

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



UNIVERSITE DE M'SILA
FACULTE DE TECHNOLOGIE
DEPARTEMENT DE GENIE ELECTRIQUE

MEMOIRE DE FIN D'ETUDES EN VUE DE L'OBTENTION DU DIPLOME
DE MASTER EN GENIE ELECTRIQUE

SPECIALITE: COMMANDE DES SYSTEMES ELECTRIQUES

THEME

Modélisation et commande des systèmes de transmission

HVDC

Proposé et dirigé par:

- Dr. BARKAT Said

Présenté par:

- BAHACHE Hicham

Année Universitaire : 2012/2013

N° d'ordre : 078

Dédicaces

Je dédie ce travail à mes chers parents pour leur suivis tous le long de mes études

A mes chers frères

A mes chères sœurs

A mes grands parents

A toute la famille

A mon encadreur Dr. BARKAT Saïd

A tous mes amis

A tous mes enseignants

A tous mes camarades de la promotion 2013

Remerciements

À l'issue de ce projet de fin d'études, je remercie ALLAH le tout puissant qui m'a donné la santé, la volonté et la patience.

Ensuite, je tiens à adresser mes plus vifs remerciements à mon promoteur Dr. BARKAT Saïd pour m'avoir encadré, suivi et encouragé.

Je remercie également, tous les membres du jury d'avoir accepter d'examiner ce travail. Ainsi que tous mes enseignants du Département du Génie électrique.

Je n'exclue pas de ces remerciements toutes les personnes qui mon aidé de près ou de loin dans la réalisation de ce mémoire. Je veux également remercier ma famille et mes amis pour leur soutien moral. Enfin, je remercie tout particulièrement mes parents, pour leur soutien inconditionnel tout au long de mes longues années d'études.

Table des matières

Dédicace	
Remerciement	
Table des matières	
Table des figures	
Symboles et abréviation utilisé	
Introduction générale.....	1
Chapitre I Présentation des systèmes HVDC.....	3
I.1 Introduction	3
I.2 Intérêt des systèmes HVDC par rapport aux systèmes HVAC	4
I.3 Différents types des systèmes de transmission HVDC.....	5
I.3.a Liaison dos à dos "back-to-back"	5
I.3.b Liaison HVDC entre deux terminaux	6
I.3.c Liaison HVDC multi-terminaux	7
I.4 Technologies.....	8
I.5 Système de transmission LCC-HVDC	8
I.5.a Configuration d'une transmission LLC-HVDC.....	9
I.5.b Avantages des systèmes de transmission LCC-HVDC.....	10
I.5.c Inconvénient des systèmes LCC-HVDC	11
I.5.d Applications des systèmes LCC-HVDC.....	11
I.6 Systèmes de transmission VSC-HVDC.....	12
I.6.a Configuration d'une transmission VSC-HVDC	13
I.6.b Avantages des systèmes de transmission VSC-HVDC	14
I.7 Conclusion	14

Chapitre II	Présentation des systèmes LCC-HVDC	15
II.1	Introduction	15
II.2	Pont de Graëtz	15
II.2.a	Cas idéal (angle d'empiètement nul)	16
II.2.b	Cas réel (angle d'empiètement non nul)	19
II.3	Techniques d'amorçage des thyristors.....	24
II.3.a	Amorçage par l'utilisation du signal rampe.....	24
II.3.b	Amorçage par utilisation de la commande en arc cosinus	25
II.4	Commande du redresseur	25
II.5	Commande de l'onduleur	26
II.6	Système de référence CIGRE-HVDC	26
II.7	Commande de CIGRE-HVDC	27
II.7.a	Commande du redresseur.....	27
II.7.b	Commande de l'onduleur	28
II.8	Résultats de simulation.....	30
II.9	Conclusion.....	35
Chapitre III	Modélisation et commande des systèmes back-to-back VSC-HVDC	36
III.1	Introduction	36
III.2	Description du système back-to-back VSC-HVDC	37
III.3	Modélisation du système VSC-HVDC.....	37
III.4	Commande du redresseur triphasé.....	39
III.5	Contrôle par hystérésis de courant.....	39
III.5.a	Structure du contrôle par hystérésis de courant.....	40
III.6	PLL (Phase Locked Loop).....	41
III.6.a	Contrôleur de la tension continue.....	42
III.7	Résultats de simulation.....	43
III.8	Contrôle par la technique SVM	47

III.9	MLI vectorielle	47
III.9.a	Calcul des temps d'application des vecteurs de tension.....	49
III.10	Contrôleur interne des courants	52
III.10.a	Contrôleur PI.....	52
III.10.b	Synthèse des régulateurs	53
III.11	Résultat de simulation.....	54
III.12	Conclusion	59
	Conclusion générale.....	60
	Bibliographie	
	Annexe A	
	Annexe B	

Table des figures

Figure (I.1) : Variation du coût de la transmission en fonction de leur distance	5
Figure (I.2): Configuration d'un système back to back.....	6
Figure (I.3): Configuration monopolaire avec chemin de retour lié à la masse.....	6
Figure (I.4): Configuration bipolaire.....	7
Figure (I.5): Configuration multi-terminale série.....	7
Figure (I.6): Configuration multi-terminale parallèle	8
Figure (I.7): Structure d'une transmission LCC-HVDC.....	9
Figure (I.8): Topologie standard d'un VSC-HVDC.....	12
Figure (I.9): Configuration d'un système de transmission VSC-HVDC	13
Figure (II.1): Pont de Graëtz triphasé à six thyristors	16
Figure (II.2): Tensions continue résultante ($\alpha=0$)	16
Figure (II.3): Effet du retard à l'amorçage sur le réseau CA	18
Figure (II.4): Circuit équivalent d'un convertisseur en pont de Graëtz avec les valves 1, 2, 3	21
Figure (II.5): Circuit équivalent du convertisseur en pont de Graëtz.....	22
Figure (II.6): Circuit équivalent du convertisseur en pont de Graëtz.....	23
Figure (II.7): Idée générale sur la technique de rampe.....	24
Figure (II.8): Idée générale de la commande en arc cosinus.....	25
Figure (II.9): Schéma de commande du redresseur.....	25
Figure (II.10): Schéma de commande de l'onduleur avec la mesure de gamma	26
Figure (II.11): Système de référence CIGRE-HVDC	27
Figure (II.12): Schéma bloc de la commande du redresseur	28
Figure (II.13): Caractéristique $V_{DCOL} I_d^* = f(V_{dc})$	29
Figure (II.14): Caractéristique $V_d - I_d$	30
Figure (II.15): Tensions AC coté redresseur	31
Figure (II.16): Tension AC coté redresseur (zoom).....	31
Figure (II.17): Courants AC coté redresseur	31
Figure (II.18): Courant AC coté redresseur (zoom).....	31
Figure (II.19): Tension AC coté onduleur.....	32

Figure (II.20): Tensions AC coté onduleur (zoom).....	32
Figure (II.21): Courants AC coté onduleur	32
Figure (II.22): Courants AC coté onduleur (zoom).....	32
Figure (II.23): Tension continue coté redresseur	33
Figure (II.24): Tension continue coté onduleur.....	33
Figure (II.25): Courant continu coté redresseur	33
Figure (II.26): Courant continu coté onduleur	34
Figure (II.27): Angle d'amorçage du redresseur.....	34
Figure (II.28): Angle d'amorçage de l'onduleur	34
Figure (III.1): Structure d'un système back-to-back VSC-HVDC	37
Figure (III.2): Schéma de côté redresseur du VSC-HVDC.....	37
Figure (III.3): Schéma synoptique de contrôle par hystérésis de courant	39
Figure (III.4): Principe de contrôle du courant par hystérésis.....	40
Figure (III.5): Structure de contrôle par hystérésis de courant du redresseur PWM.....	41
Figure (III.6): Boucle de régulation de la tension continue	42
Figure (III.7): Schémas simplifié de la boucle de régulation de la tension continue.....	43
Figure (III.8): Tensions AC coté redresseur sans injection du défaut.....	43
Figure (III.9): Tensions AC coté onduleur sans défaut	44
Figure (III.10): Courants AC coté redresseur sans défaut.....	44
Figure (III.11): Courants AC coté onduleur sans défaut	44
Figure (III.12): Tension continue sans défaut	45
Figure (III.13): Tensions AC coté redresseur en présence du défaut.....	45
Figure (III.14): Tensions AC coté onduleur en présence du défaut	45
Figure (III.15): Courants AC coté redresseur en présence du défaut.....	46
Figure (III.16): Courants AC coté onduleur en présence du défaut	46
Figure (III.17): Tension continue en présence du défaut	46
Figure (III.18): Schéma global de contrôle du système VSC-HVDC	47
Figure (III.19): Représentation vectorielle des tensions générées par l'onduleur et définition des secteurs dans le plan α - β	48
Figure (III.20): Répartition des vecteurs de tension à appliquer pour chaque secteur.....	51
Figure (III.21): Boucle interne de commande du courant	52
Figure (III.22): Boucle de commande interne du courant avec les termes de compensation...	54
Figure (III.23): Tensions AC coté redresseur sans défaut.....	55
Figure (III.24): Tensions AC coté onduleur sans défaut	55

Figure (III.25): Courants AC coté redresseur sans défaut.....	55
Figure (III.26): Courants AC coté onduleur sans défaut	55
Figure (III.27): Courant i_{q1} et i_{d1} coté redresseur sans défaut	56
Figure (III.28): Courants i_{q2} et i_{d2} coté onduleur sans défaut	56
Figure (III.29): Tension continue sans défaut	56
Figure (III.30): Tensions AC coté redresseur en présence de défaut	57
Figure (III.31): Tensions AC coté onduleur en présence de défaut	57
Figure (III.32): Courants AC coté redresseur en présence de défaut	57
Figure (III.33): Courants AC coté onduleur en présence de défaut	57
Figure (III.34): Courants i_{d1} et i_{q1} coté redresseur en présence de défaut	58
Figure (III.35): Courants i_{d2} et i_{q2} coté onduleur en présence de défaut	58
Figure (III.36): Tension continue en présence de défaut.....	59

Symboles et abréviations utilisés

HVDC : High Voltage Direct Current

HVAC : High Voltage Alternative Current

CCHT : Courant Continu Haute Tension

VSC : Voltage Source Converter

LCC : Line Commutated Circuit

CSC : Current Source Control

CCC : Constant Current Converter

CEA : Constant Extinction Angle

VDCOL : Voltage Dependent Current Order Limit

PLL : Phase Locked Loop

R-O-W : Right Of Way

CA : Courant Alternatif

AC : Alternating Current

DC : Direct Courant

MW : Méga Watt

PWM : Pulse Width Modulation

SVPWM : Space Vector Pulse Width Modulation

MLI : Modulation de Largeur Impulsion

IGBT : Insulated Gate Bipolar Transistor

GTO : Gate Turn Off

thy_1 - thy_6 : les thyristors d'un convertisseur de type CSC

T_1 - T_6 : les transistors d'un convertisseur de type VSC

L : inductance de filtrage

R : résistance interne de la bobine

V_s : tension de la source alternative

i : courant de la source alternative

V_a, V_b, V_c : les tensions simples de la source alternative

i_a, i_b, i_c : les courants simples de la source alternative

i_{a1} : la valeur de la fondamentale du courant de la source

V_d, V_q : les tensions de la source alternative dans le repère dq

i_d, i_q : les courants de la source alternative dans le repère dq

V_{LL} : la valeur efficace ligne à ligne

V_{d0} : tension continue à la sortie de convertisseur

V_{dc} : tension continue

V^* : tension continue de référence

I_{dc} : courant continu

I_d^* : courant continu de référence

C_{dc} : condensateur de filtrage côté continu

p, q : les puissances active et réactive respectivement

S_d, S_q : puissance apparente dans le repère dq

P_{ac} : puissance de côté alternatif

P_{dc} : puissance de côté continu

P_c : puissance de condensateur

P_L : puissance de la charge

α : angle de retard à l'amorçage

μ : angle d'empiètement

γ : angle d'extinction

h : nombre d'harmonique

ω_n : pulsation naturel

ξ : coefficient d'amortissement

pu : per unit

k_p, k_i : les gains du régulateur PI

$t_{a_ON}, t_{b_ON}, t_{c_ON}$: temps de commutation à l'ouverture

$t_{a_OFF}, t_{b_OFF}, t_{c_OFF}$: temps de commutation à la fermeture

Introduction générale

L'énergie est aujourd'hui produite et distribuée essentiellement en courant alternatif (*HVAC : High Voltage Alternate Current*). Ce choix tient à quelques raisons majeures, simplicité de production, facilité de passer d'une tension à une autre à l'aide de transformateurs, la facilité de couper le courant, qui s'annule naturellement deux fois par période, au moyen de disjoncteurs [1].

Cependant, la maîtrise des transferts d'énergie en courant alternatif pose dans les réseaux électriques des problèmes de plus en plus ardues à résoudre, la consommation de la puissance réactive doit être compensée afin de limiter les pertes et les chutes de tension, le réglage de la fréquence et celui de la phase des différents alternateurs interconnectés doivent être coordonnées. Dans d'autre cas, pour des raisons de valorisation de ressources naturelles disponibles, les centres de production et de consommation sont éloignés. Les distances de transport de l'énergie électrique accroissent alors d'autant le besoin de compensation de la puissance réactive et la marche en synchronisme des alternateurs. Leur stabilité devient particulièrement difficile à assurer [1].

Les quelques considérations qui précèdent permettent de bien situer les domaines d'application du courant continu. Ces domaines concernent le transport mais pas la

production, ni la distribution. Le courant continu est surtout utilisé pour le transport d'énergie à haute tension ou cette tension est conservée pratiquement constante sur de grandes distances [1].

La première ligne de transport en courant continu a été réalisée en 1954 entre la péninsule scandinave et l'île de Gotland, transportant une puissance de 20MW [2].

Dans la littérature, les chercheurs ont présenté plusieurs configurations du système HVDC. Parmi celles-ci, on trouve la configuration LCC (LCC : Line Commutated Converter). Cependant, cette dernière souffre de la complexité du système de contrôle, l'encombrement de la station de conversion et la présence d'harmoniques. Ces problèmes ont été surmontés par le développement de l'électronique de puissance et l'apparition des systèmes VSC-HVDC (Voltage Source Converter-High Voltage Direct Current). En outre, l'utilisation du système VSC-HVDC pourrait stabiliser le réseau alternatif aux points de connexion et prendre en charge la restauration du système en cas d'une défaillance [3].

L'idée derrière de ce travail est l'étude des systèmes HVDC. Les deux variantes de ce genre de système à savoir le LCC-HVDC et le VSC-HVDC font l'objet d'une analyse détaillée portant sur leurs modélisations et leurs commandes.

Le travail présenté dans ce mémoire est reparti en trois chapitres :

- Le premier chapitre sera dédié à une présentation générale des systèmes HVDC. Une attention particulière sera portée sur l'intérêt de la transmission HVDC par rapport la transmission HVAC, les différents types de transmission HVDC, leurs configurations, et les avantages et les inconvénients relatifs à chaque topologie.
- Le deuxième chapitre sera consacré à l'étude des systèmes de transmission LCC-HVDC. Un effort particulier sera focalisé sur la présentation du système CIGRE HVDC (*CIGRE : Conseil International des Grandes Réseaux Electriques*).
- Le troisième chapitre étudiera les systèmes de transmission back-to-back VSC-HVDC, en termes de modélisation et commande. Deux méthodes de contrôle en courant et en tension seront l'objet de cette étude.

Chapitre 1 Présentation des systèmes

HVDC

I.1 Introduction

La technologie HVDC est une technologie efficace et souple pour transmettre de grandes quantités d'énergie électrique sur de longues distances par des lignes aériennes ou des câbles souterrains/sous-marin. Elle est également utilisée pour interconnecter les systèmes d'alimentations séparées où les connexions traditionnels à courant alternatif ne peuvent pas être utilisées. HVDC est utilisé à de nombreux endroits dans le monde entier [4].

Dans les années 1950, avec le développement des interrupteurs au mercure, les systèmes de transport haute tension continue sont devenus attractifs pour les transmissions de puissance longue distance. Leur principe de fonctionnement peut être résumé de la manière suivante [5]:

- La puissance alternative fournie par une (ou plusieurs) source(s) est dans un premier temps transformée en une puissance continue, un convertisseur (redresseur) assure l'opération ;
- La puissance continue transite ensuite par l'intermédiaire d'une ligne de transmission ;

- Finalement, un autre convertisseur (onduleur) transforme cette puissance continue en une puissance alternative délivrée à une ou plusieurs charge(s).

La première transmission de puissance utilisant les systèmes HVDC a été commercialisée en 1954. Il s'agissait d'une interconnexion entre l'île de Gotland et le continent suédois. Elle était réalisée par l'intermédiaire d'un câble sous-marin de 96 km de long, assurant un transport de puissance de 20 MW avec une tension nominale de 100 kV. Il y a actuellement plus de 50 systèmes HVDC qui opèrent à travers le monde et beaucoup d'autres sont en phase de conception ou de construction [5].

Jusqu'à récemment HVDC basée sur les thyristors, appelé traditionnelle ou HVDC classique, a été utilisé pour la conversion de courant alternatif en courant continu et vice-versa [7]. Récemment, un nouveau type de HVDC est devenu disponible. Il se sert de la technologie des semi-conducteurs avancés au lieu de thyristors pour la conversion de puissance entre AC et DC. Les semi-conducteurs utilisés sont des IGBT (Insulated Gate Bipolar Transistor), les convertisseurs sont des sources de tension VSC (Voltage Source Converters) et ils fonctionnent avec une fréquence de commutation élevée [5].

Dans ce chapitre, on va dans un premier temps donné une légère comparaison entre les systèmes HVDC et les systèmes HVAC et l'intérêt des systèmes HVDC par rapport des systèmes HVAC, par la suite on présente les différents types des systèmes de transmission HVDC, leurs configurations, leurs avantages et quelques applications.

I.2 Intérêt des systèmes HVDC par rapport aux systèmes HVAC

Lors de la conception d'une interconnexion entre deux ou plusieurs stations, il devient actuellement critique de faire un choix entre les utilisations d'une transmission de puissance AC ou DC. Dans les cas de figure où les systèmes HVDC sont sélectionnés, nous pouvons dire que la décision a été prise sur des considérations techniques et économiques. En effet, les principales applications où nous retrouvons ces systèmes, peuvent être répertoriées de la manière suivante [5]:

- Utilisation de câbles sous-marins de plus de 30 km. Pour de telles distances et dans le cadre d'une transmission AC, les câbles sont fortement capacitifs. Il est donc nécessaire d'avoir des stations intermédiaires pour assurer la compensation ;
- Liaison asynchrone entre deux systèmes AC. Une interconnexion AC n'est pas faisable pour des raisons de stabilité et de différence entre les fréquences nominales des deux systèmes ;

- Transmission de puissance longue distance par l'intermédiaire de lignes aériennes. Lorsque les deux types de transmissions sont envisageables, la décision finale est prise en fonction du coût total des deux alternatives. Ce coût inclut entre autres celui des lignes (conducteurs, isolateurs, pylônes) et celui de l'exploitation (Right of Way : R-O-W). Il est montré dans [5] et par la figure (I.1) que le coût d'une transmission DC est plus faible que celui d'une transmission AC pour des distances supérieures à 500 km [5].

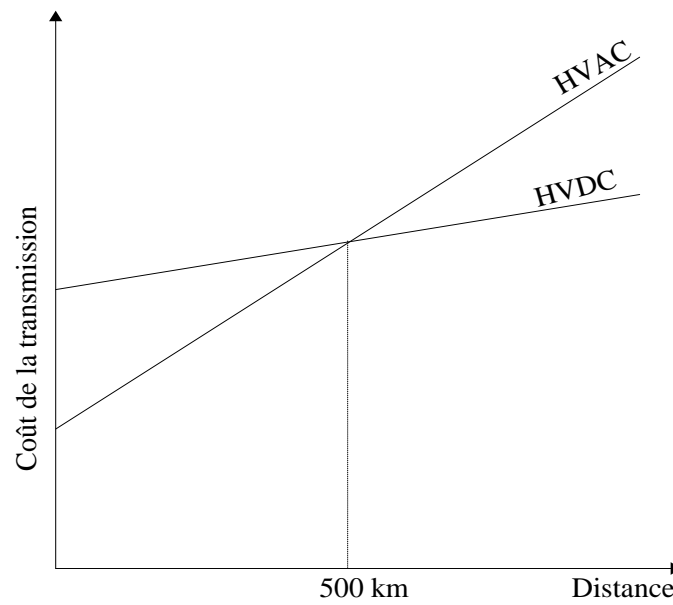


Figure (I.1) : coût d'une transmission en fonction de la longueur d'une ligne [5]

I.3 Différents types des systèmes de transmission HVDC

Les systèmes de transmission HVDC peuvent être classifiés en trois types différents:

- Liaison dos à dos "back-to-back";
- Liaison entre deux terminaux ;
- Liaison multi-terminaux.

I.3.a Liaison dos à dos "back-to-back"

La liaison back-to-back indique que les deux convertisseurs (redresseur, onduleur) sont localisés dans la même station, figure (I.2). Elle est principalement utilisée pour la transmission de puissance entre deux réseaux alternatifs adjacents qui ne peuvent pas être synchronisés. Elle peut également être utilisée dans une maille grille afin d'obtenir un débit de puissance définie [9].

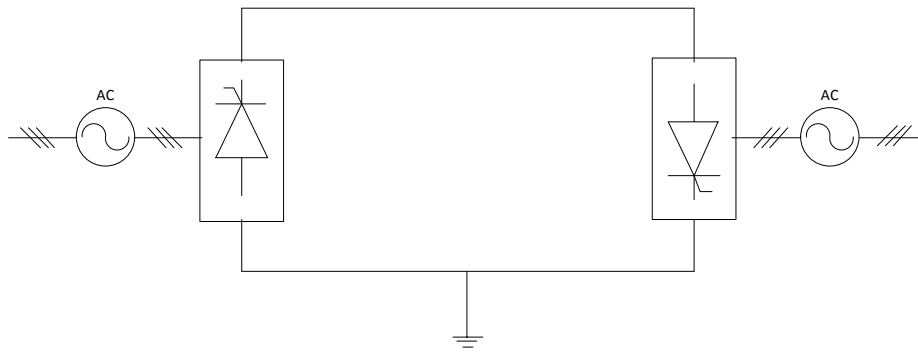


Figure (I.2): Configuration d'un système back to back [4]

I.3.b Liaison HVDC entre deux terminaux

Elle utilise un seul conducteur et le chemin de retour est assuré par la terre ou l'eau. Les considérations économiques conduisent souvent à privilégier ces systèmes dans le cadre de transmission par câble. Dans cette liaison on distingue deux configurations [8]:

– Configuration monopolaire

Pour de très longues distances et en particulier pour de très longues transmissions par câble de mer, une voie de retour avec le sol/mer électrodes sera la solution la plus réalisable.



Figure (I.3): Configuration monopolaire avec chemin de retour lié à la masse [4]

Dans de nombreux cas, l'infrastructure existante ou contraintes environnementales empêchent l'utilisation des électrodes. Dans de tels cas, un trajet de retour métallique est utilisé en dépit d'augmentation des coûts et des pertes [4].

– Configuration bipolaire

Il s'agit de la configuration la plus couramment utilisée dans les systèmes de transmission de puissance HVDC. La configuration bipolaire, illustrée à la figure (I.4), dispose de deux conducteurs isolés utilisés comme pôles positif et négatif. Les deux pôles peuvent être utilisés indépendamment si les deux sont neutres à la terre cela augmente la capacité de transfert de puissance [4].

Sous fonctionnement normal, les courants circulant dans chaque pôle sont égaux, et il n'y a pas de courant de terre. En cas de défaillance d'un pôle de transmission de puissance l'autre pôle peut se poursuivre ceci montre que sa fiabilité est élevée. La plupart des systèmes de transmission HVDC sont bipolaires [4].

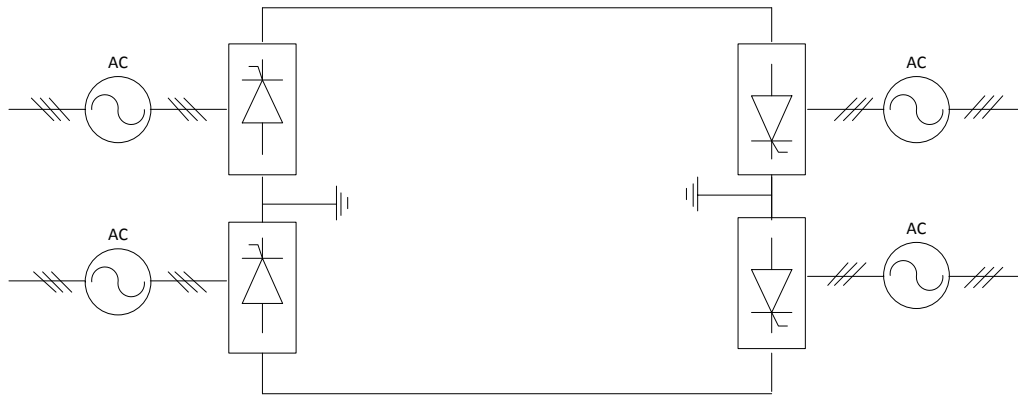


Figure (I.4): Configuration bipolaire [4]

I.3.c Liaison HVDC multi-terminaux

Dans cette configuration, il y a plus de deux ensembles de convertisseurs. N'importe quelles combinaisons de transit de puissance peuvent être réalisées en agissant sur le contrôle pour modifier la polarité de la tension dans le convertisseur (CSC) [4].

