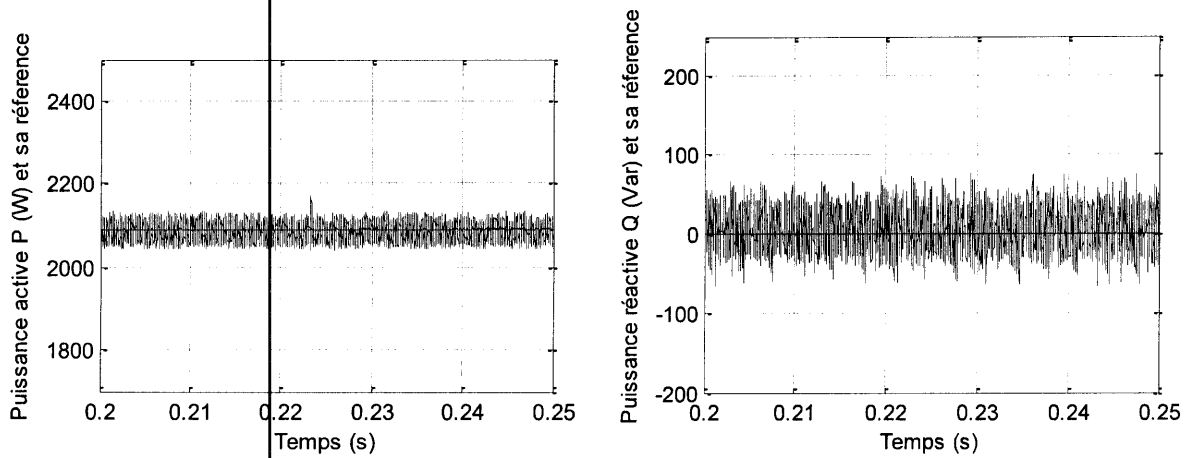


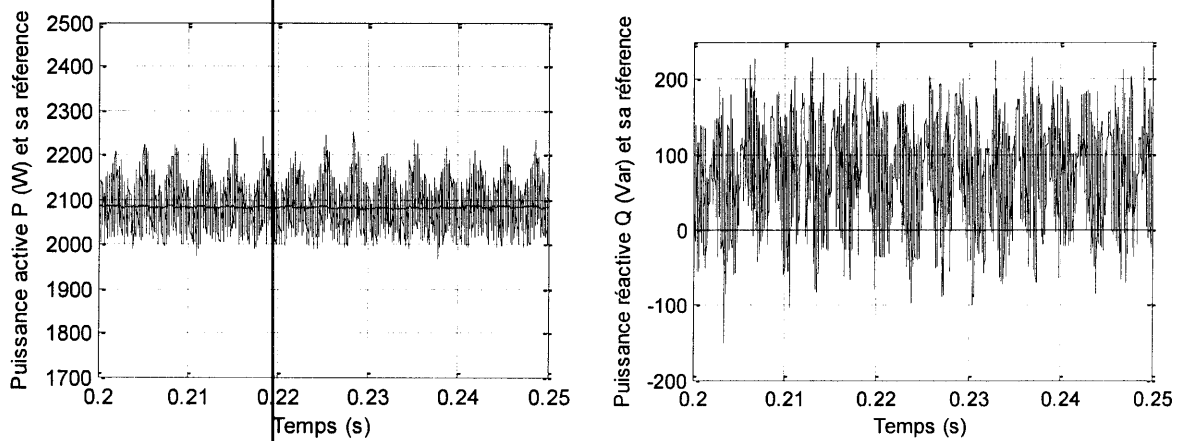
Figure (III.21) : THD du courant des trois techniques de commande



a) DPC



b) PDPC



c) CSF-PDPC

Figure (III.22) : Comparaison entre les trois techniques de commande des ondulations de P et de q dans le régime permanent

III.5. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons étudié une combinaison entre la *DPC* et une stratégie de commande prédictive. Cette méthode de commande est basée sur la minimisation d'une fonction d'une fonction de coût calculée en fonction de la somme quadratique des écarts entre les puissances active et réactive et leurs valeurs de références. Deux approches sont développées. La première approche minimise la fonction du coût à la base de la sélection du vecteur de commande optimal qui doit être appliqué durant chaque période d'échantillonnage. La deuxième approche minimise la fonction du coût par le calcul des temps d'application d'une séquence des vecteurs de tension optimaux présélectionnés. Les deux approches donnent des performances satisfaisantes.

