

UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À
L'UNIVERSITÉ DU QUÉBEC À TROIS-RIVIÈRES

COMME EXIGENCE PARTIELLE
DE LA MAÎTRISE EN GÉNIE ÉLECTRIQUE

PAR
ALBEN CARDENAS GONZALEZ

STRATEGIE DE GESTION DE CREUX DE TENSION POUR UN SYSTÈME
MULTIMOTEUR

OCTOBRE-2008

Je dédie ce travail à Dieu mon Seigneur,

à mes parents, à ma femme Cristina,

à mes enfants Nataly et Raul,

et à mes frères et sœurs.

Résumé

Les systèmes industriels de transport ou d'enroulement de matériau utilisent des entraînements à vitesse variable (EVV) dont la configuration multimoteur avec lien à courant continu (cc) commun est une des plus répandues. Dans ce type de système la commande de vitesse de chacune des machines est la base de la commande d'autres variables telles que la tension mécanique et la vitesse de transport du matériau. Malgré les bonnes caractéristiques de fonctionnement de ces systèmes, ils sont très souvent affectés par les baisses soudaines de tension du réseau appelées « creux de tension ».

Les creux de tension peuvent occasionner la perte de synchronisme des moteurs, soit un rapport des vitesses indésirable entraînant une perturbation de la tension mécanique de la bande de matériau, ce qui peut être l'origine d'une dégradation de la qualité du produit ou la perte du produit accompagnée d'un arrêt incontrôlé du procédé. Dans les procédés industriels un arrêt incontrôlé engendre des pertes économiques importantes liées au produit perdu, à l'arrêt de la production, et aux travaux et temps requis pour le redémarrage du système. Alors, une stratégie permettant la mitigation des effets des creux de tension sur le synchronisme des systèmes multimoteurs est nécessaire afin de réduire les pertes économiques.

L'objectif du présent travail de recherche est, d'une part, la réalisation d'un banc d'essais expérimental qui doit permettre l'émulation d'un système multimoteur industriel mécaniquement couplé. Et d'autre part, la proposition d'une stratégie de gestion de creux de tension pour un système multimoteur mécaniquement couplé, visant l'opération correcte

du système sous conditions de creux de tension dans une configuration multimoteur typique, c'est sans ajouter des composants additionnels de stockage d'énergie ou de mitigation des creux de tension.

Le travail de recherche inclut la conception d'un onduleur bidirectionnel de tension triphasé servant à commander les machines composant le système multimoteur, ainsi que la validation expérimentale de la proposition de gestion de creux de tension.

La stratégie de gestion de creux de tension proposée est basée sur le principe de la récupération de l'énergie cinétique du système et sur la réversibilité en courant des convertisseurs. Cette proposition n'inclut pas de modifications importantes à la structure classique des systèmes multimoteurs avec bus cc et peut être implantée avec des contrôleurs de type proportionnel intégral (PI).

Le banc d'essais expérimental utilise des machines d'une puissance de 2kW et des onduleurs de tension à IGBT conçus spécifiquement pour la réalisation du projet. Les résultats obtenus, par simulation et expérimentalement, permettent d'affirmer qu'il est possible de réduire l'effet des creux de tension sans changer la topologie classique de commande de systèmes multimoteurs et sans augmenter le coût de l'application.

2.4	Structure de commande classique d'un système couplé mécaniquement.....	15
2.4.1	Commande de tension mécanique	15
2.4.2	Commande de vitesse	18
2.5	Système multimoteur avec couplage électrique par un lien inductif.....	20
2.6	Conclusion.....	25
 Chapitre 3 - Stratégie de gestion de creux de tension appliquée aux systèmes		
	multimoteurs avec bus cc commun	26
3.1	Détection de creux de tension.....	26
3.2	Stratégie de gestion de creux de tension.....	32
3.2.1	Modes d'opération des machines et conditions logiques de changement de mode.....	32
3.2.2	Gestionnaire de trajectoire de vitesse	34
3.2.3	Modification à la structure de commande.....	36
3.3	Conclusion.....	37
 Chapitre 4 - Conception d'un convertisseur bidirectionnel cc/ca		
4.1	Aperçu du convertisseur bidirectionnel cc/ca.....	39
4.2	Caractéristiques générales du convertisseur requis	41
4.3	Rôle du condensateur du bus cc	44
4.4	Conclusion.....	49

Table des matières

Résumé	i
Table des matières	iii
Liste des tableaux	vii
Liste des figures	viii
Liste des symboles	xiv
Chapitre 1 - Introduction	1
1.1 Objectifs du travail de recherche	4
1.2 Méthodologie de recherche	5
1.3 Organisation du mémoire	6
Chapitre 2 - Système multimoteur avec lien cc commun et structure de commande classique	7
2.1 Effet des conditions d'opération du convertisseur bidirectionnel sur la tension du lien cc	7
2.2 Comportement de la tension du bus cc en mode de coupure de l'alimentation	10
2.3 Topologie typique d'un système de bobinage	12

Chapitre 5 - Résultats de simulation	50
5.1 Détection de creux de tension.....	50
5.2 Stratégie de gestion de creux de tension.....	52
5.2.1 Fonctionnement de la stratégie avec une machine et une charge électrique branchées sur un bus cc commun.....	52
5.2.2 Fonctionnement de la stratégie de gestion de creux de tension dans un système composé de deux machines couplées mécaniquement.	56
5.2.3 Fonctionnement de la stratégie de gestion de creux pour deux machines couplées mécaniquement à l'aide de deux machines à courant continu avec lien inductif.....	61
5.3 Conclusions	66
Chapitre 6 - Implantation pratique du banc d'essais.....	67
6.1 Topologies de test.....	67
6.2 Description générale des composants du banc d'essais	69
6.2.1 Machines électriques.....	69
6.2.2 Plateforme de simulation RT-LAB	72
6.3 Conclusion.....	80
Chapitre 7 - Résultats expérimentaux	82
7.1 Détection de creux de tension.....	84

7.2	Fonctionnement de la stratégie de gestion de creux de tension.....	88
7.2.1	Test de la stratégie de gestion de creux de tension dans un système avec une seule machine et une charge électrique branchées sur le même bus cc.....	88
7.2.2	Test de la stratégie dans un système multimoteur couplé mécaniquement à l'aide de deux machines à courant continu avec lien inductif.....	93
7.3	Conclusion.....	97
	Chapitre 8 - Conclusion générale.....	98
	Références bibliographiques.....	100
	Annexe A -Temps maximal d'opération d'une machine en mode de récupération d'énergie lorsqu'elle alimente une charge résistive.....	104
	Annexe B - Détails sur la conception du convertisseur bidirectionnel cc/ca de 2kW	107
	Annexe C -Description de broches de connexion du banc d'essais expérimental	131
	Annexe D -Information technique des capteurs de courant et de tension électrique	137
	Annexe E -Utilisation de la source programmable	141
	Annexe F - Principaux paramètres.....	144
	Annexe G -Liens utiles.	146

Liste des tableaux

Tableau 4-1	Variation permise de la tension du réseau pour une connexion triphasée à 4 fils selon la norme CAN-C235-83.	45
Tableau 5-1	Conditions d'opération du système couplé mécaniquement.	56
Tableau 5-2	Conditions d'opération du système couplé mécaniquement à l'aide de machines cc liées par inductance.....	62
Tableau 6-1	Caractéristiques de la machine à cage d'écureuil LabVolt M-8503	70
Tableau 6-2	Caractéristiques de la machine à courant continu LabVolt M-8501	71
Tableau 7-1	Conditions de test pour la détection de creux de tension.....	84
Tableau C-1	Connecteur OP-5941 / SCST-76A 01 (sorties et entrées numériques)	131
Tableau C-2	Connecteur OP-5941 / SCST-76A -02 (sorties et entrées analogiques).....	133
Tableau D-1	Caractéristiques du capteur LV-25-400 (http://www.lem.com/).....	138
Tableau D-2	Caractéristiques du capteur LA-100-P (http://www.lem.com/)	139