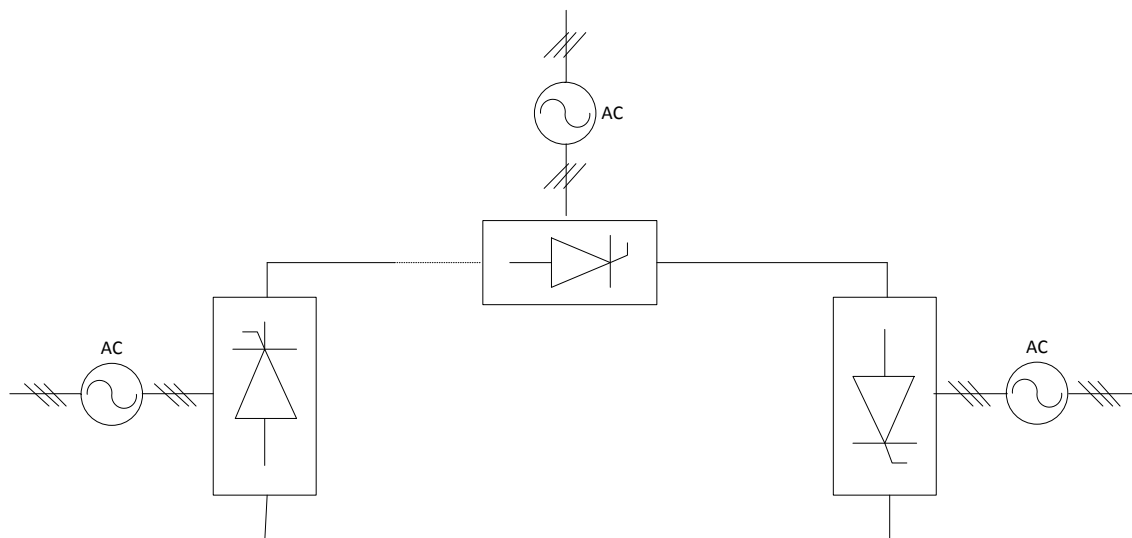


Figure (I.5): Configuration multi-terminale série [4]

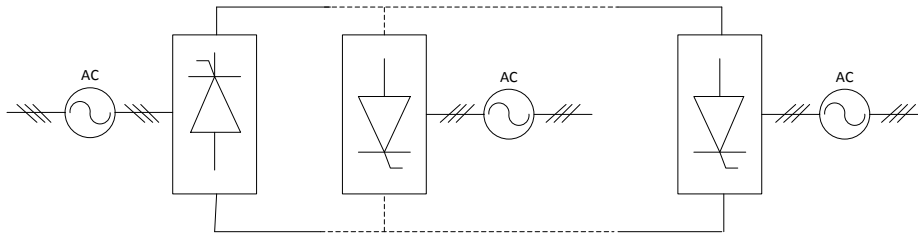


Figure (I.6): Configuration multi-terminale parallèle [4]

I.4 Technologies

Les premières installations modernes de puissance notable, mises en service à partir des années 1930 utilisaient des redresseurs à vapeur de mercure, remplacés pour la plupart durant les années 1990 par des thyristors [6].

Les liaisons les plus récentes, ainsi que les projets aboutissant dans un avenir proche, utilisent soit des thyristors, soit des IGBT (Insulated Gate Bipolar Transistor). Ce sont les deux grandes familles de solutions, qui se distinguent fondamentalement du point de vue fonctionnel par l'ouverture naturelle de la valve au passage par zéro du courant dans le cas du thyristor (LCC-HVDC technology) opposée à l'ouverture commandée de la valve dans le cas des IGBT (VSC-HVDC technology) [6].

I.5 Système de transmission LCC-HVDC

La technologie « classique » LCC (Line Commutated Converter) ou la commutation naturelle est caractérisée par l'utilisation des thyristors. Il s'agit des dispositifs semi contrôlés qui permettent de choisir l'instant d'amorçage, où le semi-conducteur devient passant, mais pas l'instant de blocage où le semi-conducteur cesse d'être passant. En effet, pour un thyristor, le blocage est naturel et intervient dès que le courant traversant le semi-conducteur est nul. La technologie LCC-HVDC utilise un regroupement de 6 ou 12 thyristors [6].

Les valves dans les convertisseurs LCC-HVDC peuvent être fermées par la commande chaque fois que la tension entre l'anode et la cathode est positive, mais une fois qu'il a été déclenché il reste dans son état conducteur tant qu'un courant positif coule par le dispositif. Il peut seulement être rendu à un état bloqué si le courant par le dispositif est éliminé et une tension négative est appliquée sur le thyristor [6].

La commutation des valves est donc dépendante du circuit aval, ce qui nécessite en général qu'un réseau alternatif soit connecté en aval du dispositif. Pour cette raison, cette technologie est appelée « Line-Commutated Converters » (LCC), indiquant bien que c'est la ligne qui commande la commutation [6].

I.5.a Configuration d'une transmission LLC-HVDC

Un système LCC-HVDC fonctionne en mode bipolaire illustré dans la figure (I.7) constitué de filtres à courant alternatif, batteries de condensateurs shunt ou d'autres équipements réactive de compensation, transformateurs, convertisseurs, filtres à courant continu, et les lignes de transmission [8].

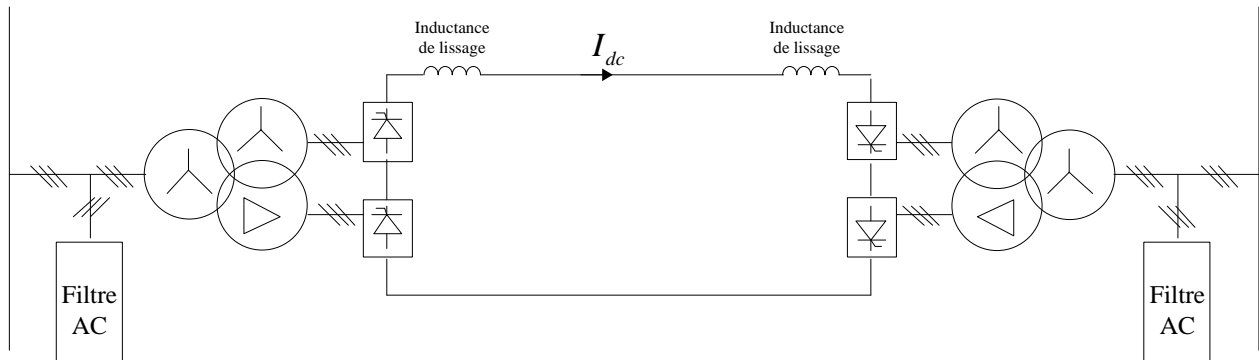


Figure (I.7): Structure d'une transmission LCC-HVDC

Convertisseurs de puissance

Les convertisseurs sont le cœur d'un système HVDC. Ils assurent la conversion de courant alternatif en courant continu (redresseur) de côté d'envoi et de courant continu à courant alternatif (onduleur) de côté de réception. Les convertisseurs HVDC sont reliés au système de courant alternatif au moyen de transformateurs. Les convertisseurs LCC-HVDC sont des convertisseurs de source de courant (CSC). Le courant continu est maintenu constant. L'amplitude et la direction de l'écoulement de puissance sont commandées par changement d'amplitude et la direction de la tension continue [8].

Transformateurs

Les transformateurs de conversion assurent la connexion entre le réseau à courant alternatif et le convertisseur à thyristors. Ils ajustent aussi le niveau de la tension aux bornes du redresseur jusqu'à un niveau approprié basées sur la tension continue utilisée pour la transmission.

Filtres d'harmoniques coté AC

Les modalités de filtre sur le côté AC d'une station de conversion HVDC ont deux fonctions principales [9]:

- d'absorber les courants harmoniques générés par le convertisseur HVDC et donc de réduire l'impact des harmoniques sur les systèmes à courant alternatif connectés, comme une distorsion de tension AC;
- à fournir de la puissance réactive pour compenser la demande de la station de conversion.

Filtres d'harmonique coté DC

Les harmoniques de tension produits sur le côté DC d'un système HVDC causent des courants alternatifs qui se superposent sur le courant continu dans la ligne de transmission.

Ces courants alternatifs de fréquences plus élevées peuvent créer des interférences dans les équipements voisins. Les filtres DC reliés en parallèle aux pôles de la station sont des outils efficaces pour lutter contre ces problèmes. La configuration des filtres DC ressemble très fortement aux filtres côté AC de la station HVDC [4].

Il existe plusieurs types de conception de filtre. Une ou plusieurs types de filtres à courant continu peut être utilisée dans une station de conversion.

Câbles de transmission HVDC

Les câbles de transmission HVDC sont normalement utilisés pour la transmission sous-marine, sans limitation de longueur. Le système dos à dos ne nécessite pas de câble à courant continu. Pour les connexions terrestres, les lignes aériennes sont généralement utilisées. Cependant la tendance est aussi d'utiliser des câbles pour les connexions souterrains, en raison des préoccupations de l'environnement [4].

I.5.b Avantages des systèmes de transmission LCC-HVDC

Il est important de remarquer qu'un système HVDC ne transmet pas seulement l'énergie électrique, mais il a aussi beaucoup de valeurs ajoutées qui aurait été nécessaire pour résoudre par d'autres moyens dans le cas de l'utilisation conventionnelle de transmission en courant alternatif. Certains de ces aspects sont [4]:

- Elle est économiquement intéressante pour les fortes puissances ;
- Pas de limite de distance transmise. Ceci est valable pour les deux lignes aériennes et maritimes ou câbles souterrains ;

- Un contrôle très rapide et précis du flux de puissance, ce qui implique des améliorations de stabilité, non seulement pour la liaison HVDC mais aussi pour le système alternatif ;
- Amplitude et direction du flux de puissance peuvent être changées très rapidement (bidirectionnalité) ;
- Il est possible d'interrompre tout transfert d'énergie sans le recours à un interrupteur «mécanique». Il suffit d'interrompre les signaux de déclenchement des thyristors, cette propriété est précieuse pour parer aux défauts sur les lignes ;
- Une liaison HVDC n'augmente pas la puissance de court-circuit au point de raccordement. Cela signifie qu'il ne sera pas nécessaire de modifier les disjoncteurs dans le réseau existant ;
- HVDC peut transporter plus de puissance pour une taille donnée de conducteur ;
- La nécessité pour le droit de passage est beaucoup plus faible pour un HVDC que pour une connexion à courant alternatif, pour une même puissance transmise. L'impact environnemental est donc plus petit avec HVDC, et il est plus facile d'obtenir l'autorisation de construction ;
- La puissance peut être transmise entre deux systèmes alternatifs fonctionnant à des fréquences nominales différentes ou à la même fréquence, mais sans être synchronisées.

I.5.c Inconvénient des systèmes LCC-HVDC

Parmi les points faibles de la transmission LCC-HVDC nous citons :

- L'absence de possibilité de choisir l'instant de blocage implique que les convertisseurs de ce type sont toujours consommateurs de puissance réactive ;
- Le réseau aval doit être suffisamment puissant et correctement compensé pour que le blocage ait lieu dans de bonnes conditions ;
- Les convertisseurs LCC produisent des harmoniques en grande quantité. Il est nécessaire d'installer des filtres shunt adaptés. Ces dispositifs sont souvent de grandes dimensions et d'un coût élevé ;
- Ces convertisseurs sont très sensibles aux incidents sur les réseaux amont et aval. Leur bon fonctionnement nécessite la présence des deux réseaux.

I.5.d Applications des systèmes LCC-HVDC

La première application pour les systèmes LCC-HVDC était de fournir une interconnexion électrique asynchrone entre réseaux à courant alternatif. Il y'a d'autres

applications qui peuvent être satisfaites par une transmission à convertisseurs HVDC qui comprennent [4]:

- Les interconnexions entre les systèmes asynchrones. Certains systèmes continentaux électriques constitués de réseaux asynchrones tels que l'Est, l'Ouest, le Texas et réseaux du Québec en Amérique du Nord utilisent des interconnexions HVDC ;
- Fournir de l'énergie à partir des sources d'énergie à distance. Lorsque la production a été développée sur des sites distants de l'énergie disponible, la transmission HVDC est un moyen économique pour apporter l'électricité aux centres de consommation. L'application principale est la connexion à distance des hydro-stations pour alimenter les centres ;
- Importation d'énergie électrique dans les zones encombrées. Dans les zones où la nouvelle génération est impossible de mettre en service pour répondre à la croissance de la charge ou remplacer les installations inefficaces ou hors service, le métro de transmission par câble à courant continu est un moyen viable d'importer de l'électricité.

I.6 Systèmes de transmission VSC-HVDC

La technologie VSC utilise comme valves des transistors bipolaires à grille isolée, couramment appelés IGBT. Ce composant combine la simplicité de commande du transistor à effet de champ aux faibles pertes du transistor bipolaire. Son état, passant ou bloqué, est commandé par la tension de grille [6].

La possibilité de commander le blocage de cet interrupteur électronique a permis de développer des systèmes de conversion AC/DC autonomes permettant d'explorer les 4 quadrants du plan P,Q, rendant possible le contrôle des flux de puissances réactives autant qu'actives [6].

Ces technologies sont appelées VSC (Voltage Source Converter). La topologie standard d'un VSC-HVDC est représentée sur la figure (I.8).

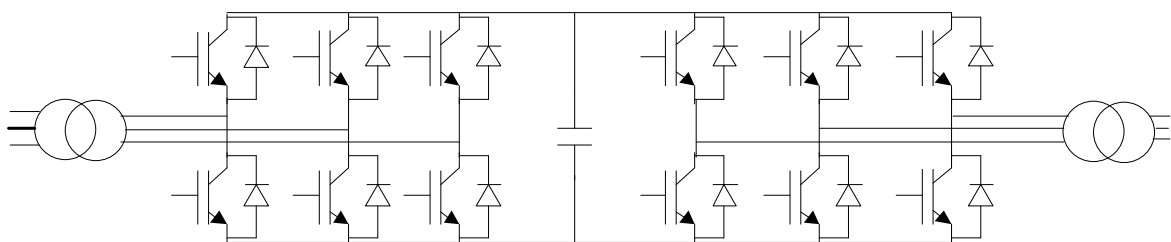


Figure (I.8): Topologie standard d'un VSC-HVDC

Les commutations des valves sont indépendantes des circuits connectés en amont et en aval. Elles sont commandées par des signaux sur les grilles utilisant des modulations de largeur d'impulsions à des fréquences élevées. On peut ainsi créer la forme d'onde de tension souhaitée en bloquant ou débloquant les valves à des instants bien précis.

La modulation de largeur (PWM : Pulse Width Modulation) est utilisée pour élaborer un signal de commande permettant de fixer l'instant de commutation en fonction de critères multiples (forme d'onde, limitation des distorsions harmoniques, minimisation des pertes,...).

A l'origine, les technologies HVDC-VSC ont été développées en utilisant des thyristors GTO (Gate Turn Off), c'est-à-dire des thyristors capables d'être bloqués par une tension négative sur la gâchette. Mais la puissance exigée pour cette commande limite leur utilisation [6].

L'utilisation des IGBT tend à se généraliser pour profiter de ses avantages décisifs :

- Pertes plus faibles ;
- Rapidité de commutation plus importante ;
- Plus grandes capacités en courant et en tension.

I.6.a Configuration d'une transmission VSC-HVDC

Une installation typique de HVDC-VSC inséré entre deux réseaux à tension alternative est constituée de filtres, de transformateurs, de convertisseurs, de réactances, de condensateurs, et de câbles suivant le schéma général de la figure (I.9).

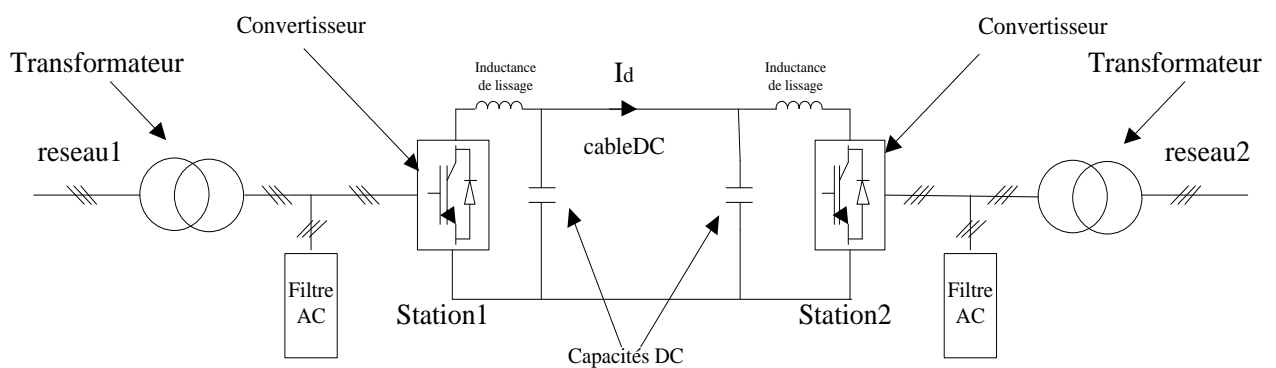


Figure (I.9): Configuration d'un système de transmission VSC-HVDC

L'un des deux convertisseurs VSCs fonctionnent en redresseur et l'autre comme un onduleur. Les deux stations peuvent être éloignées et connectées par un câble à tension continue, ou bien localisées en un seul lieu.

I.6.b Avantages des systèmes de transmission VSC-HVDC

Parmi les avantages des systèmes de transmission VSC-HVDC nous citons [5] :

- Le contrôle indépendant de la puissance active et réactive sans besoins d'équipement de compensation supplémentaire ;
- HVDC-VSC offre la possibilité de contrôler à la fois la puissance active et la puissance réactive de manière indépendante. Tandis que la puissance transmise est maintenue constante, le régulateur de puissance réactive peut contrôler automatiquement la tension dans le réseau ;
- Le convertisseur VSC est capable de créer sa propre tension alternative à une fréquence prédéterminée. Il peut être utilisé pour alimenter des installations industrielles ou des grands parcs d'éoliennes.

I.7 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons dans un premier temps donné une légère comparaison entre les systèmes HVDC et les systèmes HVAC et l'intérêt des systèmes HVDC par rapport aux systèmes HVAC. Par la suite, on a présenter les différents types de systèmes de transmission HVDC, leurs configurations, leurs avantages et leurs applications.

Equation Chapter (Next) Section 1

Chapitre II Présentation des systèmes

LCC-HVDC

II.1 Introduction

Le transport d'énergie classique en courant continu à haute tension (CCHT) repose sur la technologie du thyristor. Cet interrupteur peut être amorcé à l'aide d'un signal appliqué à sa gâchette. La seule façon de bloquer ce type d'interrupteur est d'annuler le courant circulant dans ce dernier. Cette commutation dite "de ligne" ou "naturelle" repose sur l'inversion de la tension appliquée aux bornes de l'interrupteur. Afin de transformer le courant alternatif en courant continu ou vice-versa, le pont de Graëtz est utilisé [10].

Ce chapitre a pour objectif l'étude des convertisseurs utilisés dans le transport d'énergie de type LCC-HVDC. Nous verrons par la suite le fonctionnement en redresseur ainsi qu'en onduleur du convertisseur en pont de Graëtz. L'objectif étant d'expliquer les différentes commandes utilisées pour chaque poste de transport d'énergie dans une liaison LCC-HVDC.

II.2 Pont de Graëtz

La transformation du CA au CC et vice-versa est possible en transmission LCC-HVDC grâce à l'utilisation du pont de Graëtz triphasé. La configuration de ce circuit est présentée à la figure (II.1).

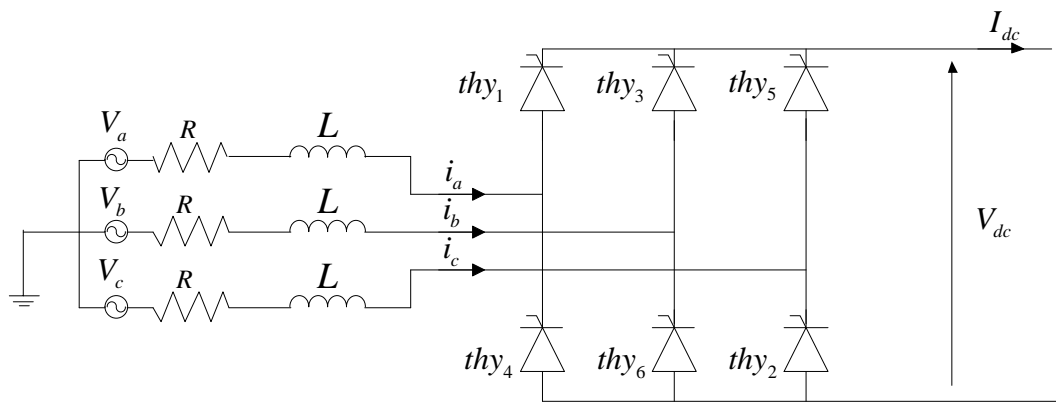


Figure (II.1): Pont de Graëtz triphasé à six thyristors

Dans cette section, nous allons établir les équations de la tension et du courant continu ainsi que les équations des puissances mises en jeu.

II.2.a Cas idéal (angle d'empîement nul)

Pour analyser le circuit, les hypothèses suivantes ont été adoptées [11]:

1. Le courant continu est parfaitement filtré. Ceci implique que l'inductance de lissage est infinie ;
2. Les thyristors sont des interrupteurs idéaux ;
3. Les tensions du réseau sont parfaitement sinusoïdales.

La figure (II.2) montre la tension résultante aux bornes de la charge pour un angle d'amorçage nul. Elle est la différence de deux tensions triphasées simple alternance par rapport au neutre N d'alimentation, apparaissant respectivement aux bornes positive et négative de la charge. Dans le cas où tous les éléments semi-conducteurs sont des diodes, les deux interrupteurs qui conduisent à un instant donné sont ceux reliés aux deux sources possédant la plus grande différence de potentiel entre elles [10].

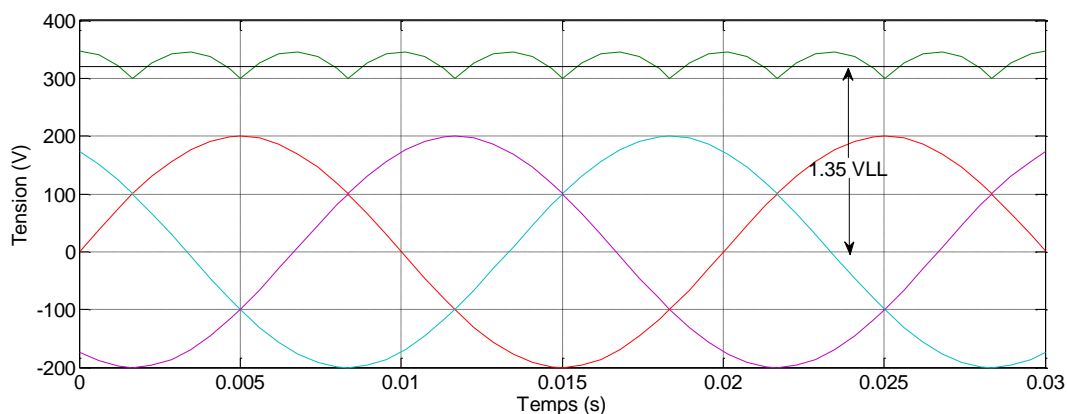


Figure (II.2): Tensions continue résultante ($\alpha=0$)

Chaque interrupteur conduit durant une période de 120° . Une commutation se produit à chaque intervalle de 60° .

Il est possible de faire varier la tension moyenne appliquée à la charge en retardant l'amorçage des thyristors. L'angle α appelé angle de retard à l'amorçage, il est calculé à partir de la tension de référence de chaque thyristor.

Pour une période du réseau CA, la tension continue est séparée en six intervalles égaux. C'est pour cette raison que ce convertisseur est dit "d'ordre six" ou "à six pulsations", l'ordre du circuit étant défini par:

$$\text{ordre} = \frac{\text{nombre d'intervalle de la tension CC}}{\text{nombre de periode de CA}} \quad (\text{II.1})$$

Pour calculer la valeur moyenne de la tension continue V_{dc} , on peut tenir compte que d'un intervalle. Prenons le cas où le thyristor 1 est amorcé après un délai correspondant à l'angle α [9].

