

# Chapitre II

## *Techniques de commande du redresseur PWM triphasé*

### **II.1. Introduction**

La commande du redresseur *PWM* peut être considérée comme un problème dual avec la commande de l'onduleur *PWM* [11]. Plusieurs stratégies de contrôle du redresseur *PWM* ont été proposées dans littérature. Bien que ces stratégies de contrôle puissent atteindre les mêmes objectifs, tels que un facteur de puissance élevé et un courant de forme proche d'une sinusoïde, leurs principes diffèrent.

Comme dans la commande à flux orienté (Field Oriented Control, FOC) d'un moteur à induction, la commande à tension orienté (Voltage Oriented Control, VOC) et la commande à flux virtuel orientée (Virtual Flux Oriented Control, VFOC) pour le côté réseau du redresseur *PWM* sont basées sur la transformation des coordonnées entre les systèmes de coordonnées  $(\alpha, \beta)$  et  $(d, q)$ .

Ces deux stratégies garantissent une réponse transitoire rapide et à haut comportement statique par l'intermédiaire des boucles de régulation des courants internes. En conséquence, la configuration finale et le comportement du système dépendent largement par la qualité de la stratégie de commande du courant appliquée. La solution la plus facile est la commande du courant par hystérésis qui donne une réponse dynamique rapide, une bonne précision, aucune compensation continue et une robustesse élevée. Cependant, l'inconvénient principal de la commande par hystérésis est que sa fréquence moyenne de commutation change avec le

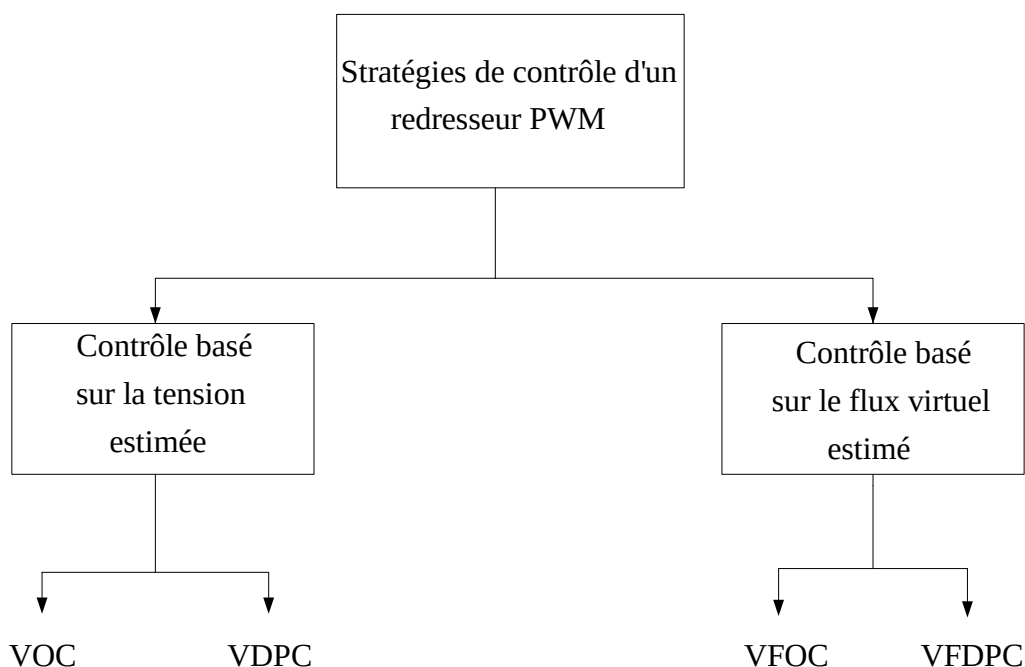
courant de charge, ce qui rend la fréquence de commutation aléatoire. Il en résulte, des problèmes additionnels liés au risque de dépasser la fréquence de commutation admissible par les composants de puissance et à la difficulté de la conception du filtre d'entrée. Par conséquent, on rapporte que plusieurs stratégies en littérature améliorent le comportement de la commande du courant. Parmi les techniques de régulation présentées et largement répandues pour la commande du courant on peut citer la régulation dans le repère synchrone tournant, où les courants sont réglés comme des grandeurs continues; ce qui élimine l'erreur statique [4-12].

Dans ce chapitre nous nous intéressons aux commandes sans capteurs de tension de lignes pour un contrôle plus performant du redresseur tel que la commande par orientation de la tension *VOC* et la commande par orientation du flux virtuel *VFOC*.

Les nouvelles techniques de contrôle des redresseurs PWM sans capteurs de tension de lignes, peuvent être généralement classifiées en deux classes [12] (figure (II.1)) :

- Techniques basées sur l'estimation de la tension ;
- Techniques basées sur l'estimation du flux virtuel.

Les méthodes basées sur la tension de ligne estimée et celles basées sur le flux virtuel estimé correspondent par analogie au contrôle des machines à courant alternatif.



**Figure (II.1) :** Classification des méthodes de contrôle d'un redresseur PWM

## II.2. Commande par orientation de la tension VOC

La commande par orientation de la tension VOC est l'une des techniques de commande du redresseur *PWM* les plus utilisées.

La figure (II.2) montre la configuration globale de la commande par orientation de la tension pour un redresseur *PWM* triphasé.

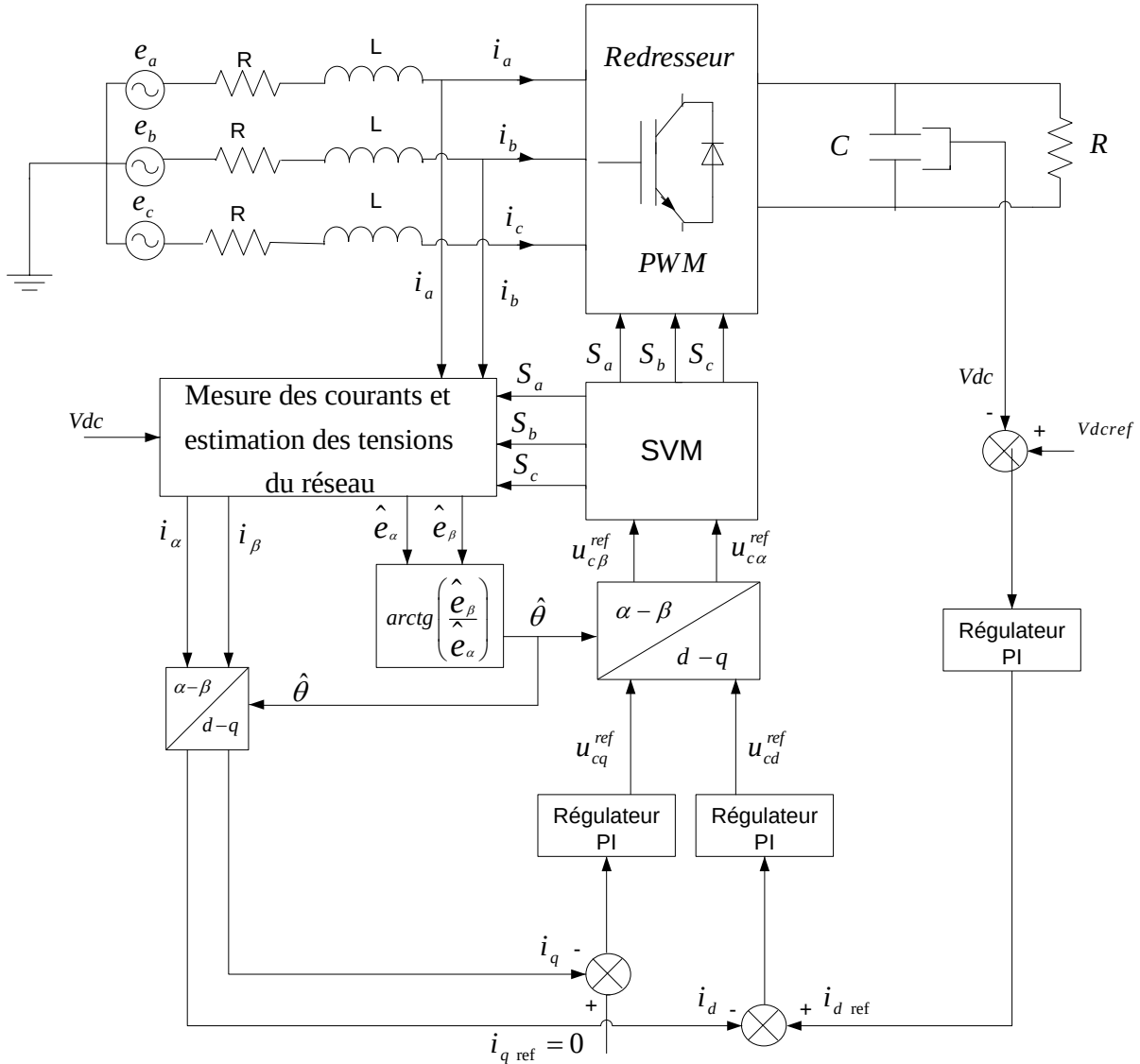


Figure (II.2) : Schéma bloc de la commande VOC

### II.2.1 Principe de la commande VOC

La VOC consiste à sélectionner un vecteur de commande représentant le vecteur tension de référence dans la modulation vectorielle. Cette dernière est fondée sur les tensions  $u_{c\alpha}^{ref}$  et  $u_{c\beta}^{ref}$  de l'entrée du redresseur dans le plan  $(\alpha-\beta)$ , fournies par les régulateurs PI.

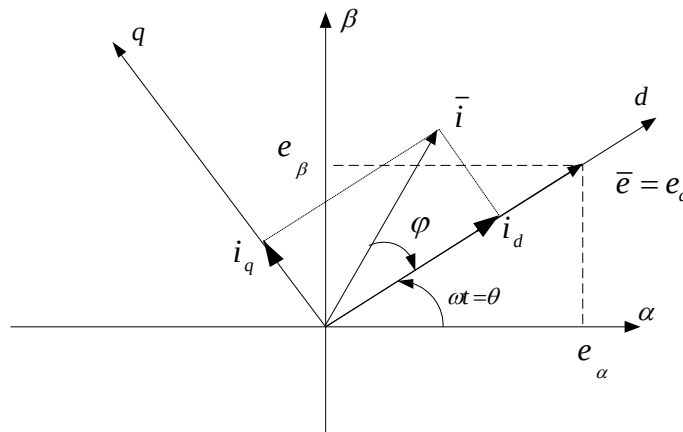
Cette technique de commande utilise deux régulateurs PI pour contrôler les composantes du courant dans le plan synchrone  $d-q$ . L'axe réel du repère tournant est typiquement fixé sur

le vecteur tension de ligne. En raison des transformations des coordonnées, les composantes de courant à commander deviennent des quantités continues en régime permanent, et l'action intégrale des contrôleurs peut ainsi éliminer les erreurs statiques en régime permanent.

La référence de la composante directe du courant  $i_d$  est obtenue par réglage de la tension continue, où on utilise un régulateur PI pour contrôler l'erreur entre la tension mesurée et sa référence [12].

Si on veut travailler à facteur de puissance unitaire au niveau du réseau, il faut annuler la composante en quadratique du courant  $i_q$  [12].

La figure (II.3) présente le diagramme vectoriel du redresseur triphasé avec orientation du vecteur tension.



**Figure (II.3) :** Diagramme vectoriel de la tension du réseau et du courant de ligne

### II.2.2 Estimation des puissances instantanées

La puissance active instantanée est définie par le produit scalaire entre les courants et les tensions de ligne. Alors que, la puissance réactive est définie par le produit vectoriel entre eux.

La puissance apparente complexe  $\bar{S}$  peut être exprimée par l'expression suivante [12] :

$$\begin{aligned}\bar{S} &= p + jq \\ \bar{S} &= e_a i_a + e_b i_b + e_c i_c + j \frac{1}{\sqrt{3}} [(e_b - e_a) i_a + (e_c - e_a) i_b + (e_a - e_b) i_c]\end{aligned}\quad (\text{II.1})$$

Sachant que :

$e$ : Tension instantanée du réseau ;

$i$ : Courant instantané de ligne ;

Cependant, l'expression (II.1) exige la connaissance des tensions du réseau. De ce fait, il faut exprimer les puissances par d'autres expressions indépendantes des tensions du réseau.