Conclusion Générale

Conclusion générale

Dans ce mémoire, nous avons étudié la commande directe de puissance du redresseur triphasé à *MLI*. L'objectif de cette commande est d'assurer le prélèvement des courants sinusoïdaux avec une commande découplé des puissances active et réactive.

Nous avons commencé par une étude théorique des harmoniques dans le réseau électrique. Nous avons vu que les convertisseurs de l'électronique de puissance, en particulier les redresseurs à diodes ou à thyristors qui sont largement exploités dans les secteurs industriels et domestique, représentent la principale source d'harmoniques affectant la forme d'onde de la tension du réseau. Ils peuvent ainsi prélever des courants distordus sur le réseau dont le taux d'harmonique (*THD*) est très élevé. Afin de lutter contre la pollution harmonique provoquée par ces convertisseurs et limiter leur propagation dans le réseau, il est apparaît nécessaire de développer dans le domaine industriel et sur le plan domestique des dispositifs curatifs tels que les filtres actifs d'une part et d'autre part de concevoir des convertisseurs statiques non polluants dans un cadre préventif. Nous avons donné une présentation du redresseur à *MLI* de tension sur lequel est basée notre étude dans ce mémoire.

Nous avons présenté ensuite trois méthodes de commande du redresseur à *MLI*. La première est la commande directe de puissance *DPC*. Cette technique consiste à sélectionner un vecteur de commande d'après une table de commutation prédéfinie, cette sélection est fondée sur les erreurs numérisées des puissances active et réactive instantanées, fournies par des régulateurs à hystérésis, aussi bien que sur la position angulaire du vecteur de tension calculé. Cette méthode donne des résultats satisfaisantes de point de vue poursuite des références, taux d'harmoniques et robustesse vis avis des variations paramétriques et des défauts d'équilibre. La deuxième méthode est la commande directe prédictive de puissance *PDPC* qui est une combinaison du principe de la *DPC* avec une stratégie prédictive. Elle est basée sur la sélection du vecteur de commande optimal qui doit être appliqué durant chaque période d'échantillonnage, afin de minimiser une fonction coût. Les performances de cette méthode sont prouvées par simulation. L'inconvénient majeur de la *DPC* et la *PDPC* est que la fréquence de commutation n'étant pas constante. La troisième méthode est la commande directe prédictive de puissance avec fréquence de commutation constante *CSF-PDPC*. Dans cette technique, On génère le vecteur de commande par une combinaison de trois vecteurs de tension – deux vecteurs non nuls et un vecteur nul-. Ces vecteurs sont choisis selon un critère de minimisation de l'amplitude du courant du réseau. Le temps d'application de chacun des

trois vecteurs dans une période prédéfinie, est calculé de manière à minimiser une fonction coût. La simulation numérique prouve la validité de cette méthode de commande.

Comme perspective à ce travail, on propose d'appliquer ces méthodes de commande sur les redresseurs multiniveaux, ainsi que sur les cascades de génération des énergies renouvelables, en l'occurrence les systèmes photovoltaïques et les systèmes éoliennes.