La tension continue instantanée est donnée par :

$$V_{dc} = V_a - V_b = V_{ab} \quad \text{ou} \quad \alpha \leq \omega t \leq (\alpha + 60^\circ) \quad (\text{II.2})$$

Posant que $V_{ac} = \sqrt{2}V_{LL} \sin \omega t$ (tension de référence pour *thy1*); V_{LL} est la tension efficace ligne à ligne du côté secondaire du transformateur. On a donc :

$$V_{ab} = \sqrt{2}V_{LL} \sin(\omega t + 60^\circ) \quad (\text{II.3})$$

La valeur moyenne de la tension continue est donnée par :

$$V_{dc} = \frac{3}{\pi} \int_{\alpha}^{\alpha+60^\circ} \sqrt{2}V_{LL} \sin(\omega t + 60^\circ) d\omega t = V_{d0} \cos \alpha \quad (\text{II.4})$$

Avec

$$V_{d0} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} V_{LL} = 1.35V_{LL} \quad (\text{II.5})$$

L'analyse de Fourier montre que les composantes harmoniques de la tension continue instantanée sont d'ordre [12]:

$$h = np \quad (\text{II.6})$$

Où n est un entier et p est le nombre de pulsations.

Dans le cas d'un convertisseur à 6 pulsations, les contenus harmoniques dans la tension CC sont donc d'ordre 6, 12, 18, ...

D'après les hypothèses mentionnées au début de cette section, le courant de charge est parfaitement lissé. Cette hypothèse est relativement proche de la réalité à cause de

l'utilisation d'une inductance de lissage à la sortie du convertisseur. Les courants circulant du côté alternatif du convertisseur contiennent des harmoniques de rang $(np \pm 1)$. La forme idéalisée en quasi rectangulaire du courant circulant dans la phase a du convertisseur avec l'effet du retard à l'amorçage est présentée à la figure (II.3) [12].

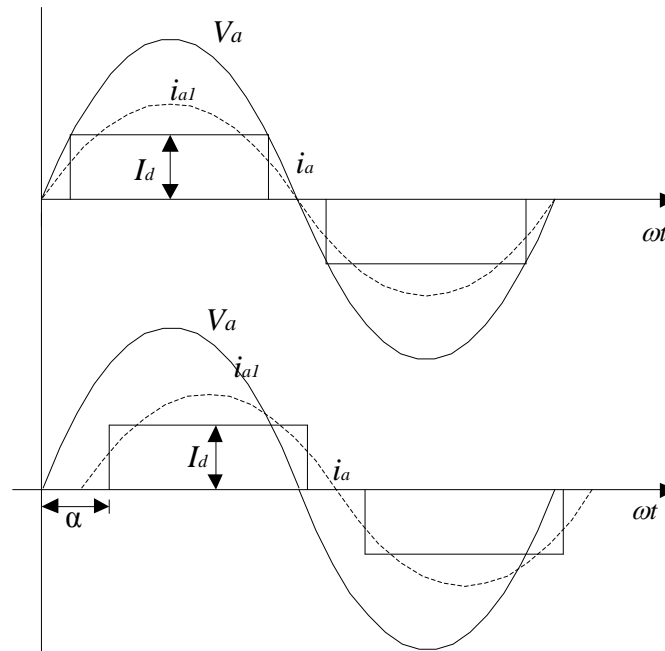


Figure (II.3): Effet du retard à l'amorçage sur le réseau CA

L'analyse de Fourier nous montre la présence des tensions harmoniques d'ordres suivants [12]:

$$h = np \pm 1 \quad (\text{II.7})$$

Dans le cas d'un pont à six pulsations, les tensions harmoniques d'ordre 5, 7, 11, 13 seront éliminées à l'aide de filtre passe-bande. Un filtre passe-haut permettra d'éliminer les tensions harmoniques d'ordres supérieurs.

Peu importe son mode de fonctionnement, le pont de Graëtz absorbe toujours de la puissance réactive. Cette puissance sera fournie en partie par les filtres CA et le reste par le réseau CA et les équipements de compensation de puissance réactive. Si on néglige les pertes dans le convertisseur, on a :

$$P_{ac} = P_{dc} \quad (\text{II.8})$$

Ce qui donne :

$$\sqrt{3}V_{LL}i_{a1} \cos \phi_1 = V_{d0}I_{dc} \cos \alpha \quad (\text{II.9})$$

Avec :

V_{LL} est la tension efficace ligne à ligne de la phase a au secondaire du transformateur;

i_{a1} est la valeur efficace du fondamental du courant de la phase a du secondaire du transformateur;

ϕ_1 est l'angle de déphasage entre V_a et i_{a1} ;

V_{d0} est définie par l'équation (II.5);

I_{dc} est la valeur du courant continu;

α est la valeur de l'angle de retard à l'amorçage.

La valeur maximale du fondamental est donnée par :

$$i_{a1} = \frac{2}{\pi} \int_{-\frac{\pi}{3}}^{\frac{\pi}{3}} I_{dc} \cos \theta d\theta = \frac{2\sqrt{3}}{\pi} I_{dc} \quad (\text{II.10})$$

La valeur efficace du courant est calculée par :

$$i_{a1} = \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{2\sqrt{3}}{\pi} I_{dc} = \frac{\sqrt{6}}{\pi} I_{dc} \quad (\text{II.11})$$

En substituant l'équation (II.11) dans l'équation (II.9), on trouve :

$$\sqrt{3}V_{LL} \frac{\sqrt{6}}{\pi} I_{dc} \cos \phi_1 = V_{d0} I_{dc} \cos \alpha \quad (\text{II.12})$$

D'après l'équation (II.5), on peut écrire :

$$V_{d0} I_{dc} \cos \phi_1 \cong V_{d0} I_{dc} \cos \alpha \quad (\text{II.13})$$

Ce qui en résulte :

$$\cos \phi_1 \cong \cos \alpha \quad (\text{II.14})$$

Le facteur de déphasage $\cos \phi_1$, c'est-à-dire le facteur de puissance associé au fondamental, est alors exactement égal au facteur de contrôle du convertisseur $\cos \alpha$. Le réglage de la tension continue provoque ainsi une consommation de puissance réactive avec un facteur de puissance égal à $\cos \alpha$.

II.2.b Cas réel (angle d'empiétement non nul)

L'inductance de fuite du transformateur n'étant pas négligeable, le courant dans un interrupteur ne peut pas changer brusquement. Il est donc impossible que la commutation entre deux thyristors soit instantanée. Ceci implique que, lors de la commutation, plus de deux thyristors seront en conduction. Lors de la commutation entre le thyristor 1 et le thyristor 3 (voir figure (II.1)), le courant i_a du premier interrupteur décroît graduellement et le courant i_b augmente au fur et à mesure que le

courant i_a diminue. L'angle correspondant à la période où trois interrupteurs conduisent en même temps est appelé l'angle d'empiètement μ [10].

En fonctionnement normal, l'angle d'empiètement est inférieur à 60° . Dans ce cas, on a toujours deux ou trois thyristors qui conduisent en même temps, respectivement dans les intervalles entre les commutations et pendant les commutations [10].

Lorsque les thyristors 1 et 2 sont en conduction, la tension aux bornes du thyristor 3 juste avant son amorçage est donnée par:

$$V_{ab} = \sqrt{2}V_{LL} \sin \omega t \quad (\text{II.15})$$

Cette tension est aussi égale à :

$$V_{ab} = L \left(\frac{di_b}{dt} - \frac{di_a}{dt} \right) \quad (\text{II.16})$$

Sachant que :

$$i_a + i_b = I_{dc} \quad (\text{II.17})$$

et en remplaçant i_a dans l'équation (II.17), on obtient :

$$V_{ab} = L \left(\frac{di_b}{dt} - \left(\frac{dI_d}{dt} - \frac{di_b}{dt} \right) \right) = 2L \frac{di_b}{dt} \quad (\text{II.18})$$

On peut écrire :

$$\sqrt{2}V_{LL} \sin \omega t = 2L \frac{di_b}{dt} \quad (\text{II.19})$$

En solutionnant pour obtenir l'équation du courant et sachant que $i_b(\alpha=\omega t)=0$, on obtient :

$$i_b = \frac{\sqrt{2}}{2L} V_{LL} \int_{\alpha}^{\omega t} \sin \omega t \, dt = \frac{\sqrt{2}}{2\omega L} V_{LL} (\cos \alpha - \cos \omega t), \text{ pour } \alpha \leq \omega t \leq \alpha + \mu \quad (\text{II.20})$$

À l'instant $\omega t \leq \alpha + \mu$, le courant dans le thyristor 3 est égal au courant de la charge, I_d . Ceci permet d'écrire:

$$I_{dc} = \frac{\sqrt{2}}{2\omega L} V_{LL} (\cos \alpha - \cos(\alpha + \mu)) \quad (\text{II.21})$$

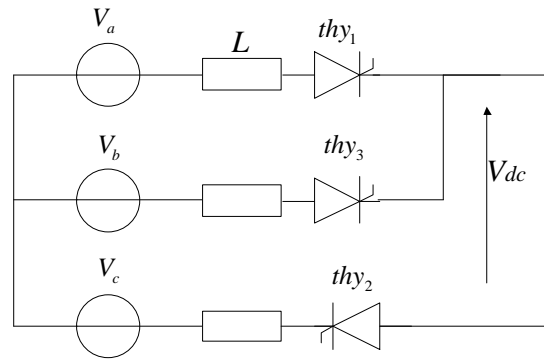


Figure (II.4): Circuit équivalent d'un convertisseur en pont de Graetz avec les valves 1, 2, 3

Lorsque les trois thyristors (thy_1 , thy_2 et thy_3) sont en conduction (voir figure (II.4)), la tension ligne à ligne des phases court-circuitées est zéro et les deux tensions ligne à neutre des phases a et b sont égales entre elles.

La valeur de cette tension est donnée par la moyenne des tensions des phases a et b en circuit ouvert. La tension instantanée aux bornes de la charge est donc égale à :

$$V_{dc} = \frac{V_a + V_b}{2} - V_c, \text{ pour } \alpha \leq \omega t \leq \alpha + \mu \quad (\text{II.22})$$

Où

$$\frac{V_a + V_b}{2} = -\frac{V_c}{2} \quad (\text{II.23})$$

On peut alors écrire :

$$V_{dc} = -\frac{3V_c}{2}, \text{ pour } \alpha \leq \omega t \leq \alpha + \mu \quad (\text{II.24})$$

On peut donc déterminer la valeur de la tension moyenne aux bornes de la charge par la même approche que dans le cas où $\mu=0$.

$$V_{dc} = \frac{1}{T} \int_0^T V_{dc} dt \quad (\text{II.25})$$

$$V_{dc} = \frac{3}{\pi} \left[\int_{\alpha}^{\alpha+\mu} -\frac{3V_c}{2} d\omega t + \int_{\alpha+\mu}^{\alpha+60^\circ} V_{bc} d\omega t \right] \quad (\text{II.26})$$

Des équations (II.23) et (II.24) on peut écrire :

$$-\frac{3}{2}V_c = -V_c + \frac{V_b + V_a}{2} = V_{bc} - \frac{V_{ba}}{2} \quad (\text{II.27})$$

On obtient :

$$V_{dc} = \frac{3}{\pi} \left[\int_{\alpha}^{\alpha+60^\circ} V_{bc} d\omega t + \int_{\alpha}^{\alpha+\mu} \frac{V_{ba}}{2} d\omega t \right] \quad (\text{II.28})$$

En posant :

$$V_{ba} = \sqrt{2}V_{LL} \sin \omega t \quad (\text{II.29})$$

$$V_{bc} = \sqrt{2}V_{LL} \sin(\omega t + 60^\circ) \quad (\text{II.30})$$

On trouve :

$$V_{dc} = \frac{V_{d0}}{2} [\cos \alpha + \cos(\alpha + \mu)] \quad (\text{II.31})$$

En substituant l'équation (II.21) dans (II.31), on obtient l'équation de la tension en fonction du courant de charge :

$$V_{dc} = V_{d0} \cos \alpha - R_c I_{dc} \quad (\text{II.32})$$

Où

$$R_c = \frac{3}{\pi} \omega L, \text{ l'impédance de l'inductance de fuite du transformateur.}$$

La figure (II.5) montre le circuit équivalent du convertisseur.

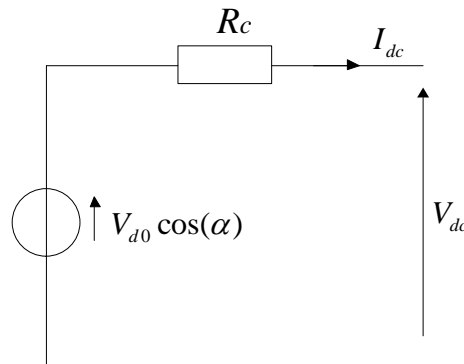


Figure (II.5): Circuit équivalent du convertisseur en pont de Graetz

Lorsque le convertisseur fonctionne en mode onduleur, le courant et la tension obtenus par les équations (II.21) et (II.31) ont des valeurs négatives. Lorsque l'on utilise ces équations spécifiquement pour l'onduleur, on les considère généralement comme positives. Les équations (II.21) et (II.31) sont alors transformées en équations d'onduleurs en changeant le signe de V_{dc} et en substituant les égalités suivantes:

$$\begin{aligned} \cos \alpha &= -\cos \beta \\ \cos(\alpha + \mu) &= -\cos \gamma \end{aligned}$$

Où $\beta = \pi - \alpha$ est l'angle d'avance à l'amorçage et $\gamma = \pi - (\alpha + \mu)$ est l'angle d'extinction.

On trouve :

$$I_{dc} = \frac{\sqrt{2}}{2\omega L} V_{LL} (\cos \gamma - \cos \beta) \quad (\text{II.33})$$

$$V_{dc} = \frac{V_{d0}}{2} (\cos \beta + \cos \gamma) \quad (\text{II.34})$$

En isolant $\cos \beta$ de l'équation (II.34) et en substituant cette expression dans (II.35), on trouve :

$$V_{dc} = \left[V_{d0} \cos \gamma - \frac{3\omega I_{dc} L}{\pi} \right] \quad (\text{II.35})$$

Cette équation peut être réécrite sous la forme :

$$V_{dc} = V_{d0} \cos \gamma - R_c I_{dc} \quad (\text{II.36})$$

Nous verrons plus tard qu'il est préférable de contrôler la tension de l'onduleur en fonction de l'angle d'extinction pour des raisons de sécurité de fonctionnement. Le circuit équivalent de l'onduleur est montré à la figure (II.6).

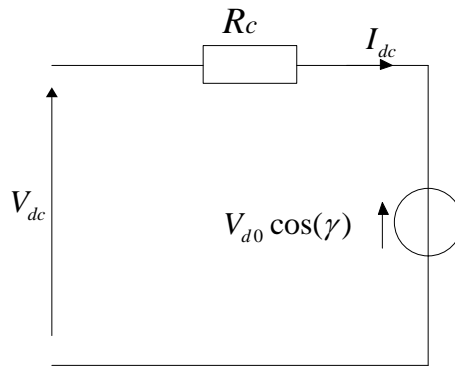


Figure (II.6): Circuit équivalent du convertisseur en pont de Graetz
pour un fonctionnement en onduleur

Maintenant, déterminons les équations des puissances active et réactive des convertisseurs. En négligeant les pertes dans les convertisseurs et substituant V_{dc} dans (II.22) on trouve:

$$\sqrt{3} V_{LL} i_{a1} \cos \phi_1 = \frac{V_{d0}}{2} [\cos \alpha - \cos(\alpha + \mu)] I_{dc} \quad (\text{II.37})$$

Ce qui donne :

$$i_{a1} \cos \phi_1 = \frac{\sqrt{6}}{\pi} \frac{[\cos \alpha - \cos(\alpha + \mu)]}{2} I_{dc} \quad (\text{II.38})$$

L'angle d'empîtement ayant un effet moins important sur le courant que sur la tension, on peut utiliser la valeur efficace du courant fondamental donnée par l'équation (II.11). L'emploi de cette valeur approximative cause une erreur

maximale de 4.3% pour un angle d'empiétement $\mu = 60^\circ$. En substituant (II.11) dans (II.38) on obtient [10]:

$$\cos \phi_1 = \frac{[\cos \alpha - \cos(\alpha + \mu)]}{2} \quad (\text{II.39})$$

II.3 Techniques d'amorçage des thyristors

Les thyristors tiennent une place importante dans les applications de puissance du réseau électrique, ils sont adaptés pour le pilotage des étages de convertisseurs statiques d'énergie [15].

II.3.a Amorçage par l'utilisation du signal rampe

Dans cette technique, un signal rampe est généré en synchronisme avec le réseau alternatif V_s en utilisant deux comparateurs et un générateur de rampe. Le premier comparateur traduit l'entrée sinusoïdale en un signal carrée comme il est représenté sur la figure (II.7). A l'aide d'un générateur de rampe on génère un signal qui doit être comparé par un deuxième comparateur avec une valeur de référence V^* pour obtenir le signal d'impulsion d'amorçage. La valeur de α peut varier dans un intervalle de $0 \leq \alpha \leq 180$ par action sur la valeur de la tension de référence V^* [15].

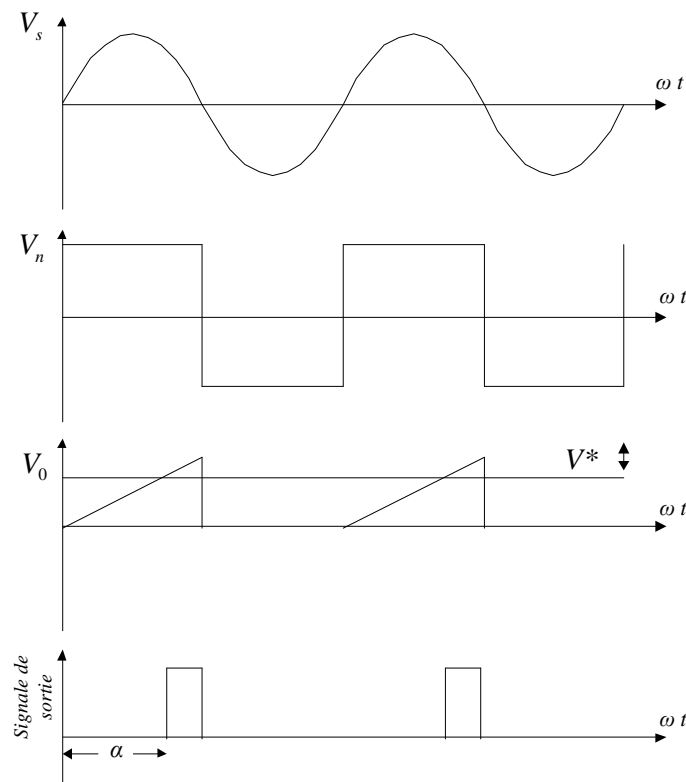


Figure (II.7): Idée générale sur la technique de rampe

II.3.b Amorçage par utilisation de la commande en arc cosinus

Dans cette commande, la tension d'alimentation V_s est d'abord intégrée pour obtenir un signal cosinus comme le montré la figure (II.8). Le signal cosinus obtenu est comparé par rapport à une référence V^* . Donc des créneaux seront générés à la borne de sortie du comparateur. Le signal de sortie est synchronisé avec l'impulsion et est retardé par rapport au passage à zéro de la tension V_s par un angle α . Évidemment, la valeur de α est variable dans une plage de $0 \leq \alpha \leq 180$ [15].

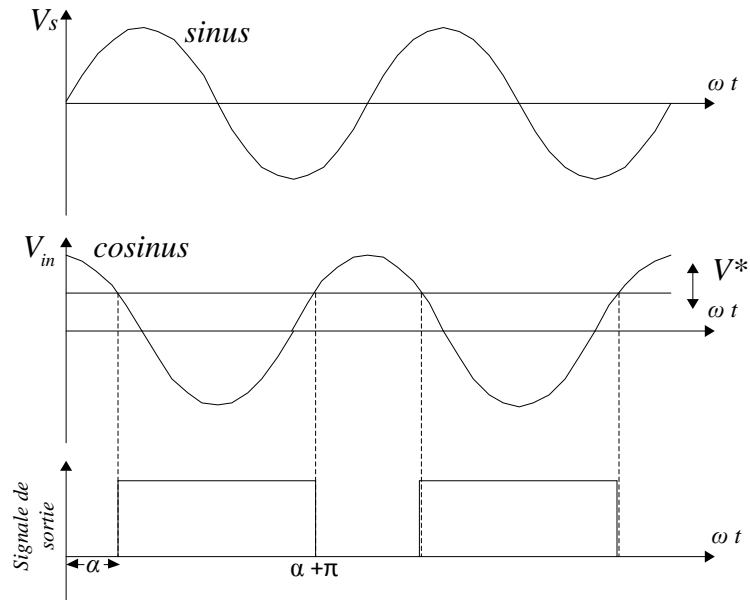


Figure (II.8): Idée générale de la commande en arc cosinus

II.4 Commande du redresseur

Le courant est maintenu constant grâce à un contrôleur du courant, la figure (II.9) montre le schéma de commande du redresseur. Le courant de référence est comparé avec le courant de la ligne continu et l'erreur passe par un contrôleur PI pour fournir l'angle d'amorçage α . Ensuite, par un système de génération des impulsions d'attaque des thyristors on génère les six impulsions nécessaires pour l'amorçage des valves [13].

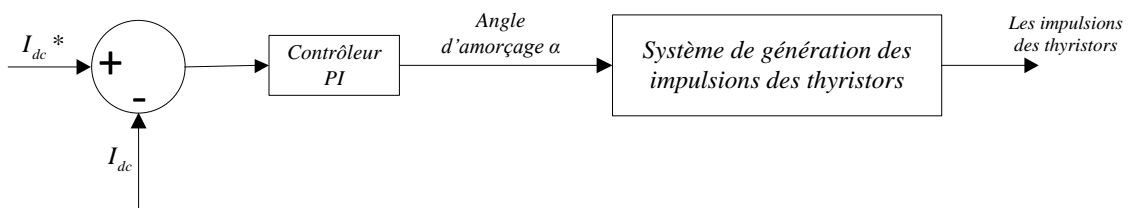


Figure (II.9): Schéma de commande du redresseur

II.5 Commande de l'onduleur

L'onduleur est muni d'un contrôleur d'angle d'extinction (CEA), et du CCC (Constant Current Controller). Ce dernier est mis en œuvre avec une VDCOL (Voltage Depend Current Order Limit). Le courant de référence pour la CCC est obtenu par une comparaison entre la référence externe (fourni par l'opérateur ou l'exigence de la charge) et la sortie du VDCOL (mis en œuvre par le biais d'une table de correspondance). Le signal d'erreur est obtenu en soustrayant le courant mesuré du courant de référence, puis il passe à travers un régulateur PI pour fournir l'angle d'amorçage de l'onduleur α [13].

La commande de l'angle d'amorçage du CCC et le contrôleur de gamma à partir du contrôleur (CEA) sont comparées, et le minimum est utilisé pour produire des impulsions d'amorçage des thyristors comme il est illustré dans la figure (II.10).

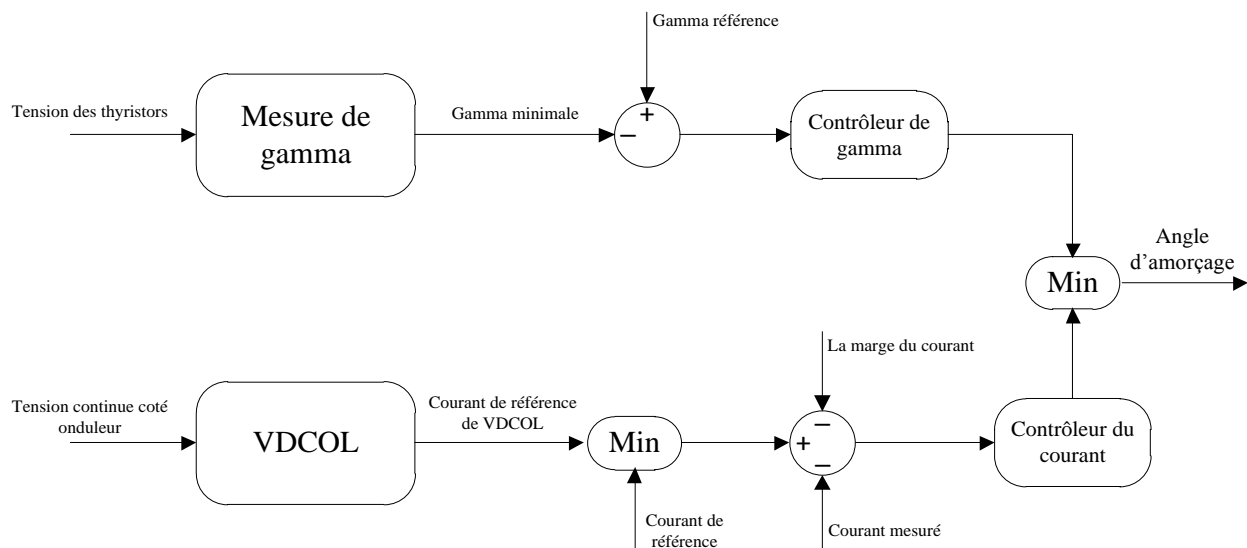


Figure (II.10): Schéma de commande de l'onduleur avec la mesure de gamma

II.6 Système de référence CIGRE-HVDC

Le système de référence bien connu CIGRE-HVDC (*CIGRE : Conseil International des Grandes Réseaux Électriques*) est utilisé pour la simulation du LCC-HVDC. Un schéma unifilaire du système de référence CIGRE-HVDC est montré dans la figure (II.11). Les paramètres du système sont donnés dans l'annexe A.