Liste des figures

Figure 2-1 Représentation simplifiée du convertisseur bidirectionnel cc/ca	8
Figure 2-2 Circuit équivalent machine - convertisseur	9
Figure 2-3 Circuit équivalent machine - convertisseur et charge	10
Figure 2-4 Circuit équivalent de deux machines branchées sur bus cc commun.....	12
Figure 2-5 Système de bobinage classique	13
Figure 2-6 Structure de commande classique d'un système multimoteur avec lien cc [13, 30, 35].....	16
Figure 2-7 Structure de commande de tension mécanique	17
Figure 2-8 Système bouclé pour la commande de tension mécanique	17
Figure 2-9 Structure de commande de vitesse	19
Figure 2-10 Système bouclé pour la commande de vitesse	19
Figure 2-11 Système multimoteur avec couplage élastique par inductance	22
Figure 2-12 Circuit équivalent du couplage électrique par inductance.....	23
Figure 2-13 Structure de commande de courant du couplage électrique	23
Figure 2-14 Système bouclé pour la commande de courant du couplage électrique	24
Figure 3-1 Schéma simplifié du détecteur de creux de tension proposé.....	27
Figure 3-2 Estimation par la méthode ADALINE	28
Figure 3-3 Actualisation de coefficients avec la méthode ADALINE	29
Figure 3-4 Correction du facteur d'apprentissage (méthode ADALINE)	30
Figure 3-5 Correction d'erreur - méthode ADALINE.....	30

Figure 3-6	Génération du signal d'alarme de creux de tension par la méthode ADALINE	31
Figure 3-7	Génération du signal d'alarme de creux de tension	31
Figure 3-8	Modes d'opération- gestion de creux de tension	32
Figure 3-9	Gestionnaire de trajectoires – consigne de vitesse	35
Figure 3-10	Réponse du filtre de premier ordre	36
Figure 3-11	Modification à la structure de commande de M_2	37
Figure 4-1	Diagramme simplifié des onduleurs triphasés de tension et de courant	40
Figure 4-2	Schéma électrique simplifié du convertisseur de tension triphasée	40
Figure 4-3	Redresseur triphasé alimentant un onduleur triphasé	41
Figure 4-4	Topologie générale du convertisseur cc/ca	43
Figure 4-5	Schéma général du convertisseur triphasé à IGBT	44
Figure 4-6	Variation de la tension redressée pour un bus cc d'une capacité de $150\mu\text{F}$ et $720\mu\text{F}$ (selon la variation de V_{ph} permise par la norme CAN-C235-83). (Simulation sous MATLAB®/Simulink/SimPowerSystems™.)	47
Figure 4-7	Tension du bus cc face à un creux de tension de 0.9 p.u. en considérant une charge de 2kW, condensateurs de 150 et $720\mu\text{F}$ et des tensions du réseau maximale et minimale selon la norme CAN-C235-83. Annulation de la tension du réseau à $t=0$. (Simulation sous MATLAB®/Simulink/SimPowerSystems™.)	48
Figure 5-1	Délai de détection de l'arrivée du creux de tension selon l'angle d'arrivée et la profondeur du creux.	51
Figure 5-2	Délai de la détection de la fin du creux de tension selon l'angle de la fin et la profondeur du creux	51
Figure 5-3	Machine asynchrone et charge électrique sur bus cc commun	53
Figure 5-4	Temps maximal d'opération du système en fonction de la vitesse de la machine au début du creux de tension. Système composé d'une machine et d'une charge résistive fixe.	54
Figure 5-5	Résultats de simulation de la régulation de la tension du bus cc, pour une machine asynchrone de 2kW et une charge équivalente	

	de 2kW branchées sur le même bus. Vitesse au début du creux de 0.7p.u.	55
Figure 5-6	Système de deux moteurs couplés mécaniquement avec stratégie de gestion de creux de tension.....	57
Figure 5-7	Temps maximal d'opération, vitesse des machines M_1 et M_2 à la fin du creux de tension en fonction de la vitesse de la machine M_1 au début du creux de tension.	58
Figure 5-8	Perturbation maximale de la tension mécanique en fonction de la vitesse de la machine M_1 au début du creux de tension.	59
Figure 5-9	Réponse du système face à un creux de tension d'une profondeur de 0.9p.u. et d'une durée égale au TMO, lorsque le système tourne à une vitesse de 0.75p.u. Trajectoires de vitesse des rouleaux, couple des machines, tension mécanique et tension du bus cc.	60
Figure 5-10	Réponse du système face à un creux de tension d'une profondeur de 0.9p.u. et d'une durée égale au TMO, lorsque le système tourne à une vitesse de 0.75p.u. Trajectoires de vitesse des machines M_1 et M_2	61
Figure 5-11	Variation du temps maximal d'opération en fonction de la vitesse au début du creux de tension – couplage à l'aide de deux machines à courant continu.	62
Figure 5-12	Résultats de simulation – système couplé par inductance. (Vitesse, couple, courant lien cc et tension bus cc).....	64
Figure 5-13	Résultats de simulation – système couplé par inductance. Courant du bus cc et des convertisseurs.	65
Figure 6-1	Topologie de base pour le test de la récupération d'énergie	68
Figure 6-2	Topologie de test pour système multimoteur.	69
Figure 6-3	Schéma simplifié de la plateforme de simulation RT-LAB.	73
Figure 6-4	Bloc « OP5110-5120 OpSync »	73
Figure 6-5	Bloc « OP5110-5120 Analog Out ».	74
Figure 6-6	Schéma simplifié de la source triphasée programmable	75
Figure 6-7	Blocs Simulink pour la commande de la source programmable et le pont redresseur	75

Figure 6-8	Bloc Simulink pour la commande de la source programmable.....	76
Figure 6-9	Bloc Simulink « OP5110-5120 Analog In » et sa configuration.....	77
Figure 6-10	Bloc Simulink « OP5110-5120 Event Generator » et sa configuration.....	78
Figure 6-11	Bloc Simulink pour la sortie d'impulsions onduleur 1 (masqué).....	78
Figure 6-12	Bloc Simulink pour la sortie d'impulsions onduleur 1 (détailé).	79
Figure 6-13	Bloc Simulink pour la génération de retard à la fermeture.	79
Figure 6-14	Connexion des entrées et des sorties (connecteur OP-5941/ OP-SCST-76A).	80
Figure 7-1	Topologie du banc d'essais expérimental utilisé pour la validation de la stratégie de gestion de creux de tension appliquée aux systèmes multimoteurs couplés.....	83
Figure 7-2	Résultats expérimentaux pour la détection de variations de niveau de tension au-dessus du niveau de seuil d'activation du signal de creux de tension, creux d'une profondeur inférieure à 0.15 p.u.	85
Figure 7-3	Résultats expérimentaux de la détection d'un creux de tension progressif.	85
Figure 7-4	Résultats expérimentaux pour la détection de l'arrivée d'un creux de tension d'une profondeur de 1 p.u. - Annulation complète de la tension d'alimentation.	86
Figure 7-5	Résultats expérimentaux pour la détection de la fin d'un creux de tension d'une profondeur de 1 p.u. - Annulation complète de la tension d'alimentation.	87
Figure 7-6	Résultats expérimentaux de la détection d'un creux de tension de courte durée et faible profondeur.	87
Figure 7-7	Résultats expérimentaux de la régulation de tension face à une annulation complète et définitive de la tension du réseau. Arrivée du creux de tension à $t=0$	89
Figure 7-8	Résultats expérimentaux du temps maximum d'opération en mode de régulation de tension en fonction de la vitesse au début du creux.	90