Bibliographie

Bibliographie

- [1] A. Bouafia, "Techniques de commande prédictive et floue pour les systèmes d'électroniques de puissance : Application aux redresseurs à mli", Thèse de doctorat de l'université Ferhat Abbas, Sétif, 2010.
- [2] N. Belhaouchet, "fonctionnement à fréquence de commutation constante des convertisseurs de puissance en utilisant des techniques de commande avancées Application : Amélioration de la qualité de l'énergie", Thèse de doctorat de l'université Ferhat Abbas, Sétif, 2011.
- [3] M. Shafiee Kloor, "Amélioration de la qualité de l'énergie à l'aide de compensateurs actifs : série, parallèle ou conditionneurs unifiés de réseaux électriques", Thèse de doctorat de l'école Polytechnique de l'université de Nantes, Nantes, 2006.
- [4] Jinrong Gian, "Advanced single-stage power factor correction techniques", Thèse de doctorat PHD, Institut Polytechniques de Virginia de Université USA, 25 Septembre 1997.
- [5] Nimrod Vázquez, "Three-phase rectifier with active current injection and high efficiency", IEEE, Transactions on Industrial Electronics, Vol. 56, No. 1, pp. 689–694, January 2009.
- [6] J. Fadat, Y. Dorali, "Redresseur à absorption de courants sinusoïdaux : commande dans le repère triphas", 3EI, no. 52, pp. 46-59, Mars 2008.
- [7] Sylvain Lechat Sanjuan, "Voltage Oriented Control of Three-Phase Boost PWM Converters", Master of Science Thesis in Electric Power Engineering, Chalmers University Of Technology, Swden, 2010.
- [8] S. Bengana, "Stratégies de contrôle direct de puissance d'un Redresseur PWM", Thèse de Master de l'université Kasdi Merbah, Ouargla, 2013.
- [9] Amaia Lopez De Heredia Bermeo, "Commandes avancées des systèmes dédiés à l'amélioration de la qualité de l'énergie : de la basse tension à la montée en tension", Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Grenoble, 14 novembre 2006.
- [10] S. Nia Ahmed, "Contribution à l'étude théorique et expérimentale d'un filtre actif parallèle à commande analogique et numérique temps réel", Thèse de doctorat de l'Institut National Polytechnique de Lorraine (INPL), Lorraine, 1996.
- [11] G. Olivier, "Electrotechnique", Presse Internationale Polytechnique, 2 ème édition, 1999.

- [12] L. Benchaita, "Etude, par simulation numérique et expérimentation, d'un filtre actif parallèle à structure courant avec une nouvelle méthode de contrôle – commande", Thèse de docteur de l'université Henri Poincaré, Nancy 1, 1998.
- [13] P. Ladoux, G. Ollé, "Compensateur d'harmonique et de puissance réactive", système didactique, Reselec, 2002.
- [14] V. Manninen: "Application of direct torque control modulation technology to a line converter", 6th European Conference on Power Electronics and Applications (EPE'95), Sevilla, Spain, pp. 1292-1296, Sep. 1995.
- [15] M. Malinowski, M. P. Kazmierkowski, S. Hansen, f. Blaabjerg, and G. D. Maeques: "Virtual flux based direct power control of three phase PWM rectifiers", IEEE Trans. on Industry Applications, vol. 37, no. 4, pp. 1019-1027, Jul./Aug. 2001".
- [16] S. A. Larrinaga, M. A. R. Vidal, E. Oyarbide, J. R. T. Apraiz: "Predictive control strategy of DC/AC converters based on direct power control", IEEE Trans. on Industrial Electronics, vol. 54, no. 3, pp. 1261-1271, Jun. 2007.
- [17] Abdelouahab Bouafia, Jean-Paul Gaubert, Fateh Krim: "Predictive direct power control of three-phase PWM rectifier using space-vector modulation (SVM)", IEEE Trans.on Power Electronics, vol. 25, no. 1, pp. 228-236, Jan. 2010

Annexes

Annexe A

Synthèse de la table de commutation

La synthèse de la table de commutation est basée sur les signes des dérivées des puissances active et réactive dans chaque secteur (figures (II.3) et (II.4)).

Pour chaque secteur, le changement de la puissance réactive est positif pour trois vecteurs, négatif pour trois vecteurs. Le signe du changement de la puissance active est positif pour quatre vecteurs, négatif pour deux vecteurs.

Pour le premier secteur les vecteurs qui influent sur le signe du changement des puissances active et réactive, sont résumés dans le tableau suivant :

Secteur1 :

Secteurs	$\dot{P} > 0$	$\dot{P} < 0$	$\dot{q} > 0$	$\dot{q} < 0$
1	v_2, v_3, v_4, v_5	v_1, v_6	v_1, v_2, v_3	v_4, v_5, v_6

Le choix du vecteur de tension à appliquer est basé sur la connaissance des signaux de sortie d'hystérésis, en plus de dérivés des puissances active et réactive. Pour chaque combinaison des signaux de sortie d'hystérésis, S_p et S_q , on applique les vecteurs de tension qui provoquent la réduction de l'écart entre les puissances de référence et les puissances réelles. Les vecteurs de tension choisis pour le secteur 1, sont montre dans le tableau suivant :

Secteur 1		\dot{q}	
		$> 0 \leftrightarrow S_q = 1$	$< 0 \leftrightarrow S_q = 0$
\dot{P}	$> 0 \leftrightarrow S_p = 1$	v_2, v_3	v_4, v_5
	$< 0 \leftrightarrow S_p = 0$	v_1	v_6