Alors, les expressions qui donnent l'estimation des puissances active et réactive instantanées sans capter les tensions sont comme suit [12]:

$$\begin{aligned}\hat{p} &= \hat{p}_l + \hat{p}_c \\ \hat{q} &= \hat{q}_l + \hat{q}_c\end{aligned}\quad (II.2)$$

Tel que :

$\hat{p}, \hat{q}$  : Les puissances active et réactive totale du réseau.

$\hat{p}_l, \hat{q}_l$  : Les puissances active et réactive des inductances.

$\hat{p}_c, \hat{q}_c$  : Les puissances active et réactive à l'entrée du redresseur.

Avec :

$$\hat{p}_l = L \left( \frac{di_a}{dt} + \frac{di_b}{dt} + \frac{di_c}{dt} \right) \quad (II.3)$$

$$\hat{p}_c = V_{dc} (S_a i_a + S_b i_b + S_c i_c) \quad (II.4)$$

Et :

$$\hat{q}_l = \frac{1}{\sqrt{3}} L \left( \frac{di_a}{dt} i_c - \frac{di_c}{dt} i_a \right) \quad (II.5)$$

$$\hat{q}_c = -\frac{1}{\sqrt{3}} V_{dc} [S_a (i_b - i_c) + S_b (i_c - i_a) + S_c (i_a - i_b)] \quad (II.6)$$

### II.2.3 Estimation de la tension du réseau

L'équation des tensions du réseau dans le repère  $\alpha$ - $\beta$  est donnée par :

$$\begin{bmatrix} \hat{e}_\alpha \\ \hat{e}_\beta \end{bmatrix} = R \begin{bmatrix} i_\alpha \\ i_\beta \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \hat{u}_{l\alpha} \\ \hat{u}_{l\beta} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} u_{c\alpha} \\ u_{c\beta} \end{bmatrix} \quad (II.7)$$

Les tensions d'entrée du redresseur  $u_{c\alpha}$  et  $u_{c\beta}$  sont données par l'équation (I.21).

Les tensions aux bornes des inductances sont estimées par l'équation suivante :

$$\begin{bmatrix} \hat{u}_{l\alpha} \\ \hat{u}_{l\beta} \end{bmatrix} = \frac{1}{i_\alpha^2 + i_\beta^2} \begin{bmatrix} i_\alpha & -i_\beta \\ i_\beta & i_\alpha \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{p}_l \\ \hat{q}_l \end{bmatrix} \quad (II.8)$$

Avec :  $\hat{p}_l$  et  $\hat{q}_l$  sont les puissances active et réactive instantanées des inductances exprimées par les équations (II.3) et (II.5) respectivement.

En négligeant la résistance de ligne, la tension du réseau peut être estimée par les équations (I.25), (II.7) et (II.8).

### II.2.4. Synthèse des régulateurs de courant

L'utilisation, des correcteurs PI dans un repère triphasé, présente des problèmes d'application. En effet, des composantes alternatives se retrouvent dans les erreurs à l'entrée des correcteurs PI. Ces grandeurs alternatives sont à l'origine d'erreurs statiques non compensées par les correcteurs PI. Pour résoudre ce problème, la transformée de Park dont le repère tournant à la fréquence des tensions du réseau est utilisée. Ainsi les variables alternatives des courants sont transformées en composantes d'axe  $d$  et  $q$  continus dès lors que ces signaux ont la même fréquence que le réseau. Cela exige la connaissance de l'angle de référence des tensions du réseau qui sera nécessaire pour le calcul des transformées. [4]

Les équations de tension dans le système de coordonnées tournant  $(d, q)$  sont :

$$\begin{aligned} e_d &= L \frac{di_d}{dt} + Ri_d + u_{cd} - L\omega i_q \\ e_q &= L \frac{di_q}{dt} + Ri_q + u_{cq} + L\omega i_d \end{aligned} \quad (II.9)$$

D'après la figure (II.3)  $\bar{e} = e_d = E$ , le modèle devient :

$$\begin{aligned} E &= L \frac{di_d}{dt} + Ri_d + u_{cd} - L\omega i_q \\ 0 &= L \frac{di_q}{dt} + Ri_q + u_{cq} + L\omega i_d \end{aligned} \quad (II.10)$$

On pose :

$$\begin{aligned} h_d &= L \frac{di_d}{dt} + Ri_d \\ h_q &= L \frac{di_q}{dt} + Ri_q \end{aligned} \quad (II.11)$$

Où :  $h$  la chute de tension en ligne.

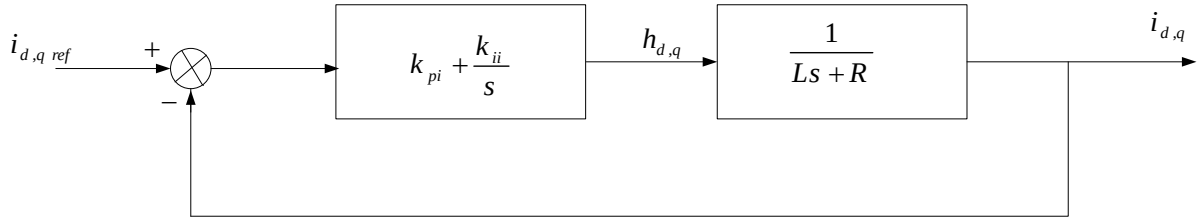
En remplaçant (II.11) dans (II.10), on aura :

$$\begin{aligned} E &= h_d + u_{cd} - L\omega i_q \\ 0 &= h_q + u_{cq} + L\omega i_d \end{aligned} \quad (II.12)$$

Où :  $h_d, h_q$  sont les signaux de sortie des contrôleurs des courants, donnés par [12] :

$$\begin{aligned} h_d &= k_{pi} (i_{dref} - i_d) + k_{ii} \int (i_{dref} - i_d) dt \\ h_q &= k_{pi} (i_{qref} - i_q) + k_{ii} \int (i_{qref} - i_q) dt \end{aligned} \quad (II.13)$$

Les boucles de régulation des courants  $i_d$  et  $i_q$  sont conformes au schéma simplifié de la figure (II.4).



**Figure (II.4) :** Régulation des composantes directe et en quadrature du courant

La fonction de transfert en boucle fermée est donnée par:

$$H_i(s) = \frac{k_{pi}s + k_{ii}}{Ls^2 + (k_{pi} + R)s + k_{ii}} \quad (II.14)$$

Par identification avec la fonction de transfert d'un système du deuxième ordre on trouve :

$$\begin{aligned} k_{pi} &= 2L\xi_i\omega_{ni} - R \\ k_{ii} &= L\omega_{ni}^2 \end{aligned} \quad (II.15)$$

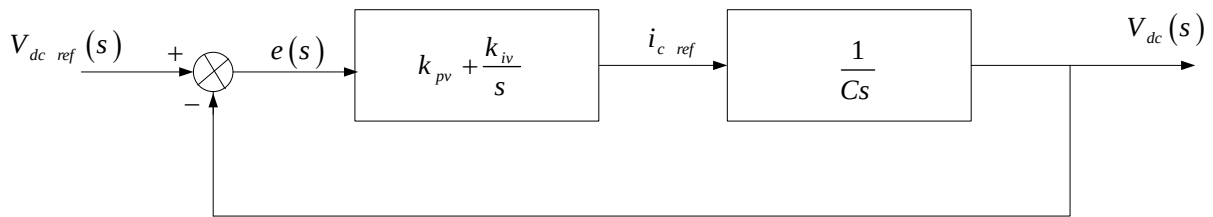
$\xi_i$  : Coefficient d'amortissement des régulateurs PI des courants ;

$\omega_{ni}$  : Pulsation propre des régulateurs PI des courants ;

L'équation (II.15) est valable pour les deux correcteurs de courant.

### II.2.5. Synthèse du régulateur de la tension continue

La régulation de la tension continue est assurée par un régulateur de type PI. Ce dernier corrige l'erreur entre la tension continue mesurée et sa référence. Le schéma de la figure (II.5) représente le principe de régulation de la tension continue avec un correcteur PI.



**Figure (II.5) :** Régulation de la tension continue avec un correcteur PI

La fonction de transfert en boucle fermée  $H_v(s)$  est donnée par :

$$H_v(s) = \frac{k_{pv}s + k_{iv}}{Cs^2 + k_{pv}s + k_{iv}} \quad (II.16)$$

Par identification avec une fonction de transfère d'un système du deuxième ordre on trouve :

$$\begin{aligned} k_{pv} &= 2C \xi_v \omega_{nv} \\ k_{iv} &= C \omega_{nv}^2 \end{aligned} \quad (II.17)$$

$\xi_v$  : Coefficient d'amortissement du régulateur PI de la tension continue;

$\omega_{nv}$  : Pulsation propre du régulateur PI de la tension continue ;

Le courant continu de référence est exprimé par :

$$I_{rd \text{ ref}} = i_{c \text{ ref}} + i_{ch} \quad (II.18)$$

Où :

$i_{c \text{ ref}}$  : Le courant de référence dans le condensateur donné par le régulateur PI de la tension ;

$i_{ch}$  : Le courant de charge mesuré ;

$I_{rd \text{ ref}}$  : Le courant continu de référence.

Le produit du courant continu de référence avec la tension continue donne la puissance active de référence donné par :

$$p_{ref} = V_{dc \text{ ref}} I_{rd \text{ ref}} \quad (II.19)$$

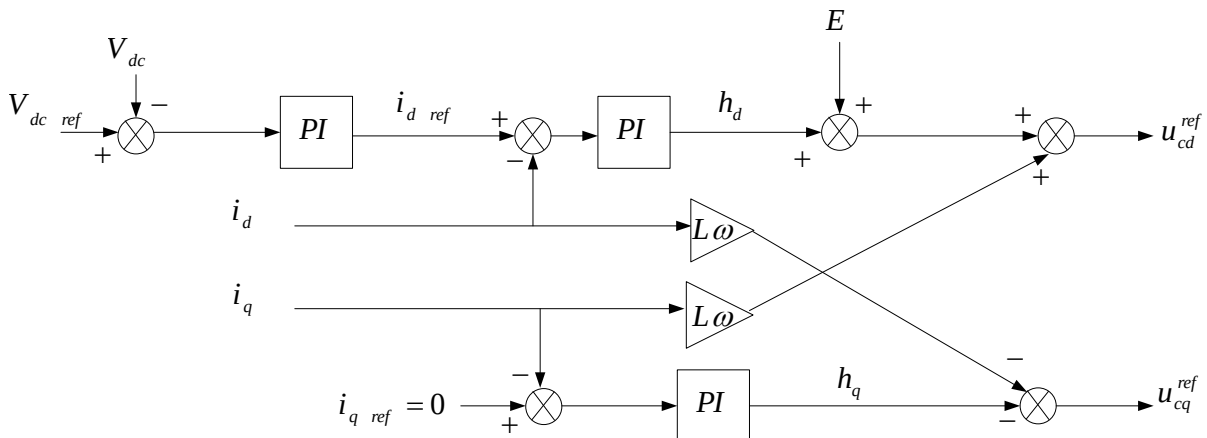
D'autre part la puissance active dans le repère (d,q) est calculée par :

$$p_{ref} = e_d i_{d \text{ ref}} \quad (II.20)$$

A partir des équations (II.19) dans (II.20), il vient :

$$i_{d \text{ ref}} = \frac{V_{dc \text{ ref}} I_{rd \text{ ref}}}{e_d} \quad (II.21)$$

Le diagramme de la figure (II.6) représente le schéma bloc des régulateurs PI des courants et de la tension continue.



**Figure (II.6) :** Schéma bloc des boucles de réglage par VOC

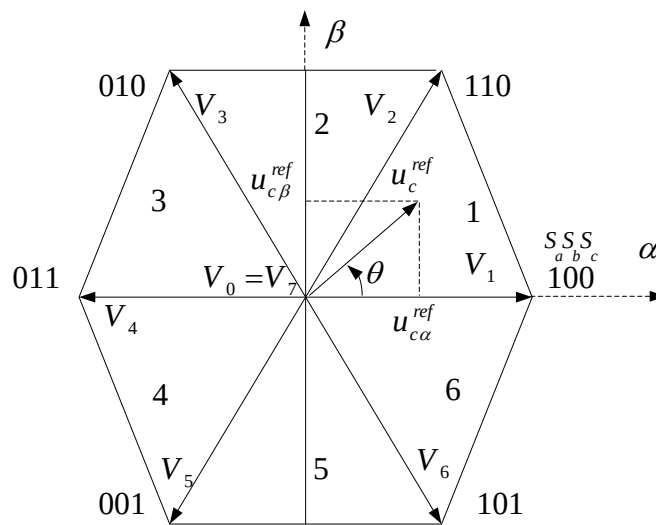
## II.2.6. Modulation vectorielle

### II.2.6.1. Principe de la modulation vectorielle

Modulation vectorielle (Space Vector Modulation, SVM), basée sur la représentation du vecteur tension dans l'espace (Figure (I.7)) est devenue très populaire en raison de sa simplicité.

