

Comparaison de méthodes de commande directe de puissance appliquées à un filtre actif triphasé pour améliorer la qualité de l'énergie au point d'injection de sources renouvelables

Nadia ADAMOU SALIFOU, Jean-Paul GAUBERT, Nezha TRIGEASSOU
Université de POITIERS, ISAE-ENSMA, LIAS, Poitiers, France

RESUME – L'objectif de ce travail est d'évaluer les performances et de comparer différentes méthodes de contrôle direct de puissance (Direct Power control-DPC). Des stratégies de commande en suivi de consignes et par rejet de perturbations appliquées à un filtre actif parallèle sont investiguées. L'étude débute par la commande DPC basée sur une table de commutation optimisée où la fréquence de commutation de l'onduleur est variable. Par conséquent, la signature spectrale reste étendue et contraignante pour le dimensionnement du filtre de sortie. Pour remédier à cet inconvénient une méthode combinée avec une commande prédictive est examinée en imposant des critères et l'application d'un vecteur de commande optimal, avec une réponse pile dans le repère stationnaire $\alpha - \beta$ et le repère tournant $d - q$. Le principe du rejet des perturbations élaboré consiste à imposer une référence nulle à la puissance active due aux harmoniques et à la puissance réactive. Des simulations attestent de l'efficacité des différentes approches.

Mots-clés – filtre actif triphasé, contrôle direct de puissance, puissances instantanées, taux d'harmonique, suivi de consigne, rejet de perturbation.

1. INTRODUCTION

Pour le cas du filtrage actif, la grande similitude entre une machine électrique, alimentée par un onduleur de tension triphasé, et le redresseur à MLI (Modulation de Largeur d'Impulsion) triphasé connecté au réseau, a débouché sur l'émergence d'une technique de contrôle analogue au contrôle direct de couple (DTC-Direct Torque Control), appelée contrôle direct de puissance (DPC). La première configuration de ce type de contrôle a été proposée par [1], pour le contrôle direct des puissances instantanées active et réactive du redresseur à MLI triphasé sans capteurs de tension du réseau. Ensuite, cette approche est développée et différentes configurations ont été proposées par [2]. Le but commun de ce contrôle était d'assurer le prélèvement de courants sinusoïdaux tout en garantissant un facteur de puissance unitaire avec un contrôle découplé 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) : les références [1, 3, 4] établissent des configurations du DPC basées sur la position du vecteur de tension dans le repère stationnaire $\alpha\beta$.
- DPC utilisant le flux virtuel : dans [2, 5, 6], les configurations détaillées sont basées sur le calcul d'un flux virtuel. Dans [7], les auteurs suggèrent d'associer le principe du DPC avec une modulation de largeur d'impulsion vectorielle (SVM) afin d'obtenir une fréquence de commutation constante sans l'utilisation d'une table de commutation.

D'autres structures du DPC basées sur des approches prédictives ont été publiées [8, 9]. Après l'implémentation du DPC à base de la table de commutation classique et la mise en évidence de ses inconvénients et limitations, une nouvelle table spécifique est élaborée [10]. Cette dernière est synthétisée à partir de l'étude des variations des puissances instantanées active et réactive et

garantit leur contrôle simultané et précis. Par la suite, une nouvelle configuration du contrôle direct de puissance (DPC) du redresseur à MLI basée sur une stratégie prédictive est abordée. Cette technique est désignée par : Commande Directe de Puissance Prédictive (P-DPC). Deux approches nous permettent de combiner le contrôle direct de puissance avec le principe de la commande prédictive. La première approche consiste à appliquer un seul vecteur de commande par période de commutation. Le vecteur appliqué est optimal parce qu'il est issu de l'optimisation d'une fonction de performance (recherche de la distance minimale). La deuxième approche est basée sur l'application d'un vecteur de commande moyen durant la période de commutation par le biais de la modulation vectorielle (SVM). Cette approche est élaborée au sens de la technique deadbeat ou réponse pile. Elle permet de commander les interrupteurs du redresseur avec une fréquence de commutation constante.

Dans le cadre de ces travaux, des techniques DPC, parfois inspirées de celles exploitées pour un redresseur à MLI, sont adaptées sur l'onduleur de tension du filtre actif. Le système global est constitué (Fig. 1) :

- d'un réseau électrique triphasé : source d'énergie électrique alternative ;
- d'un ensemble de charges considérées non linéaires ;
- de plusieurs panneaux photovoltaïques (PV) : source d'énergie continue ;
- d'un convertisseur DC/DC
- d'un filtre actif de puissance (FAP) : onduleur de tension et son filtre de sortie ($L_f - R_f$).

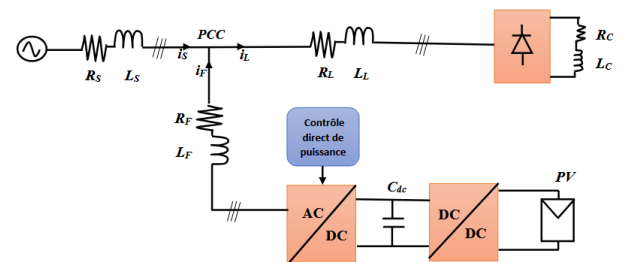


FIG. 1. Schéma unifilaire du système analysé

En sortie du générateur PV, un convertisseur DC/DC optimise l'extraction de la puissance et adapte le niveau de tension sur l'entrée du convertisseur DC/AC. Ce dernier assure la liaison avec le réseau alternatif au point de couplage commun (PCC) [11]. L'objectif de ces travaux est d'injecter la puissance produite par le générateur PV avec une contribution sur l'amélioration de la qualité de l'énergie au niveau de ce PCC. Dans cet article, seul le bilan de la comparaison des différentes variantes des commandes DPC appliquées à l'onduleur de tension sera exposé [12]. De ce fait, le générateur PV et le convertisseur DC/DC seront retirés de la structure globale (Fig. 1) et la régulation de la tension du bus DC sera considérée sur cette configuration restreinte.