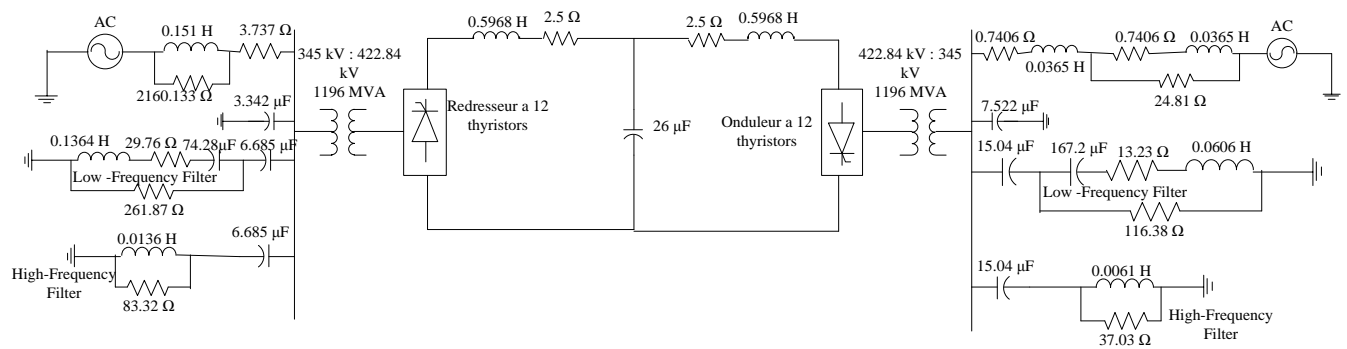


Figure (II.11): Système de référence CIGRE-HVDC [13]

Le côté courant alternatif du système HVDC comprend un réseau d'alimentation, les filtres et les transformateurs. Le réseau d'alimentation en courant alternatif est modélisé par une source de tension équivalente de Thévenin avec une impédance équivalente. Les filtres sont ajoutés pour atténuer les harmoniques générées par le convertisseur et de fournir de la puissance réactive requise pour le convertisseur. Le côté courant continu de chaque convertisseur est constitué d'une inductance de lissage. La ligne de transmission à courant continu connectée à chaque station de conversion est représentée par un modèle en T [16].

Les deux convertisseurs sont à 12 valves et sont réalisés par deux ponts de Graetz triphasé en série. Les signaux de déclenchement des thyristors sont générés par un bloc de contrôle [16].

Les transformateurs triphasés utilisés possèdent deux enroulements avec une mise à la terre en étoile et une connexion à la terre en étoile-triangle [16].

II.7 Commande de CIGRE-HVDC

La commande est constituée principalement d'un régulateur de courant et un contrôleur d'angle d'extinction (CEA : constant angle extinction). Les impulsions de déclenchement sont générées en fonction des mesures de courant et de CEA. Les impulsions équidistantes d'amorçage des thyristors sont réalisées à l'aide d'un verrouillage de phase (PLL : Phase Locked Loop) synchronisé sur la séquence positive de la tension du référence [16].

II.7.a Commande du redresseur

Le redresseur est équipé d'un régulateur de courant constant (CCC : Constant Current Controller) pour maintenir le courant continu I_{dc} constant. Le courant de référence pour la CCC est obtenu à partir de la sortie de commande d'onduleur. Cela protège le

convertisseur dans des situations où le côté onduleur ne comporte pas suffisamment de tension continue (en raison d'un défaut) ou n'a pas de condition de charge suffisante (délestage). Le courant du circuit intermédiaire est mesuré puis filtré à l'aide d'un filtre approprié. Le courant est comparé avec sa référence et régulé avec un régulateur PI pour fournir l'angle d'amorçage α . La figure (II.12) montre la commande du redresseur réalisée à l'aide des schémas blocs de Simulink [16].

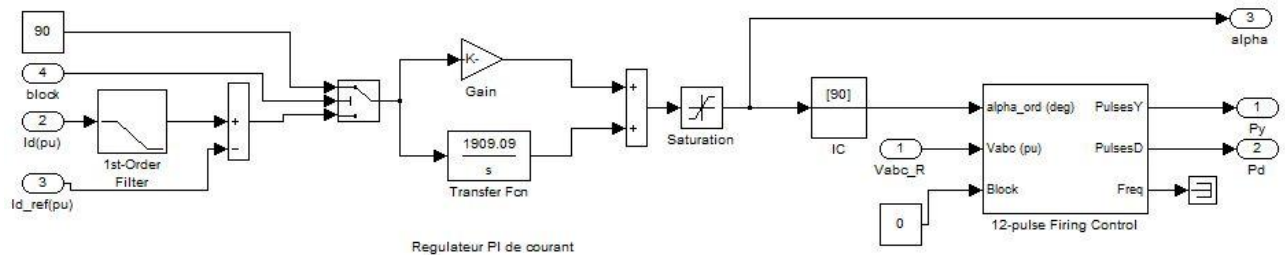


Figure (II.12): Schéma bloc de la commande du redresseur

II.7.b Commande de l'onduleur

Le contrôle de l'angle d'extinction (CEA) où γ contrôle et la régulation du courant (CCC) ont été mis en place sur le côté onduleur. Le CCC est utilisé ici avec le VDCOL [16].

II.7.b.i Contrôle de l'angle d'extinction (CEA)

Gamma, γ est le temps exprimé en degrés par rapport à l'extinction de courant au moment où la tension de commutation du thyristor devient positive. La fréquence du réseau est utilisée pour convertir les valeurs de temps en degrés électriques. Le temps d'extinction du courant est déterminé à partir du courant de seuil. Les six angles gamma sont déterminés en utilisant les courants des six thyristors et les six tensions de commutation dérivées à partir des tensions triphasées simple du réseau à courant alternatif mesurées au primaire du transformateur.

La valeur minimale de gamma est prise en considération par l'action de contrôle. Pour un convertisseur à 12-impulsions, deux unités de mesure de gamma sont utilisées, et la plus petite des deux sorties gamma est comparé avec le gamma de référence pour produire le signal d'erreur. La mesure de gamma utilise un autre contrôleur PI pour produire l'angle d'amorçage de l'onduleur [13].

II.7.b.ii VDCOL (Voltage Depend Current Order Limit)

La fonction principale de la commande VDCOL est de réduire l'ordre de courant à une valeur plus basse quand il y'a une réduction de la tension continue en raison de risques, autrement dit afin d'empêcher l'augmentation de la consommation de puissance réactive et limiter la contrainte en tension sur les thyristors. Si le système fonctionne en mode de commande de puissance constante, le courant doit être augmenté afin de maintenir la puissance constante à basse tension provoquant une plus grande consommation de puissance réactive. Ceci diminue la tension alternative supplémentaire et provoque un défaut de commutation lors de la récupération du système à courant continu [14], la figure (II.13) montre la caractéristique de VDCOL.

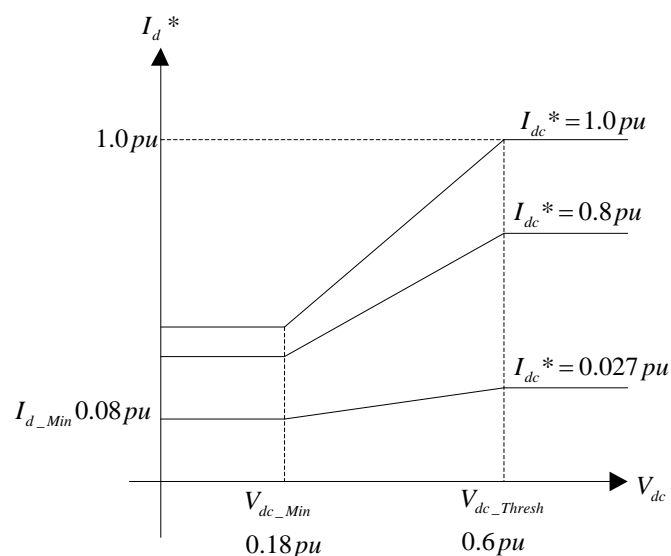


Figure (II.13): Caractéristique VDCOL $I_d^* = f(V_{dc})$

S'il y'a un défaut dans la sortie du convertisseur, la tension diminuerait considérablement, si le VDCOL n'est pas activé, le mode de commande de puissance augmente le courant pour maintenir la puissance constante. Le courant augmente et provoque une augmentation de la consommation de puissance réactive du convertisseur. Il va croître le risque de défaillance de commutation si le système alternatif est relativement faible [14].

II.7.b.iii Caractéristique $V_{dc}-I_{dc}$

La figure (II.14) présente la caractéristique $V_{dc}-I_{dc}$ idéale de la commande du redresseur et de l'onduleur. Le segment de droite ab représente la commande en courant constant du redresseur et le segment de droite cd représente le fonctionnement en AEC de l'onduleur [10].

La caractéristique du redresseur en courant peut être déplacée horizontalement. Pour y arriver, il s'agit d'augmenter ou de diminuer l'angle α pour diminuer ou augmenter le courant I_{dc} [10].

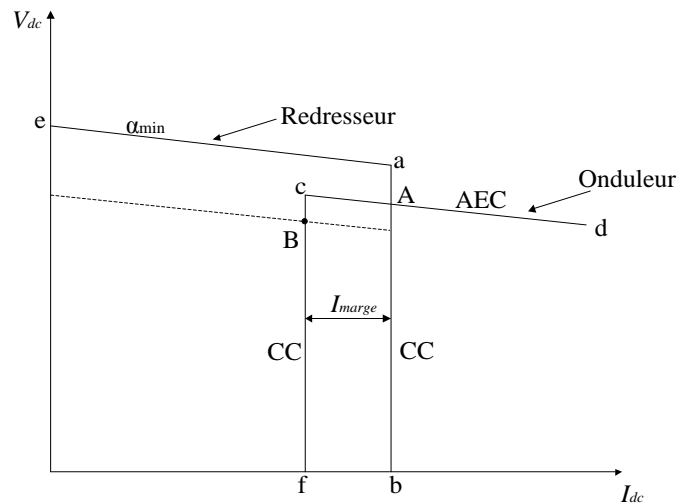


Figure (II.14): Caractéristique V_{dc} - I_{dc}

Comme γ est maintenu constant par le régulateur de l'onduleur et le courant I_{dc} est maintenu constant par le redresseur, la tension V_{dc} générée aux bornes de l'onduleur varie en fonction de la tension alternative.

Lorsque la tension alternative du côté redresseur chute, le régulateur diminue l'angle afin de maintenir le courant constant. Si cette tension chute de façon importante, l'angle d'amorçage minimum est atteint et comme le redresseur ne peut plus réguler le courant alors l'onduleur prend la relève. La valeur minimale typique de α est de 5° afin de s'assurer que tous les thyristors qui composent les convertisseurs aient une tension suffisante pour être amorcés.

La valeur de courant I_{dc} est maintenue par l'onduleur à une valeur inférieure à celle obtenue lorsque le redresseur contrôle le courant. Cette différence de courant, notée par I_{marge} (approximativement 10% de I_{dc}), doit être maintenant aussi grande que possible afin d'éviter que la commande en courant du redresseur et celle de l'onduleur ne fonctionnent en même temps suite à une erreur de mesure ou d'ondulation de courant. Le point de fonctionnement est donc déplacé du point A au point B [10].

II.8 Résultats de simulation

Nous allons présenter dans cette partie les différents résultats de simulation d'un système CIGRE-HVDC lors du fonctionnement normal (sans défaut), pour les deux côtés redresseur et onduleur. Les paramètres du système sont donnés dans l'annexe A.

L'ensemble des résultats de simulation du système CIGRE-HVDC est présentée par les figures suivantes :

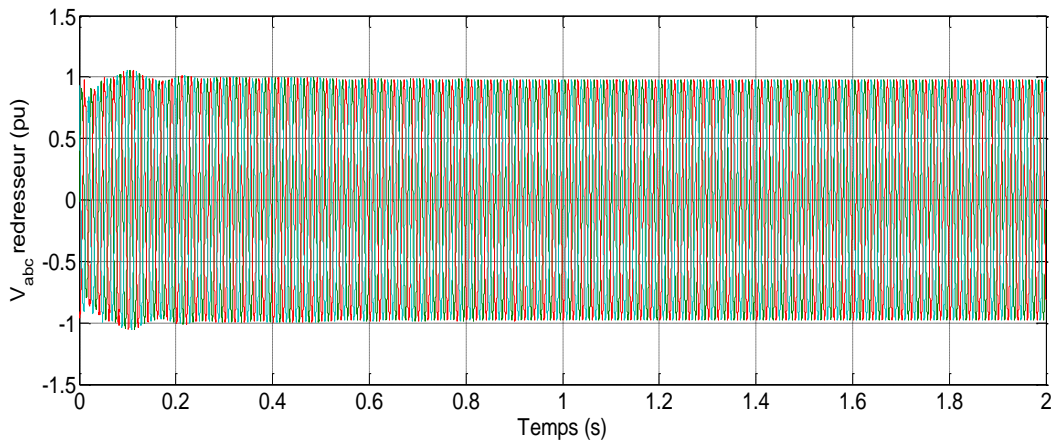


Figure (II.15): Tensions AC côté redresseur

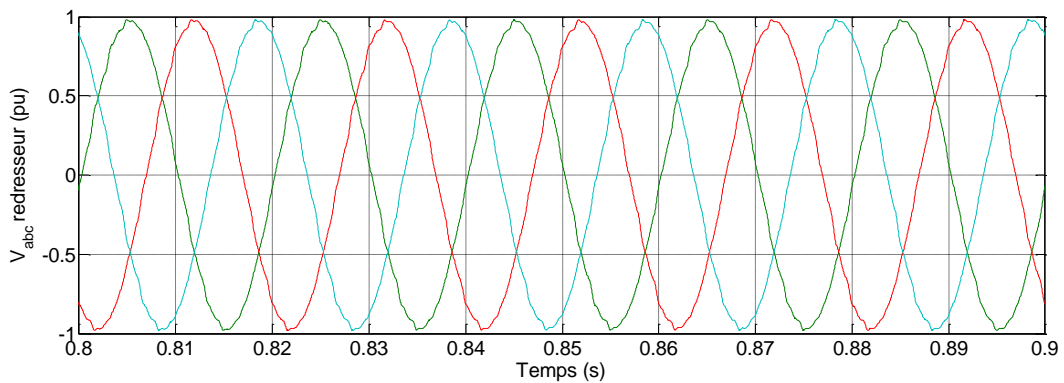


Figure (II.16): Tension AC côté redresseur (zoom)

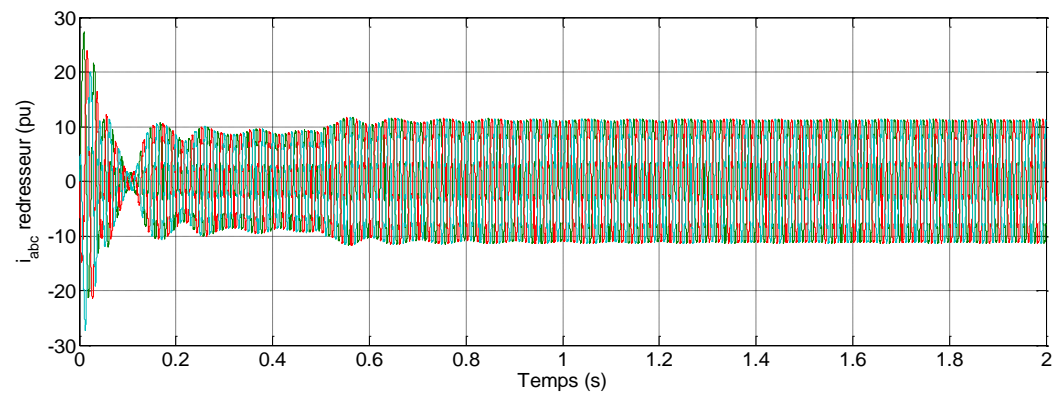


Figure (II.17): Courants AC côté redresseur

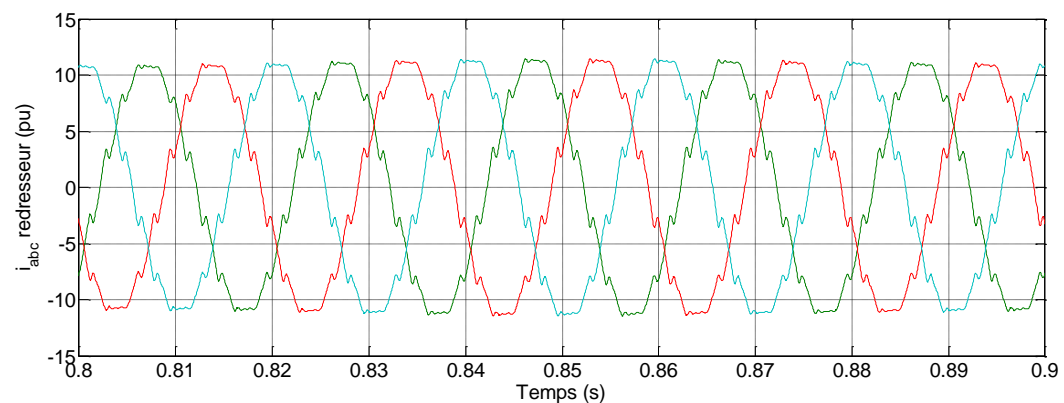


Figure (II.18): Courant AC côté redresseur (zoom)

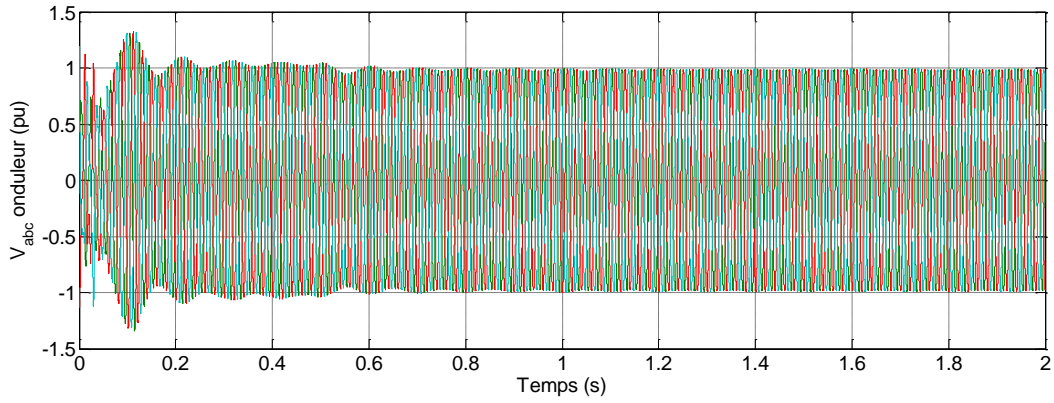


Figure (II.19): Tension AC coté onduleur

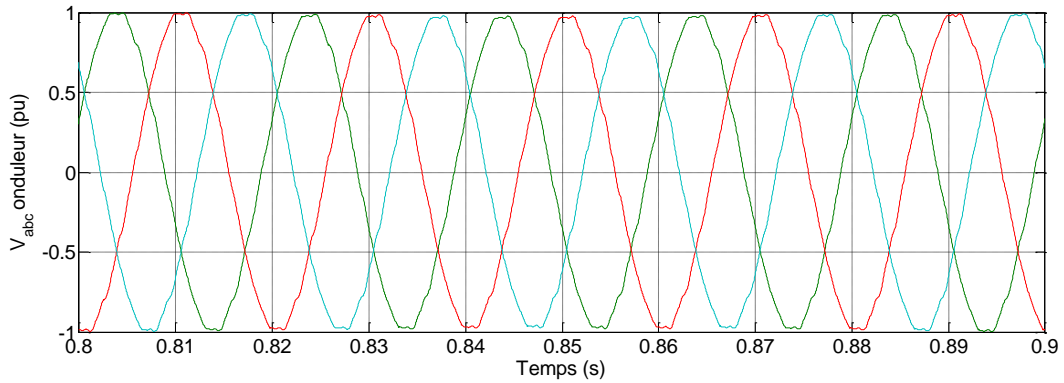


Figure (II.20): Tensions AC coté onduleur (zoom)

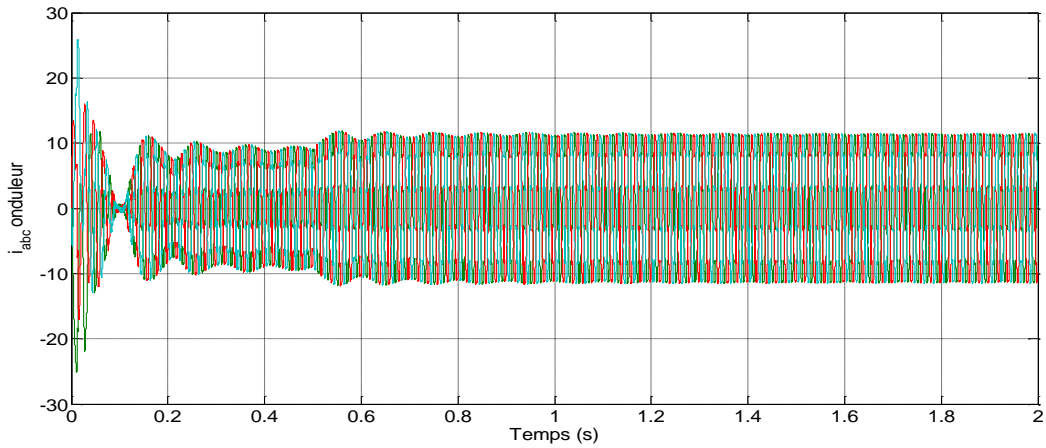


Figure (II.21): Courants AC coté onduleur

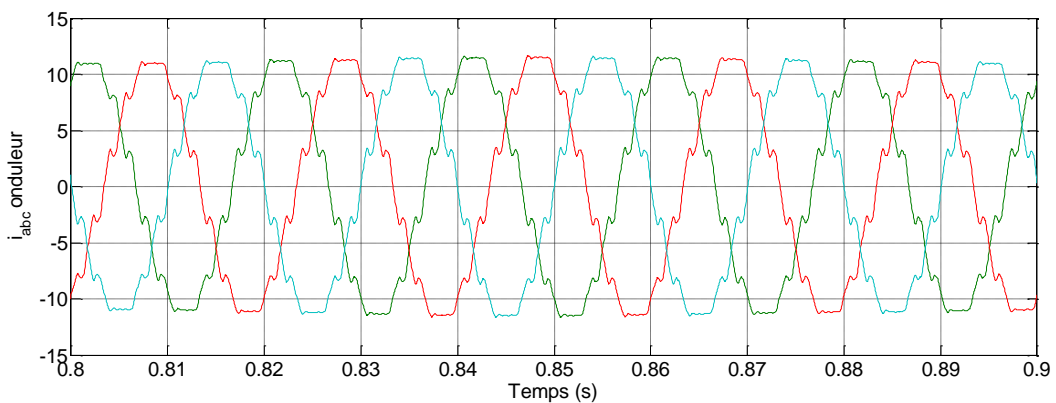


Figure (II.22): Courants AC coté onduleur (zoom)

Toutes les figures ci-dessus montrent les formes d'onde des tensions et courants alternatif. Pendant le démarrage les allures subissent à un bref régime transitoire. Lorsque le régime permanent est atteint toutes les allures se stabilisent à leurs valeurs nominales.

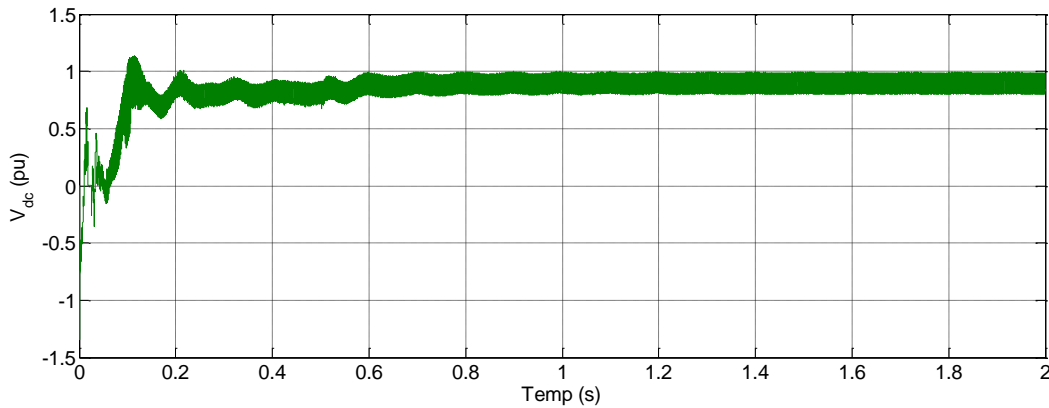


Figure (II.23): Tension continue côté redresseur

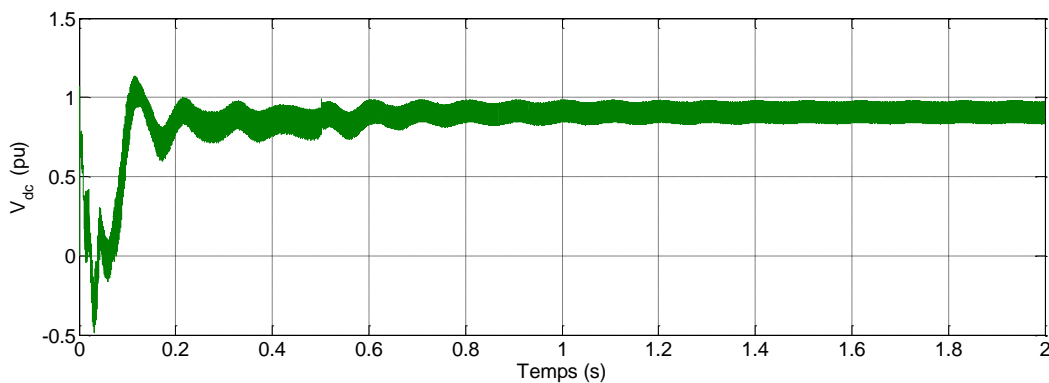


Figure (II.24): Tension continue côté onduleur

Les deux figures (II.23) et (II.24) montrent l'allure de la tension continue des deux côtés redresseur et onduleur. Après un régime transitoire relativement lent la tension continue côté redresseur se stabilise à une valeur de 1pu sans erreur statique du fait de la présence du régulateur de tension. Cependant, du côté onduleur la tension continue se stabilise avec une erreur statique non nulle.