La modélisation du redresseur de tension a montré que pour les différentes combinaisons de commande  $(S_a, S_b, S_c)$ , le redresseur peut générer seulement huit vecteurs de tension  $V_i$  ( $i = 0, \dots, 7$ ) dans le plan  $(\alpha, \beta)$ , dont deux sont nuls et six ont un module  $\sqrt{2/3}V_{dc}$  et une direction donnée. Le redresseur ne peut donc fournir de façon exacte et instantanée que des tensions de type  $V_i$ . On ne peut approximer une tension quelconque  $(u_{c\alpha}^{ref}, u_{c\beta}^{ref})$  qu'en valeur moyenne sur une période de hachage  $T_s$ . Il faut donc appliquer des vecteurs de tension réalisables pendant des durées adéquates sur l'intervalle  $T_s$ . Afin de minimiser les ondulations de tensions, et par voie de conséquence les harmoniques, on admet qu'il faut approximer  $(u_{c\alpha}^{ref}, u_{c\beta}^{ref})$  avec les deux vecteurs de tension  $V_i$  les plus proches [14].

Une analyse combinatoire de tous les états possibles des interrupteurs permet de calculer les vecteurs de tensions  $u_c^{ref} = [u_{c\alpha}^{ref} \ u_{c\beta}^{ref}]^T$  correspondants comme indiqué par le Tableau (I.1) et l'équation (I.1). Il s'agit alors de déterminer la position du vecteur de référence dans ce repère  $\alpha, \beta$ , et le secteur dans lequel il se trouve (figure (II.7)). Celui-ci est limité par les deux vecteurs  $V_i$  et  $V_{i+1}$ .



**Figure (II.7) :** Représentation du polygone de commutation et le vecteur de tension de référence

La détermination des numéros des secteurs nécessite l'estimation de l'angle  $\hat{\theta}$  du vecteur tension par :

$$\hat{\theta} = \arctan \left( \frac{u_{c\beta}^{ref}}{u_{c\alpha}^{ref}} \right) \quad (II.22)$$

Suivant, la valeur de l'angle  $\theta$ , le numéro de chaque secteur doit vérifier l'équation suivante :

$$\frac{(i-1)\pi}{3} \leq \theta \leq \frac{i\pi}{3}, \quad i=1, \dots, 6 \quad (II.23)$$

### II.2.6.2. Calcul des temps d'application des vecteurs de tension

Si le vecteur de référence se trouve dans le secteur  $i$  ( $i = 1, \dots, 6$ ), alors  $t_i, t_{i+1}$  sont les temps d'application des vecteurs adjacents  $V_i$  et  $V_{i+1}$ , alors que  $t_0$  représente le temps d'application des vecteurs

nuls  $V_0, V_7$  [14].

Pour assurer l'égalité de la valeur moyenne de la tension et sa référence à partir d'un instant  $t$ , l'équation suivante doit être vérifiée:

$$\frac{1}{T_s} \int_t^{t+T_s} \bar{u}_c^{ref} dt = \frac{1}{T_s} \left[ \int_t^{t+t_1} \bar{V}_i dt + \int_{t+t_1}^{t+t_1+t_2} \bar{V}_{i+1} dt + \int_{t+t_1+t_2}^{t+T_s} \bar{V}_0 dt \right] \quad (II.24)$$

Pour une fréquence de commutation  $f_s$  suffisamment élevée le vecteur de référence  $\bar{u}_c$  est considéré constant pendant un cycle de commutation. Tenant compte que  $V_i, V_{i+1}$  sont constants et  $V_0 = V_7 = 0$ , il s'en suit pour un cycle de commutation :

$$\bar{u}_c^{ref} T_s = \bar{V}_i t_i + \bar{V}_{i+1} t_{i+1} \quad (II.25)$$

En décomposant cette équation en parties réelle et imaginaire, et à partir de l'équation (I.14), on obtient [2] :

$$\begin{pmatrix} u_{c\alpha}^{ref} \\ u_{c\beta}^{ref} \end{pmatrix} T_s = \sqrt{\frac{2}{3}} V_{dc} \left( t_i \begin{pmatrix} \cos \frac{(i-1)\pi}{3} \\ \sin \frac{(i-1)\pi}{3} \end{pmatrix} + t_{i+1} \begin{pmatrix} \cos \frac{i\pi}{3} \\ \sin \frac{i\pi}{3} \end{pmatrix} \right) \quad (II.26)$$

L'équation (II.26) peut être arrangée comme suit :

$$\begin{pmatrix} u_{c\alpha}^{ref} \\ u_{c\beta}^{ref} \end{pmatrix} T_s = \sqrt{\frac{2}{3}} V_{dc} \begin{bmatrix} \cos \frac{(i-1)\pi}{3} & \cos \frac{i\pi}{3} \\ \sin \frac{(i-1)\pi}{3} & \sin \frac{i\pi}{3} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} t_i \\ t_{i+1} \end{bmatrix} \quad (II.27)$$

La solution de l'équation (III.27) donne:

$$\begin{bmatrix} t_i \\ t_{i+1} \end{bmatrix} = \sqrt{2} \frac{T_s}{V_{dc}} \begin{bmatrix} \sin \frac{i\pi}{3} & -\cos \frac{i\pi}{3} \\ -\sin \frac{(i-1)\pi}{3} & \cos \frac{(i-1)\pi}{3} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} u_{c\alpha}^{ref} \\ u_{c\beta}^{ref} \end{pmatrix} \quad (II.28)$$

Avec :

$$t_0 = T_s - t_i - t_{i+1} \quad (II.29)$$

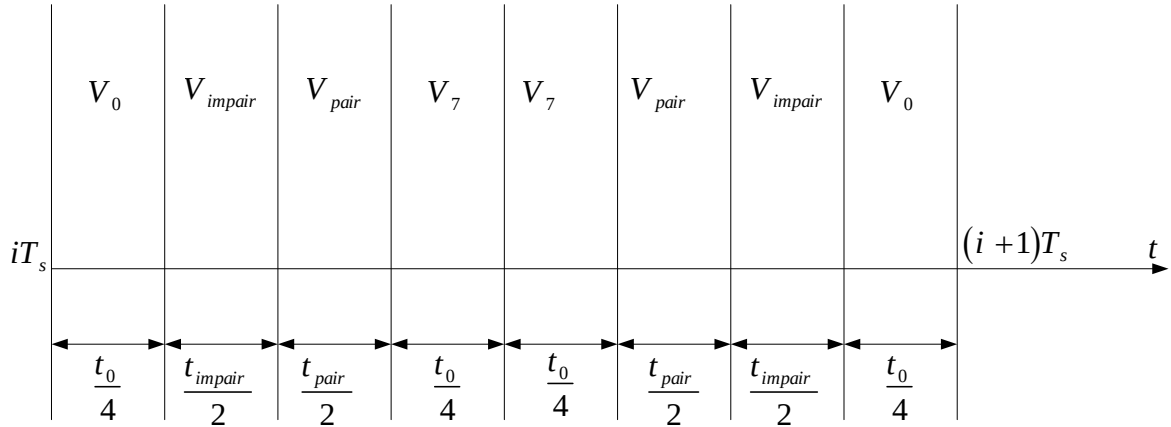
Le tableau (II.2) regroupe les temps correspondants à l'application des vecteurs de tension qui composent chaque secteur.

| Secteur 1                                                                         | Secteur 2                                                                         | Secteur 3                                                                         |
|-----------------------------------------------------------------------------------|-----------------------------------------------------------------------------------|-----------------------------------------------------------------------------------|
| $t_1 = \frac{\sqrt{6}u_{c\alpha}^{ref} - \sqrt{2}u_{c\beta}^{ref}}{2V_{dc}} T_s$  | $t_2 = \frac{\sqrt{6}u_{c\alpha}^{ref} + \sqrt{2}u_{c\beta}^{ref}}{2V_{dc}} T_s$  | $t_3 = \frac{\sqrt{2}u_{c\beta}^{ref}}{V_{dc}} T_s$                               |
| $t_2 = \frac{\sqrt{2}u_{c\beta}^{ref}}{V_{dc}} T_s$                               | $t_3 = \frac{-\sqrt{6}u_{c\alpha}^{ref} + \sqrt{2}u_{c\beta}^{ref}}{2V_{dc}} T_s$ | $t_4 = \frac{-\sqrt{6}u_{c\alpha}^{ref} - \sqrt{2}u_{c\beta}^{ref}}{2V_{dc}} T_s$ |
| $t_0 = T_s - t_1 - t_2$                                                           | $t_0 = T_s - t_2 - t_3$                                                           | $t_0 = T_s - t_3 - t_4$                                                           |
| Secteur 4                                                                         | Secteur 5                                                                         | Secteur 6                                                                         |
| $t_4 = \frac{-\sqrt{6}u_{c\alpha}^{ref} + \sqrt{2}u_{c\beta}^{ref}}{2V_{dc}} T_s$ | $t_5 = \frac{-\sqrt{6}u_{c\alpha}^{ref} - \sqrt{2}u_{c\beta}^{ref}}{2V_{dc}} T_s$ | $t_6 = \frac{-\sqrt{2}u_{c\beta}^{ref}}{V_{dc}} T_s$                              |
| $t_5 = \frac{-\sqrt{2}u_{c\beta}^{ref}}{V_{dc}} T_s$                              | $t_6 = \frac{\sqrt{6}u_{c\alpha}^{ref} - \sqrt{2}u_{c\beta}^{ref}}{2V_{dc}} T_s$  | $t_1 = \frac{\sqrt{6}u_{c\alpha}^{ref} + \sqrt{2}u_{c\beta}^{ref}}{2V_{dc}} T_s$  |
| $t_0 = T_s - t_4 - t_5$                                                           | $t_0 = T_s - t_5 - t_6$                                                           | $t_0 = T_s - t_6 - t_1$                                                           |

**Tableau (II.2) :** Temps d'application des vecteurs de tension dans chaque secteur

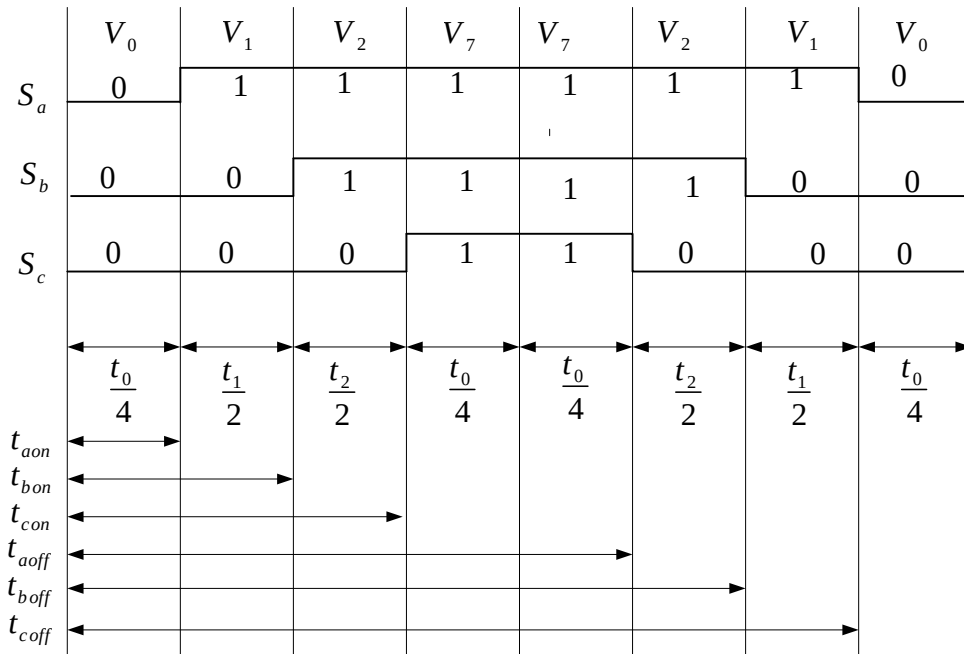
### II.2.6.3. Génération des impulsions

Chaque secteur est délimité par deux vecteurs dont un est pair et l'autre est impair et que l'obtention d'une fréquence de commutation constante nécessite d'appliquer les vecteurs dans cet ordre  $[V_0, V_{impair}, V_{pair}, V_7, V_{V_{pair}}, V_{impair}, V_0]$  comme le montre la Figure (II.8). Par conséquent, une symétrie apparaît par rapport au centre de la période de commutation.