Figure 7-9	Résultats expérimentaux de la réponse du système composé d'une machine asynchrone de 2kW et une charge résistive face à un creux de tension d'une profondeur de 1 p.u.	92
Figure 7-10	Réponse du système couplé face à une annulation complète et définitive de la tension d'alimentation ($W^* = 0.6$ p.u.). Arrivée du creux de tension à $t=0$	94
Figure 7-11	Résultats expérimentaux de la réponse du système face à un creux de tension de 1p.u. de profondeur et durée de 30 cycles. ($W^*=0,5$ p.u.). Arrivée du creux de tension à $t=0$	95
Figure 7-12	Réponse du système couplé face à un creux de tension d'une durée de 185 cycles et 1p.u. de profondeur. ($W^*=0.6$ p.u.). Arrivée du creux de tension à $t=0$	96
Figure B-1	Variation typique de la résistance thermique des radiateurs en fonction de la ventilation forcée (Fiche technique du radiateur 411125B02500 http://www.thermaflo.com/).	108
Figure B-2	Circuit d'attaque et possibles connexions des interrupteurs du même bras (Fiche technique No. PD-6.033E, http://www.irf.com/).	110
Figure B-3	Circuit d'isolation avec coupleur optique HCPL2531 de Fairchild Semiconductor. (http://www.fairchildsemi.com/)	111
Figure B-4	Dimensions et courbe thermique du radiateur type 25B02500 (Fiche technique du radiateur 411125B02500 http://www.thermaflo.com/).....	115
Figure B-5	Circuit d'extinction (<i>snubber</i>).	117
Figure B-6	Circuit d'amorçage (Fiche technique No. PD-6.033E, http://www.irf.com/).....	119
Figure B-7	Circuit de détection de surintensité (Application Note AN-985 http://www.irf.com/).....	121
Figure B-8	Plage de variation de I_{SMAX} en fonction de R_F	124
Figure B-9	Circuit d'isolation signal d'erreur utilisant le coupleur optique 4N30 (4NXXM, H11B1M, TIL113M Rev. 1.0.0, http://www.fairchildsemi.com/).	124
Figure B-10	Circuit de l'onduleur triphasé- circuit d'isolation et sources.	127
Figure B-11	Circuit de l'onduleur triphasé – circuit de pilotage et puissance.....	128

Figure B-12	Aspect physique de l'onduleur triphasé de 2kW conçu.	129
Figure B-13	Résultats expérimentaux du courant de phase A de sortie de l'onduleur alimentant une charge résistive. (Impulsions envoyées à l'interrupteur s1 en couleur verte).	130
Figure D-1	Aspect de la carte de mesure de courant triphasé incluant trois capteurs LA-100P.....	140
Figure E-1	Connexion des signaux de commande de la source programmable.....	142
Figure E-2	Carte d'amplificateur d'isolation conçue pour la commande de la source programmable.	143

Liste des symboles

Symbole	Description	Unité
B_i	Coefficient de frottement visqueux de la machine i	(N·m/rad/s)
C	Capacité du bus cc	(F)
E	Module de Young	(N/m ²)
E_{g_i}	Force contre-électromotrice produite par la machine MCC i	(V)
I	Courant du lien électrique entre les machines MCC1 et MCC2	(A)
I_{cc}	Courant continu entre le lien cc et le convertisseur	(A)
I_L	Courant absorbé par la charge électrique	(A)
J_i	Moment d'inertie de la machine i	(kg/m ²)
K_{arbre}	Constante de l'arbre du moteur	(1/N)
K_i	Gain intégrateur	sans unité
K_p	Gain proportionnel	sans unité
L	Inductance du lien électrique entre les machines MCC1 et MCC2	(H)
L_{a_i}	Inductance de l'enroulement d'induit de la machine MCC i	(H)
L_{f_i}	Inductance de l'enroulement d'excitation de la machine MCC i	(H)

L_r	Inductance de fuite du rotor de la machine asynchrone	(H)
L_s	Inductance de fuite du stator de la machine asynchrone	(H)
L_r	Inductance totale du rotor de la machine asynchrone	(H)
L_s	Inductance totale du stator de la machine asynchrone	(H)
L_{Toile}	Longueur de la bande de matériau	(m)
M	Inductance mutuelle de la machine asynchrone	(H)
MCC_i	Machine à courant continu i	
M_i	Machine asynchrone i	
P_{cc}	Puissance électrique absorbée par le convertisseur	(W)
P_e	Puissance écoulee entre le convertisseur et la machine	(W)
P_{Lcc}	Puissance absorbée par la charge électrique	(W)
R_{a_i}	Résistance de l'enroulement d'induit de la MCC_i	(Ω)
R_{f_i}	Résistance de l'enroulement d'excitation de la MCC_i	(Ω)
R_i	Rayon du rouleau i	(m)
S	Section de la toile	(m^2)
T	Effort de tension dans la section de toile	(N)
T^*	Effort de tension de référence de la section de toile	(N)
T_{ch}	Couple de charge du moteur à induction	(N·m)
T_e	Couple électromagnétique développé	(N·m)
T_E	Effort de tension de l'étage précédent	(N)
T_L	Couple de charge du moteur	(N·m)
TMO	Temps maximal d'opération en mode de régulation de	(s)

	tension du lien cc	
T_{REG}	Temps de régulation de tension du lien cc	(s)
T_S	Effort de tension de l'étage suivant	(N)
V	Vitesse linéaire de transport ou d'enroulement de matériau	(m/s)
V_{cc}	Tension sur le lien cc	(V)
V_{f_i}	Tension d'excitation de la machine MCCi	(V)
α	Facteur d'apprentissage du réseau ADALINE	sans unité
η_G	Rendement du convertisseur en mode génératrice	sans unité
η_M	Rendement du convertisseur en mode moteur	sans unité
τ_m	Constante de temps relative au moteur	(s)
ω^*	Vitesse angulaire de référence	(rad/s)
ω_d	Vitesse angulaire du système au début du creux de tension	(rad/s)
ω_i	Vitesse angulaire relative au moteur i	(rad/s)
ω_n	Fréquence naturelle	(rad/s)
ω_{ref}	Vitesse angulaire de référence	(rad/s)
ξ	Facteur d'amortissement	sans unité

Chapitre 1 - Introduction

Les systèmes avec entraînements à vitesse variable (EVV), qui utilisent des moteurs à courant alternatif et onduleurs commandés branchés sur un lien à courant continu (lien cc) commun [16], sont largement utilisés dans les industries du papier, du plastique, du textile, des métaux, etc. Le fonctionnement correct de ces systèmes exige de contrôler la tension mécanique et la vitesse d'enroulement ou de transport de matériau, ce qui oblige à garder un synchronisme entre les moteurs [2, 21, 24, 33].