2. LES DIFFÉRENTES TECHNIQUES DPC

En résumé, dans le cadre du filtrage actif, pour l'amélioration de la qualité du réseau électrique, plusieurs variantes de DPC sont évaluées. Il s'agit de :

- Contrôle direct de puissance basé sur la nouvelle table ;
- Contrôle direct de puissance basé sur la réjection des perturbations ;
- Contrôle direct de puissance prédictif (P-DPC) :
 - avec réponse pile dans le repère stationnaire $\alpha - \beta$;
 - avec réponse pile dans le repère tournant $d - q$;
 - avec sélection du vecteur de commande optimal.

2.1. Contrôle direct de puissance basé sur la nouvelle table

La technique DPC classique renvoie à l'utilisation d'une table établie pour le contrôle direct du couple des machines électriques. Cette table comporte des vecteurs de tension nuls provoquant ainsi des courts-circuits sur le réseau. Afin de remédier à ce fait indésirable, une nouvelle table ne comportant pas des vecteurs nuls fut établie [13, 14]. La technique de contrôle direct de puissance basé sur la nouvelle table suit le schéma fonctionnel suivant (Fig. 2).

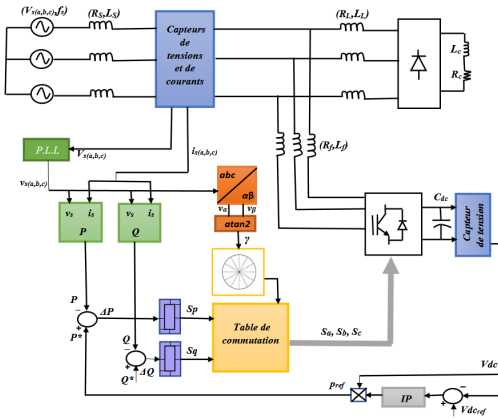


FIG. 2. DPC basée sur la nouvelle table

La puissance active instantanée P est le résultat du produit scalaire tandis que la puissance réactive instantanée Q est le résultat du produit vectoriel. Ainsi :

$$P = v_{sa}i_{sa} + v_{sb}i_{sb} + v_{sc}i_{sc} \quad (1)$$

$$Q = \frac{1}{\sqrt{3}} ((v_{sa} - v_{sb})i_{sc} + (v_{sb} - v_{sc})i_{sa} + (v_{sc} - v_{sa})i_{sb}) \quad (2)$$

2.2. Contrôle direct de puissance basé sur la réjection des perturbations

La configuration précédente du DPC est maintenue. Cependant, dans cette configuration, un asservissement est introduit afin de rejeter les perturbations telles que la présence d'harmoniques ou de puissance réactive dues notamment aux charges non linéaires, ou à d'autres perturbations sur le réseau alternatif [15]. On a :

$$p(t) = P + p_h \quad (3)$$

$p(t)$: représente la puissance active instantanée consommée par la charge

P : représente la puissance active du fondamental

p_h : représente la puissance active fluctuante

$$q(t) = Q + q_h \quad (4)$$

$q(t)$: représente la puissance réactive instantanée consommée par la charge

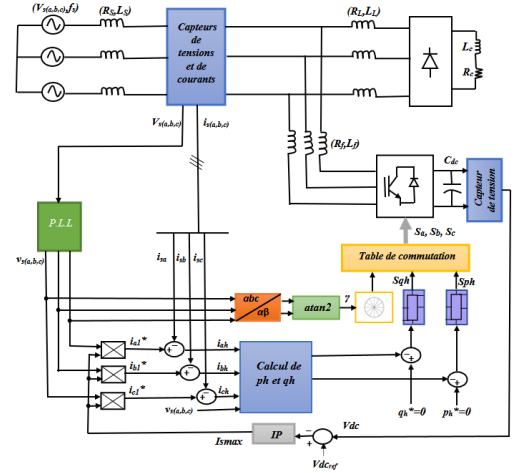


FIG. 3. DPC basée sur la réjection des perturbations

Q : représente la puissance réactive du fondamental forcée à 0
 q_h : représente la puissance réactive fluctuante

Le calcul des puissances instantanées fait intervenir le courant (Fig. 3). Le vecteur des courants dus aux perturbations se détermine à partir des équations suivantes :

$$\begin{bmatrix} i_{ah} \\ i_{bh} \\ i_{ch} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} i_{a1}^* \\ i_{b1}^* \\ i_{c1}^* \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} i_{sa} \\ i_{sb} \\ i_{sc} \end{bmatrix} \quad (5)$$

Les courants de références sont calculés à partir du produit entre le courant I_{smax} , estimé par la boucle de régulation de la tension du bus continu, et les fonctions sinus générées par la boucle à verrouillage de phase (PLL-Phase Locked Loop).