**Figure (II.8) :** Répartition des vecteurs adjacents durant une période de commutation.

La figure (II.9) montre la répartition des vecteurs  $V_0, V_7, V_1$  et  $V_2$  sur une période de fonctionnement dans le premier secteur.



**Figure (II.9) :** Vecteurs à appliquer dans le secteur 1

La figure (II.9) permet de donner les relations entre  $t_{on}$ ,  $t_{off}$  de chaque interrupteur et les durées de conduction  $t_1$ ,  $t_2$ ,  $t_0$  pour le secteur 1. Ces relations sont données par [15]:

$$\begin{aligned}
 t_{aon} &= \frac{t_0}{4} & t_{aoff} &= 3\frac{t_0}{4} + t_1 + t_2 \\
 t_{bon} &= \frac{t_0}{4} + \frac{t_1}{2} & t_{boff} &= 3\frac{t_0}{4} + \frac{t_1}{2} + t_2 \\
 t_{con} &= \frac{t_0}{4} + \frac{t_1}{2} + \frac{t_2}{2} & t_{coff} &= 3\frac{t_0}{4} + \frac{t_1}{2} + \frac{t_2}{2}
 \end{aligned} \tag{II.30}$$

De la même manière on peut déterminer les instants de commutation  $t_{on}$ ,  $t_{off}$  de chaque interrupteur pour les autres secteurs.

L'état de chaque interrupteur est déduit par une simple comparaison entre l'instant  $t$  et les instants  $t_{on}$ ,  $t_{off}$  selon la logique suivante :

$$\begin{cases} \text{Si } t_{aon} \leq t < t_{aoff} \text{ alors } S_a = 1; \text{ Sinon, } S_a = 0 \\ \text{Si } t_{bon} \leq t < t_{boff} \text{ alors } S_b = 1; \text{ Sinon, } S_b = 0 \\ \text{Si } t_{con} \leq t < t_{coff} \text{ alors } S_c = 1; \text{ Sinon, } S_c = 0 \end{cases} \quad (\text{II.31})$$

### II.2.7. Résultats de simulation

On présente ici les résultats de simulation obtenus pour différents tests. L'étude par simulation a été réalisée afin de :

- Confirmer les performances en régime permanent ;
- Vérifier les performances dynamiques en régie transitoire.

Les paramètres du redresseur utilisés en simulation sont :

- Résistance de ligne :  $R = 0.25\Omega$
- Inductance de ligne :  $L = 10\text{mH}$
- Condensateur :  $C = 5\text{ mF}$
- Charge :  $R_{ch} = 100\Omega$
- Amplitude maximale de la tension du réseau :  $E_m = 220\sqrt{3}\text{ V}$
- Tension continue de référence :  $600\text{ V}$
- Fréquence de commutation :  $f_s = 10\text{kHz}$
- Fréquence d'échantillonnage :  $f_e = 1000\text{kHz}$

Les paramètres des correcteurs PI sont les suivants :

- Régulateur de la tension continue :  $k_{pv} = 0.17675$ ,  $k_{iv} = 3.125$
- Régulateurs des courants :  $k_{pi} = 20.9$ ,  $k_{ii} = 22500$

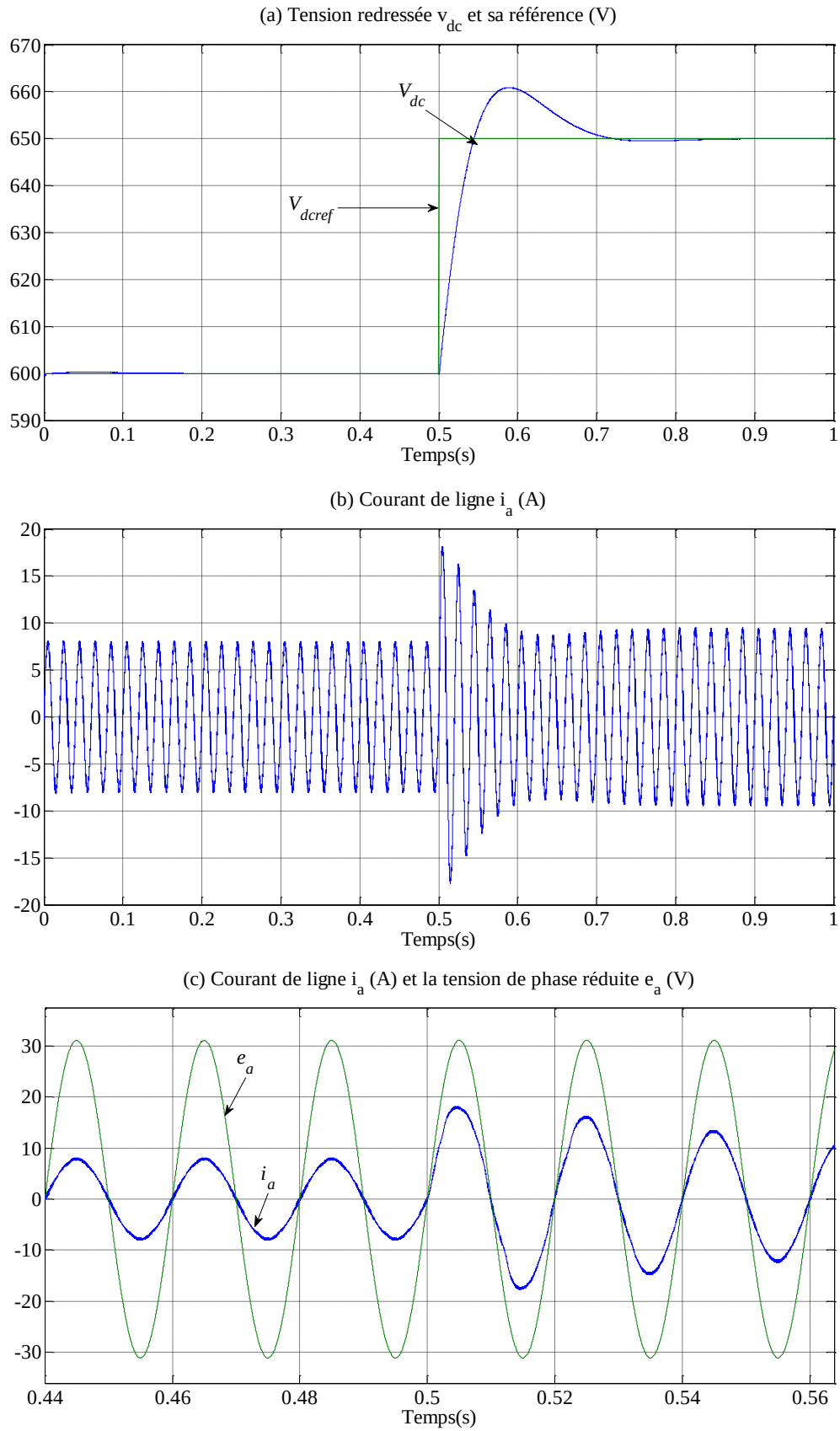
Il faut noter que dans la suite de ce mémoire et pour mieux représenter les résultats la tension simple de la première phase sera réduite par un facteur de 10.

Dans cette partie, les deux simulations suivantes sont à examiner :

- Tensions du réseau idéales (purement sinusoïdales) ;
- Tensions du réseau déformées avec 7% du 5<sup>ème</sup> harmonique.

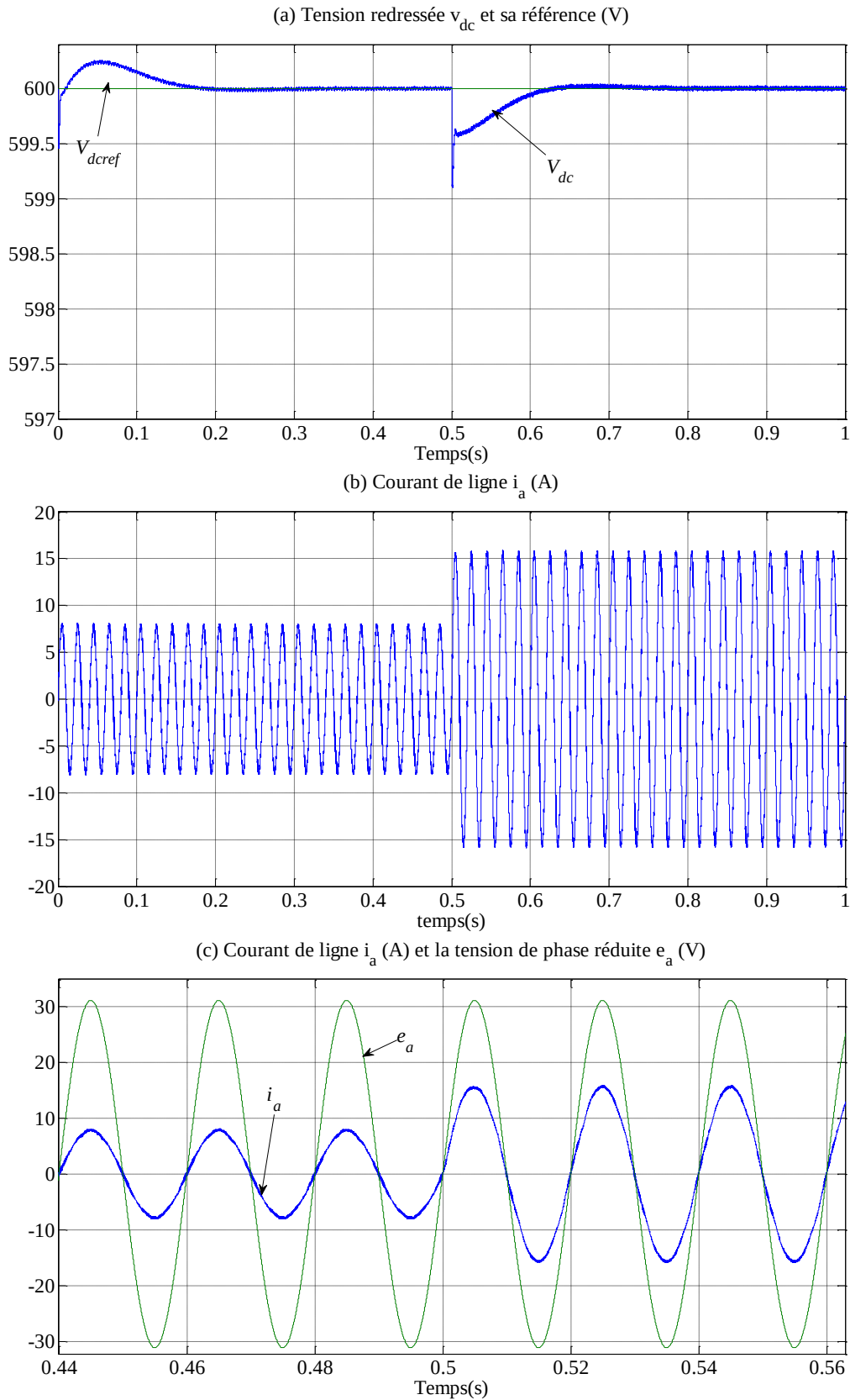
#### II.2.7.1 Comportement du redresseur alimenté par un réseau idéal

La figure (II.10) montre la réponse du redresseur commandé par VOC lors d'un changement de la référence de la tension de sortie de  $V_{dc\text{ ref}} = 600\text{ V}$  à  $V_{dc\text{ ref}} = 650\text{ V}$  à  $t = 0.5\text{s}$ .



**Figure (II.10) :** Performances du redresseur commandé par VOC lors d'une variation de la tension de référence

La figure (II.11) montre la réponse du redresseur lors d'une diminution de la résistance de charge de 100% à  $t = 0.5s$ .