Les baisses soudaines de la tension du réseau électrique, appelées creux de tension [4], génèrent des perturbations importantes de la vitesse des moteurs et de la tension mécanique du matériau, provoquant dans grand nombre de cas l'arrêt du procédé avec des pertes économiques [2, 3, 19, 25, 35]. Parmi les problèmes principaux causés par les creux de tension, on peut citer: la diminution de la tension du lien cc qui dégrade le fonctionnement du système multimoteur et peut en causer l'arrêt par l'intermédiaire des systèmes de protection, le fort courant à la fin du creux lorsque la tension du lien cc a été diminuée pendant le creux et qui peut causer des dommages importants au système, et en général les variations brusques de la tension du lien cc qui affectent le synchronisme des contrôleurs et qui peuvent nuire ou détruire les différents composants du système.

Ce problème a été étudié auparavant par plusieurs chercheurs et des solutions impliquant des modifications à la topologie classique des systèmes multimoteurs et/ou engageant des coûts importants ont été considérées [2, 8, 12, 19, 31, 32]. Les unités

auxiliaires de stockage d'énergie, soit mécanique ou soit électrique [26, 36], l'emploi de convertisseurs incluant éléments inductifs tels les autotransformateurs [17], de convertisseurs élévateurs de tension [30], de compensateurs statiques de puissance (*STATIC COMpensator* - STATCOM) [14, 23, 30], de régulateurs statiques de tension (*Static Voltage Regulator* - SVR) [28], et la modification du système de protection [11], sont des solutions typiques utilisées pour réduire l'effet des creux de tension dans les installations industrielles. Cependant, ces solutions sont d'ordre général et ne considèrent pas leur applicabilité dans des configurations multimoteurs.

Au sein du Groupe de Recherche en Électronique Industrielle (GRÉI) à l'UQTR, des propositions visant la réduction des effets des creux de tension dans les systèmes multimoteurs ont été réalisées. Dans [24], une première proposition est présentée pour la «Modélisation et commande d'un système multimoteur en présence de creux de tension», et dans [33] une deuxième proposition est réalisée pour la «Désensibilisation d'un système de bobinage aux creux de tension et conception d'un système de gestion d'un banc d'essais expérimental». La première proposition considère la récupération de l'énergie cinétique du système pour lui permettre de demeurer en opération pendant le creux de tension en utilisant des contrôleurs classiques dans une structure multimoteur, sans ajouter des éléments de stockage d'énergie ou de mitigation de creux de tension, et la deuxième considérant l'ajout d'un élément de mitigation (rouleau danseur actif alimenté indépendamment) servant à maintenir la tension mécanique pendant le creux de tension. Dans le premier cas [24], les résultats de simulation montrent le potentiel de la récupération de l'énergie cinétique du système pour permettre son fonctionnement en présence de creux de tension, sans changer la topologie classique de commande, mais en redéfinissant les

consignes de commande; cependant, une optimisation des contrôleurs et des lois de commande est requise pour obtenir des meilleurs résultats. Dans le deuxième cas [33], la proposition impose une modification à la structure classique de commande, soit l'ajout d'un rouleur danseur actif, ce qui donne d'excellents résultats mais qui augmente aussi le coût de l'application. Les deux propositions ont été validées seulement par simulation et en considérant une détection idéale ou instantanée des creux de tension.

La détection des creux de tension peut être réalisée par différentes méthodes telles que la méthode de transformation des valeurs instantanées de tension en vecteurs orthogonaux [34], la méthode de détection par ondelettes [15, 29], la méthode de détection par analyse de la tension redressée [10], et la méthode ADALINE (*ADaptive Linear NEuron*) [1, 18, 21, 22]. Cette dernière méthode a été utilisée dans [21] et [22] pour réaliser la détection rapide des creux de tension dans un système de compensation des creux de tension; dans ces travaux, une supervision d'erreur et un algorithme d'actualisation RLS sont incorporés.

Le présent travail consiste dans un premier temps à réaliser une étude théorique de l'incidence des creux de tension sur le fonctionnement des systèmes multimoteurs mécaniquement couplés, visant à présenter une proposition physique et logique qui n'implique pas des modifications importantes à la topologie classique des systèmes multimoteurs et qui puisse réduire l'impact des creux de tension sur le synchronisme du procédé, en d'autres mots à désensibiliser le système multimoteur classique aux creux de tension. En considérant que l'utilisation des éléments additionnels de stockage d'énergie n'est pas envisagée, une détection rapide des creux de tension, une récupération de

l'énergie cinétique du système à l'aide des convertisseurs bidirectionnels selon le principe exposé dans [13], et une logique pour la gestion des creux de tension sont requis.

Dans un deuxième temps, il s'agit d'effectuer une vérification pratique de la pertinence de la solution proposée.

1.1 Objectifs du travail de recherche

L'objectif principal du travail de recherche est de contribuer au développement de solutions pour désensibiliser les systèmes multimoteurs aux fluctuations de tension, principalement aux creux de tension.

Les objectifs spécifiques du travail de recherche sont les suivants :

1. Définition d'une stratégie de gestion de creux de tension pour un système multimoteur avec lien cc, incluant la détection même du creux.
2. Proposition et mise en œuvre d'un banc d'essais expérimental pour un système multimoteur avec lien cc.
3. Validation expérimentale de la proposition.

Pour cette étude, seuls les creux de tension équilibrés sont considérés.

1.2 Méthodologie de recherche

Une méthodologie basée sur sept étapes est utilisée pour arriver aux objectifs proposés. Chaque étape comporte des activités spécifiques ordonnées chronologiquement.

1. Réalisation d'une revue bibliographique. Cette première étape a permis de vérifier, l'état de la recherche sur le sujet proposé. Des aspects comme la détection de creux de tension, l'opération des machines en mode génératrice et les différentes stratégies qui ont été proposées auparavant sont abordées.
2. Définition d'une topologie de système multimoteur avec lien cc couplé mécaniquement qui représente une application typique de système de bobinage.
3. définition d'une topologie de système multimoteur avec lien cc couplé électriquement qui représente par analogie électrique-mécanique une structure équivalente d'un système de bobinage.
4. Présentation d'une stratégie de gestion de creux de tension, incluant la détection de creux de tension, le traitement d'information et la commande des machines. Cette proposition est fondée sur les principes de la récupération d'énergie et de la réversibilité des convertisseurs.
5. Validation de la proposition présentée à l'aide des outils de simulation tels MATLAB/Simulink/SimPowerSystems®. La plateforme de simulation RT LAB® permet de faire une validation en temps réel des modèles des machines, des circuits électriques, des algorithmes de détection et des contrôleurs proposés.

6. Proposition et réalisation d'un banc d'essais expérimental de système multimoteur avec lien cc. Cette étape inclut la conception et la réalisation du convertisseur bidirectionnel cc/ca.
7. Validation expérimentale de la stratégie de gestion de creux de tension à l'aide du banc d'essais.

1.3 Organisation du mémoire

L'organisation du mémoire suit les étapes de la méthodologie de recherche. Les premiers chapitres sont dédiés à l'étude théorique, à la présentation de la proposition de la stratégie de gestion de creux de tension et aux résultats de simulation. Les chapitres centraux contiennent l'information relative à la mise en œuvre du banc d'essais expérimental, alors que les derniers chapitres présentent les résultats expérimentaux et leur analyse.

Chapitre 2 - Système multimoteur avec lien cc commun et structure de commande classique

Les systèmes multimoteurs avec lien cc sont amplement utilisés dans l'industrie car ils permettent d'échanger l'énergie entre les machines électriques, en réduisant de cette manière la consommation de puissance ainsi que les harmoniques lorsqu'on commande les machines avec des techniques de modulation comme la modulation par largeur d'impulsion (MLI).