$$\begin{bmatrix} i_{a1}^* \\ i_{b1}^* \\ i_{c1}^* \end{bmatrix} = I_{smax} \begin{bmatrix} \sin(\omega t) \\ \sin(\omega t - 2\pi/3) \\ \sin(\omega t + 2\pi/3) \end{bmatrix} \quad (6)$$

d'où

$$\begin{bmatrix} i_{ah} \\ i_{bh} \\ i_{ch} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_{smax} \sin(\omega t) \\ I_{smax} \sin(\omega t - 2\pi/3) \\ I_{smax} \sin(\omega t + 2\pi/3) \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} i_{sa} \\ i_{sb} \\ i_{sc} \end{bmatrix} \quad (7)$$

Dans le but d'assurer une meilleure évaluation des perturbations sur le réseau électrique, le vecteur de tension du réseau électrique obtenu suite à la PLL ($v_{s(abc)}$) est utilisé pour le calcul des puissances fluctuantes instantanées (p_h et q_h). Ainsi :

$$p_h = v_{sa}i_{ah} + v_{sb}i_{bh} + v_{sc}i_{ch} \quad (8)$$

$$q_h = \frac{1}{\sqrt{3}} [(v_{sb} - v_{sc})i_{ah} + (v_{sc} - v_{sa})i_{bh} + (v_{sa} - v_{sb})i_{ch}] \quad (9)$$

L'objectif étant de rejeter toutes perturbations, les références (p_h^* et q_h^*) sont mises à 0.

2.3. Contrôle direct de puissance prédictif (P-DPC)

Dans tous les schémas DPC, la consigne de la puissance réactive, Q^* , est directement fournie à l'extérieur du contrôleur, généralement égale à zéro pour un fonctionnement à facteur de puissance unitaire du convertisseur. Cependant, la consigne de la puissance active, P^* , est fournie par le contrôleur de tension du bus DC à régulation proportionnelle-intégrale. Si l'erreur de suivi de la tension du bus DC est supposée constante sur deux périodes d'échantillonnage successives, la commande de puissance active instantanée à l'instant d'échantillonnage suivant ($k+1$) peut être estimée à l'aide d'une extrapolation linéaire comme illustré dans la Figure 4.

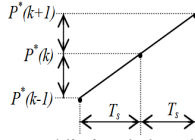


FIG. 4. Estimation de la valeur prédictive de la puissance active

Les consignes de puissance active et réactive à l'instant d'échantillonnage suivant ($k+1$) sont données par les équations suivantes :

$$\begin{bmatrix} P^*(k+1) \\ Q^*(k+1) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 2P^*(k) - P^*(k-1) \\ Q^*(k) \end{bmatrix} \quad (10)$$

Le principe fondamental de la commande prédictive réside dans l'exploitation d'un modèle mathématique du processus à commander et donc de la connaissance de ses paramètres. Ce modèle est le plus souvent représenté sous forme de fonction de transfert discrète ou équations aux différences. Soit la représentation unifilaire de notre système suivante :

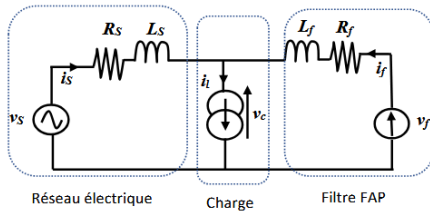


FIG. 5. Modèle équivalent du système avec filtre actif

En appliquant les lois des mailles et des noeuds, sur le modèle précédent (Fig. 5), il en ressort l'équation suivante en posant $L = L_f + L_s$:

$$v_f - v_s = L \frac{di_f}{dt} \quad (11)$$

2.3.1. Contrôle direct de puissance prédictif avec réponse pile dans le repère stationnaire $\alpha - \beta$

Sur ce principe, c'est un vecteur de commande moyen qui est calculé, dans un repère stationnaire $\alpha - \beta$, au début de chaque période de commutation dans le but d'annuler les erreurs de suivi de références des puissances en fin de période. Avec cette méthode, il est judicieux d'intégrer la technique de la modulation de largeur d'impulsion (SVM) (Fig. 6) pour l'application du vecteur de commande moyen et ainsi avoir une commande à fréquence fixe [16].

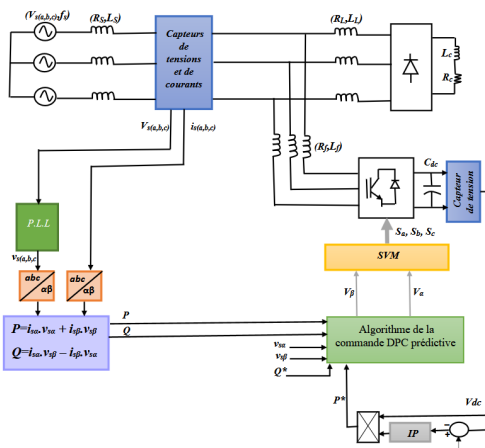


FIG. 6. DPC prédictif avec réponse pile dans le repère $\alpha - \beta$

Dans le repère stationnaire $\alpha - \beta$, la dynamique des courants délivrés par l'onduleur est donnée par :

$$\begin{cases} \frac{di_{s\alpha}}{dt} = \frac{1}{L} (v_{s\alpha} - v_{f\alpha}) \\ \frac{di_{s\beta}}{dt} = \frac{1}{L} (v_{s\beta} - v_{f\beta}) \end{cases} \quad (12)$$