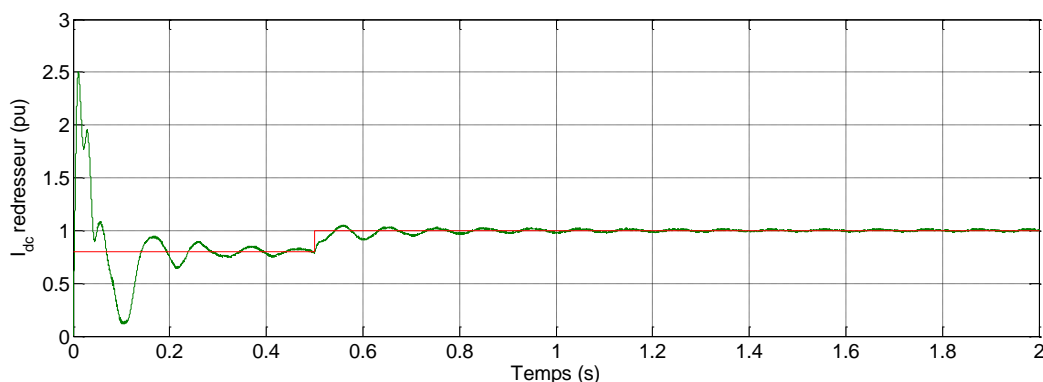


Figure (II.25): Courant continu côté redresseur

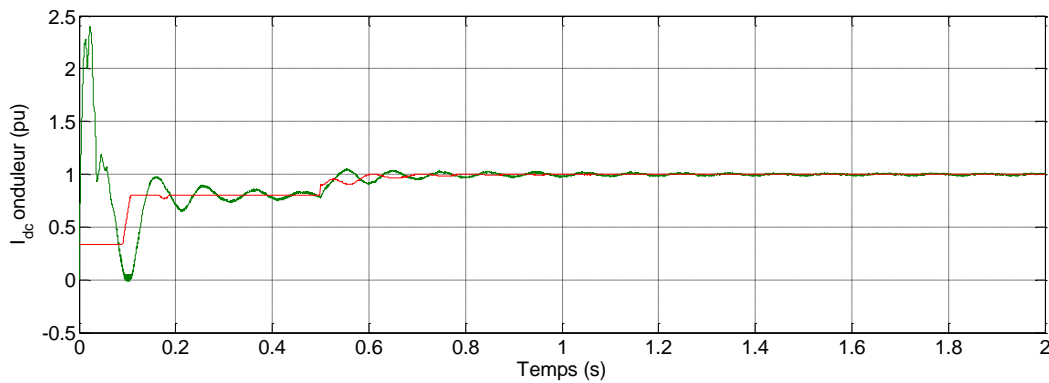


Figure (II.26): Courant continu coté onduleur

Les deux figures (II.25) et (II.26) illustrent les variations du courant continu coté redresseur ainsi que de côté onduleur. Lors d'une variation de la valeur de référence de 0.8pu à 1.0pu on constate qu'il rejoint sa valeur de référence après un régime transitoire.

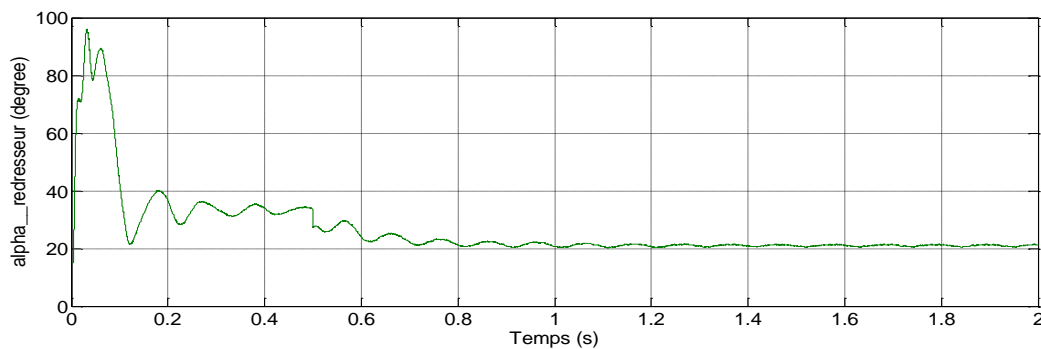


Figure (II.27): Angle d'amorçage du redresseur

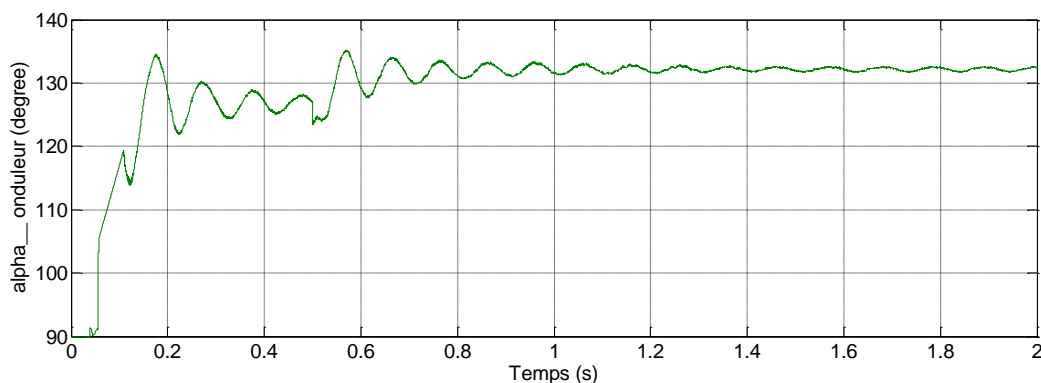


Figure (II.28): Angle d'amorçage de l'onduleur

Les figures (II.26) et (II.27) montrent les angles d'amorçage nécessaires pour le contrôle du redresseur et de l'onduleur respectivement. Il est clair que l'angle d'amorçage du redresseur se stabilise à une valeur de 20° correspond à un fonctionnement redresseur alors que l'angle d'amorçage pour d'onduleur prend une valeur de 132° donnant lieu à un fonctionnement onduleur.

II.9 Conclusion

Le deuxième chapitre est consacré à l'étude des systèmes LCC-HVDC. Dans un premier lieu nous avons établi les différentes équations des tensions et des courants alternatifs, des puissances active et réactive, et de la tension et du courant de côté continu.

Dans la deuxième partie de ce chapitre nous avons penché sur la simulation du système CIGRE-HVDC.

On peut conclure que ce genre de système peut changer la direction de l'écoulement de puissance en agissant sur les angles d'amorçage des deux côtés. Cependant, il exige un circuit de contrôle relativement compliqué.

Equation Chapter (Next) Section 1

Chapitre III Modélisation et commande des systèmes back-to-back VSC-HVDC

III.1 Introduction

La commande d'un système back-to-back VSC-HVDC est essentiellement basée sur le contrôle de la transmission d'énergie. Les objectifs sont le contrôle précis de la puissance transmise ainsi que le contrôle indépendant des puissances active et réactive [17].

Différentes stratégies de contrôle sont citées dans la littérature pour le contrôle du système back-to-back VSC-HVDC. Une de ces méthodes la plus utilisée c'est la commande vectorielle. Cette dernière utilise la modélisation des systèmes triphasés en utilisant des transformations de coordonnées. Dans les convertisseurs PWM destinés pour les applications en courant alternatif, les systèmes de commande vectorielle peuvent être utilisés pour obtenir un contrôle indépendant des puissances active et réactive. Une des caractéristiques la plus avantageuse de la commande vectorielle est que les vecteurs de courant et de tension se produisent en tant que vecteurs constants dans l'état d'équilibre, et donc des erreurs statiques dans le système de contrôle peuvent être évitées en utilisant des contrôleurs PI [17].

Dans ce chapitre on va modéliser et étudier une structure de contrôle pour le système back-to-back VSC-HVDC. Deux stratégies de commande du HVDC sont adoptées, l'une est basée sur le contrôle en courant et l'autre sur le contrôle en tension.

III.2 Description du système back-to-back VSC-HVDC

Dans un système de transmission back-to-back, le redresseur et l'onduleur sont d'une part localisés dans une même station et sont liés par une ligne continue de quelques mètres. D'autre part, ils sont reliés par l'intermédiaire d'un condensateur en parallèle. Cette catégorie de système est couramment utilisée pour interconnecter deux systèmes AC asynchrones. La figure (III.1) montre la configuration d'un tel système [3].

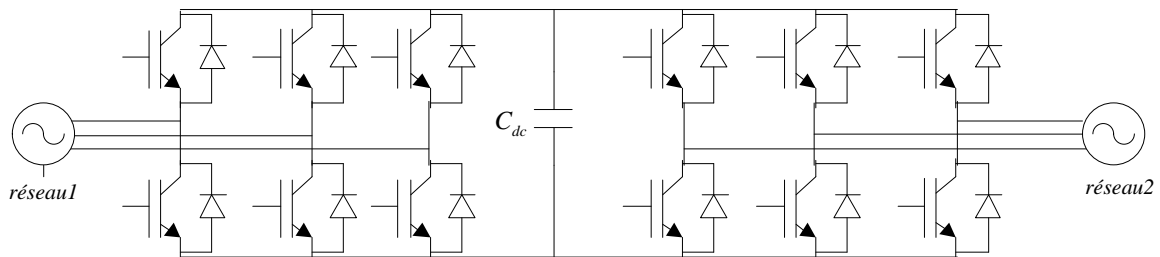


Figure (III.1): Structure d'un système back-to-back VSC-HVDC

On va consacrer ce chapitre à la modélisation et le contrôle du côté redresseur du système HVDC. Par symétrie, l'étude du côté onduleur peut être réalisée de la même manière.

III.3 Modélisation du système VSC-HVDC

Le schéma du côté redresseur est illustré dans la figure (III.2).

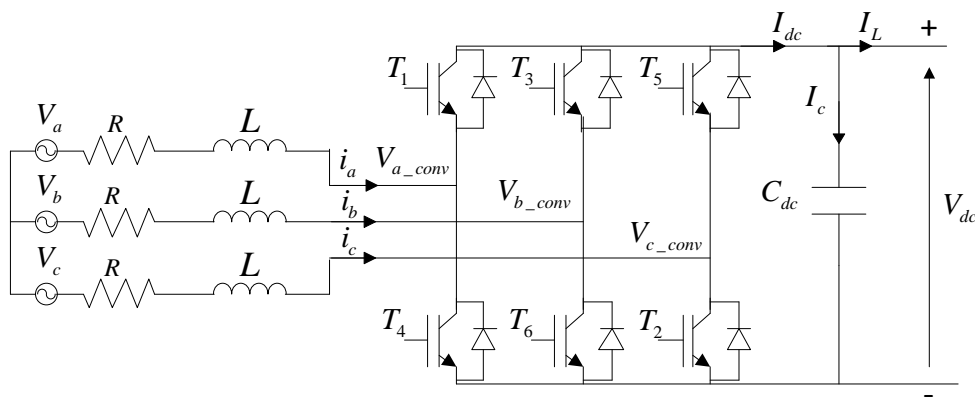


Figure (III.2): Schéma de côté redresseur du VSC-HVDC

Le côté alternatif du convertisseur peut être modélisé par l'équation suivante :

$$V_{abc} = Ri_{abc} + L \frac{di_{abc}}{dt} + V_{abc_conv} \quad (\text{III.1})$$

Avec :

V_{abc} : les tensions du réseau ;

i_{abc} : les courants du réseau ;

V_{abc_conv} : les tensions d'entrée du convertisseur :

L : inductance du filtrage :

R : résistance interne de la bobine

L'équation (III.1) peut être réécrite sous :

$$\begin{cases} V_a - V_{a_conv} = L \frac{di_a}{dt} + Ri_a \\ V_b - V_{b_conv} = L \frac{di_b}{dt} + Ri_b \\ V_c - V_{c_conv} = L \frac{di_c}{dt} + Ri_c \end{cases} \quad (\text{III.2})$$

L'application de la transformation de Park conduit à :

$$\begin{cases} V_d - V_{d_conv} = Ri_d + L \frac{di_d}{dt} - L\omega i_q \\ V_q - V_{q_conv} = Ri_q + L \frac{di_q}{dt} + L\omega i_d \end{cases} \quad (\text{III.3})$$

L'équation (III.3) peut être réécrite sous la forme :

$$\begin{cases} L \frac{di_d}{dt} = -Ri_d + L\omega i_q - V_{d_conv} + V_d \\ L \frac{di_q}{dt} = -Ri_q - L\omega i_d - V_{q_conv} + V_q \end{cases} \quad (\text{III.4})$$

Le côté continu du convertisseur est modélisé par :

$$I_{dc} = C \frac{dV_{dc}}{dt} + I_L \quad (\text{III.5})$$

La puissance apparente du côté alternatif observée dans le référence dq est donnée par:

$$\begin{aligned} S_{dq} &= V_{dq} i_{dq}^* \\ S_{dq} &= (V_d + jV_q)(i_d - ji_q) \\ S_{dq} &= \{(V_d i_d + V_q i_q) + j(V_q i_d - V_d i_q)\} \end{aligned} \quad (\text{III.6})$$

Les puissances active et réactive sont données par :

$$\begin{aligned} p &= V_d i_d + V_q i_q \\ q &= V_q i_d - V_d i_q \end{aligned} \quad (\text{III.7})$$

Le référentiel dq est choisi de telle sorte que son axe d est défini comme étant le long de la tension alternative. Avec cet alignement, il en résulte que $V_q=0$, et les expressions des puissances se réduisent à :

$$\begin{aligned} p &= V_d i_d \\ q &= -V_d i_q \end{aligned} \quad (\text{III.8})$$

III.4 Commande du redresseur triphasé

Le redresseur triphasé utilisé peut être contrôlé soit en courant ou en tension selon qu'il est commandé par l'une ou l'autre des deux stratégies PWM suivantes :

- Commande par hystérésis de courant ;
- Commande par modulation vectorielle SVM.

III.5 Contrôle par hystérésis de courant

La figure (III.3) présente le schéma synoptique de contrôle par hystérésis de courant du système HVDC.

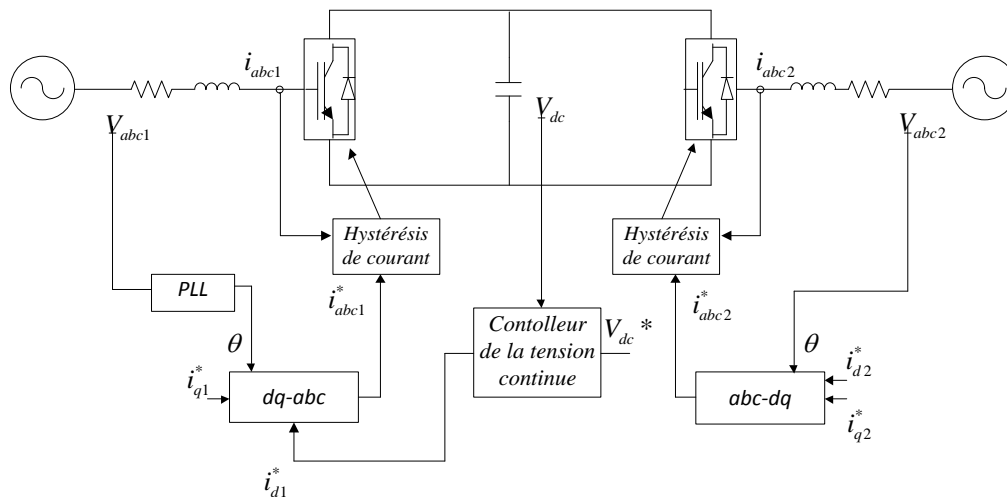


Figure (III.3): Schéma synoptique de contrôle par hystérésis de courant

Le contrôle du courant par hystérésis (*Hysteresis Current Control : HCC*) consiste à maintenir le courant dans une bande enveloppant sa référence. Chaque violation de cette bande donne un ordre de commutation aux interrupteurs. La figure (III.4) illustre le principe de contrôle du courant par hystérésis à bande fixe à deux niveaux. La différence entre le courant de référence et celui mesuré est appliquée à l'entrée d'un comparateur à hystérésis dont la sortie fournit l'ordre de commande du bras correspondant du pont [18].

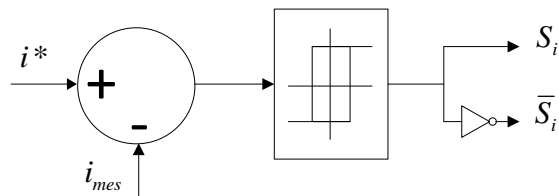


Figure (III.4): Principe de contrôle du courant par hystérésis

Cette technique de contrôle fait partie des commandes non linéaires parce qu'elle fonctionne en tout ou rien. Elle est bien connue et présente de gros avantages au niveau de la robustesse et de la simplicité de mise en œuvre. Elle possède un temps de réponse rapide en régime dynamique, une stabilité et une précision satisfaisante et de plus limite automatiquement le courant. Le seul paramètre de régulation dans cette commande est la largeur de la bande d'hystérésis qui détermine l'erreur sur les courants et la fréquence de commutation bien que cette dernière reste inconnue et variable. La technique de régulation par bande hystérésis est l'une des méthodes les plus appropriées pour les différentes applications d'onduleurs contrôlés en courant telles que les entraînements électriques et les filtres actifs [19].

Le principal inconvénient de cette technique de modulation réside dans la fréquence du changement d'état des interrupteurs qui est fortement irrégulière et incontrôlable, ce qui génère un spectre d'harmoniques étendu et très perturbé, donc difficilement filtrable. De ce fait, elle s'avère être mal perçue par les industriels. Plusieurs travaux présentent des commandes par hystérésis améliorées, ce qui permet de maîtriser la durée minimale entre deux commutations successives ou de travailler à fréquence de commutation constante [24]. Cependant, ces modifications limitent profondément l'intérêt de ce type de contrôle (perte de simplicité et de robustesse) et nécessitent de disposer d'une bonne connaissance des paramètres du système, ce qui réduit considérablement les performances [20].

III.5.a Structure du contrôle par hystérésis de courant

La structure globale du contrôle par hystérésis des courants prélevés sur le réseau par un pont redresseur de tension triphasé à *MLI* est présentée sur la figure (III.3). Les trois courants à l'entrée du pont sont contrôlés à l'aide de trois comparateurs à hystérésis à bande fixe. L'ensemble des trois sorties de ces comparateurs détermine les ordres de commande des interrupteurs constituant le pont. En effet, la détermination des instants de commutation suit à la logique suivante [21]:

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{if } \varepsilon_i \geq \Delta I \Rightarrow S_i = 0 \\ \text{else if } \varepsilon_i \leq -\Delta I \Rightarrow S_i = 1 \\ \text{else la commande reste inchangée} \\ \text{end if} \end{array} \right. \quad (\text{III.9})$$

avec : $\varepsilon_i = i^* - i_{mes}$, $i = a, b, c$

Les références des courants contrôlés sont de forme d'onde sinusoïdale, obtenues par la transformation de Park des deux courants de référence i_d^* , et i_q^* . La PLL (Phase Locked Loop ou boucle de verrouillage de phase) est utilisée pour extraire la phase de la composante fondamentale directe de la tension du réseau.

Le courant de référence i_d^* est délivré par un contrôleur de tension continue V_{dc} .

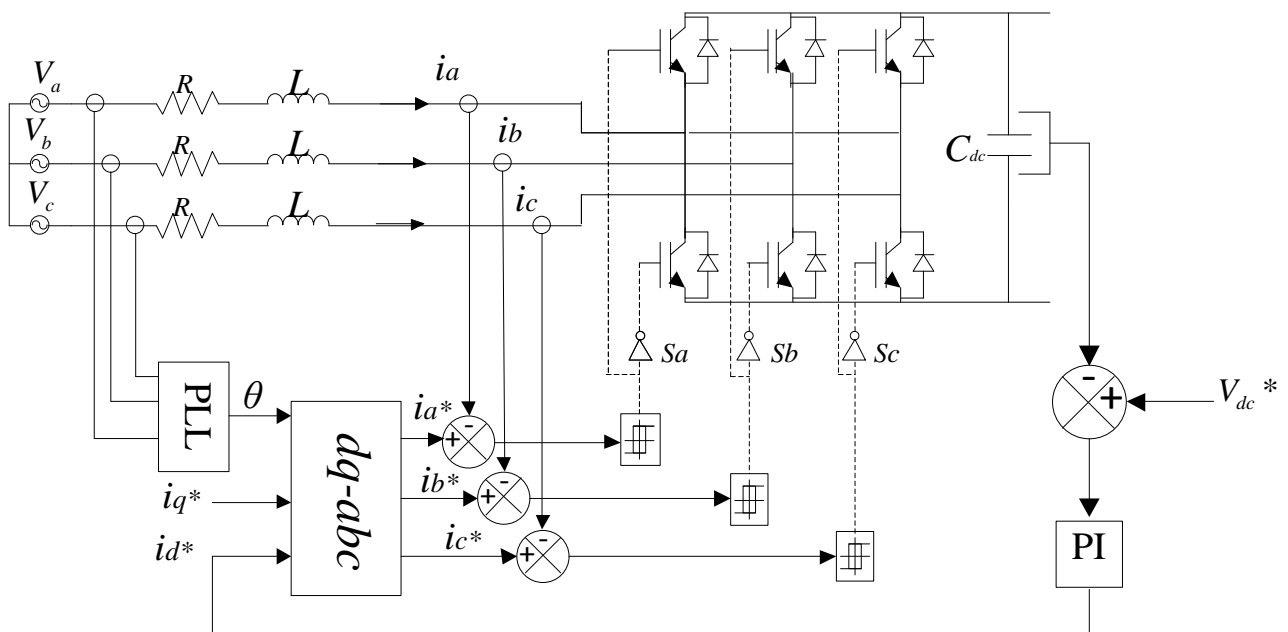


Figure (III.5) : Structure de contrôle par hystérésis de courant du redresseur PWM

III.6 PLL (Phase Locked Loop)

La commande PLL est nécessaire dans le contrôle des convertisseurs. Celle-ci joue un rôle de synchronisation et détecte l'angle θ , elle permet de générer des références de courant. Cependant, il existe plusieurs méthodes de PLL mais dans notre mémoire on a utilisé l'algorithme de PLL qui basé sur la relation $\theta = \arctan g \frac{V_\beta}{V_\alpha}$, afin de synchroniser la sortie du convertisseur au système [3].

III.6.a Contrôleur de la tension continue

Le contrôleur de la tension continue est important pour contrôler l'échange d'énergie entre les convertisseurs. Le but est de maintenir la tension continue à une valeur définie à l'aide du courant comme variable de commande du convertisseur [21].