Ce chapitre présente une étude résumée des systèmes multimoteurs avec lien cc, qui inclut la théorie des convertisseurs bidirectionnels, la récupération de l'énergie cinétique et la structure classique de commande des systèmes multimoteurs. De plus, l'analogie des systèmes électriques et mécaniques est exploitée pour définir un système électrique équivalent qui permettra de réaliser un banc d'essais à faible coût pour émuler un système de bobinage.

2.1 Effet des conditions d'opération du convertisseur bidirectionnel sur la tension du lien cc

Les convertisseurs bidirectionnels cc/ca, sont utilisés pour commander les machines triphasées, notamment dans des systèmes multimoteurs avec bus cc commun. Ils offrent la possibilité de transférer la puissance soit du bus cc commun vers la machine soit de la machine vers le bus. Théoriquement, une circulation constante de puissance entre les machines est permise grâce à la réversibilité des convertisseurs [24, 33].

Le convertisseur, comme élément qui permet le transfert de la puissance, peut être représenté par un gain η qui dans le cas idéal est unitaire. Ce gain est son rendement généralement différent pour l'opération en mode moteur (η_M) et pour l'opération en mode génératrice (η_G) (figure 2.1).

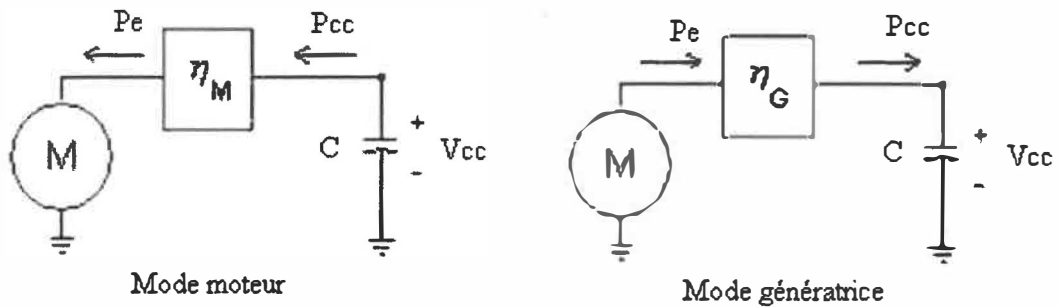


Figure 2-1 Représentation simplifiée du convertisseur bidirectionnel cc/ca

Une première analyse peut être réalisée en considérant une seule machine connectée au bus cc à travers un convertisseur, tel que montré par la figure 2.1. En absence de l'alimentation du réseau, la tension du lien cc (V_{cc}) est affectée directement par le mode de fonctionnement de la machine. En conséquence, lorsque la machine fonctionne en mode moteur, V_{cc} décroît, et, lorsque la machine fonctionne en mode génératrice, V_{cc} est augmentée [13, 24, 33]. Le taux de variation dV_{cc}/dt est lié à la capacité du lien cc, à la puissance de la machine, au rendement combiné convertisseur-machine et à la valeur même de V_{cc} .

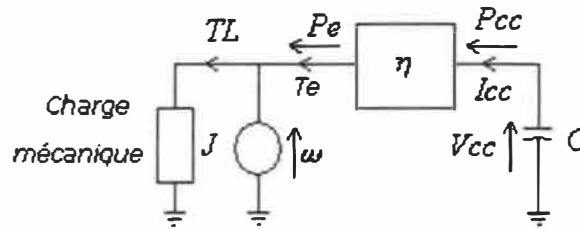


Figure 2-2 Circuit équivalent machine - convertisseur

En analysant le circuit de la figure 2.2, le courant sortant du banc de condensateurs du lien cc peut être exprimé en fonction de la variation de tension dV_{cc}/dt et de la capacitance du lien cc.

$$I_{cc} = -C \cdot \frac{dV_{cc}}{dt} \quad (2-1)$$

En considérant que la puissance du bus cc multipliée par le rendement est égale à la puissance de la machine, la variation de la tension peut être exprimée en fonction de la vitesse et le couple développé par la machine.

$$\frac{dV_{cc}}{dt} = -\frac{T_e \cdot \omega}{\eta \cdot C \cdot V_{cc}} \quad (2-2)$$

En considérant que $\eta = \eta_M$ si la machine travaille en mode moteur et $\eta = 1/\eta_G$ si la machine travaille en mode génératrice.

D'autre part, la vitesse de la machine est fonction de l'inertie J , de la charge mécanique T_L et du couple développé T_e .

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{T_e - T_L}{J} \quad (2-3)$$

On peut facilement déduire de (2-2) et (2-3) que, en gérant efficacement le couple et la vitesse de la machine, la variation de la tension du bus cc pourra être mieux contrôlée.

2.2 Comportement de la tension du bus cc en mode de coupure de l'alimentation

Lorsqu'une charge électrique et une machine électrique sont branchées au même bus cc tel que montré par la figure 2.3, en absence d'alimentation du réseau, il est possible de maintenir V_{cc} constante tout en gérant correctement la puissance de la machine P_e pour qu'elle puisse fournir la puissance absorbée par la charge (PL_{cc}) [13]. Cette régulation est possible seulement pendant un temps limité, mais dans certains cas, pendant un temps assez long pour permettre de maintenir l'alimentation de la charge électrique lors d'un creux de tension.

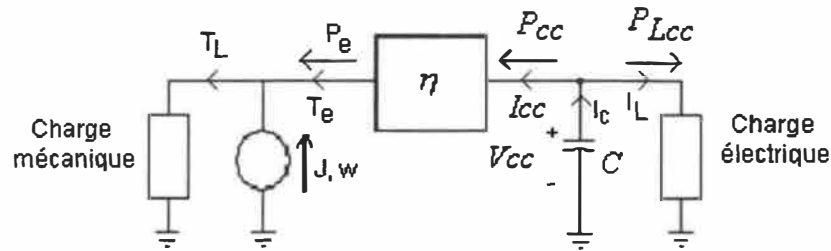


Figure 2-3 Circuit équivalent machine - convertisseur et charge électrique raccordés sur bus cc commun

La variation de la tension du bus cc peut maintenant s'exprimer comme suit :

$$\frac{dV_{cc}}{dt} = -\frac{T_e \cdot \omega}{\eta \cdot C \cdot V_{cc}} - \frac{P_{Lcc}}{C \cdot V_{cc}} \quad (2-4)$$

Selon (2-4), si dès le début du creux de tension, la machine travaille en mode génératrice en fournissant une puissance égale à la puissance absorbée par la charge électrique, V_{cc} se maintiendra constante jusqu'à l'arrêt de la machine, ou jusqu'au moment où on ne réussit plus à maintenir cette condition car la puissance extraite du système devient inférieure à celle absorbée par la charge (par exemple, suite à la limitation ou saturation du courant statorique en opération à basse vitesse). En manipulant (2-4), nous obtenons une expression transcendante qui définit le temps requis pour extraire toute l'énergie cinétique de la machine (2-5). L'énergie cinétique de la machine au début du creux de tension est fonction du carré de la vitesse au début du creux de tension ω_d et de l'inertie J . En négligeant les pertes dans la machine, dans le convertisseur de puissance et surtout les pertes de la charge qui ne sont pas constantes, nous obtenons une évaluation majorée du temps de fonctionnement T_{REG} , correspondant au cas d'une récupération parfaite de l'énergie cinétique de la machine, déterminé par l'énergie de la machine au début du creux de tension et par la puissance absorbée par la charge sur le bus à cc, R_L (2-5). Les détails du développement sont présentés à l'Annexe A.

$$T_{REG} = \frac{\left(\frac{J \cdot \omega_d^2}{2} \right) + \int_0^{T_{REG}} (-T_L \omega) dt}{\eta \left(\frac{V_{cc}^2}{R_L} \right)} \cong \frac{1}{2} \frac{J \cdot \omega_d^2 \cdot R_L}{V_{cc}^2} \quad (2-5)$$

Le même principe peut être appliqué aux systèmes multimoteurs avec lien cc commun pour maintenir la tension V_{cc} constante et garantir le fonctionnement correct du système durant un creux de tension. Dans le cas d'un système avec deux machines, une d'entre elles fournira normalement de l'énergie alors que l'autre en consommera. Le circuit équivalent

du système composé de deux machines branchées sur un lien cc commun est montré par la figure 2.4.