La période d'échantillonnage T_s est supposée petite par rapport à la période de la tension du réseau. Les composantes du vecteur des tensions de la source $v_{s\alpha\beta}$ sont supposées constantes durant la période de commutation $v_{s\alpha}(k) = v_{s\alpha}(k+1)$. Par conséquent, la variation de la puissance active ΔP et de la puissance réactive ΔQ est donnée par :

$$\begin{bmatrix} \Delta P \\ \Delta Q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_{s\alpha} & v_{s\beta} \\ v_{s\beta} & -v_{s\alpha} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta i_{s\alpha} \\ \Delta i_{s\beta} \end{bmatrix} \quad (13)$$

L'objectif de ce contrôle étant de forcer les valeurs des puissances active et réactive à atteindre à leurs valeurs de référence lors du prochain échantillonnage, ainsi :

$$\begin{bmatrix} P(k+1) \\ Q(k+1) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} P^*(k+1) \\ Q^*(k+1) \end{bmatrix} \quad (14)$$

Il en ressort, de ces relations, l'algorithme de la commande DPC prédictive dans le repère $\alpha - \beta$:

$$\begin{bmatrix} v_{f\alpha}(k) \\ v_{f\beta}(k) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_{s\alpha}(k) \\ v_{s\beta}(k) \end{bmatrix} - \frac{L}{T_s \|v_{s\alpha\beta}\|^2} \begin{bmatrix} v_{s\alpha}(k) & v_{s\beta}(k) \\ v_{s\beta}(k) & -v_{s\alpha}(k) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_P(k) + \Delta P^*(k) \\ \varepsilon_Q(k) \end{bmatrix} \quad (15)$$

Avec $\varepsilon_P(k)$ et $\varepsilon_Q(k)$ qui sont les erreurs actuelles de suivi de référence des puissances active et réactive respectivement et $\Delta P^*(k)$ est la variation actuelle de la référence de la puissance active, ces expressions sont exprimées par :

$$\begin{cases} \varepsilon_P(k) = P^*(k) - P(k) \\ \varepsilon_Q(k) = Q^*(k) - Q(k) \end{cases} \quad (16)$$

$$\Delta P^*(k) = P^*(k) - P^*(k-1)$$

2.3.2. Contrôle direct de puissance prédictif avec réponse pile dans le repère tournant $d - q$

Pour cette commande, le vecteur de commande moyen est calculé, dans un repère tournant $d - q$, au début de chaque période de commutation dans le but d'annuler les erreurs de suivi de références des puissances en fin de période [16, 17]. Le schéma du principe est le suivant (Fig.7) :

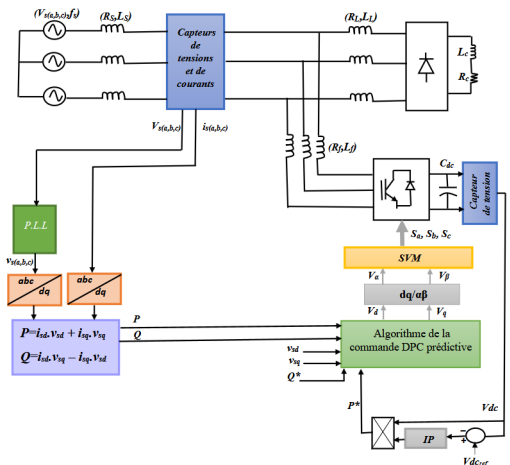


FIG. 7. DPC prédictif avec réponse pile dans le repère $d - q$

La seule différence avec la technique de contrôle prédictif vu précédemment, est le passage du repère stationnaire $\alpha - \beta$ au

repère tournant $d - q$. Ainsi, dans le repère $d - q$, la loi de commande prédictive fournissant le vecteur de commande moyen nécessaire pour chaque période d'échantillonnage est exprimée par l'équation suivante :

$$\begin{bmatrix} v_{fd}(k) \\ v_{fq}(k) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_{sd}(k) \\ v_{sq}(k) \end{bmatrix} - \frac{L}{T_s \|v_{sdq}\|^2} \begin{bmatrix} v_{sd}(k) & v_{sq}(k) \\ v_{sq}(k) & -v_{sd}(k) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_P(k) + \Delta P^*(k) \\ \varepsilon_Q(k) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \omega L i_{sq}(t) \\ -\omega L i_{sd}(t) \end{bmatrix} \quad (17)$$

2.3.3. Contrôle direct de puissance prédictif avec sélection du vecteur de commande optimal

La fonction de performance à optimiser, afin de trouver le vecteur de commande optimal à appliquer durant la période de commutation $[kT_s, (k+1)T_s]$, consiste à rechercher la plus petite distance entre les points de variation des puissances instantanée $[\Delta P^*(k), \Delta Q^*(k)]$ et désirée $[\Delta P_i, \Delta Q_i]$ (Fig. 8). Elle est formulée par la fonction objectif suivante [18, 19, 20] :

$$f_i = \min \left(\sqrt{[\Delta P^*(k) - \Delta P_i]^2 + [\Delta Q^*(k) - \Delta Q_i]^2} \right) \text{ pour } i = 0, \dots, 6. \quad (18)$$