La puissance active côté continue est comme suit :

$$P_{dc} = P_c + P_L \quad (III.10)$$

Où :

P_c : puissance du condensateur

P_L : puissance de la charge

Avec : $P_c = \frac{dW_c}{dt}$, $W_c = \frac{1}{2} C_{dc} V_{dc}^2$, on substituant ces valeurs dans l'équation (III.10) on trouve :

$$P_{dc} = \frac{C_{dc}}{2} \frac{dV_{dc}^2}{dt} + P_L \quad (III.11)$$

La transformation de Laplace conduit à :

$$P_{dc}(s) = \frac{C_{dc}}{2} s V_{dc}^2(s) + P_L(s) \quad (III.12)$$

A partir de l'équation (III.12) on déduit la fonction de transfert suivante :

$$V_{dc}^2(s) = \frac{2}{C_{dc}s} (P_{dc}(s) - P_L(s)) \quad (III.13)$$

Le synoptique de la boucle de régulation du carré de la tension du bus continu est alors représenté sur la figure (III.6)

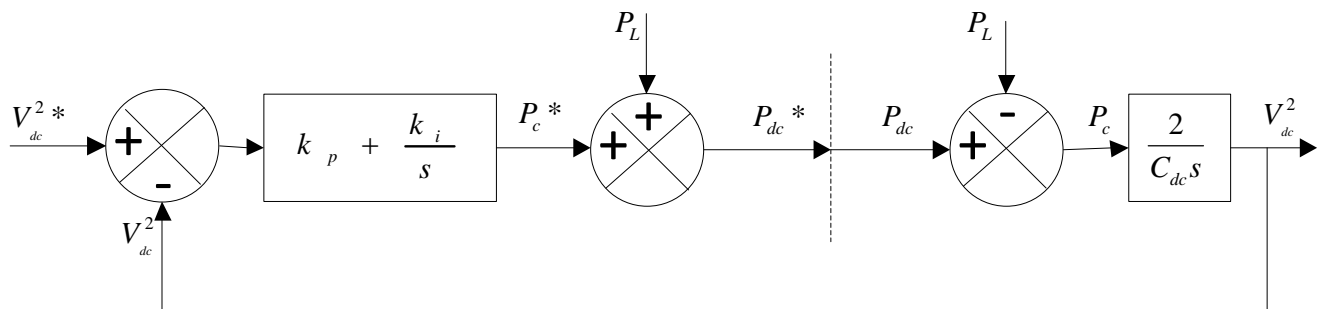


Figure (III.6): Boucle de régulation de la tension continue

Le schéma simplifié est donnée par la figure (III.7) :

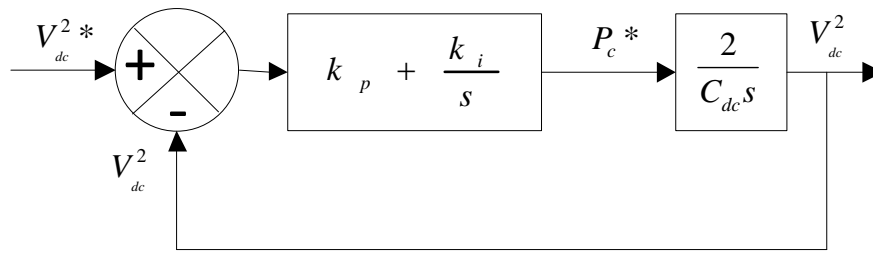


Figure (III.7): Schémas simplifié de la boucle de régulation de la tension continue

La fonction de transfert du système de la figure (III.7) est donnée par :

$$H(s) = \frac{V_{dc}^2(s)}{V_{dc}^{2*}(s)} = \frac{2 \frac{(k_p s + k_i)}{C_{dc} s^2}}{1 + \frac{2(k_p s + k_i)}{C_{dc} s^2}} = \frac{\frac{2k_p}{C_{dc}} s + \frac{2k_i}{C_{dc}}}{s^2 + \frac{2k_p}{C_{dc}} s + \frac{2k_i}{C_{dc}}} \quad (III.14)$$

Par comparaison avec un système de second ordre on trouve :

$$\begin{aligned} k_i &= \frac{1}{2} C_{dc} \omega_n^2 \\ k_p &= \xi \omega_n C_{dc} \end{aligned} \quad (III.15)$$

Où : ω_n est la pulsation naturelle, et ξ est le coefficient d'amortissement

III.7 Résultats de simulation

Afin de montrer les performances du contrôle de courant par hystérésis appliqué au système de transmission VSC-HVDC, nous exposons dans cette section les différents résultats obtenus par simulation. Ces résultats ont été relevés en régime permanent et transitoire, dans le fonctionnement normal et dans le cas de présence de défaut. Les paramètres du circuit sont indiqués dans l'annexe B. Les paramètres du régulateur PI sont calculés en adoptant les valeurs $\omega_n=500\text{rad/s}$, et $\xi=1$.

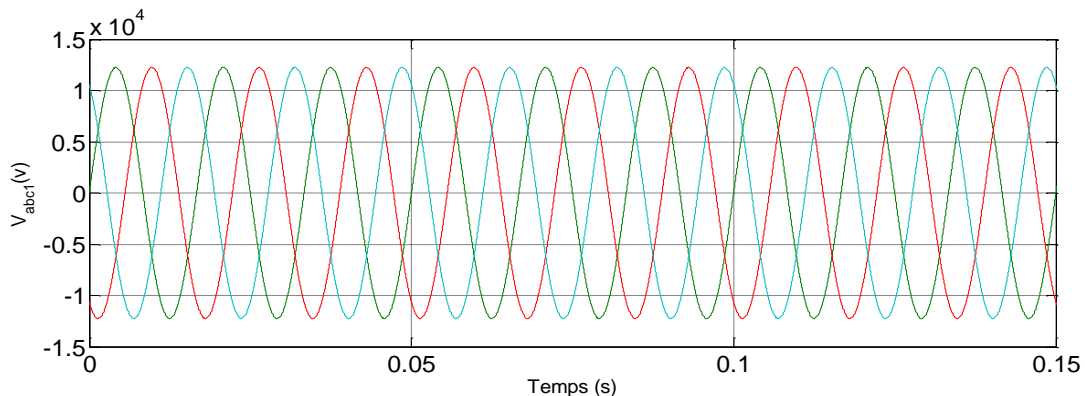


Figure (III.8): Tensions AC coté redresseur sans injection du défaut

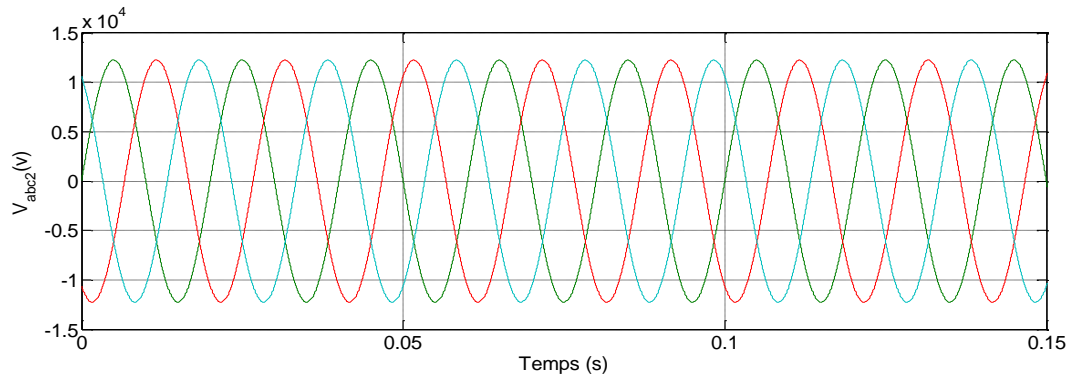


Figure (III.9): Tensions AC coté onduleur sans défaut

Les figures (III.8) et (III.9) montrent que les allures des tensions alternatives de côté redresseur et de côté onduleur ont une forme purement sinusoïdale.

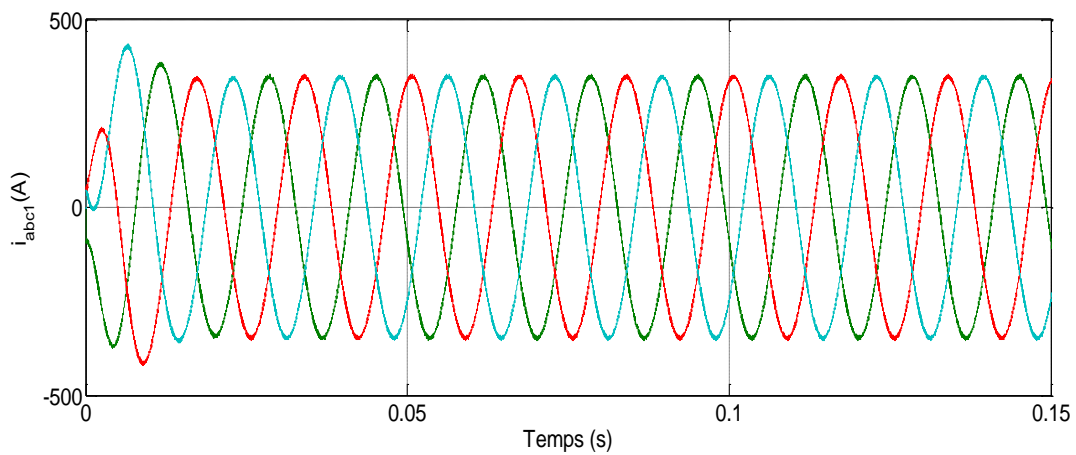


Figure (III.10): Courants AC coté redresseur sans défaut

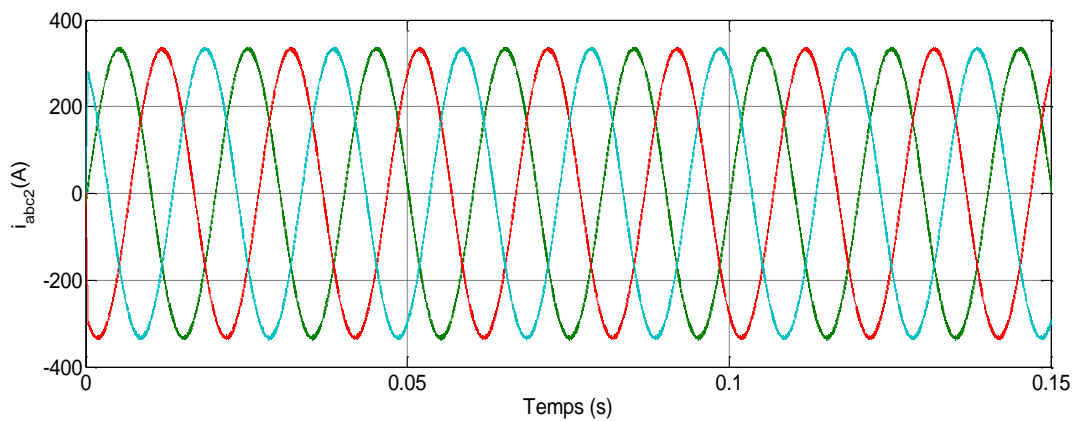


Figure (III.11): Courants AC coté onduleur sans défaut

Les figures (III.10) et (III.11) montrent que les allures des courants alternatives de côté redresseur et de côté onduleur ont une forme sinusoïdale.

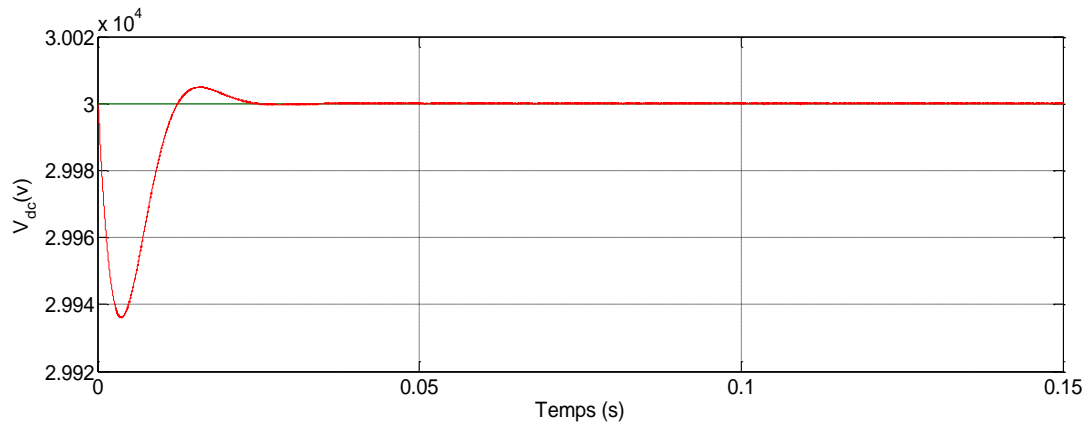


Figure (III.12): Tension continue sans défaut

La figure (III.12) montre que la tension continue V_{dc} suit sa valeur de référence ($V_{dc}^* = 30$ kV) après un bref régime transitoire.

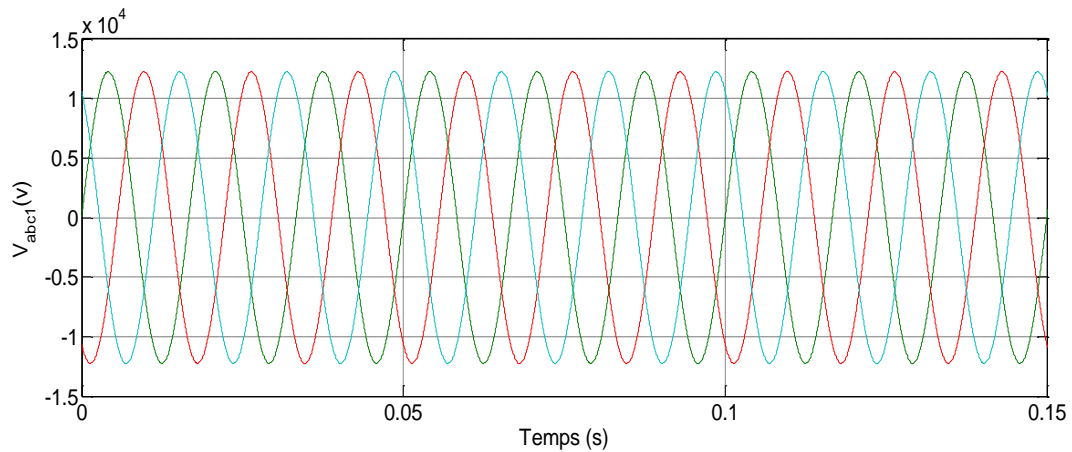


Figure (III.13): Tensions AC coté redresseur en présence du défaut

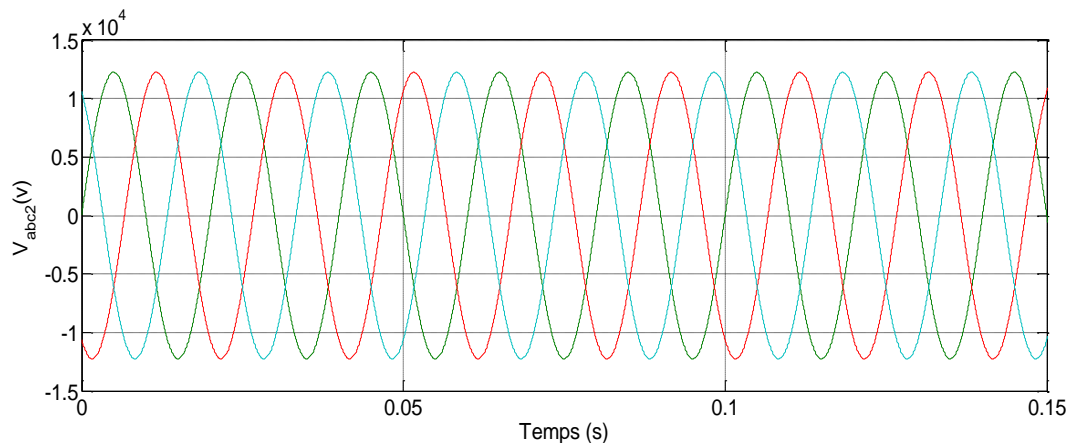


Figure (III.14): Tensions AC coté onduleur en présence du défaut

Les figures (III.13) et (III.14) montrent que les allures des tensions alternatives du côté redresseur et du côté onduleur conservent leurs formes sinusoïdales même en présence de défaut ligne-masse du côté onduleur.

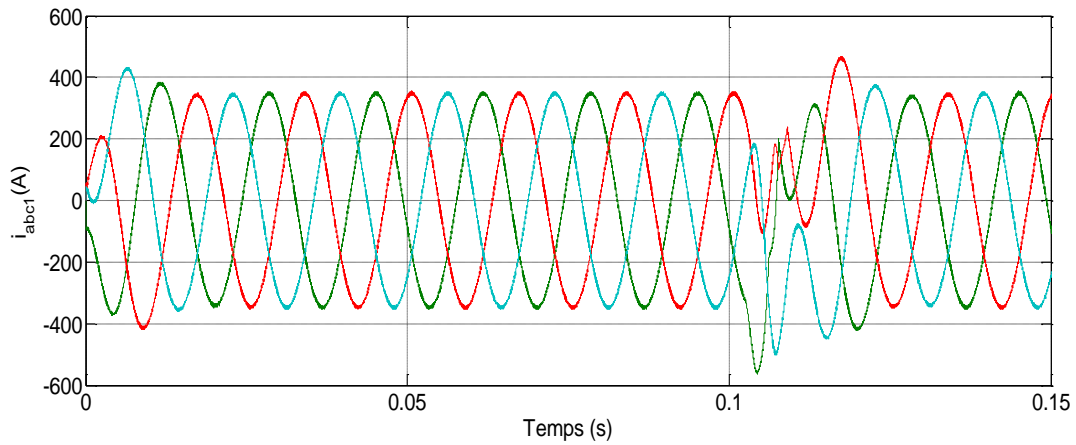


Figure (III.15): Courants AC côté redresseur en présence du défaut

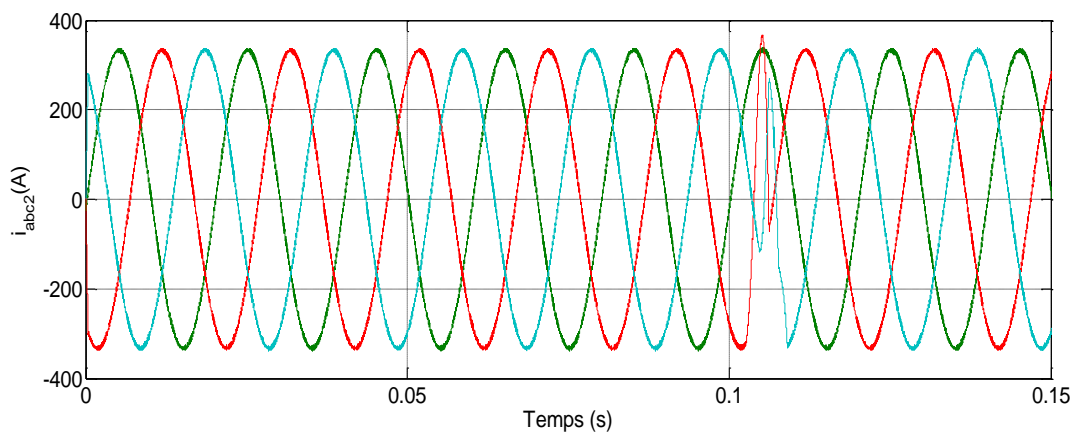


Figure (III.16): Courants AC côté onduleur en présence du défaut

Les figures (III.15) et (III.16) montrent que les allures des courants du côté redresseur et du côté onduleur conservent leurs formes sinusoïdales. Cependant, au moment de l'application du défaut, les allures subissent une déformation instantanée puis rejoignent leurs formes sinusoïdales après $t=0.1$ ms.

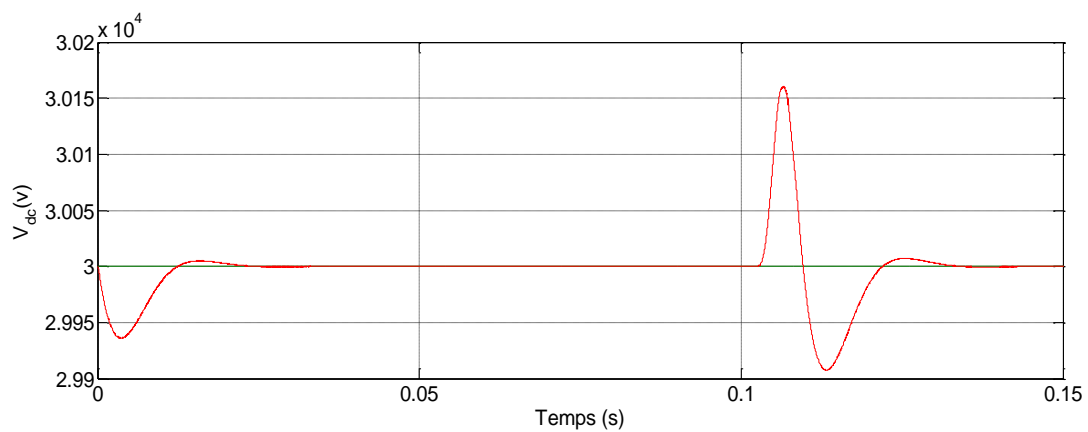


Figure (III.17): Tension continue en présence du défaut

La figure (III.17) montre que la tension continue V_{dc} suit sa valeur de référence après un régime transitoire de 0.025s. Au moment de l'application du défaut à $t=0.10s$, le contrôleur de la tension continue réagit pour éliminer l'effet de cette perturbation.

III.8 Contrôle par la technique SVM

Le système de contrôle de VSC-HVDC est basé sur une boucle interne de commande du courant. La valeur de référence du courant actif i_d^* est dérivé à partir du contrôleur de tension continue, la valeur de référence du courant réactif i_q^* peut être obtenu à partir du choix de l'utilisateur. Le schéma global de contrôle est illustré dans la figure (III.18).

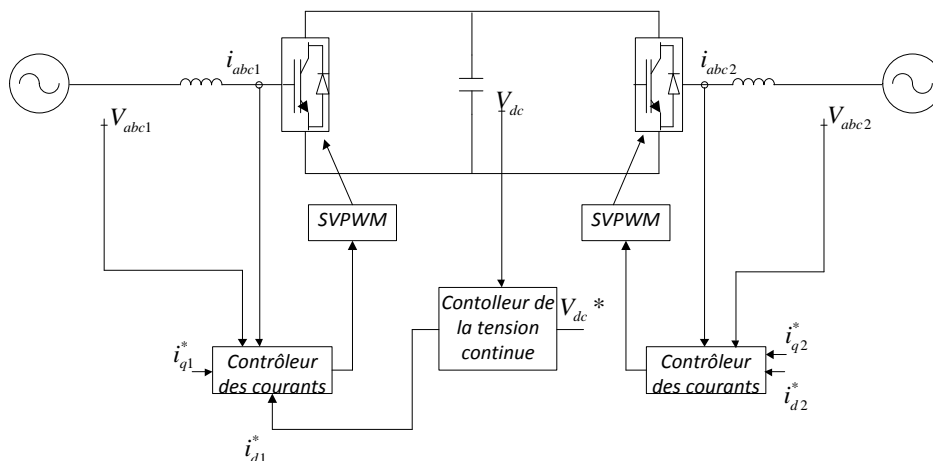


Figure (III.18): Schéma global de contrôle du système VSC-HVDC

III.9 MLI vectorielle

L'apparition du concept de *MLI* vectorielle, couramment désigné par "*Space-Vector Modulation (SVM)*", correspond au développement des commandes modernes des machines à courant alternatif qui utilisent largement les transformations et changements de repères (*Park*, *Clarke*, *Concordia*) et procèdent d'une vision globale du système polyphasé. Cette stratégie constitue une méthode de conception très puissante. Les formes d'ondes obtenues par *SVM*, qui s'affranchissent de la notion de porteuse, sont arbitraires et non nécessairement sinusoïdales [21].

On peut alors se ramener au contrôle d'un vecteur diphasé, nommé \vec{u}_c , image du système triphasé à travers la transformation de *Concordia* exprimée par la relation (III.16) :

$$\vec{u}_c = \begin{bmatrix} u_\alpha \\ u_\beta \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & -1/2 & -1/2 \\ 0 & \sqrt{3}/2 & \sqrt{3}/2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \end{bmatrix} \quad (\text{III.16})$$

La commande basée sur une *MLI* vectorielle pilote le redresseur dans le repère stationnaire α - β , où huit vecteurs de tensions sont accessibles et nommés $(\vec{v}_0, \vec{v}_1, \vec{v}_2, \vec{v}_3, \vec{v}_4, \vec{v}_5, \vec{v}_6, \vec{v}_7)$. Parmi ces vecteurs, deux sont nuls (\vec{v}_0, \vec{v}_7) , les autres étant répartis tous les 60° suivant un hexagone, ils possèdent tous le même module $(\|\vec{v}_i\| = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} V_{dc})$ et une direction donnée, comme l'indique la figure (III.19).

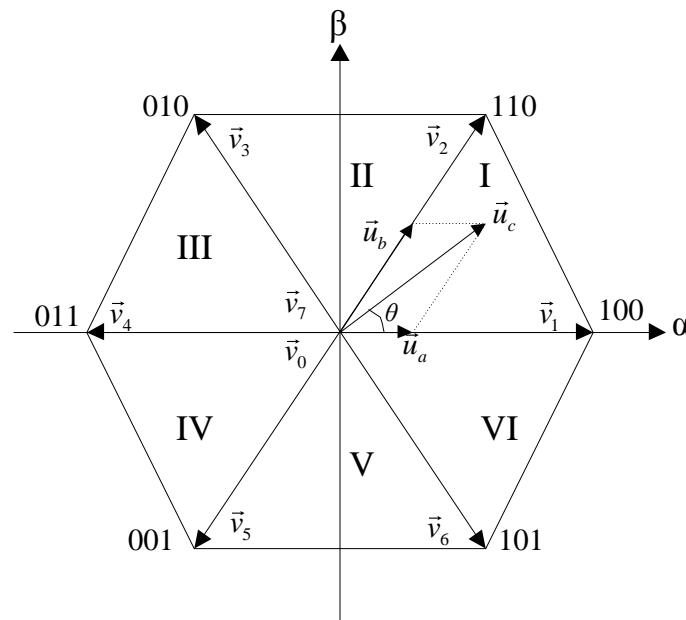


Figure (III.19): Représentation vectorielle des tensions générées par l'onduleur et définition des secteurs dans le plan α - β

Supposons qu'un vecteur de référence \vec{u}_c est souhaité à la sortie de redresseur, situé dans le premier secteur. On peut écrire donc :

$$\vec{u}_c = \vec{u}_a + \vec{u}_b \quad (\text{III.17})$$

Le vecteur équivalent est ainsi calculé à partir d'une combinaison linéaire des deux vecteurs adjacents correspondant au secteur où l'on se trouve et les deux vecteurs nuls. Donc, nous pouvons écrire :

$$\vec{u}_c = \vec{u}_a + \vec{u}_b = \frac{t_1}{T_h} \vec{v}_1 + \frac{t_2}{T_h} \vec{v}_2 + \frac{t_0}{T_h} (\vec{v}_0 \text{ ou } \vec{v}_7) \quad (\text{III.18})$$

Où t_1 , t_2 et t_0 sont les temps d'applications des vecteurs actifs \vec{v}_1 , \vec{v}_2 et du vecteur nul (\vec{v}_0 ou \vec{v}_7) respectivement pendant une période de modulation T_h .