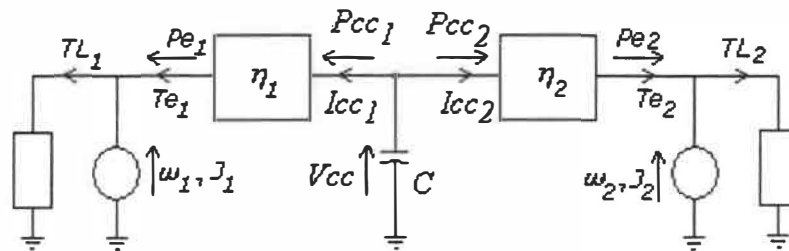


Figure 2-4 Circuit équivalent de deux machines branchées sur bus cc commun

La variation de V_{cc} est déterminée par les puissances des machines, les rendements η des convertisseurs et par la capacité du lien cc (2-6). Il suffira alors de bien gérer la puissance des machines pour qu'une d'entre elles puisse opérer en mode moteur lorsque l'autre travaillera en mode génératrice, afin de maintenir la tension électrique du lien cc constante.

$$\frac{dV_{cc}}{dt} = \frac{1}{C \cdot V_{cc}} \left(-\frac{T_{e1} \cdot \omega_1}{\eta_1} - \frac{T_{e2} \cdot \omega_2}{\eta_2} \right) \quad (2-6)$$

2.3 Topologie typique d'un système de bobinage

Un système de bobinage, un bon exemple des systèmes multimoteurs, est composé par au moins deux rouleaux liés mécaniquement par une bande de matériau élastique, les rouleaux étant entraînés par deux moteurs. Dans un cas simple, un moteur enroule le matériau à une vitesse V et l'autre sert à maintenir constante la tension mécanique T du matériau lorsqu'il est enroulé (figure 2.5).

Pour cette étude, le moteur M_1 est celui qui sert à réguler la tension mécanique et le moteur M_2 est celui qui entraîne ou enroule le matériau à la vitesse de consigne.

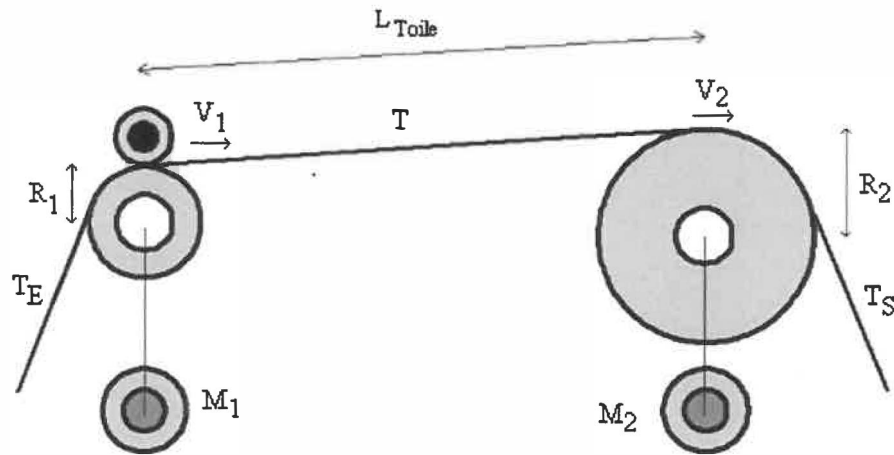


Figure 2-5 Système de bobinage classique

La tension mécanique du matériau entre les rouleaux T peut être caractérisée en fonction des vitesses du matériau sur les rouleaux [33].

$$\frac{dT}{dt} = \frac{1}{L_{Toile}} [V_2(E \cdot S + T) - V_1(E \cdot S - T_E + 2T)] \quad (2-7)$$

où :

L_{Toile}	Longueur de la bande de matériau entre les deux rouleaux
E	Module de Young ($0.16 \cdot 10^9 \text{ N/m}^2$)
S	Section du matériau
T_E, T_S	Tension du matériau à l'entrée, à la sortie du système
$V_1 = \omega_1 R_1$	Vitesse du matériau sur le rouleau 1

$V_2 = \omega_2 R_2$ Vitesse du matériau sur le rouleau 2

ω_1, ω_2 Vitesse angulaire des moteurs M_1 et M_2 .

Étant donné que les moteurs sont entraînés par la bande de matériau élastique, le couple de charge de chaque moteur dépend de la tension mécanique T du matériau entre les rouleaux et des tensions du matériau à l'entrée T_E et à la sortie T_S .

$$T_{L1} = R_1(T_E - T) \quad (2-8)$$

$$T_{L2} = R_2(T - T_S) \quad (2-9)$$

Dans (2-9), la tension de sortie T_S est considérée seulement dans le cas où le matériau n'est pas enroulé sur le rouleau 2 et continue son parcours vers un autre rouleau.

En remplaçant la tension mécanique exercée par la bande de matériau sur chaque rouleau (correspondant aux couples de charge), les équations mécaniques des machines M_1 et M_2 peuvent être écrites comme suit.

$$\frac{d\omega_1}{dt} = \frac{Te_1 - R_1(T_E - T)}{J_1} \quad (2-10)$$

$$\frac{d\omega_2}{dt} = \frac{Te_2 - R_2(T - T_S)}{J_2} \quad (2-11)$$

Pour cette étude, les inerties et les rayons des rouleaux du système sont considérés constants ou leur variation est beaucoup plus lente par rapport aux variations des autres variables.

2.4 Structure de commande classique d'un système couplé mécaniquement

La structure de commande classique de systèmes multimoteurs couplés implique deux contrôleurs de vitesse, un pour chaque moteur, et un contrôleur de tension mécanique [24], [33]. Le contrôleur de tension génère la consigne de vitesse pour un des moteurs, et la consigne de vitesse d'enroulement de matériau w^* est utilisée pour commander l'autre moteur. La figure 2.6 montre la structure classique d'un système multimoteur avec bus cc commun.

2.4.1 Commande de tension mécanique

La commande de tension mécanique peut être réalisée à l'aide d'un contrôleur classique proportionnel intégral (PI) en partant de l'équation (2-7) qui décrit la dynamique du système couplé mécaniquement.