**Figure (II.11) : Test de robustesse vis-à-vis la variation de la résistance de charge**

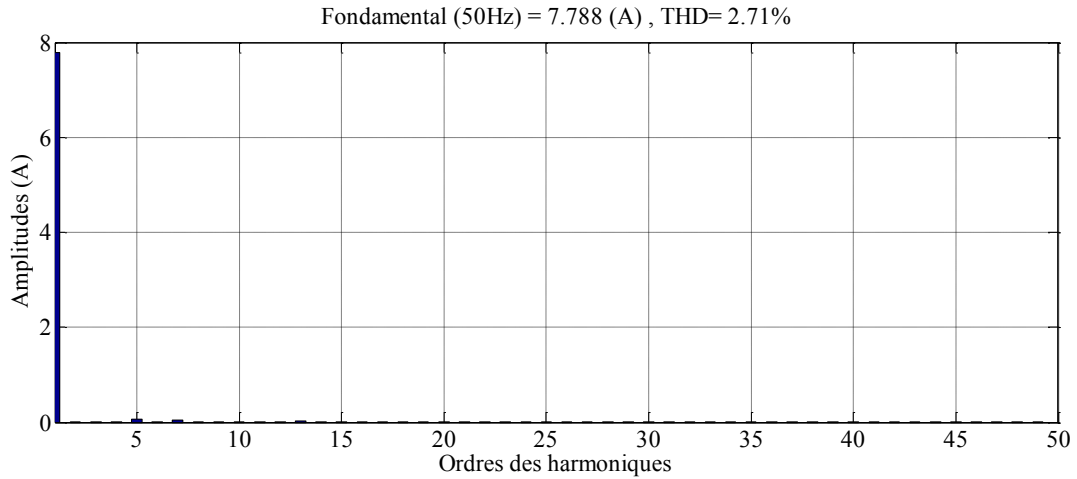
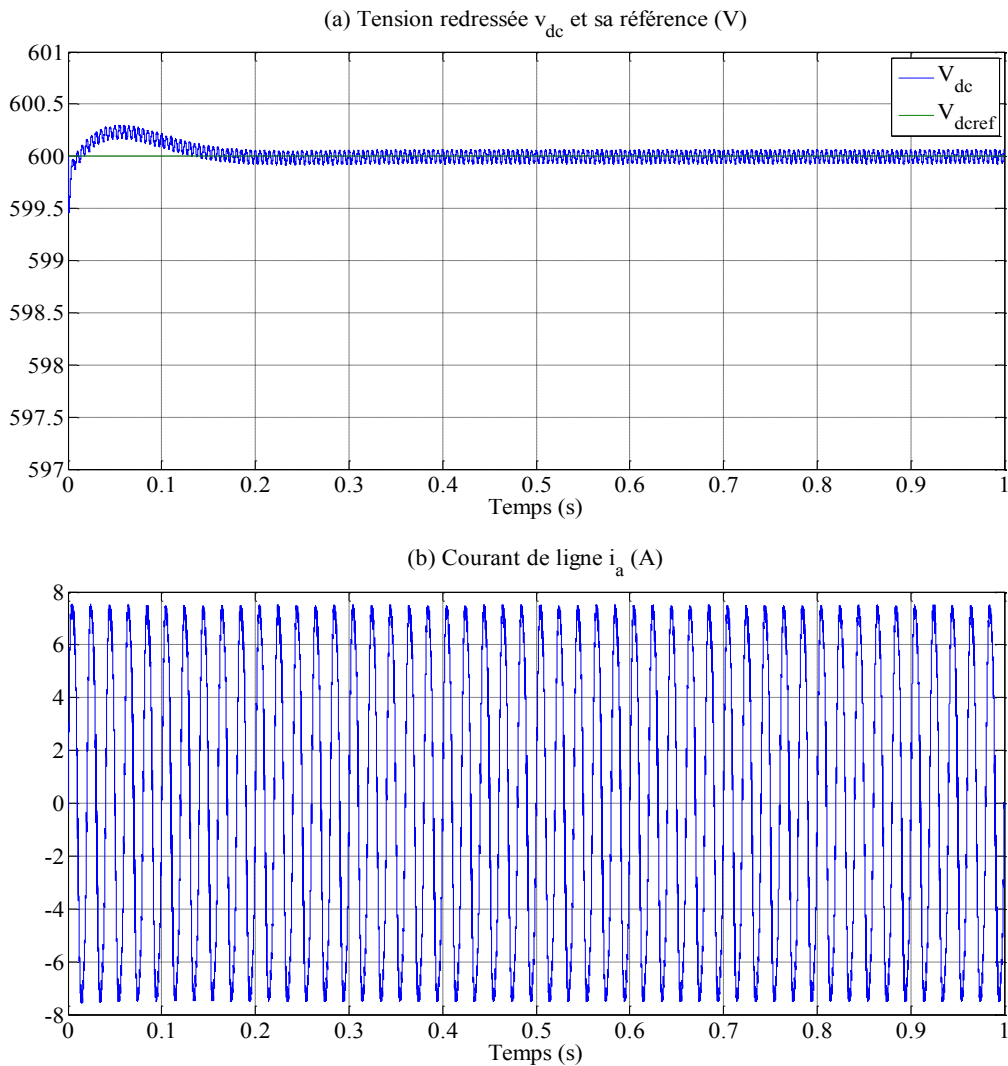
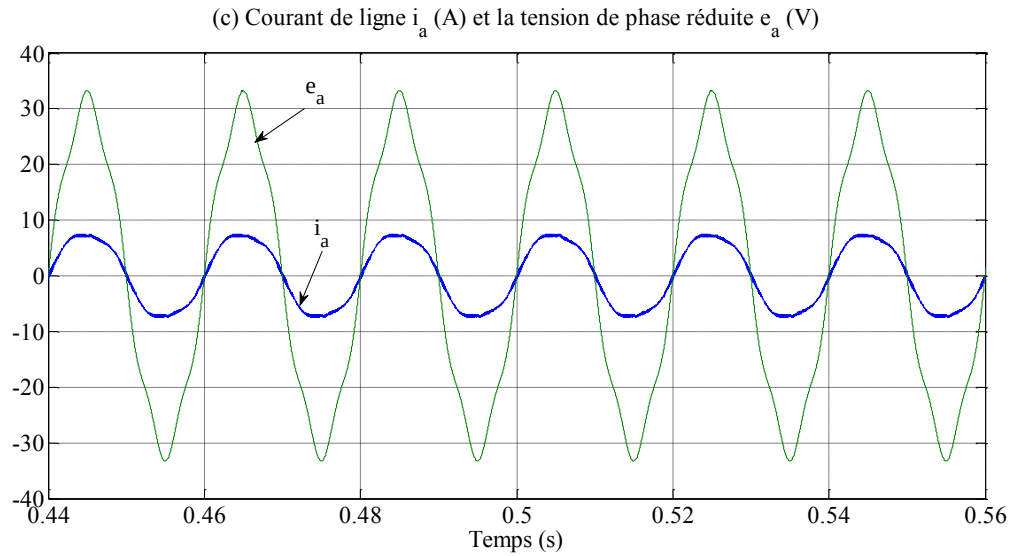


Figure (II.12) : Spectre harmonique du courant de ligne

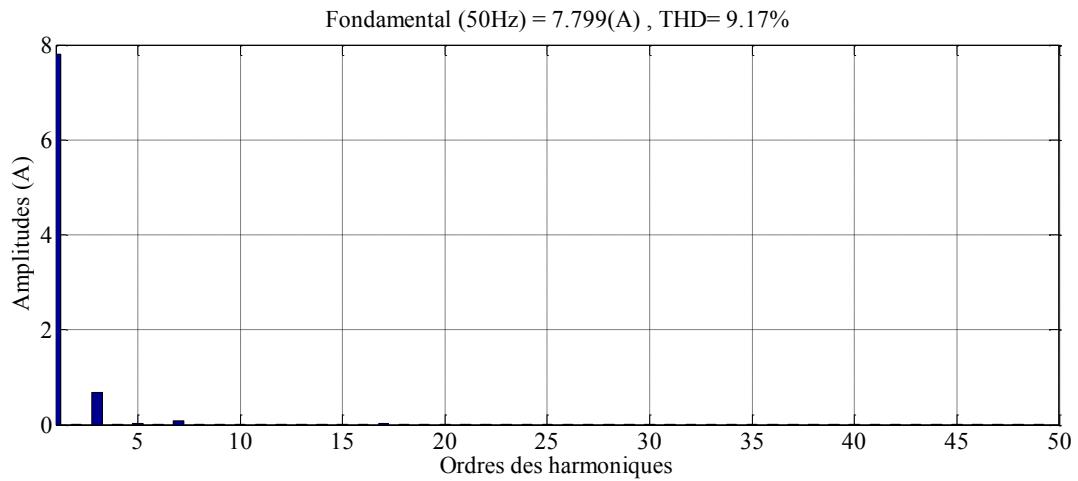
### II.2.7.2 Comportement du redresseur alimenté par un réseau perturbé

La figure (II.13) montre la réponse du redresseur commandé par *VOC* avec une référence de la tension de sortie fixée à  $V_{dc\ ref} = 600\ V$ .





**Figure (II.13) :** Performances du redresseur commandé par VOC et alimenté par un réseau perturbé



**Figure (II.14) :** Spectre harmonique du courant de ligne fourni par un réseau perturbé

### II.3. Commande par orientation du flux virtuel

La commande par orientation du flux virtuel *VFOC* est basée sur une estimation du flux virtuel au lieu de l'estimation de la tension. La structure de la commande *VFOC* est donnée par la figure (II.15).

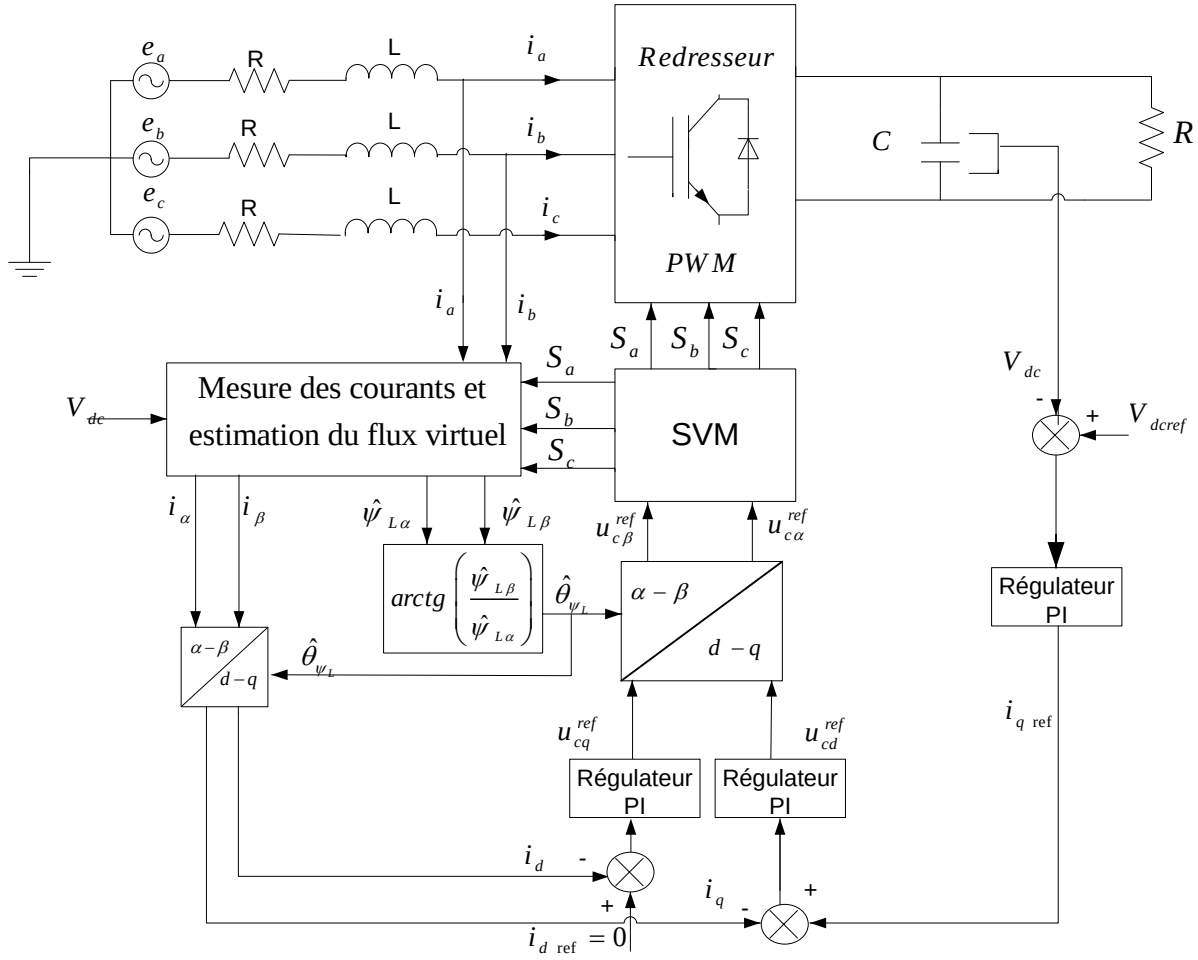


Figure (II.15) : Schéma bloc de la commande VFOC

### II.3.1. Estimation du flux virtuel

Le côté alternatif du réseau est assimilé à un moteur à courant alternatif, où  $R$  et  $L$  présentent respectivement la résistance statorique et l'inductance de fuite du moteur virtuel et les tensions de ligne  $e_a, e_b, e_c$  sont induites par le flux virtuel d'entrefer. Autrement dit, l'intégration de la tension de ligne donne le vecteur flux virtuel  $\hat{\psi}_L$  dans le repère stationnaire  $(\alpha, \beta)$  comme le montre la figure (II.16).