III.9.a 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 vecteur adjacents \vec{v}_i , \vec{v}_{i+1} alors que t_0 est le temps d'application des vecteurs nuls \vec{v}_0 et \vec{v}_7 [23].

Pour assurer l'égalité de la valeur moyenne de la tension et sa référence à partir d'un instant t , on doit assurer que :

$$\frac{1}{T_h} \int_t^{t+T_h} \vec{u}_c dt = \frac{1}{T_h} \left(\int_t^{t+t_1} \vec{v}_i dt + \int_{t+t_1}^{t+t_1+t_2} \vec{v}_{i+1} dt + \int_{t+t_1+t_2}^{t+T_h} \vec{v}_0 dt \right) \quad (\text{III.19})$$

Dans une période d'échantillonnage T_h très petite, la tension \vec{u}_c est constante, l'équation (III.19) peut être simplifié à :

$$\vec{u}_c T_h = t_i \vec{v}_i + t_{i+1} \vec{v}_{i+1} + t_0 \vec{v}_0 \quad (\text{III.20})$$

Pour le secteur 1 on a :

$$\vec{u}_c = \frac{1}{T_h} (t_1 \vec{v}_1 + t_2 \vec{v}_2 + t_0 \vec{v}_0) \quad (\text{III.21})$$

Les vecteurs de tension dans le premier secteur sont :

$$\begin{cases} \vec{v}_1 = \sqrt{\frac{2}{3}} V_{dc} \\ \vec{v}_2 = \sqrt{\frac{2}{3}} V_{dc} \left(\frac{1}{2} + j \frac{\sqrt{3}}{2} \right) \\ \vec{v}_0 = 0 \end{cases} \quad (\text{III.22})$$

D'autre part le vecteur tension peut être décomposé dans le repère (α, β) comme suit :

$$\vec{u}_c = u_\alpha + j u_\beta \quad (\text{III.23})$$

En remplaçant (III.22) et (III.23) dans (III.21) on obtient :

$$\begin{cases} u_\alpha = \sqrt{\frac{2}{3}} V_{dc} \frac{t_1}{T_h} + \frac{1}{\sqrt{6}} V_{dc} \frac{t_2}{T_h} \\ u_\beta = \frac{1}{\sqrt{2}} V_{dc} \frac{t_2}{T_h} \end{cases} \quad (\text{III.24})$$

La solution de (III.24) donne :

$$\begin{cases} t_1 = \frac{\sqrt{6}u_\alpha - \sqrt{2}u_\beta}{V_{dc}} T_h \\ t_2 = \frac{\sqrt{2}u_\beta}{V_{dc}} T_h \\ t_0 = T_h - (t_1 + t_2) \end{cases} \quad (\text{III.25})$$

En effectuant le même calcul, nous obtenons les temps correspondants aux vecteurs de tension qui composent chaque secteur. Ces temps sont résumés dans le tableau (III.1).

Secteur 1	$t_1 = \frac{\sqrt{6}u_\alpha - \sqrt{2}u_\beta}{2V_{dc}} T_h$	$t_2 = \frac{\sqrt{2}u_\beta}{V_{dc}} T_h$	$t_0 = T_h - (t_1 + t_2)$
Secteur 2	$t_2 = \frac{\sqrt{6}u_\alpha + \sqrt{2}u_\beta}{2V_{dc}} T_h$	$t_3 = \frac{-\sqrt{6}u_\alpha + \sqrt{2}u_\beta}{2V_{dc}} T_h$	$t_0 = T_h - (t_2 + t_3)$
Secteur 3	$t_3 = \frac{\sqrt{2}u_\beta}{V_{dc}} T_h$	$t_4 = \frac{-\sqrt{6}u_\alpha - \sqrt{2}u_\beta}{2V_{dc}} T_h$	$t_0 = T_h - (t_3 + t_4)$
Secteur 4	$t_4 = \frac{-\sqrt{6}u_\alpha + \sqrt{2}u_\beta}{2V_{dc}} T_h$	$t_5 = \frac{-\sqrt{2}u_\beta}{V_{dc}} T_h$	$t_0 = T_h - (t_4 + t_5)$
Secteur 5	$t_5 = \frac{-\sqrt{6}u_\alpha - \sqrt{2}u_\beta}{2V_{dc}} T_h$	$t_6 = \frac{\sqrt{6}u_\alpha - \sqrt{2}u_\beta}{2V_{dc}} T_h$	$t_0 = T_h - (t_5 + t_6)$
Secteur 6	$t_6 = -\frac{\sqrt{2}u_\beta}{V_{dc}} T_h$	$t_1 = \frac{\sqrt{6}u_\alpha + \sqrt{2}u_\beta}{2V_{dc}} T_h$	$t_0 = T_h - (t_6 + t_1)$

Tableau (III.1): Temps d'application des vecteurs de tension

Les répartitions sur une période de découpage des vecteurs à appliquer pour les différentes positions du vecteur de tension de référence sont indiquées par la figure (III.20) [22].

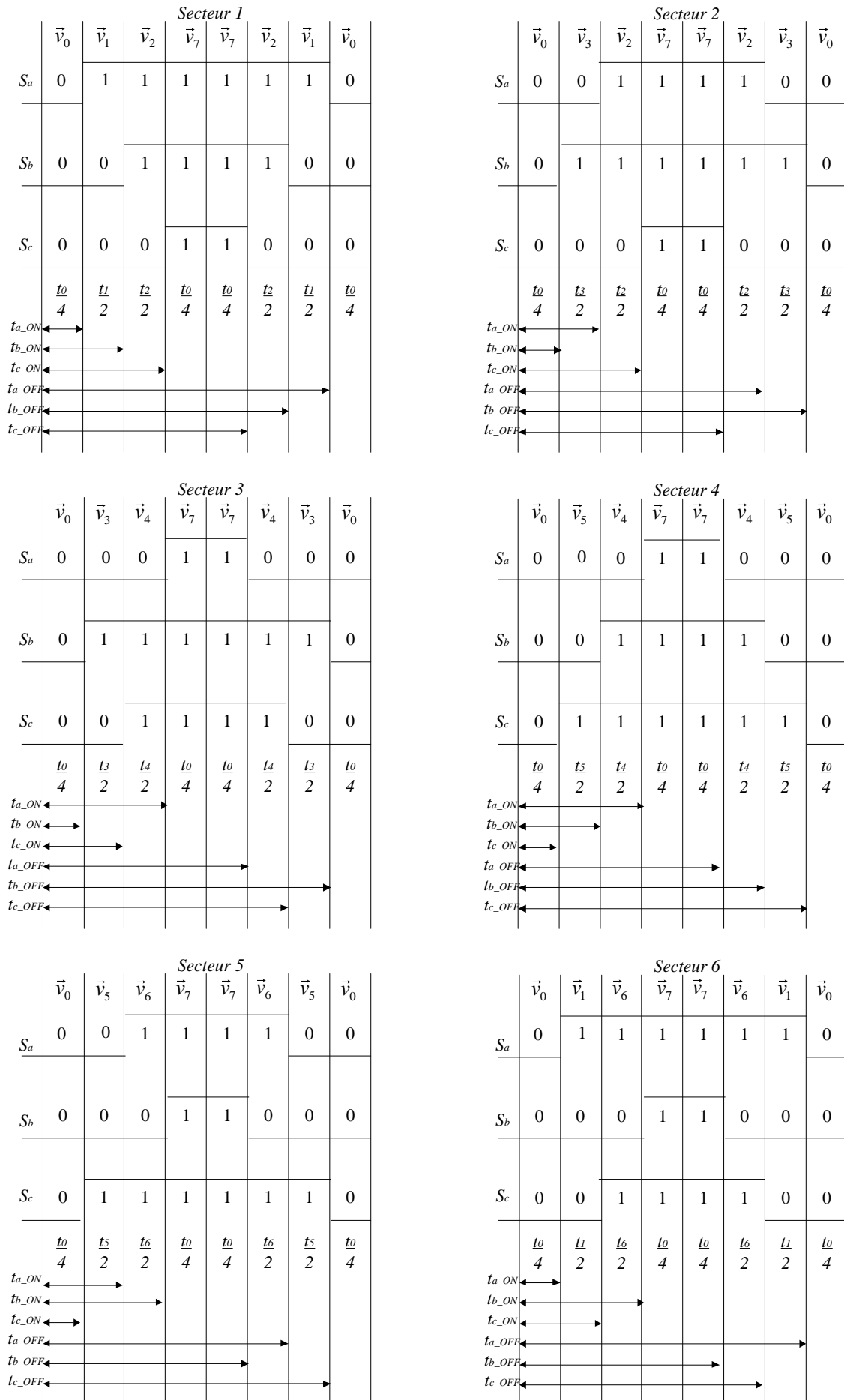


Figure (III.20): Répartition des vecteurs de tension à appliquer pour chaque secteur

La figure (III.20) permet de donner la relation entre t_{ON} , t_{OFF} de chaque interrupteur et les temps d'application t_i , t_{i+1} , t_0 pour chaque secteur i .

Pour le secteur 1, d'après la figure (III.20), on a les relations suivantes :

$$\begin{cases} t_{a_ON} = \frac{t_0}{4} \\ t_{b_ON} = \frac{t_0}{4} + \frac{t_1}{2} \\ t_{c_ON} = \frac{t_0}{4} + \frac{t_1}{2} + \frac{t_2}{2} \end{cases} \quad (\text{III.26})$$

Et

$$\begin{cases} t_{a_OFF} = \frac{3t_0}{4} + t_1 + t_2 \\ t_{b_OFF} = \frac{3t_0}{4} + \frac{t_1}{2} + t_2 \\ t_{c_OFF} = \frac{3t_0}{4} + \frac{t_1}{2} + \frac{t_2}{2} \end{cases} \quad (\text{III.27})$$

III.10 Contrôleur interne des courants

La boucle interne de commande du courant peut être mise en œuvre dans la référentielle dq , sur la base de la relation de base du modèle de système comme le montre la figure (III.21).

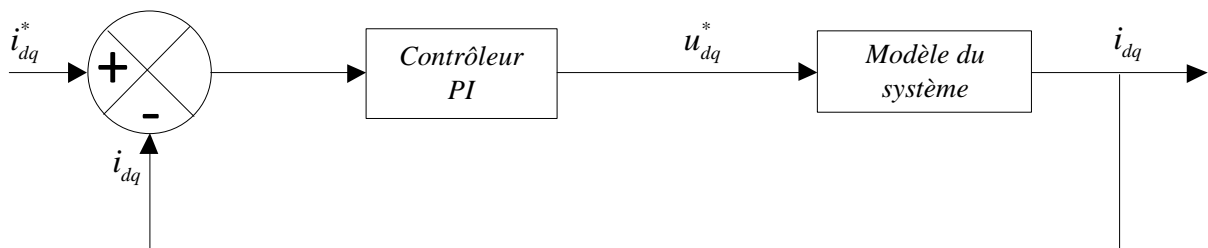


Figure (III.21): Boucle interne de commande du courant

III.10.a Contrôleur PI

La fonction du transfert du régulateur PI est donnée par :

$$H(s) = k_p + \frac{k_i}{s} \quad (\text{III.28})$$

D'où k_p et k_i sont des paramètres d'ajustement du régulateur.

Selon la figure (III.9) on a :

$$u_{dq}^* = (i_{dq}^* - i_{dq})(k_p + \frac{k_i}{s}) \quad (III.29)$$

III.10.b Synthèse des régulateurs

De l'équation (III.23), il est évident que la représentation dans le référentielle dq côté alternatif du convertisseur contient un terme de couplage croisé $j\omega Li_{dq}$. Du point de vue du contrôle, ce terme est considérée comme une perturbation pour chaque axe.

Afin d'éliminer le couplage croisé (perturbations), des termes de compensation v_d et ωLi_q sont additionné en avant sur le contrôleur d'axe d et v_q et ωLi_d sont alimentés en avant sur le contrôleur d'axe q.

$$\begin{aligned} V_{d_conv}^* &= -u_d^* + \omega Li_q + V_d \\ V_{q_conv}^* &= -u_q^* + \omega Li_d + V_q \end{aligned} \quad (III.30)$$

En substituant l'équation (III.30) dans l'équation (III.4) il en résulte:

$$u_{dq}^* = L \frac{di_{dq}}{dt} + Ri_{dq} \quad (III.31)$$

Comme il est évident qu'à partir de l'équation (III.31) les conditions de couplage croisé sont éliminées et il est donc possible d'avoir un contrôle indépendant de i_d et i_q .

La transformation de Laplace de l'équation (III.31) conduit à:

$$u_{dq}^*(s) = \frac{1}{Ls + R} i_{dq} \quad (III.32)$$

Donc la fonction de transfert du système devient :

$$G(s) = \frac{1}{Ls + R} \quad (III.33)$$

La fonction de transfert du système de la figure (III.21) en boucle fermée est :

$$H(s) = \frac{\frac{k_p}{L} s + \frac{k_i}{L}}{s^2 + \frac{R + k_p}{L} s + \frac{k_i}{L}} \quad (III.34)$$

En comparant la fonction de transfert en boucle fermée avec celle d'un système de second ordre on trouve :

$$\begin{cases} k_p = 2\xi\omega_n L - R \\ k_i = L\omega_n^2 \end{cases} \quad (\text{III.35})$$

Où: ω_n est la pulsation, et ξ est le coefficient d'amortissement

Le système complet avec les termes de compensation est représenté par la figure (III.22):

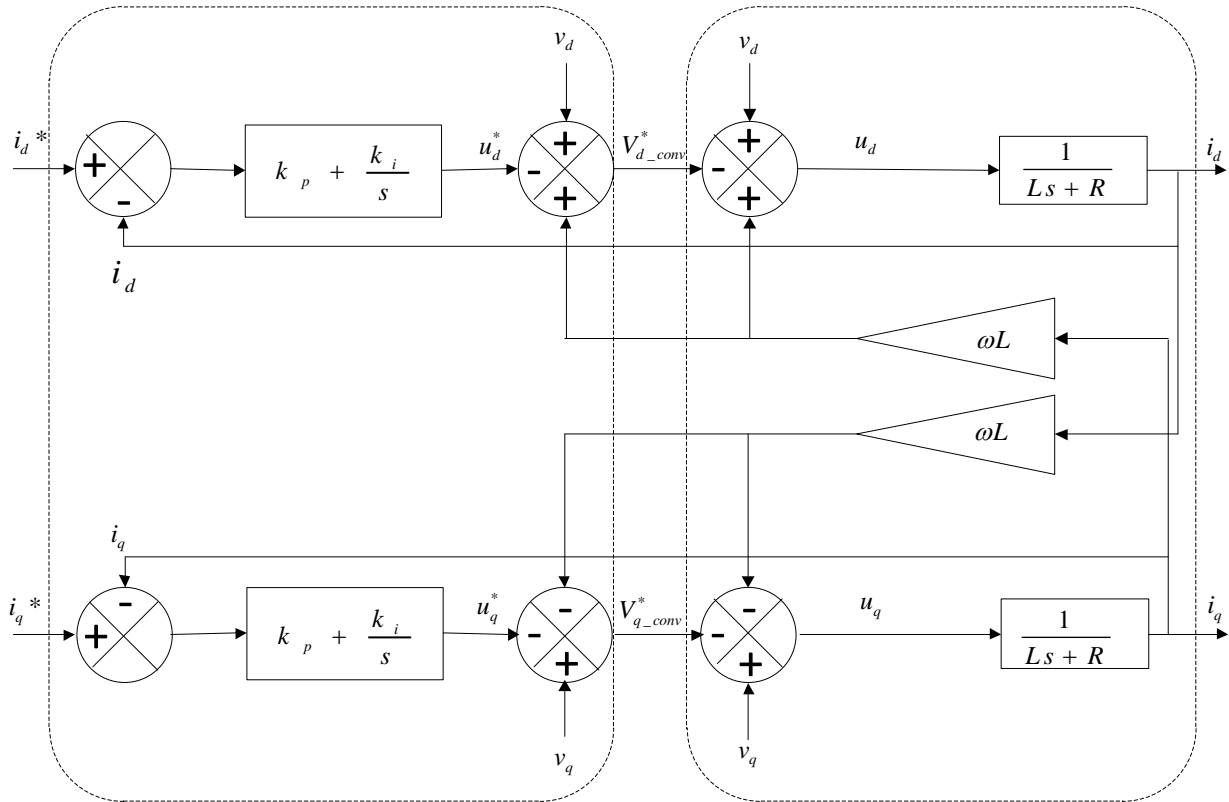


Figure (III.22): Boucle de commande interne du courant avec les termes de compensation

III.11 Résultat de simulation

Cette partie présente les différentes simulations du système back-to-back VSC-HVDC, commandé en tension par la technique MLI vectorielle. Nous avons simulé le système HVDC dans son fonctionnement normal, et en présence d'un défaut de court-circuit monophasé du côté de l'onduleur. Les paramètres du circuit sont indiqués dans l'annexe B. Les paramètres du régulateur PI de tension sont calculés en adoptant $\omega_n=500 \text{ rad/s}$, et $\xi=1$, et les paramètres du régulateur PI de courant sont calculés en adoptant $\omega_n=10000 \text{ rad/s}$, et $\xi=1$.

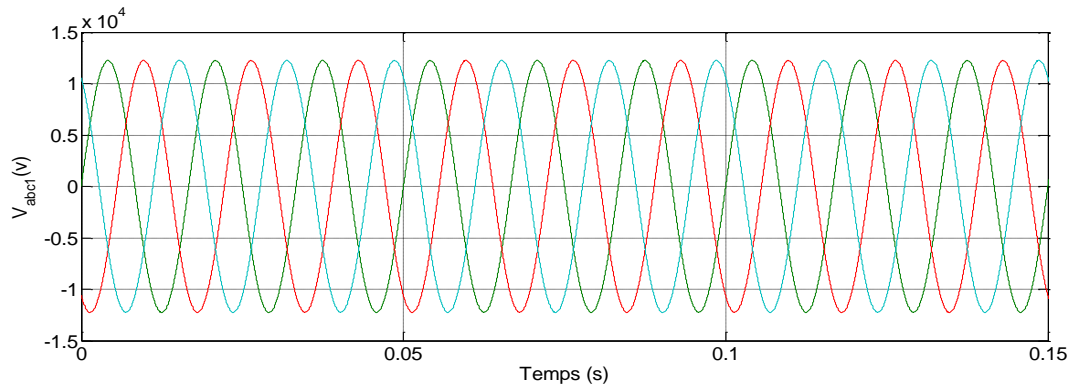


Figure (III.23): Tensions AC côté redresseur sans défaut

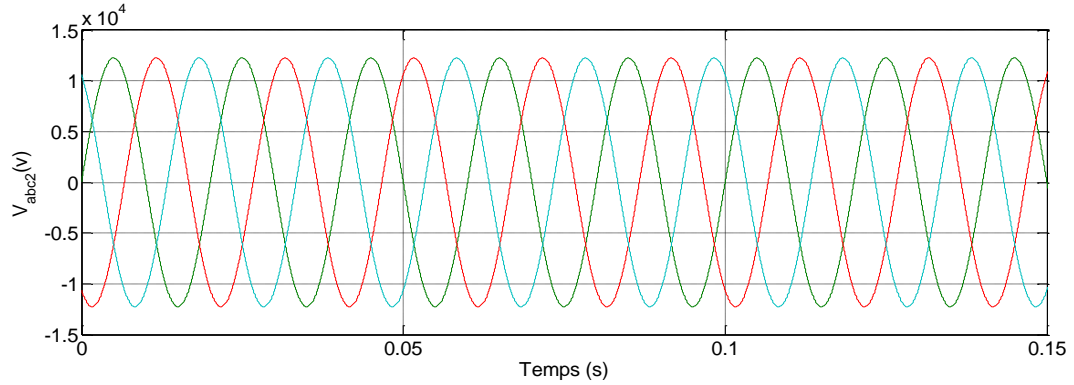


Figure (III.24): Tensions AC côté onduleur sans défaut

Les figures (III.23) et (III.24) montrent que les allures des tensions alternatives des deux côtés redresseur et onduleur ont des formes sinusoïdales.

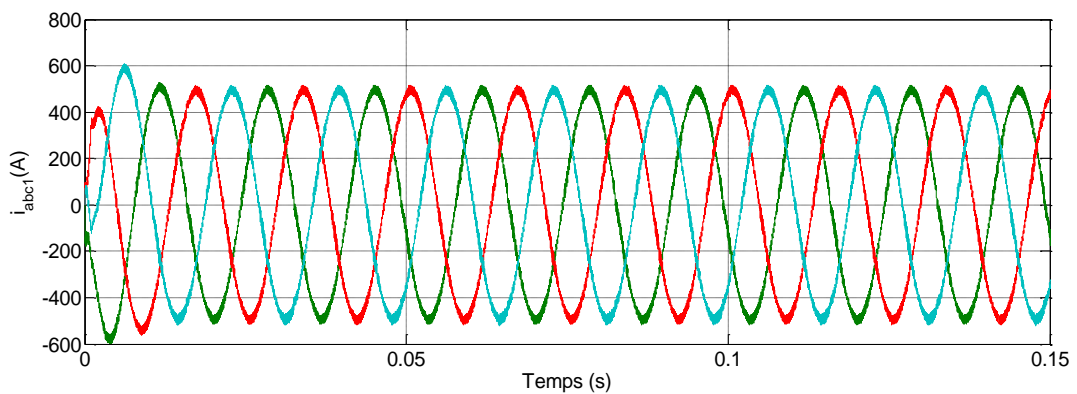


Figure (III.25): Courants AC côté redresseur sans défaut

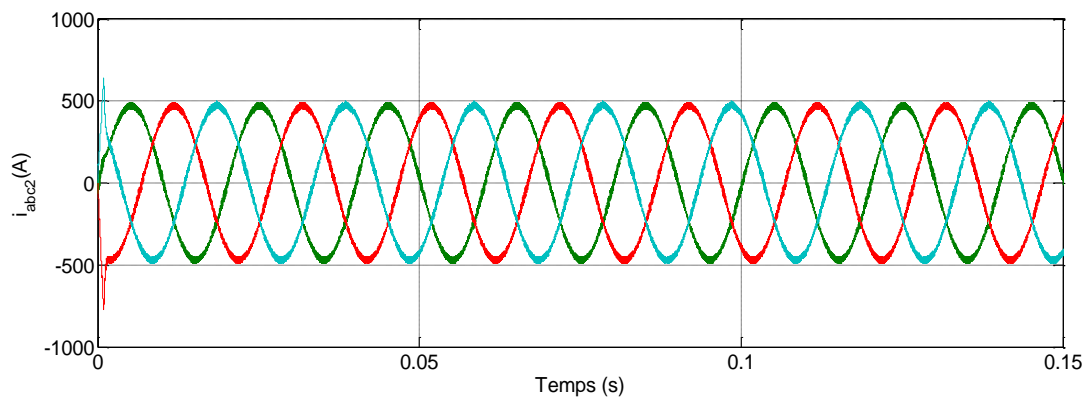


Figure (III.26): Courants AC côté onduleur sans défaut

Les figures (III.25) et (III.26) montrent que les allures des courants alternatifs de côté redresseur et de côté onduleur ont une forme sinusoïdale.