En remplaçant l'expression de la variation du courant donnée par le système 12, dans le système 13 décrivant la variation des puissances, on obtient :

$$\begin{cases} \Delta P = \frac{T_s}{L} [\|v_{s\alpha\beta}(k)\|^2 - v_{s\alpha}(k) \cdot v_{f\alpha}(k) - v_{s\beta}(k) \cdot v_{f\beta}(k)] \\ \Delta Q = \frac{T_s}{L} [v_{s\alpha}(k) \cdot v_{f\beta}(k) - v_{s\beta}(k) \cdot v_{f\alpha}(k)] \end{cases} \quad (19)$$

Seules sept variations peuvent être réalisées sur les puissances active et réactive en appliquant chacun des huit vecteurs de tension de l'onduleur (deux vecteurs sont nuls) sur une période de commutation. Ces variations, notées $\Delta P_i(k)$ et $\Delta Q_i(k)$, sont données par :

$$\begin{cases} \Delta P_i = \frac{T_s}{L} [\|v_{s\alpha\beta}(k)\|^2 - v_{s\alpha}(k) \cdot v_{f\alpha i}(k) - v_{s\beta}(k) \cdot v_{f\beta i}(k)] \\ \Delta Q_i = \frac{T_s}{L} [v_{s\alpha}(k) \cdot v_{f\beta i}(k) - v_{s\beta}(k) \cdot v_{f\alpha i}(k)] \end{cases} \quad i = 0, \dots, 6. \quad (20)$$

Pour satisfaire la condition 14, les variations de la puissance active et réactive durant la période de commutation prennent les valeurs suivantes :

$$\begin{bmatrix} \Delta P^*(k) \\ \Delta Q^*(k) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} P^*(k+1) - P(k) \\ Q^*(k+1) - Q(k) \end{bmatrix} \quad (21)$$

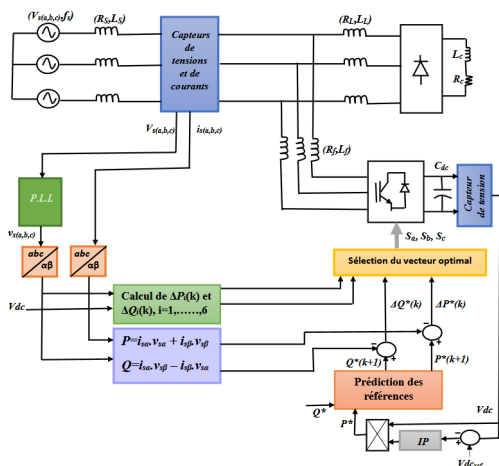


FIG. 8. DPC prédictif avec sélection du vecteur de commande optimal

3. RÉSULTATS

Dans cette partie, les méthodes DPC décrites, précédemment, sont simulées, avec le logiciel MATLAB/Simulink, afin d'évaluer leur efficacité. Pour cela, les données de simulations sont résumées dans le tableau 1.

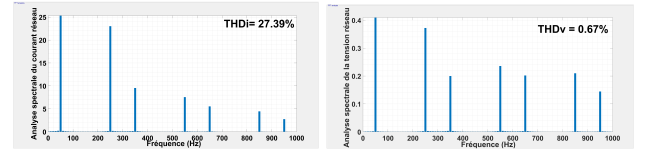
TABEAU 1. Données

V_{seff}	130V
ω	$100\pi rad/s$
T_s	$1\mu s$
R_s	0.1Ω
L_s	$0.1mH$
R_L	0.01Ω
L_L	$0.556mH$
R_c	21Ω
L_c	$2.5mH$
R_f	0.01Ω
L_f	$1mH$
C_{dc}	$1100\mu F$
V_{dcref}	368V
$f_c(SVM)$	$20kHz$

Uniquement, pour vérifier si la régulation de la puissance réactive à 0 est effective, le pont à diodes sera remplacé par un pont à thyristors avec pour angle de retard à l'amorçage $\phi = 45^\circ$. La puissance réactive due à la connexion du pont à thyristors sur le réseau s'obtient par :

$$Q = 3V_{seff}I_{seff, fond} \sin \phi_{fond} \quad (22)$$

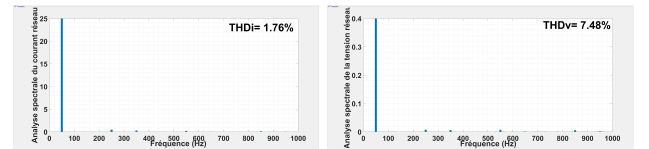
Dans la configuration analysée, la puissance réactive moyenne délivrée par le réseau vaut 500VAR, tandis que cette puissance passe à 2030VAR si le pont à thyristors est présent. Sans filtre, le THD_i (taux de distorsion harmonique du courant réseau) est égal à 27.39% et le THD_v (taux de distorsion harmonique de la tension réseau) vaut 0.67% (Fig. 9) sur une fenêtre d'analyse de $20kHz$.