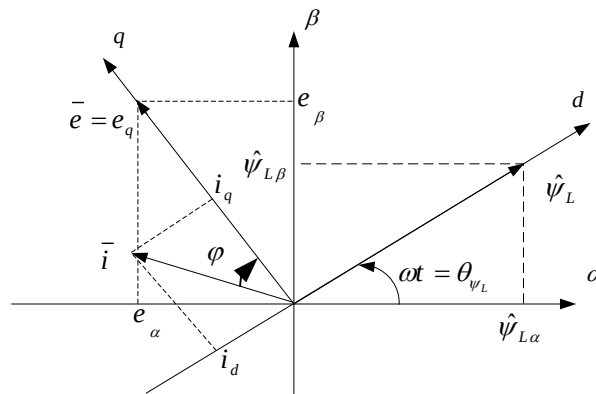


Figure (II.16) : Diagramme vectoriel des vecteurs de tension, des courants et du flux virtuel

L'équation du flux virtuel peut être représentée sous la forme suivante [15] :

$$\hat{\psi}_L = \hat{\psi}_c + \hat{\psi}_l \quad (\text{II.32})$$

Où :

$\hat{\psi}_L$  : Vecteur flux virtuel de ligne ;

$\hat{\psi}_c$  : Vecteur flux virtuel de d'entrée du redresseur ;

$\hat{\psi}_l$  : Vecteur flux virtuel de l'inductance.

Les composantes du flux virtuel  $\bar{\psi}_L$  sont calculées comme suit :

$$\begin{cases} \hat{\psi}_{L\alpha} = \int \left( u_{c\alpha} + L \frac{di_\alpha}{dt} \right) dt \\ \hat{\psi}_{L\beta} = \int \left( u_{c\beta} + L \frac{di_\beta}{dt} \right) dt \end{cases} \quad (\text{II.33})$$

On peut écrire donc:

$$\begin{cases} \hat{\psi}_{L\alpha} = Li_\alpha + \int u_{c\alpha} dt \\ \hat{\psi}_{L\beta} = Li_\beta + \int u_{c\beta} dt \end{cases} \quad (\text{II.34})$$

### II.3.2. Estimation des puissances instantanées basée sur le concept du flux virtuel

On sait que :

$$\hat{\psi}_L = \begin{bmatrix} \hat{\psi}_{L\alpha} \\ \hat{\psi}_{L\beta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \int e_\alpha \\ \int e_\beta \end{bmatrix} \quad (\text{II.35})$$

Et ;

$$\hat{\psi}_c = \begin{bmatrix} \hat{\psi}_{c\alpha} \\ \hat{\psi}_{c\beta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \int u_{c\alpha} \\ \int u_{c\beta} \end{bmatrix} \quad (\text{II.36})$$

L'équation de la tension peut s'écrire donc sous la forme suivante :

$$\bar{e} = R\bar{i} + \frac{d}{dt}(L\bar{i} + \hat{\psi}_c) \quad (\text{II.37})$$

En pratique, la résistance  $R$  peut être négligée, ce qui donne :

$$\bar{e} = \frac{d}{dt}(L\bar{i} + \hat{\psi}_c) \quad (\text{II.38})$$

En utilisant la notation complexe, les puissances instantanées peuvent être calculées comme suit:

$$\begin{aligned} p &= \text{Re}(\bar{e} \bar{i}^*) \\ q &= \text{Im}(\bar{e} \bar{i}^*) \end{aligned} \quad (\text{II.39})$$

La tension de ligne peut s'exprimer en fonction du flux virtuel comme suit :

$$\bar{e} = \frac{d}{dt} \hat{\psi}_L = \frac{d}{dt} (\hat{\psi}_L e^{j\omega t}) = \frac{d\hat{\psi}_L}{dt} e^{j\omega t} + j\omega \hat{\psi}_L e^{j\omega t} = \frac{d\hat{\psi}_L}{dt} + j\omega \hat{\psi}_L \quad (\text{II.40})$$

Où :  $\hat{\psi}_L$  indique le vecteur d'espace et  $\psi_L$  son amplitude.

Dans le repère d-q, les composantes du flux virtuel sont représentées par la figure (II.13) où  $\hat{\psi}_L = \hat{\psi}_{Ld}$ . Les puissances instantanées sont calculées à partir de l'équation (II.39) comme suit:

$$\begin{cases} \hat{p} = \frac{d\hat{\psi}_{Ld}}{dt} i_d + \omega \hat{\psi}_{Ld} i_q \\ \hat{q} = -\frac{d\hat{\psi}_{Ld}}{dt} i_q + \omega \hat{\psi}_{Ld} i_d \end{cases} \quad (\text{II.41})$$

Pour un système triphasé sinusoïdal et équilibré de tension, on a :

$$\frac{d\hat{\psi}_{Ld}}{dt} = 0 \quad (\text{II.42})$$

L'expression des puissances dans le repère d-q devient :

$$\begin{cases} \hat{p} = \omega \hat{\psi}_{Ld} i_q \\ \hat{q} = \omega \hat{\psi}_{Ld} i_d \end{cases} \quad (\text{II.43})$$

Cependant, pour éviter le recours à la transformation des coordonnées dans le plan d-q, l'estimateur de puissance de la VFOC doit utiliser les grandeurs dans le plan  $\alpha, \beta$ .

Utilisant (II.40), on peut écrire :

$$\begin{cases} \bar{e} = \frac{d\hat{\psi}_L}{dt} |_{\alpha} + j \frac{d\hat{\psi}_L}{dt} |_{\beta} + j\omega (\hat{\psi}_{L\alpha} + j\hat{\psi}_{L\beta}) \\ \bar{e} \bar{i}^* = \left[ \frac{d\hat{\psi}_L}{dt} |_{\alpha} + j \frac{d\hat{\psi}_L}{dt} |_{\beta} + j\omega (\hat{\psi}_{L\alpha} + j\hat{\psi}_{L\beta}) \right] (i_{\alpha} - j i_{\beta}) \end{cases} \quad (\text{II.44})$$

Ce qui permet de donner :

$$\hat{p} = \frac{d\hat{\psi}_L}{dt} |_{\alpha} i_{\alpha} + \frac{d\hat{\psi}_L}{dt} |_{\beta} i_{\beta} + \omega (\hat{\psi}_{L\alpha} i_{\beta} - \hat{\psi}_{L\beta} i_{\alpha}) \quad (\text{II.45})$$

$$\hat{q} = -\frac{d\hat{\psi}_L}{dt} |_{\alpha} i_{\beta} + \frac{d\hat{\psi}_L}{dt} |_{\beta} i_{\alpha} + \omega (\hat{\psi}_{L\alpha} i_{\alpha} + \hat{\psi}_{L\beta} i_{\beta}) \quad (\text{II.46})$$

Pour des tensions de ligne sinusoïdales et équilibrées, les dérivées du flux sont nulles [12].

Les puissances active et réactive instantanées sont calculées par les équations suivantes :

$$\hat{p} = \omega(\hat{\psi}_{L\alpha} i_{\beta} - \hat{\psi}_{L\beta} i_{\alpha}) \quad (\text{II.47})$$

$$\hat{q} = \omega(\hat{\psi}_{L\alpha} i_{\alpha} + \hat{\psi}_{L\beta} i_{\beta}) \quad (\text{II.48})$$

### II.3.3. Synthèse des régulateurs de courant

Avec l'orientation du flux virtuel les équations du modèle du redresseur dans les coordonnées synchrones sont transformées en [12] :

$$0 = L \frac{di_d}{dt} + Ri_d + u_{cd} - L\omega i_q \quad (\text{II.49})$$

$$e_q = E = L \frac{di_q}{dt} + Ri_q + u_{cq} + L\omega i_d \quad (\text{II.50})$$

De la même manière on calcul les paramètres  $k_{pi}$  et  $k_{ii}$  comme suit :

$$\begin{aligned} k_{pi} &= 2L\xi_i \omega_{ni} - R \\ k_{ii} &= L\omega_{ni}^2 \end{aligned} \quad (\text{II.51})$$

$\xi_i$  : Coefficient d'amortissement des régulateurs PI des courants ;

$\omega_{ni}$  : Pulsation propre des régulateurs PI des courants ;

La Figure (II.17) représente le schéma bloc des régulateurs utilisés dans la commande VFOC.