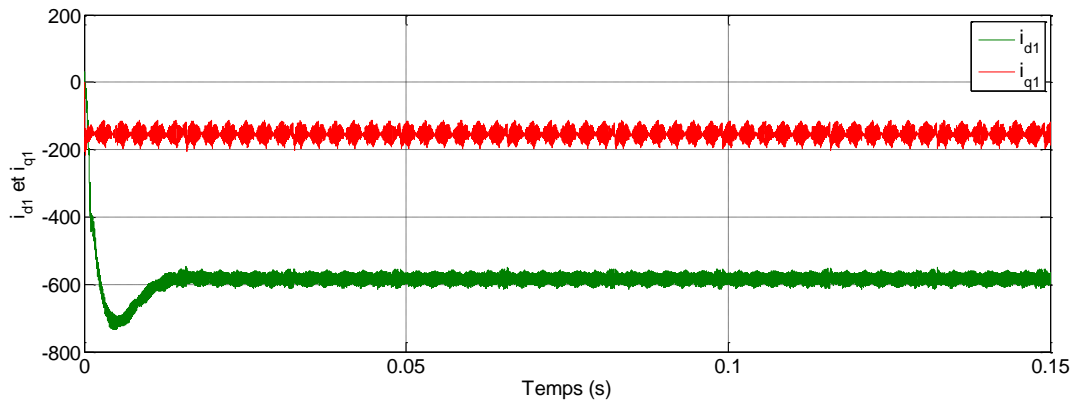


Figure (III.27): Courant i_{q1} et i_{d1} coté redresseur sans défaut

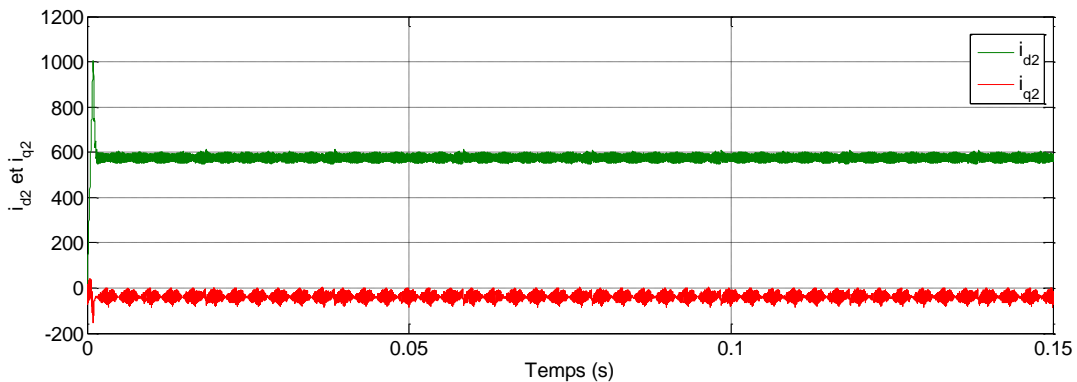


Figure (III.28): Courants i_{q2} et i_{d2} coté onduleur sans défaut

Les deux figure (III.27) et (III.28) montrent que les deux courants direct et en quadrature du côté redresseur ainsi que du côté onduleur suivent leurs valeur de référence en régime permanent.

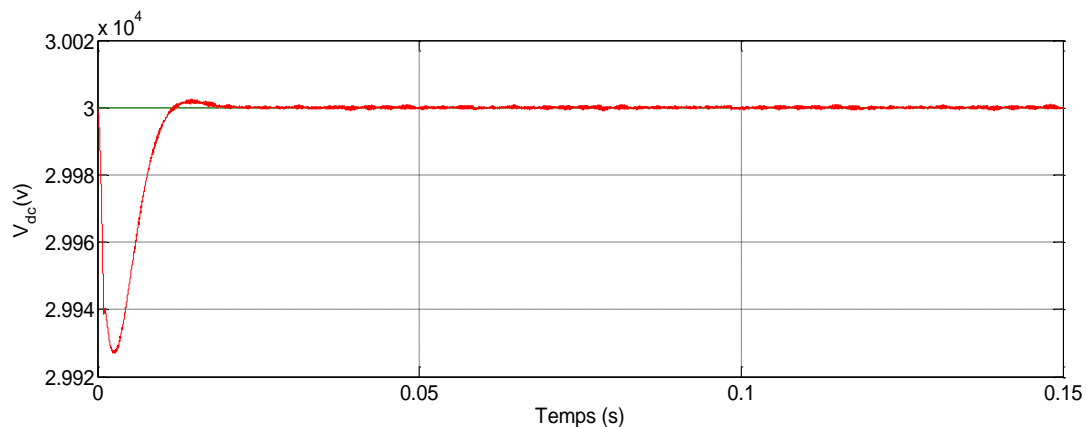


Figure (III.29): Tension continue sans défaut

La figure (III.29) montre que la tension continue V_{dc} suit sa valeur de référence (30 kV) après un bref régime transitoire.

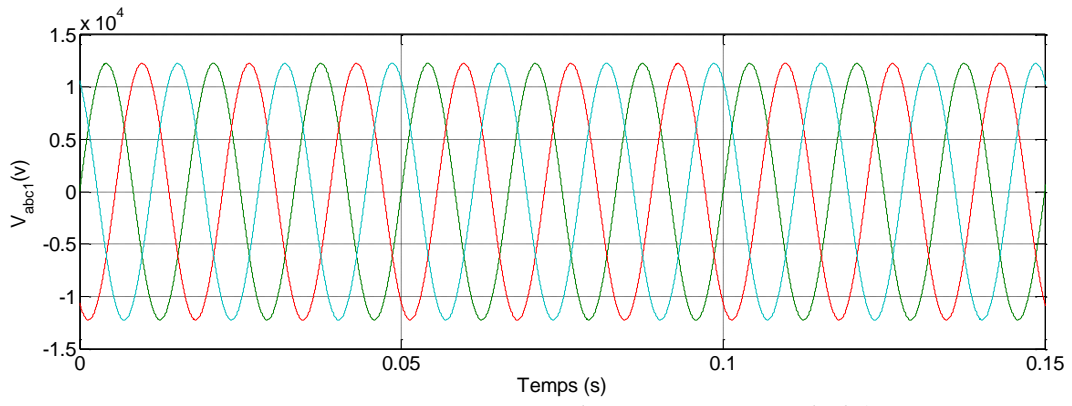


Figure (III.30): Tensions AC côté redresseur en présence de défaut

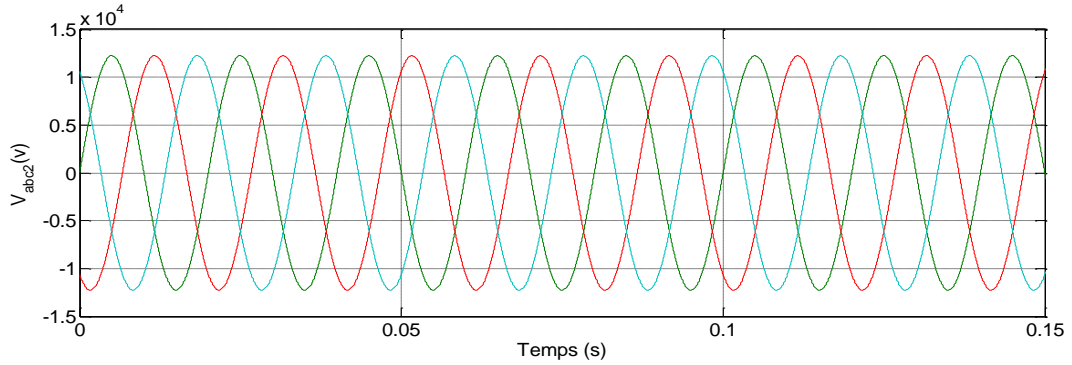


Figure (III.31): Tensions AC côté onduleur en présence de défaut

Les deux figures (III.30) et (III.31) montrent que la présence du défaut n'a aucun effet sur les formes d'ondes des tensions soit du côté redresseur ou du côté onduleur.

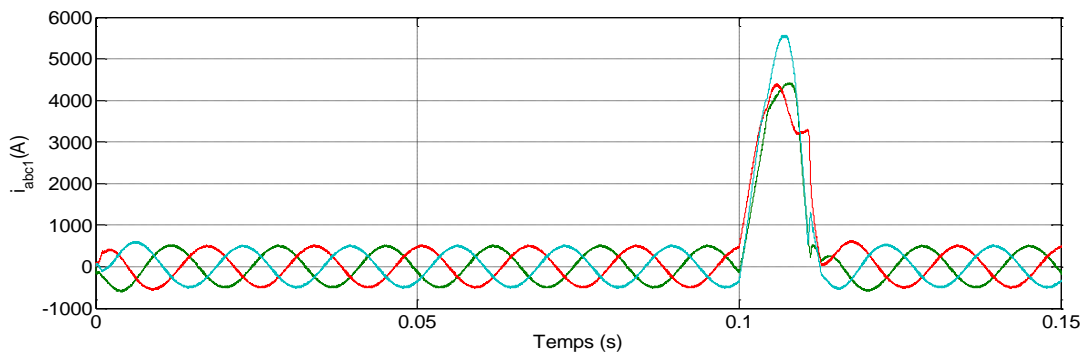


Figure (III.32): Courants AC côté redresseur en présence de défaut

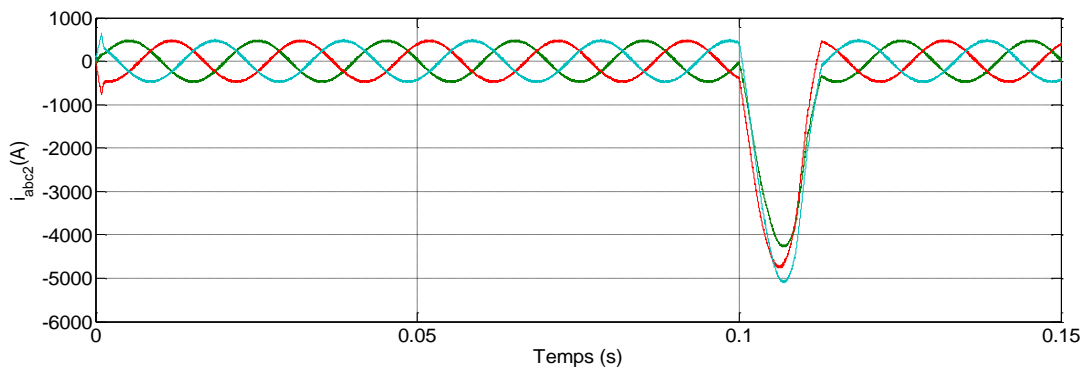


Figure (III.33): Courants AC côté onduleur en présence de défaut

Il apparaît bien que la forme d'onde des tensions est sinusoïdale soit du côté redresseur ou du côté onduleur. L'application d'un défaut du côté de l'onduleur à $t=0.10s$ provoque une déformation dans la forme des allures des courants, mais cette déformation disparaît grâce au contrôleur de courant. Les deux figures (III.32) et (III.33) montrent bien l'influence du défaut sur les courants de ligne.

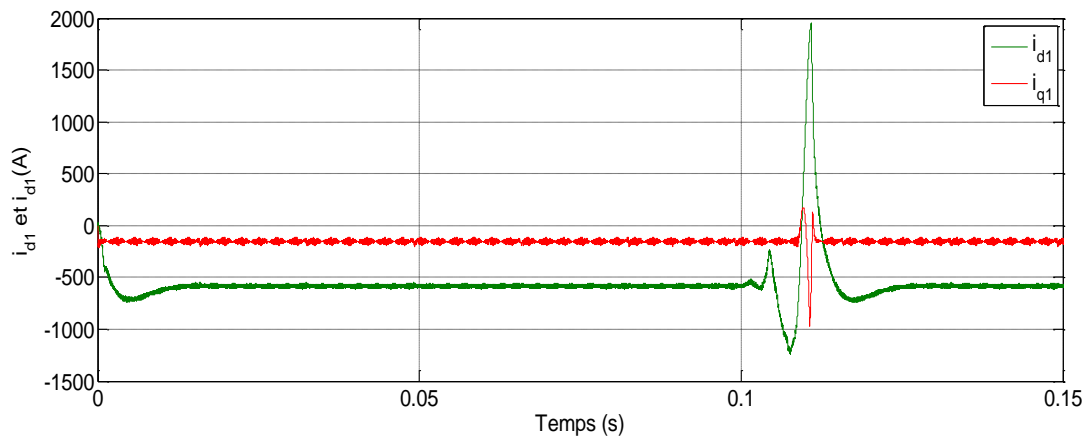


Figure (III.34): Courants i_{d1} et i_{q1} côté redresseur en présence de défaut

Les deux courants i_{d1} et i_{q1} côté redresseur atteignent leurs valeurs de référence après un bref régime transitoire. Cependant, au cours de l'introduction d'un défaut la forme des courants est l'objet d'une déformation rapidement surmontée par le contrôleur des courants. La figure (III.34) montre clairement l'effet du défaut sur les courants direct en quadrature côté redresseur.

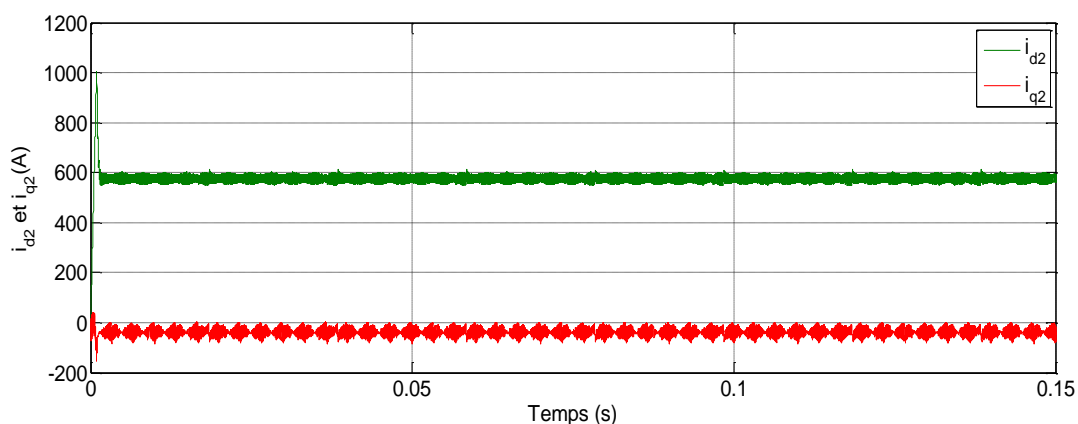


Figure (III.35): Courants i_{d2} et i_{q2} côté onduleur en présence de défaut

Les courants i_{d2} et i_{q2} côté onduleur se stabilisent rapidement après un bref régime transitoire. A noter que le défaut n'a aucune influence sur les formes de ces courants comme il est montré dans la figure (III.35).

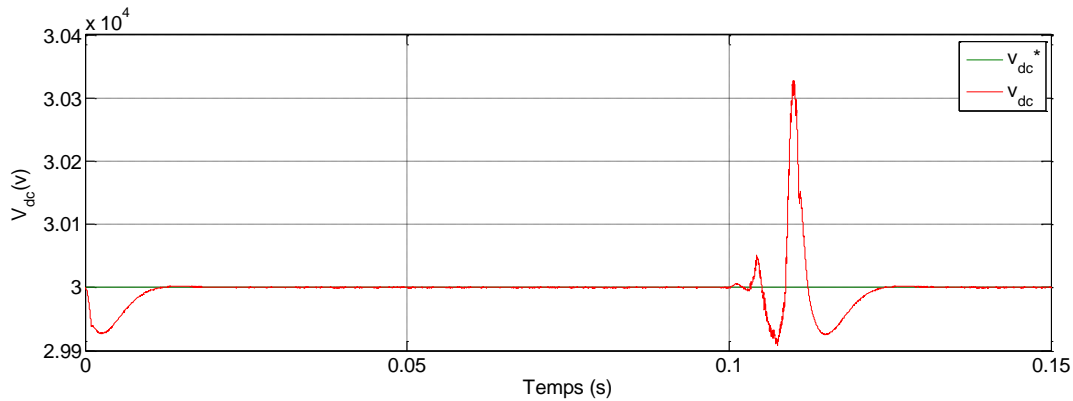


Figure (III.36): Tension continue en présence de défaut

La figure (III.36) montre que la tension continue V_{dc} suit parfaitement sa valeur de référence en régime permanent. L'application de défaut affecté considérablement la régulation de la tension. Toutefois, le régulateur a pu vaincre cette perturbation en rétablissant rapidement la tension à sa valeur de référence.

III.12 Conclusion

L'objectif de ce chapitre était de présenter les techniques les plus répondues de commande des systèmes HVDC de type back-to-back, la première concerne le contrôle par hystérésis de courant et la deuxième concerne le contrôle par SVM.

Le principe de contrôle du courant par hystérésis est présenté en premier lieu puis son application à la commande du système back-to-back VSC-HVDC est examinée. Ce type de commande est simple, robuste et facile à implanter. Son inconvénient majeur est la variation de la fréquence de commutation. Les résultats de simulation obtenus montrent les performances précitées de ce type de contrôle.

Ce chapitre tient compte aussi du contrôle par la technique SVM. Après avoir présenté en détail cette technique nous l'avons l'exploité dans un système HVDC. Outre de sa faciliter d'implémentation elle a une fréquence de commutation constante contrairement à la commande par hystérésis.

Conclusion générale

Ce mémoire présente une méthodologie d'étude de la technique de transport d'énergie électrique à courant continu HVDC. Les points essentiels étudiés sont:

- Etude et simulation des systèmes de transmission LCC-HVDC ;
- Modélisation et commande des systèmes back-to-back VSC-HVDC.

Dans le premier chapitre nous avons présenté l'intérêt fondamental d'un système de transport à courant continu haut tension, ses types et ses configurations ainsi que ses avantages et ses inconvénients.

Le deuxième chapitre est consacré à l'étude du système de transmission LCC-HVDC. Un intérêt particulier est porté sur le système CIGRE-HVDC. Dans ce chapitre, nous avons montré que la commande du redresseur est basée sur la régulation du courant continu afin d'extraire l'angle d'amorçage des thyristors. Le même principe est adopté pour le contrôle de l'onduleur avec l'association de contrôle de Gamma, et le VDCOL qui nous a permis d'augmenter les performances du système en limitant le courant durant le défaut.

Dans ce chapitre nous avons montré que l'avantage de ce genre de système réside dans sa capacité d'inverser facilement de changer la direction de l'écoulement de puissance en agissant

sur les angles d'amorçage des deux côtés. Cependant, il exige un système de contrôle assez complexe.

Le troisième chapitre est réservé au système de transmission back-to-back VSC-HVDC. Après avoir présenté la structure de tel système, nous avons établi son modèle mathématique. Deux différentes stratégies de contrôle des convertisseurs sont examinées. Il s'agit du contrôle par hystérésis de courant et la modulation vectorielle. A travers ce chapitre nous avons montré que :

- les systèmes de transmission HVDC à base des IGBT sont plus facile à contrôler ;
- le système à une réponse rapide;
- pendant le défaut, une certaine oscillation apparaît sur les allures des tensions et des courants, mais le système se stabilise rapidement après la disparition du défaut.

Dans le cadre de nos futurs travaux, et dans l'objectif d'améliorer les performances du système de transmission HVDC, on suggère :

- d'améliorer le contrôle des systèmes VSC-HVDC en utilisant les commandes non linéaires et intelligentes ;
- le contrôle des puissances active et réactive ;
- Alimentation du système VSC-HVDC par des sources d'énergie renouvelables.

Bibliographie

1. Zidi Sid-Ahmed, "*Contribution à l'étude des réseaux de transport d'énergie électrique à Courant Continu Haute tension (CCHT) en régime dynamique*", Thèse de doctorat, université de Sidi-Bel-Abbes. 2005.
2. Asplund g, Lennart C, et Tollerz V, "*50 ans de transport d'énergie en CCHT*", Part I, revue ABB4, n°4, pp. 6-13, 2003.
3. Benhalima Seghir, "*La conception, la modélisation et la simulation du système VSC-HVDC offshore*", Thèse de Doctorat, Université du Québec, 2012.
4. Cuiqing Du, "*The control of VSC-HVDC and its use for large industrial power systems*", These de Doctorat, Université de technologie, Gäöteborg, 2003
5. Laurent Teppoz, "*Commande d'un système de conversion de type VSC-HVDC. Stabilité-Contrôle des perturbations*", Thèse de Doctorat, Université de Grenoble, 2005.
6. Dimitri Suzyumov, "*Etat de l'art des conversions DC/AC*", ALSTOM GRID, 2012.
7. Jos Arrillaga, "*High Voltage Direct Current Transmission*", Second edition, The Institution of Engineering and Technology, 1998.
8. Kundur P, "*Power system stability and control*", McGraw - Hill, Inc, 1994.
9. Siemens AG, "*High voltage direct current transmission-proven technology for power exchange*", brochure from Siemens, Order N :E50001-U131-A92-V2-7600, <http://www.siemens.com/ptd>, Mars 2007.
10. David brillon, "*Etude par simulation des systèmes de transport d'énergie en courant continu à haute tension*", thèse de Doctorat, Université du Québec à Trois-Rivières, février 1994.

11. Padiyar, "HVDC Power Transmission Systems. Technology and System Interactions", John Wiley & Sons, ISBN : 0470217065, August 1990.
12. L.x. Bui, "Appel de puissances réactives et équipements de compensation", notes de cours.
13. Kala Meah and Wayne Blanding, "Introduction high voltage direct current transmission into an undergraduate power systems course", ASEE Annual Conference and Exposition, June 14-17, 2009, Austin, Texas, USA.
14. Arunkumar Muthusamy, "Selection of dynamic performance control parameters for Classic HVDC in PSS/E optimization of CCA and VDCOL parameters", PHD Thesis, Université of Technologie Chalmers, 2010.
15. Tirtharaj Sen and Pijush Kanti Bhattacharjee, "Design and implementation of firing circuit for single-phase converter", International Journal of Computer and Electrical Engineering, Vol. 3, No. 3, Juin 2011.
16. M. O. Faruque, "Detailed modeling of CIGRÉ HVDC benchmark system using PSCAD/EMTDC and PSB/SIMULINK", IEEE Power & Energy Society, Vol. 21, No. 1, February 2006.
17. Tamiru Woldeyesus Shire, "VSC-HVDC based network reinforcement", PHD Thesis, University of Technology, Delft, 2009.
18. E. G. Shahraki, "Apport de l'UPFC à l'amélioration de la stabilité transitoire des réseaux électriques", Thèse de Doctorat, Université de Henri Poincaré, 2003.
19. S. Beaulieu, "Etude et mise au point d'un filtre actif d'harmoniques en vue d'améliorer la qualité de l'alimentation électrique", Thèse de Maîtrise en Ingénierie, Université de Québec à Chicoutimi, 2007.
20. M. Kale, E and Ozdemir, "An adaptative hysteresis band current controller for shunt active power filter", Electric Power Systems Research, Vol. 73, No. 2, pp. 113-119, Feb 2005.
21. Bouafia abdelouahab, "Techniques de commande prédictive et floue pour les systèmes d'électronique de puissance : Application aux redresseur à MLI", Thèse de Doctorat, Université de Sétif, 2010.
22. Bouzidi Mansour et Bensaadi Abderrahim, "Commandes non linéaires d'un redresseur PWM triphasé", Mémoire d'Ingénieur, Université de M'sila, 2009.
23. Abedelmalik ZORIG, "Modélisation et commande d'un système de production d'énergie photovoltaïque couplé au réseau triphasé", Mémoire de Master, Université de M'sila, 2011.

Annexe A

Les paramètres du système CIGRE-HVDC

Côté redresseur

Tension composé de base : 345 kV

Puissance de base : 1000 MVA

Tension continue : 500 kV

Courant côté continu : 2kA

Résistance de la source : 0.4158 Ω

Inductance de la source : 0.0206H

Fréquence du système : 50Hz

L'angle d'amorçage nominal : 20°

Côté onduleur

Tension composé de base : 345 kV

Puissance de base : 1000 MVA

Tension continue : 500 kV

Courant côté continu : 2kA

Résistance de la source : 0.7406 Ω

Inductance de la source : 0.0365H

Fréquence du système : 50Hz

L'angle d'extinction nominal : 20°

Côté continu

Inductance de filtrage : 0.5968H

Capacité de filtrage : 26 μ F

Annexe B

Les paramètres du système back-to-back VSC-HVDC

Côté redresseur

Tension ligne à ligne : 15kV

Résistance de la source : 0.04Ω

Inductance de la source : 0.006H

Fréquence du système : 60Hz

Côté onduleur

Tension ligne à ligne : 15kV

Résistance de la source : 0.04Ω

Inductance de la source : 0.006H

Fréquence du système 50Hz

Côté continu

Tension continue : 30kV

Capacité de filtrage : 0.005F

**MEMOIRE DE FIN D'ETUDES EN VUE DE L'OBTENTION DU DIPLOME
DE MASTER EN GENIE ELECTRIQUE**

SPECIALITE: COMMANDE DES SYSTEMES ELECTRIQUES

Proposé et dirigé par : - Dr. BARKAT Said

Présenté par: - BAHACHE Hicham

**Thème :
Modélisation et commande des systèmes de transmission
HVDC**

Résumé :

Pour des raisons environnementales, techniques et économiques, l'installation des lignes HVDC est favorisée afin de maximiser l'efficacité de transmission d'électricité.

Dans ce contexte ce mémoire a été proposé dans un objectif de modéliser et commander ce type de systèmes de transport. Deux systèmes de transmission ont été étudiés. Il s'agit en premier lieu du HVDC à base de thyristors dit LCC-HVDC. Dans ce cas de figure, l'analyse est focalisée sur son circuit de contrôle, reposant sur trois régulateurs principaux le CCC, VDCOL, et le contrôle de Gamma. L'autre système de transmission dit VSC-HVDC exploite les convertisseurs de puissance à base d'IGBT, du fait de leurs multiples intérêts. Le contrôle de ce système fait appel à des algorithmes précis tels que la commande par hystérésis de courant et MLI vectorielle.

Mots Clés :

LCC-HVDC, VSC-HVDC, CCC, VDCOL, Contrôle de Gamma, Hystérésis de courant, MLI vectorielle.

N° d'ordre : 078