(a) THD_i sans filtrage (b) THD_v sans filtrage
FIG. 9. Analyse spectrale des grandeurs de réseau

3.1. Évolutions des THD

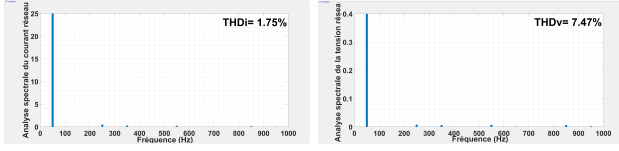
Avec l'utilisation de la commande DPC basée sur la nouvelle table de commutation, une amélioration notable du THD_i est constatée puisqu'il descend à 1.76% (Fig. 10a). Le THD_v augmente et atteint 7.48% (Fig. 10b).



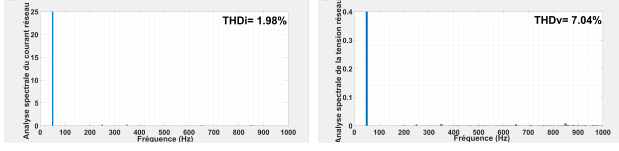
(a) THD_i (b) THD_v
FIG. 10. Application du contrôle direct de puissance basé sur la nouvelle table

Suite à l'application de la DPC avec réjection des perturbations, le THD_i descend considérablement à 1.75% (Fig. 11a). Le THD_v augmente et atteint 7.47% (Fig. 11b).

Suite à l'application de la DPC avec réponse pile dans le repère stationnaire $\alpha - \beta$, le taux de distorsion du courant réseau THD_i descend considérablement à 1.98% (Fig. 17a). Le taux de distorsion du courant réseau THD_v augmente et atteint 7.04% (Fig. 17b).

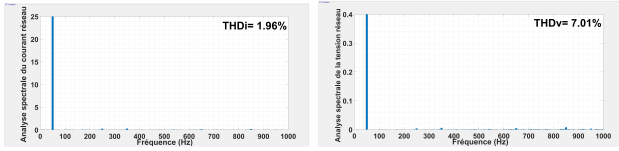


(a) THD_i (b) THD_v
FIG. 11. Application du contrôle direct de puissance basé sur la réjection des perturbations



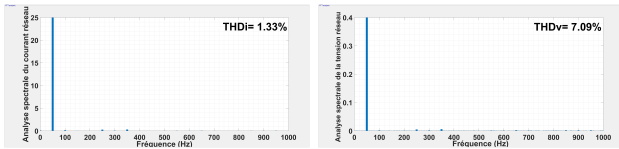
(a) THD_i (b) THD_v
FIG. 12. Application du contrôle direct de puissance avec réponse pile dans le repère stationnaire $\alpha - \beta$

Suite à l'application de la DPC avec réponse pile dans le repère stationnaire $d - q$, le taux de distorsion du courant réseau THD_i descend considérablement à 1.96% (Fig. 13a). Le taux de distorsion du courant réseau THD_v augmente et atteint 7.01% (Fig. 13b).



(a) THD_i (b) THD_v
FIG. 13. Application du contrôle direct de puissance avec réponse pile dans le repère tournant $d - q$

Suite à l'application de la DPC prédictif avec sélection du vecteur de commande optimal, le taux de distorsion du courant réseau THD_i descend considérablement à 1.33% (Fig. 14a). Le taux de distorsion du courant réseau THD_v augmente et atteint 7.09% (Fig. 14b).



(a) THD_i (b) THD_v
FIG. 14. Application du contrôle direct de puissance prédictif avec sélection du vecteur de commande optimal

3.2. Compensation de la puissance réactive

Suite à la mise en route du filtre actif, à $t=0.1s$, on constate que la puissance réactive moyenne est effectivement régulée à 0 (Fig. 15) avec la commande DPC basée sur la nouvelle table. La compensation de la puissance réactive est bien effective également pour les autres méthodes DPC.

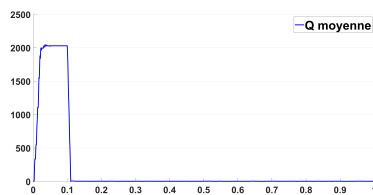


FIG. 15. Effet du filtrage sur la puissance réactive

3.3. Effets de la variation de charge

Sur la figure 16, l'effet de la variation de la charge sur le réseau a été mis en évidence. L'instant $t = 0.1s$, correspond à la mise en route du filtre. A $t = 0.4s$, on diminue la charge. A $t = 0.6s$, on revient à la valeur initiale de la charge et à l'instant $t = 0.8s$, on augmente la charge. Pour la commande DPC basée sur la nouvelle table, il est remarqué que la tension du bus continu V_{dc} suit bien sa référence de 368V après des régimes transitoires qui durent approximativement 0.1s (Fig. 16d). La variation de la charge n'a quasiment pas d'impact sur le courant du réseau (Fig. 16c). L'allure, quasi sinusoïdale, du signal du courant traduit notamment la baisse du THD_i constatée. Toutefois, la phase de mise en service du filtre a un impact : valeur V_{dcref} atteinte au bout de 5 périodes et courant réseau stabilisé au bout de 3 périodes. Les formes d'ondes sont similaires pour les autres DPC. Le tableau 2 révèle les caractéristiques des différents régimes transitoires avec les valeurs numériques des grandeurs considérées.