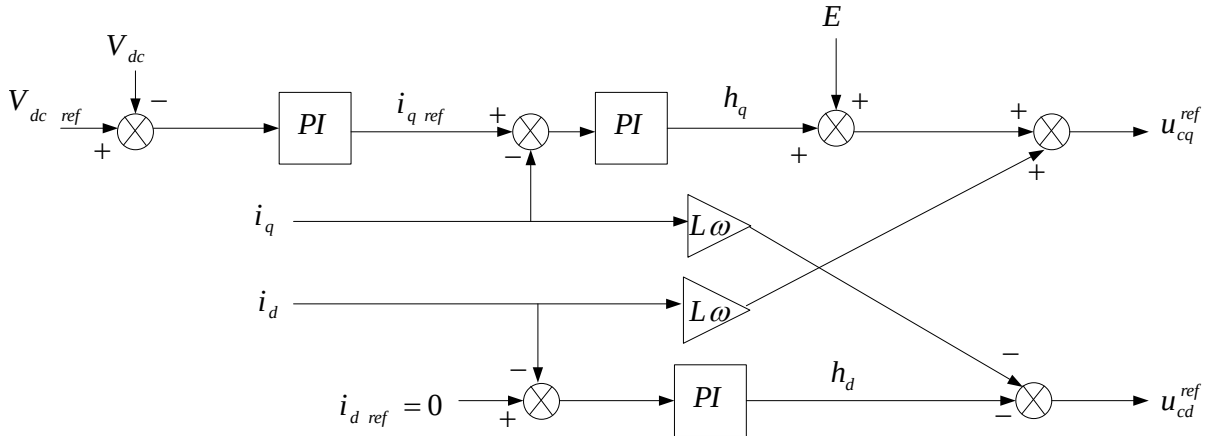


Figure (II.17) : Schéma bloc des boucles de réglage dans la commande VFOC

### II.3.4. Résultats de simulation

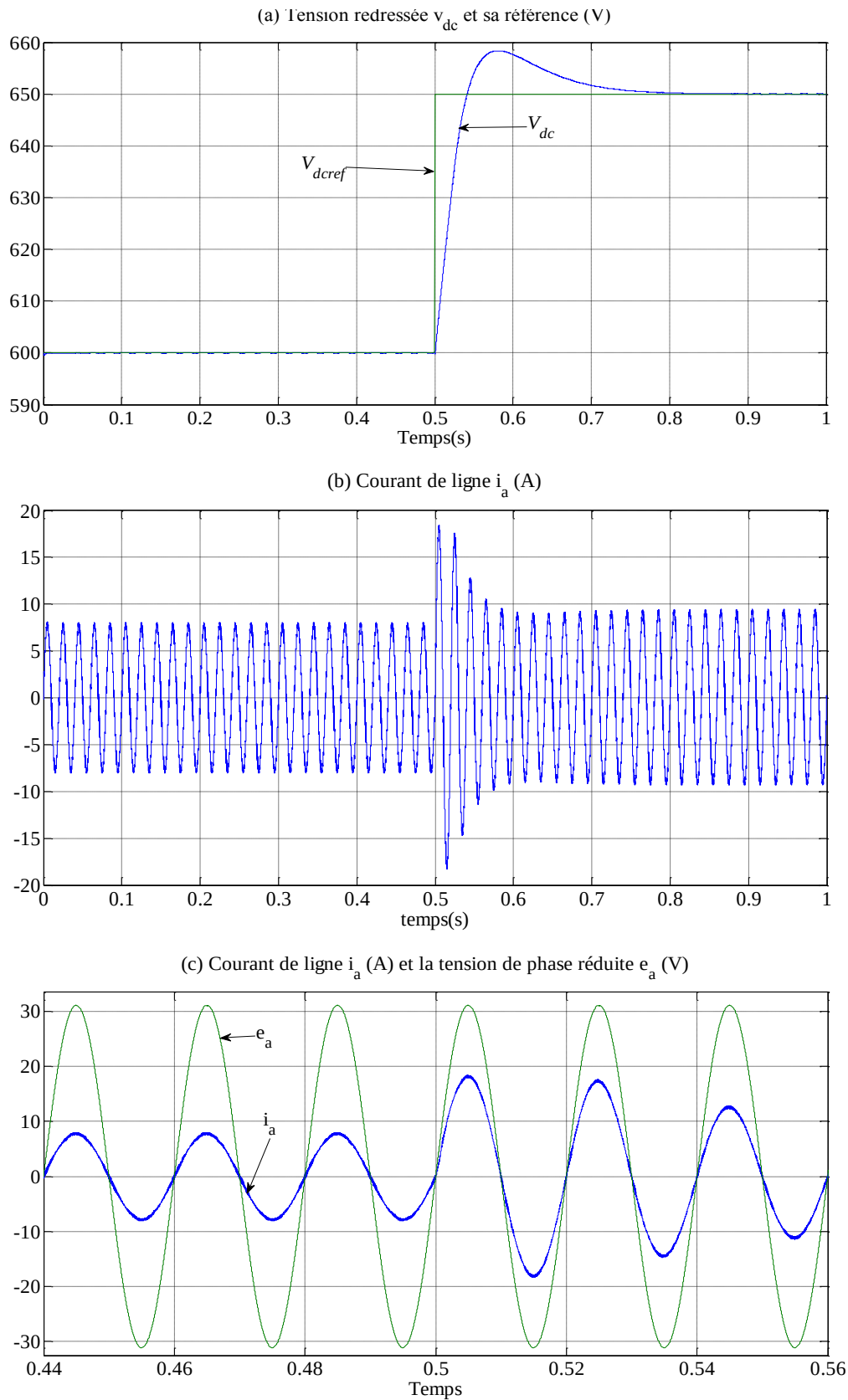
Les paramètres adoptés pour la simulation du VFOC sont identiques à ceux utilisés dans la commande VOC.

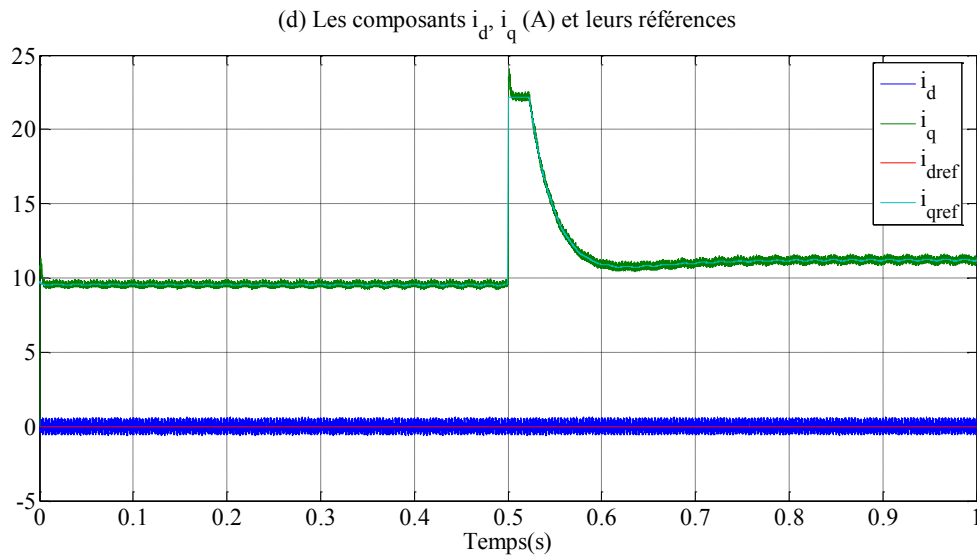
Les paramètres des correcteurs PI sont les suivants :

- Régulateur de la tension continue :  $k_{pv} = 0.25$ ,  $k_{iv} = 3.125$
- Régulateurs des courants :  $k_{pi} = 29.75$ ,  $k_{ii} = 22500$

### II.3.4.1 Comportement du redresseur alimenté par un réseau idéal

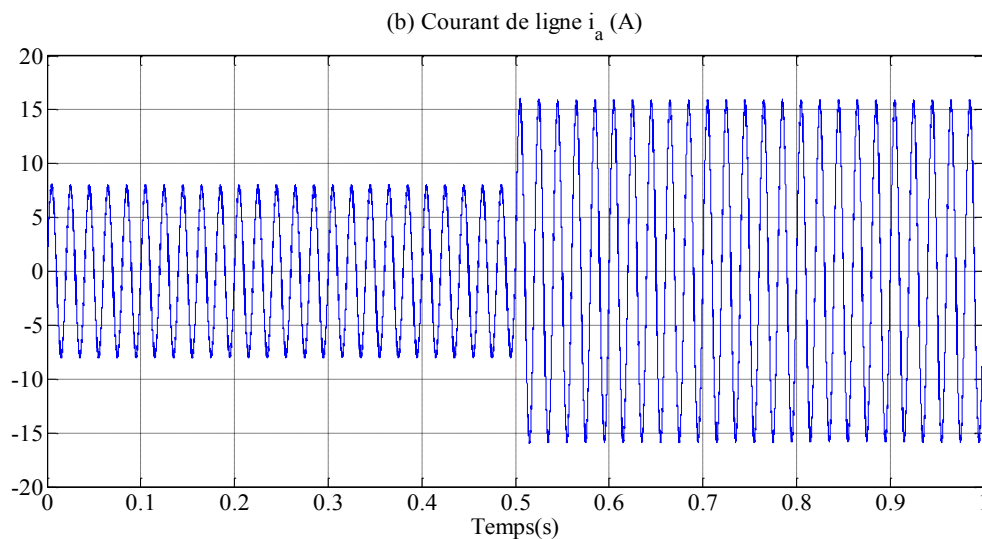
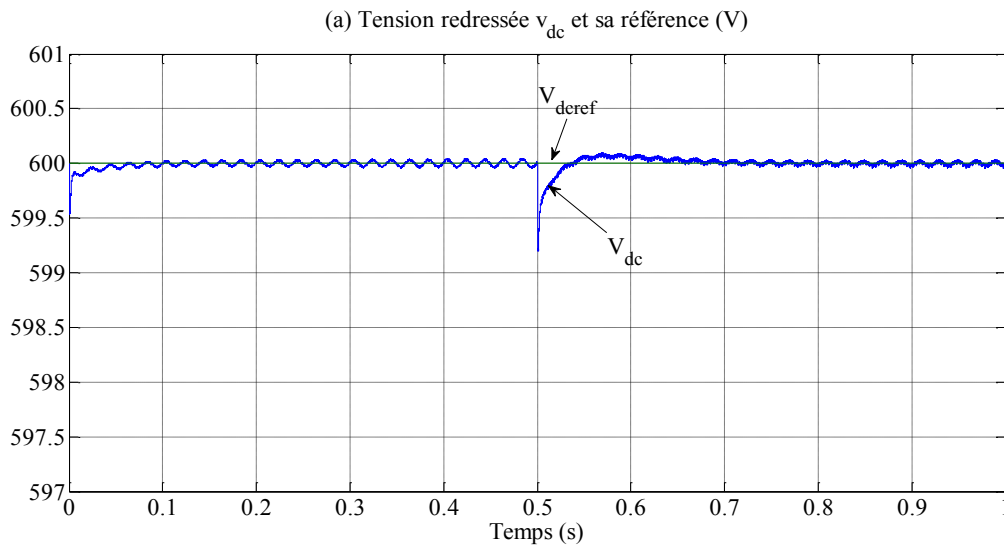
La figure (II.18) montre la réponse du redresseur commandé par VFOC lors d'un changement de la référence de la tension de sortie de  $V_{dc\text{ ref}} = 600\text{ V}$  à  $V_{dc\text{ ref}} = 650\text{ V}$  à  $t=0.5\text{ s}$ .

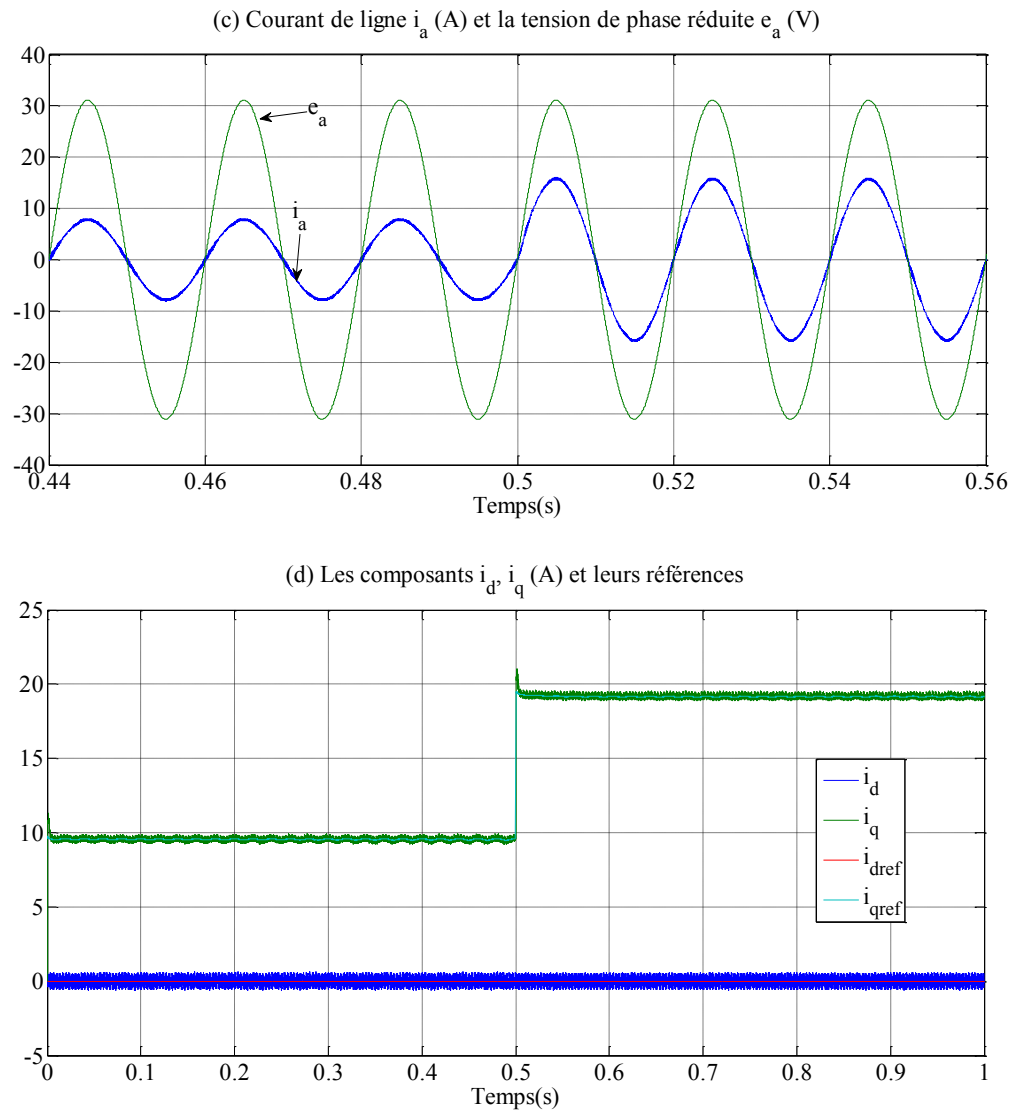




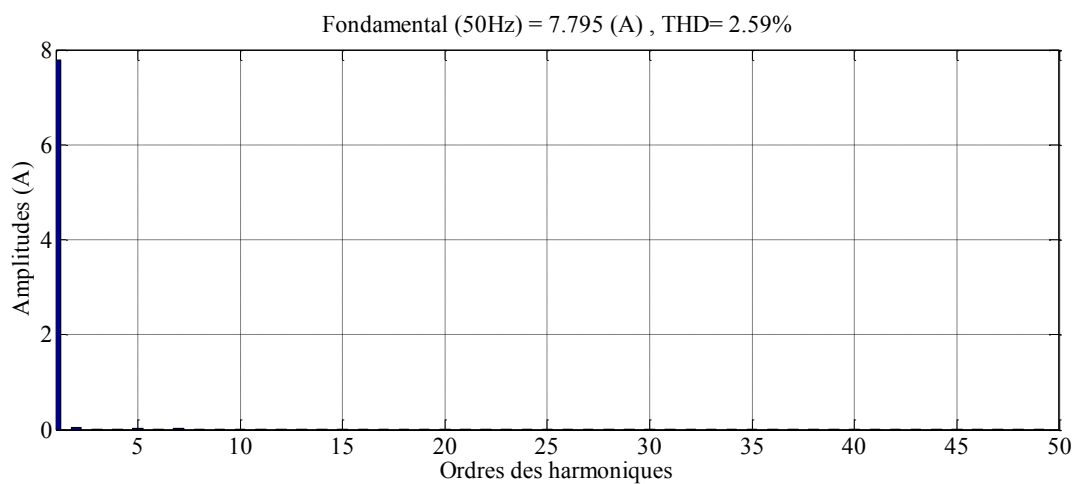
**Figure (II.18) :** Performances du redresseur commandé par VFOC lors d'une variation de la tension de référence

La figure (II.19) montre la réponse du redresseur lors d'une diminution de la résistance de charge de 100% à  $t = 0.5s$ .