D'une part, la variation de la tension mécanique dT/dt est remplacée par « $s \cdot T$ », et en isolant la vitesse V_1 l'expression suivante est obtenue.

$$V_1 = \frac{[s \cdot T \cdot L_{Toile} - V_2(E \cdot S + T)]}{(T_E - E \cdot S - 2T)} \quad (2-12)$$

De (2-12), il est possible de déduire une structure de commande de tension en produisant une consigne de vitesse pour la machine M_1 , dont la représentation graphique est donnée par la figure 2.7. D'autre part, en manipulant (2-7) et en considérant $V_A = [V_2' + V_1']$ où V_1' et V_2' sont fonction de la vitesse, de la tension de la bande de matériau, de la tension d'entrée et de sortie et des caractéristiques du matériau, il est possible d'obtenir une expression de la fonction de transfert T/V_A .

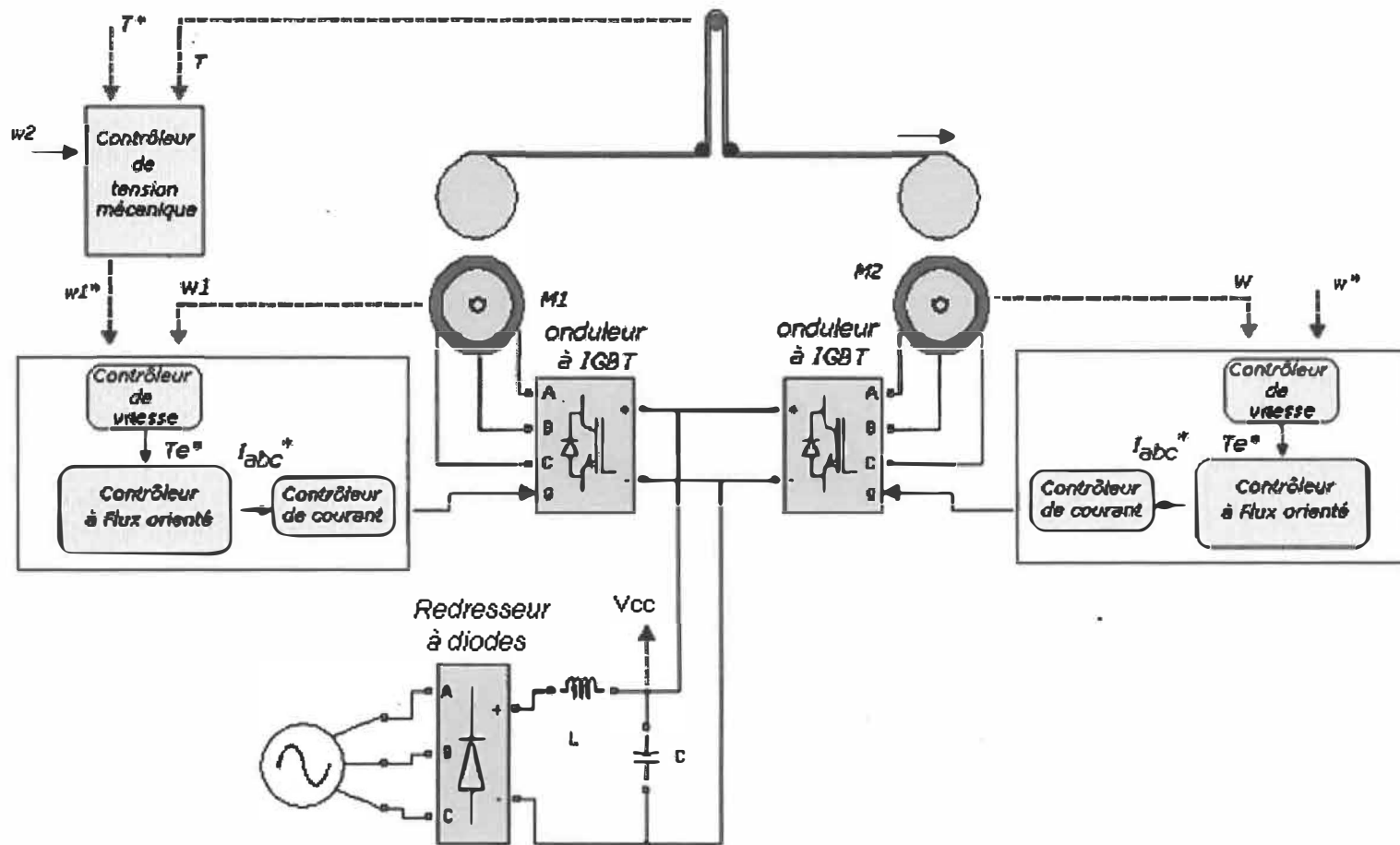


Figure 2-6 Structure de commande classique d'un système multimoteur avec lien cc [6,16, 33]

$$V_1' = V_1(T_E - E \cdot S - 2T) \quad (2-13)$$

$$V_2' = V_2(E \cdot S + T) \quad (2-14)$$

$$p(s) = \frac{T}{V_A} = \frac{1}{s \cdot L_{Toile}} \quad (2-15)$$

À partir de la fonction de transfert obtenue (2-15) et en ajoutant un contrôleur PI afin de réaliser un asservissement de la tension mécanique tel que montré par la figure 2.8, il est possible d'obtenir une expression de la fonction de transfert du système bouclé représentée par (2-16).

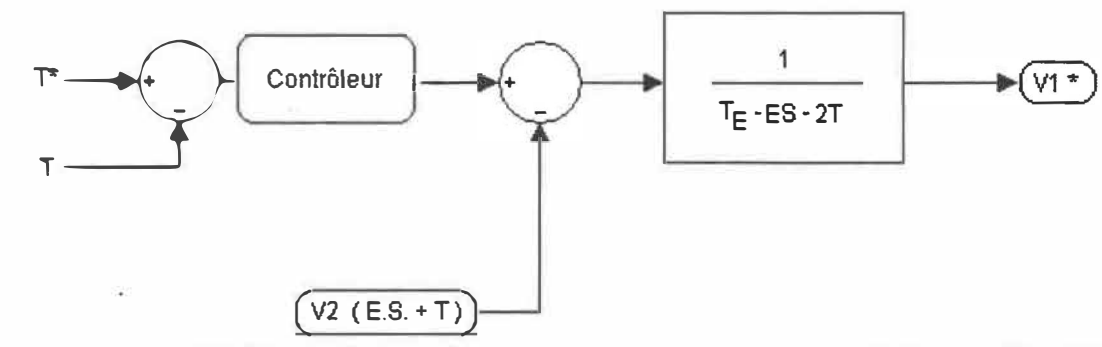


Figure 2-7 Structure de commande de tension mécanique

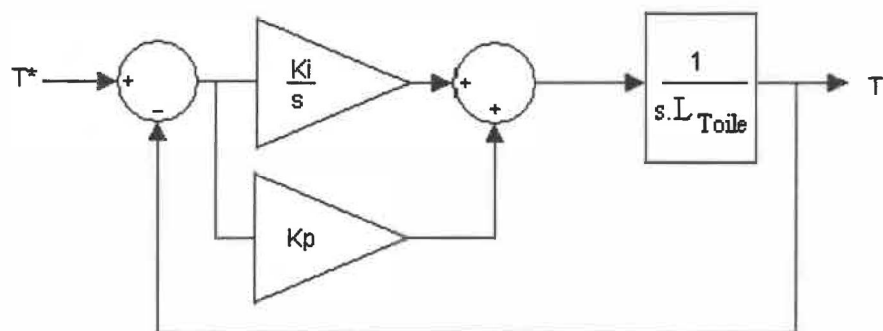


Figure 2-8 Système bouclé pour la commande de tension mécanique

$$H(s) = \frac{T}{T^*} = \frac{Kp/Ki \cdot s + 1}{L_{Toile}/Ki \cdot s^2 + Kp/Ki \cdot s + 1} \quad (2-16)$$

$$H(s) = \frac{N(s)}{\left(\frac{s}{\omega_n}\right)^2 + 2\xi\left(\frac{s}{\omega_n}\right) + 1} \quad (2-17)$$

En analysant (2-16) et les caractéristiques de transfert d'un système générique de deuxième ordre (2-17), on obtient des expressions qui permettent de calculer les gains du contrôleur, Ki et Kp à partir de la fréquence naturelle ω_n et le coefficient d'amortissement ξ désirés.

$$K_i = \omega_n^2 \cdot L_{Toile} \quad (2-18)$$

$$Kp = \frac{2\xi \cdot Ki}{\omega_n} \quad (2-19)$$

Nous négligeons l'effet de $N(s)$ sur la réponse du système, en considérant un signal de consigne sans variations brusques à l'aide d'un générateur de trajectoires.