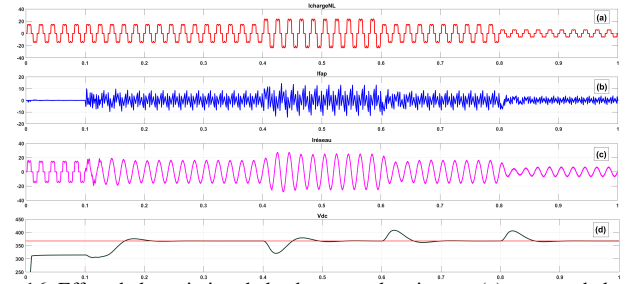
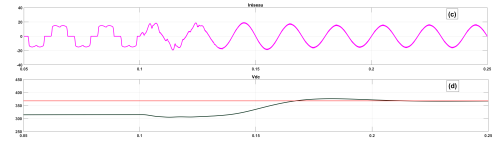
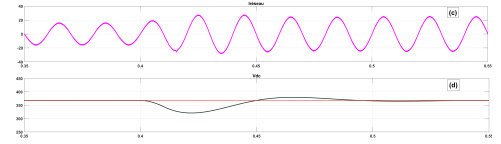


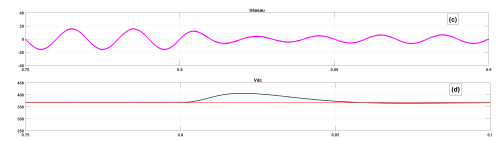
FIG. 16. Effets de la variation de la charge sur les signaux (a) courant de la charge (b) courant en sortie du filtre (c) courant réseau I_s (d) tension du bus continu V_{dc}



(a) Mise en service du filtre ($0.05s \leq t \leq 0.25s$)



(b) Diminution charge ($0.35s \leq t \leq 0.55s$)



(c) Augmentation charge ($0.75s \leq t \leq 0.9s$)

FIG. 17. Zooms sur les transitoires

4. DISCUSSIONS

Le THD_i , sans filtrage, vaut 27.39%. Après filtrage, toutes les commandes DPC permettent de passer à une valeur de THD_i inférieur à 2%. L'un des objectifs de la commande DPC est d'atténuer les harmoniques du courant réseau. Cet objectif est donc atteint par toutes les méthodes. Néanmoins, la commande DPC prédictive avec sélection du vecteur de commande optimal permet d'atteindre la meilleure valeur de $THD_i = 1.33\%$. La régulation de la puissance réactive à 0 est aussi correctement assurée par toutes les méthodes DPC. Concernant les régimes transitoires, lors de la mise en route du filtre, il apparaît avec toutes les commandes DPC, un transitoire sur la tension du bus continu qui cherche à atteindre sa référence et aussi sur

les signaux du courant réseau qui tendent à devenir plus sinusoïdaux. Il est constaté que la durée minimale du transitoire sur la tension du bus continu est égale à 131ms. Elle est atteinte avec la commande P-DPC avec sélection du vecteur de commande optimal dans le repère $d-q$. Il s'en suit la commande P-DPC avec sélection du vecteur de commande optimal dans le repère $\alpha-\beta$ avec un écart de 2ms. La durée minimale du régime transitoire sur les signaux du courant réseau est de 67ms. Elle est atteinte par la commande P-DPC avec sélection du vecteur de commande optimal dans le repère $d-q$. Le régime établi est atteint, en général 10ms après, avec les quatre autres commandes. Lors de la diminution de la charge, sur toutes les commandes DPC, la tension du bus continu chute. La diminution de la charge entraîne une augmentation du courant absorbé par la charge. Le filtre FAP doit fournir plus d'énergie (courant) afin de compenser les courants harmoniques sur le réseau. La commande DPC basée sur la nouvelle table et la commande P-DPC basée sur la sélection du vecteur de commande optimal, sont caractérisées par les plus grandes variations de la tension bus continu, 50V avec un transitoire qui dure 134ms et 52V avec un transitoire qui dure 130ms respectivement. Cette chute de tension est plus atténuée avec les commandes prédictives dans le repère $\alpha-\beta$ et $d-q$, 39V avec un transitoire qui dure 115ms et 39V avec un transitoire qui dure 113ms respectivement. Lors de l'augmentation de la charge, sous toutes les commandes DPC, la tension du bus continu subit un régime transitoire avant de suivre sa référence. Cela est dû au fait que l'augmentation de la charge entraîne une diminution du courant réseau donc le filtre devra fournir moins d'énergie pour compenser les harmoniques. Les pics de tension ont une amplitude moyenne qui se situe autour de 40V. Le pic maximal, d'amplitude crête 47V et de durée 130ms, est observé avec la commande DPC basée sur la réjection des perturbations. Les autres commandes sont caractérisées par des comportements semblables.

TABLEAU 2. Performances des commandes

Cmd	t_{VdcMR}	t_{isMR}	ΔV_{dcDC}	t_{VdcDC}	ΔV_{dcAC}	t_{VdcAC}
DPC NT	139	76	50	134	39	97
DPC rej	136	78	48	118	47	113
P-DPC $\alpha\beta$	136	77	39	115	40	99
P-DPC dq	131	67	39	113	40	100
P_DPC opt	133	76	52	130	40	98

Cmd= commandes, MR = Mise en route, AC = Augmentation de la charge, DC = Diminution de la charge, t = temps de réponse (ms), ΔV_{dc} = variation d'amplitude (V)

5. CONCLUSION

Dans cet article, une présentation générale de l'architecture de conversion de puissance est exposée. Les méthodes DPC sont recensées et adaptées dans l'objectif d'améliorer la qualité de l'énergie du réseau électrique au point de connexion du générateur PV. Une analyse théorique de ces techniques a été conduite et leurs performances ont été évaluées en simulations. Il s'avère que les méthodes de commande prédictives présentent plus d'avantages que celles basées sur une table de commutation. Parmi ces dernières, en particulier, c'est la technique P-DPC avec réponse pile qui présente les meilleures performances sur l'ensemble des critères retenus.