Secteur2 :

Secteurs	$\dot{P} > 0$	$\dot{P} < 0$	$\dot{q} > 0$	$\dot{q} < 0$
2	v_3, v_4, v_5, v_6	v_1, v_2	v_2, v_3, v_4	v_1, v_5, v_6

Les vecteurs de tension choisis pour le secteur 2, sont montre dans le tableau suivant :

Secteur 2		\dot{q}	
		$> 0 \leftrightarrow S_q = 1$	$< 0 \leftrightarrow S_q = 0$
\dot{P}	$> 0 \leftrightarrow S_p = 1$	v_3, v_4	v_5, v_6
	$< 0 \leftrightarrow S_p = 0$	v_2	v_1

Secteur3 :

Secteurs	$\dot{P} > 0$	$\dot{P} < 0$	$\dot{q} > 0$	$\dot{q} < 0$
3	v_3, v_4, v_5, v_6	v_1, v_2	v_2, v_3, v_4	v_1, v_5, v_6

Les vecteurs de tension choisis pour le secteur 3, sont montre dans le tableau suivant :

Secteur 3		\dot{q}	
		$> 0 \leftrightarrow S_q = 1$	$< 0 \leftrightarrow S_q = 0$
\dot{P}	$> 0 \leftrightarrow S_p = 1$	v_3, v_4	v_5, v_6
	$< 0 \leftrightarrow S_p = 0$	v_2	v_1

Secteur4 :

Secteurs	$\dot{P} > 0$	$\dot{P} < 0$	$\dot{q} > 0$	$\dot{q} < 0$
4	v_1, v_4, v_5, v_6	v_2, v_3	v_3, v_4, v_5	v_1, v_2, v_6

Les vecteurs de tension choisis pour le secteur 4, sont montre dans le tableau suivant :

Secteur 4		\dot{q}	
		$> 0 \leftrightarrow S_q = 1$	$< 0 \leftrightarrow S_q = 0$
\dot{P}	$> 0 \leftrightarrow S_p = 1$	v_4, v_5	v_1, v_6
	$< 0 \leftrightarrow S_p = 0$	v_3	v_2

Secteur5 :

Secteurs	$\dot{P} > 0$	$\dot{P} < 0$	$\dot{q} > 0$	$\dot{q} < 0$
5	v_1, v_4, v_5, v_6	v_2, v_3	v_3, v_4, v_5	v_1, v_2, v_6

Les vecteurs de tension choisis pour le secteur 5, sont montre dans le tableau suivant :

Secteur 5		\dot{q}	
		$> 0 \leftrightarrow S_q = 1$	$< 0 \leftrightarrow S_q = 0$
\dot{P}	$> 0 \leftrightarrow S_p = 1$	v_4, v_5	v_1, v_6
	$< 0 \leftrightarrow S_p = 0$	v_3	v_2

Secteur6 :

Secteurs	$\dot{P} > 0$	$\dot{P} < 0$	$\dot{q} > 0$	$\dot{q} < 0$
6	v_1, v_2, v_5, v_6	v_3, v_4	v_4, v_5, v_6	v_1, v_2, v_3

Les vecteurs de tension choisis pour le secteur 6, sont montre dans le tableau suivant :

Secteur 6		\dot{q}	
		$> 0 \leftrightarrow S_q = 1$	$< 0 \leftrightarrow S_q = 0$
\dot{p}	$> 0 \leftrightarrow S_p = 1$	v_5, v_6	v_1, v_2
	$< 0 \leftrightarrow S_p = 0$	v_4	v_3

Secteur7 :

Secteurs	$\dot{p} > 0$	$\dot{p} < 0$	$\dot{q} > 0$	$\dot{q} < 0$
7	v_1, v_2, v_5, v_6	v_3, v_4	v_4, v_5, v_6	v_1, v_2, v_3

Les vecteurs de tension choisis pour le secteur 7, sont montre dans le tableau suivant :

Secteur 7		\dot{q}	
		$> 0 \leftrightarrow S_q = 1$	$< 0 \leftrightarrow S_q = 0$
\dot{p}	$> 0 \leftrightarrow S_p = 1$	v_5, v_6	v_1, v_2
	$< 0 \leftrightarrow S_p = 0$	v_4	v_3