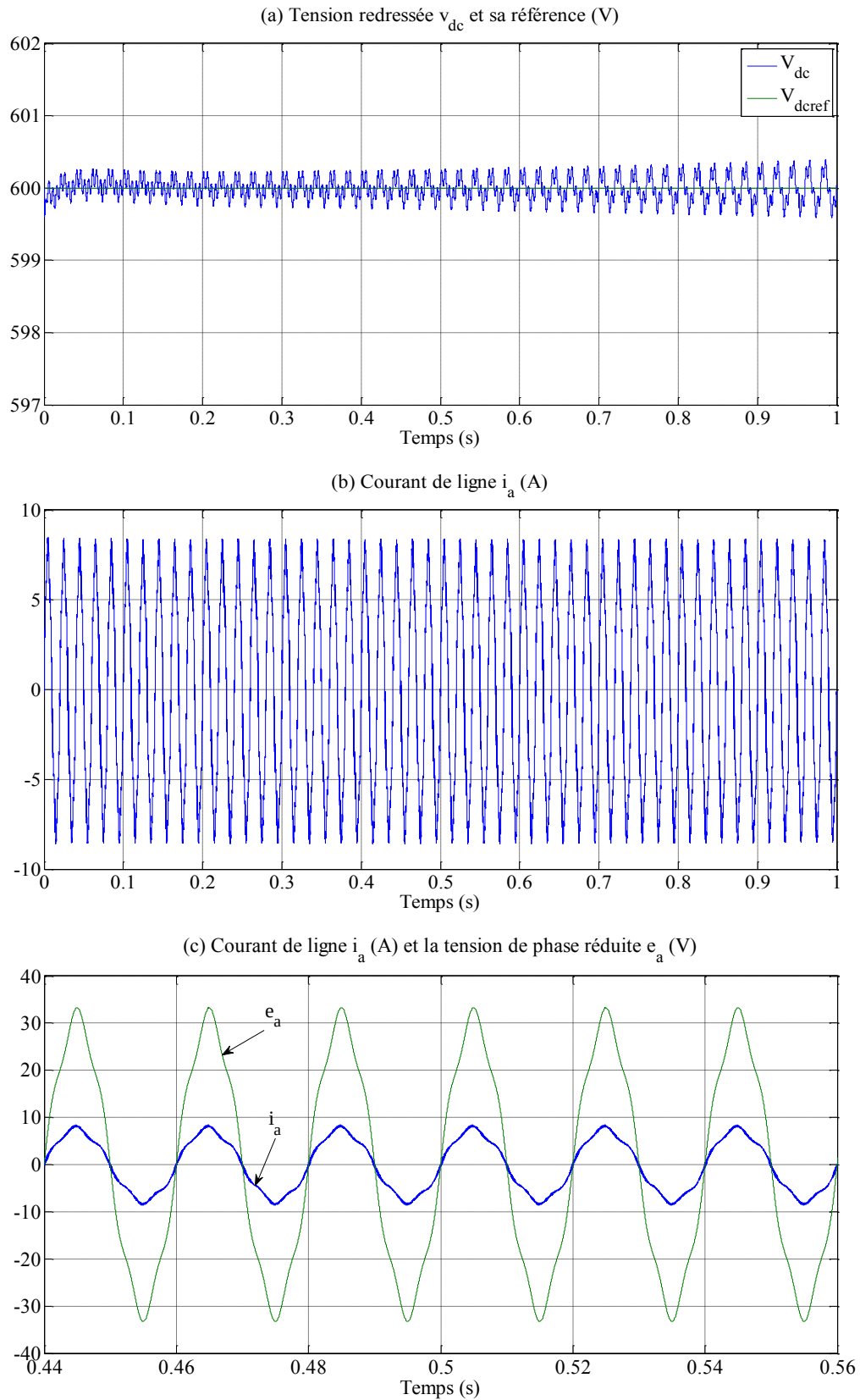
**Figure (II.19) :** Test de robustesse vis-à-vis la variation de la résistance de charge

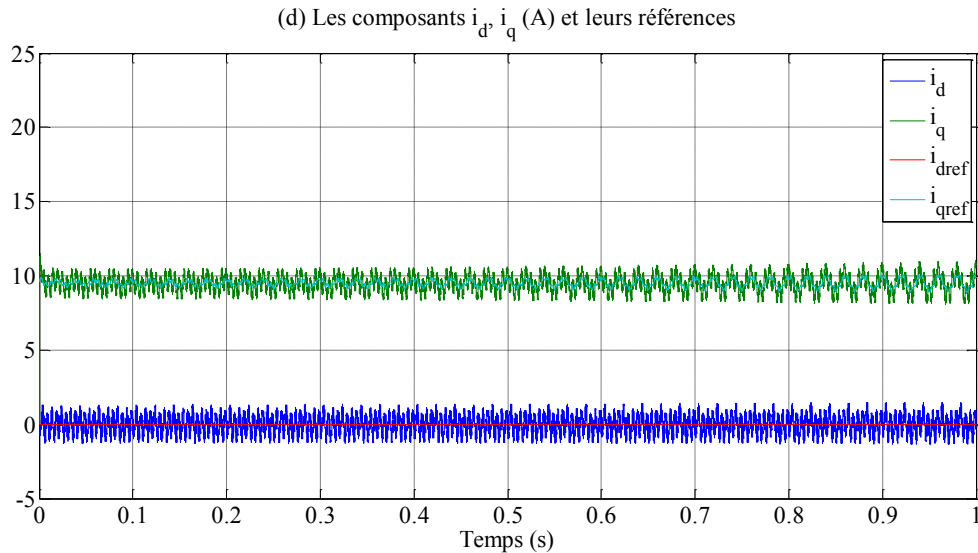


**Figure (II.20) :** Spectre harmonique du courant de ligne

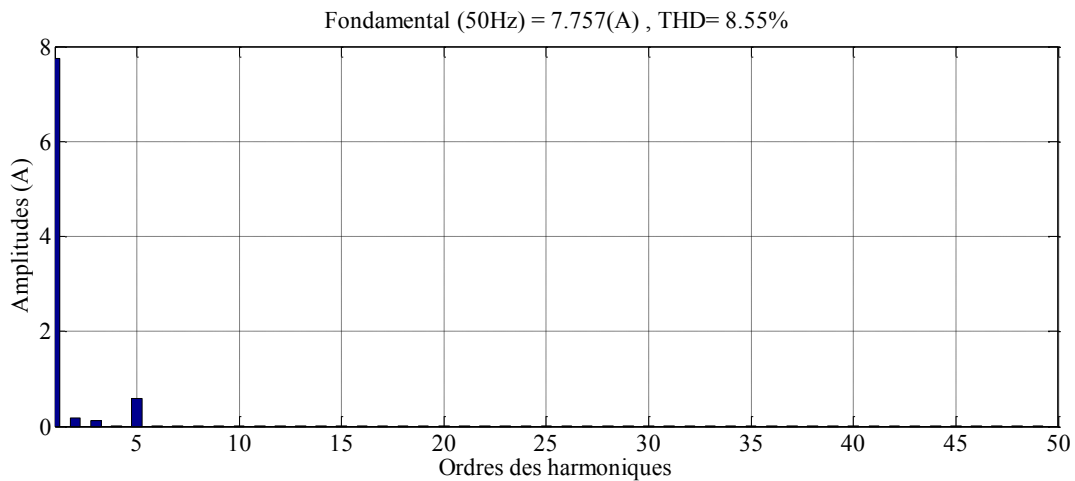
### II.3.4.2 Comportement du redresseur alimenté par un réseau perturbé

La figure (II.21) montre la réponse du redresseur commandé par *VFOC* avec une référence de la tension de sortie fixée à  $V_{dc\ ref} = 600\text{ V}$ .





**Figure (II.21) :** Performances du redresseur commandé par VFOC et alimenté par un réseau perturbé



**Figure (II.22) :** Spectre harmonique du courant de ligne fourni par un réseau perturbé

## II.4. Interprétations des résultats

### II.4.1 Comportement du redresseur alimenté par un réseau idéal

Les figures (II.10) et (II.18) montrent les résultats de simulation d'un redresseur *PWM* commandé par *VOC* et *VFOC* lors d'un changement de la référence de la tension de sortie. On remarque que la tension de sortie suit bien sa référence avec un dépassement de 1.3% de sa valeur de référence. Le courant du réseau est pratiquement sinusoïdal avec un  $THD = 2.71\%$  pour le cas de la commande *VOC* et  $2.59\%$  pour le cas de la commande *VFOC*. En outre, le courant de ligne est maintenu en phase avec la tension correspondante. Nous remarquons également que les deux composantes du courant suivent leurs consignes, ceci prouve l'efficacité des régulateurs de courant utilisés.

Les figures (II.11) et (II.19) montrent les allures du courant de ligne et de la tension de sortie avec les commandes VOC et VFOC respectivement lors d'une réduction brusque de la charge de 100%. Le courant de ligne reste en phase avec la tension de ligne, ce qui prouve qu'il n'y a aucune consommation de la puissance réactive.

#### **II.4.2. Comportement du redresseur alimenté par un réseau perturbé**

Les figures (II.13) et (II.21) montrent les résultats de simulation d'un redresseur *PWM* commandé par *VOC* et *VFOC* et alimenté par un réseau perturbé par injection de l'harmonique 5. Le courant du réseau est sinusoïdal avec un *THD* = 9.17% pour la commande *VOC* et 8.55% pour la commande *VFOC*. On constate bien que la commande *VFOC* offre un *THD* inférieure à celui enregistré avec la commande *VOC* du fait du comportement intégral de l'estimateur du flux.

#### **II.5. Conclusion**

Dans ce chapitre les deux structures de contrôle *VOC* et *VFOC* avec modulation vectorielle sont mises en application sur un redresseur triphasé *PWM*. Nous avons constaté qu'elles présentent quelques avantages dont on peut citer:

- Fonctionnement à fréquence de commutation fixe (dimensionnement facile du filtre d'entrée) ;
- Dynamique de réglage rapide ;
- Courant du réseau pratiquement sinusoïdal.

D'autre part quelques inconvénients caractérisent ces stratégies de contrôle:

- Nécessité d'utiliser les transformées de coordonnées ;
- Plusieurs contrôleurs *PI* sont exigés ;
- Nécessite d'un modulateur vectoriel.

D'autre part, la méthode d'estimation basée sur le flux virtuel, permet une amélioration de contrôle du redresseur alimenté par des tensions du réseau idéal ou perturbé (les discontinuités de l'estimation de la tension du convertisseur sont filtrées par l'intégrateur qui se comporte comme un filtre passe-bas), et permet d'obtenir un faible taux de distorsion harmonique.