6. RÉFÉRENCES

[1] Noguchi, T., Tomiki, H., Kondo, S., & Takahashi, I. (2002). Direct power control of PWM converter without power-source voltage sensors. IEEE transactions on industry applications, 34(3), 473-479.

[2] Malinowski, M., Kazmierkowski, M. P., Hansen, S., Blaabjerg, F., & Marques, G. D. (2001). Virtual-flux-based direct power control of three-

phase PWM rectifiers. IEEE Transactions on industry applications, 37(4), 1019-1027.

[3] Escobar, G., Stankovic, A. M., Carrasco, J. M., Galván, E., & Ortega, R. (2003). Analysis and design of direct power control (DPC) for a three phase synchronous rectifier via output regulation subspaces. IEEE Transactions on Power Electronics, 18(3), 823-830.

[4] Vazquez, S., Sanchez, J. A., Carrasco, J. M., Leon, J. I., & Galvan, E. (2008). A model-based direct power control for three-phase power converters. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 55(4), 1647-1657.

[5] Antoniewicz, P., & Kazmierkowski, M. P. (2008). Virtual-flux-based predictive direct power control of AC/DC converters with online inductance estimation. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 55(12), 4381-4390.

[6] Cichowlas, M., Malinowski, M., Kazmierkowski, M. P., Sobczuk, D. L., Rodríguez, P., & Pou, J. (2005). Active filtering function of three-phase PWM boost rectifier under different line voltage conditions. IEEE transactions on industrial electronics, 52(2), 410-419.

[7] Malinowski, M., Jasinski, M., & Kazmierkowski, M. P. (2004). Simple direct power control of three-phase PWM rectifier using space-vector modulation (DPC-SVM). IEEE Transactions on Industrial Electronics, 51(2), 447-454.

[8] Cortes, P., Rodríguez, J., Antoniewicz, P., & Kazmierkowski, M. (2008). Direct power control of an AFE using predictive control. IEEE Transactions on Power Electronics, 23(5), 2516-2523.

[9] Larrinaga, S. A., Vidal, M. A. R., Oyarbide, E., & Apraiz, J. R. T. (2007). Predictive control strategy for DC/AC converters based on direct power control. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 54(3), 1261-1271.

[10] Chaoui, A., Gaubert, J. P., & Bouafia, A. (2012, October). Direct power control concept and analysis for three phase shunt active power filter. In IECON 2012-38th Annual Conference on IEEE Industrial Electronics Society (pp. 1286-1294).

[11] Dash, D. K., & Sadhu, P. K. (2023). A review on the use of active power filter for grid-connected renewable energy conversion systems. Processes, 11(5), 1467.

[12] Yan, S., Yang, Y., Hui, S. Y., & Blaabjerg, F. (2021). A review on direct power control of pulsewidth modulation converters. IEEE Transactions on Power Electronics, 36(10), 11984-12007.

[13] Chaoui, A., Gaubert, J. P., & Bouafia, A. (2013, September). Experimental validation of new direct power control switching table for shunt active power filter. In 2013 15th European Conference on Power Electronics and Applications (EPE) (pp. 1-11).

[14] Tlili, F., & Bacha, F. (2020, December). Comparative study based on different switching lookup tables for Direct Power Control of three-phase AC/DC converter. In 2020 4th International Conference on Advanced Systems and Emergent Technologies (IC_ASET) (pp. 152-157).

[15] Ouchen, S., Gaubert, J. P., Steinhart, H., & Betka, A. (2019). Energy quality improvement of three-phase shunt active power filter under different voltage conditions based on predictive direct power control with disturbance rejection principle. Mathematics and Computers in Simulation, 158, 506-519.

[16] Pichan, M., Seyyedhosseini, M., & Hafezi, H. (2022). A new DeadBeat-based direct power control of shunt active power filter with digital implementation delay compensation. IEEE Access, 10, 72866-72878.

[17] Bouafia, A., Gaubert, J. P., & Krim, F. (2010). Design and implementation of predictive current control of three-phase PWM rectifier using space-vector modulation (SVM). Energy Conversion and Management, 51(12), 2473-2481.

[18] Aissa, O., Moulahoum, S., Colak, I., Babes, B., & Kabache, N. (2016, November). Analysis, design and real-time implementation of shunt active power filter for power quality improvement based on predictive direct power control. In 2016 IEEE international conference on renewable energy research and applications (ICRERA) (pp. 79-84).

[19] Gil-González, W., Escobar-Mejía, A., & Montoya-Giraldo, O. D. (2020, September). Model predictive direct power control applied to grid-connected voltage source inverters. In 2020 IEEE 11th International Symposium on Power Electronics for Distributed Generation Systems (PEDG) (pp. 610-614).

[20] Nguyen, M. H., Kwak, S., & Choi, S. (2024). Model predictive based direct power control method using switching state preference for independent phase loss decrease of three-phase pulsewidth modulation (PWM) rectifiers. IEEE Access, 12, 5864-5881.