Secteur8 :

Secteurs	$\dot{p} > 0$	$\dot{p} < 0$	$\dot{q} > 0$	$\dot{q} < 0$
8	v_1, v_2, v_3, v_6	v_4, v_5	v_1, v_5, v_6	v_2, v_3, v_4

Les vecteurs de tension choisis pour le secteur 8, sont montre dans le tableau suivant :

Secteur 8		\dot{q}	
		$> 0 \leftrightarrow S_q = 1$	$< 0 \leftrightarrow S_q = 0$
\dot{p}	$> 0 \leftrightarrow S_p = 1$	v_1, v_6	v_2, v_3
	$< 0 \leftrightarrow S_p = 0$	v_5	v_4

Secteur9 :

Secteurs	$\dot{p} > 0$	$\dot{p} < 0$	$\dot{q} > 0$	$\dot{q} < 0$
9	v_1, v_2, v_3, v_6	v_4, v_5	v_1, v_5, v_6	v_2, v_3, v_4

Les vecteurs de tension choisis pour le secteur 9, sont montre dans le tableau suivant :

Secteur 9		\dot{q}	
		$> 0 \leftrightarrow S_q = 1$	$< 0 \leftrightarrow S_q = 0$
\dot{p}	$> 0 \leftrightarrow S_p = 1$	v_1, v_6	v_2, v_3
	$< 0 \leftrightarrow S_p = 0$	v_5	v_4

Secteur10 :

Secteurs	$\dot{P} > 0$	$\dot{P} < 0$	$\dot{q} > 0$	$\dot{q} < 0$
10	v_1, v_2, v_3, v_4	v_5, v_6	v_1, v_2, v_6	v_3, v_4, v_5

Les vecteurs de tension choisis pour le secteur 10, sont montre dans le tableau suivant :

Secteur 10		\dot{q}	
		$> 0 \leftrightarrow S_q = 1$	$< 0 \leftrightarrow S_q = 0$
\dot{P}	$> 0 \leftrightarrow S_p = 1$	v_1, v_2	v_3, v_4
	$< 0 \leftrightarrow S_p = 0$	v_6	v_5

Secteur11 :

Secteurs	$\dot{P} > 0$	$\dot{P} < 0$	$\dot{q} > 0$	$\dot{q} < 0$
11	v_1, v_2, v_3, v_4	v_5, v_6	v_1, v_2, v_6	v_3, v_4, v_5

Les vecteurs de tension choisis pour le secteur 11, sont montre dans le tableau suivant :

Secteur 11		\dot{q}	
		$> 0 \leftrightarrow S_q = 1$	$< 0 \leftrightarrow S_q = 0$
\dot{P}	$> 0 \leftrightarrow S_p = 1$	v_1, v_2	v_3, v_4
	$< 0 \leftrightarrow S_p = 0$	v_6	v_5

Secteur12 :

Secteurs	$\dot{P} > 0$	$\dot{P} < 0$	$\dot{q} > 0$	$\dot{q} < 0$
12	v_2, v_3, v_4, v_5	v_1, v_6	v_1, v_2, v_3	v_4, v_5, v_6

Les vecteurs de tension choisis pour le secteur 12, sont montre dans le tableau suivant :

Secteur 12		\dot{q}	
		$> 0 \leftrightarrow S_q = 1$	$< 0 \leftrightarrow S_q = 0$
\dot{P}	$> 0 \leftrightarrow S_p = 1$	v_2, v_3	v_4, v_5
	$< 0 \leftrightarrow S_p = 0$	v_1	v_6

Annexe B

Paramètres de simulation

Les paramètres du circuit électrique ainsi que les données de la commande utilisés en simulation, sont mentionnés dans le tableau suivant :

Résistance de ligne R	0.56Ω
Inductance de ligne L	0.02 H
Capacité du filtre C	0.002 F
Résistance de charge R_{ch}	175Ω
Amplitude maximale de tension de réseau E_m	$200\sqrt{2} \text{ V}$
Tension de référence v_{dc_ref}	600 V
Fréquence de réseau f	50 Hz
Paramètre K_p du régulateur PI	0.2
Paramètre K_i du régulateur PI	1
Période d'échantillonnage T_e	10^{-5}
Période de commutation T_s	10^{-4}