2.4.2 Commande de vitesse

En considérant l'utilisation de machines asynchrones à cage d'écureuil dont l'équation dynamique est donnée par (2-20) et (2-21) et en isolant le couple électromagnétique T_e , une structure de commande peut être proposée tel que montré par la figure 2.9.

$$J \cdot \frac{d\omega}{dt} + B \cdot \omega = T_e - T_L \quad (2-20)$$

$$T_e = \omega(J \cdot s + B) + T_L \quad (2-21)$$

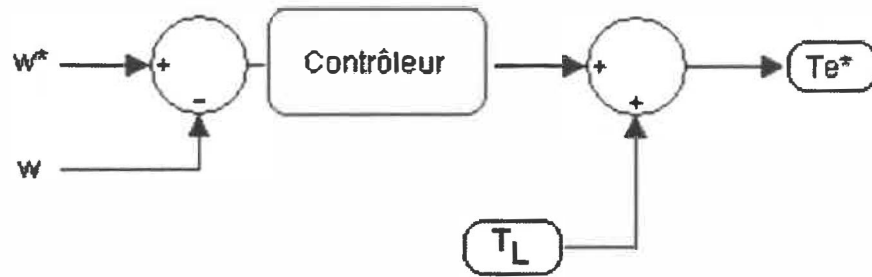


Figure 2-9 Structure de commande de vitesse

Par ailleurs, une expression de la fonction de transfert du système peut être obtenue en considérant le couple net $(T_e - T_L)$ comme entrée et la vitesse comme sortie.

$$p(s) = \frac{\omega}{T_e - T_L} = \frac{1/B}{\frac{J}{B}s + 1} \quad (2-22)$$

En ajoutant le contrôleur PI, la fonction de transfert du système bouclé est donnée par (2-23), où $\tau_m = J/B$ et $K_a = 1/B$.

$$H(s) = \frac{\omega}{\omega^*} = \frac{\left(1 + \left(\frac{K_p}{K_i}\right) \cdot s\right)}{\left(\frac{\tau_m}{(K_a \cdot K_i)}\right) \cdot s^2 + \left(\frac{(1 + K_a \cdot K_p)}{(K_a \cdot K_i)}\right) \cdot s + 1} \quad (2-23)$$

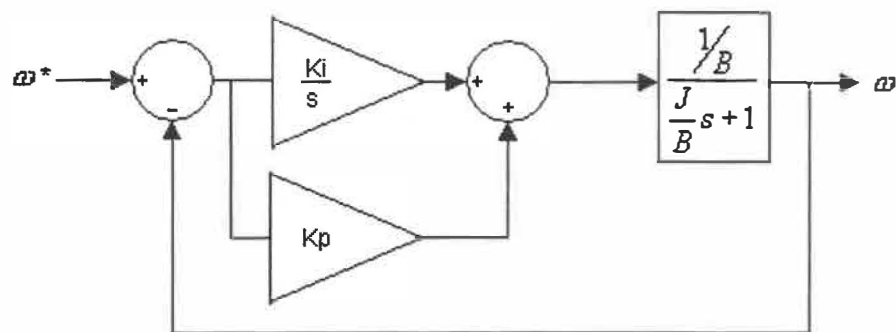


Figure 2-10 Système bouclé pour la commande de vitesse

Une analyse de (2-23) permet d'obtenir les expressions de Ki et Kp , à partir de la fréquence naturelle ω_n et du coefficient d'amortissement ξ désirés.

$$Ki = \frac{\tau_n \omega_n^2}{K_a} \quad (2-24)$$

$$Kp = \frac{\left(\frac{2\xi K_a Ki}{\omega_n} - 1 \right)}{K_a} \quad (2-25)$$

2.5 Système multimoteur avec couplage électrique par un lien inductif

Cette section présente la description d'un système électromécanique semblable au système multimoteur entraîné par bande élastique tel que présenté plus haut. Le couplage mécanique élastique est remplacé par un couplage électrique inductif; la similitude est obtenue par l'emploi des analogies {vitesse, force} $\leftrightarrow$ {différence de potentiel, courant} [7, 9]. De plus, pour une différence de potentiel provenant de tensions induites par des génératrices, il y a aussi analogie avec la paire {vitesse, courant}.

La bande de matériau élastique est remplacée par deux machines à courant continu, MCC_1 et MCC_2 , liées électriquement par une inductance (élément élastique), et entraînées mécaniquement par des machines asynchrones M_1 et M_2 . La commande de tension mécanique du système présentée précédemment est remplacée par une commande de courant du lien électrique des machines à courant continu. La figure 2.11 donne un aperçu de la structure du système avec couplage élastique par inductance. Notons que ce système possède une structure et un mode de commande très similaires à ceux d'un système de production distribué.

Le circuit équivalent électrique du lien inductif est montré par la figure 2.12 et sa dynamique est représentée en fonction des paramètres des machines selon (2-26), où L est l'inductance du couplage électrique, R est la résistance externe du couplage plus la résistance interne de l'inductance, L_a et R_a sont l'inductance et résistance d'induit, E_g est la tension induite ou force contre-électromotrice et I est le courant du lien électrique.

$$\frac{dI}{dt} \cdot (La_2 + L + La_1) + I \cdot (Ra_1 + Ra_2 + R) + Eg_1 - Eg_2 = 0 \quad (2-26)$$

On suppose que les machines à courant continu MCC_1 et asynchrone M_1 tournent à la vitesse angulaire ω_1 , et que les machines à courant continu MCC_2 et asynchrone M_2 tournent à la vitesse angulaire ω_2 . Une manipulation de (2-26), en considérant que la force contre-électromotrice est fonction de la vitesse de rotation ($E_g = K_E \cdot \omega$), permet d'obtenir une équation dynamique du courant de couplage en fonction des vitesses des machines.

$$\frac{dI}{dt} = \frac{K_{E2}\omega_2 - K_{E1}\omega_1 - I \cdot (Ra_1 + Ra_2 + R)}{(La_2 + L + La_1)} \quad (2-27)$$

En examinant les équations (2-27) et (2-7), on peut trouver une analogie entre le courant du couplage électrique des machines à courant continu I et la tension mécanique de la bande de matériau T .

$$\frac{dI}{dt} = f(I, \omega_2, \omega_1, L) \quad \leftrightarrow \quad \frac{dT}{dt} = f(T, \omega_2, \omega_1, \frac{L_{roile}}{E \cdot S}) \quad (2-28)$$

En prenant (2-27) et en isolant la vitesse de rotation de la machine M_1 (ou MCC_1) selon (2-28), il est possible de proposer une structure de commande tel que montré par la figure 2.13.

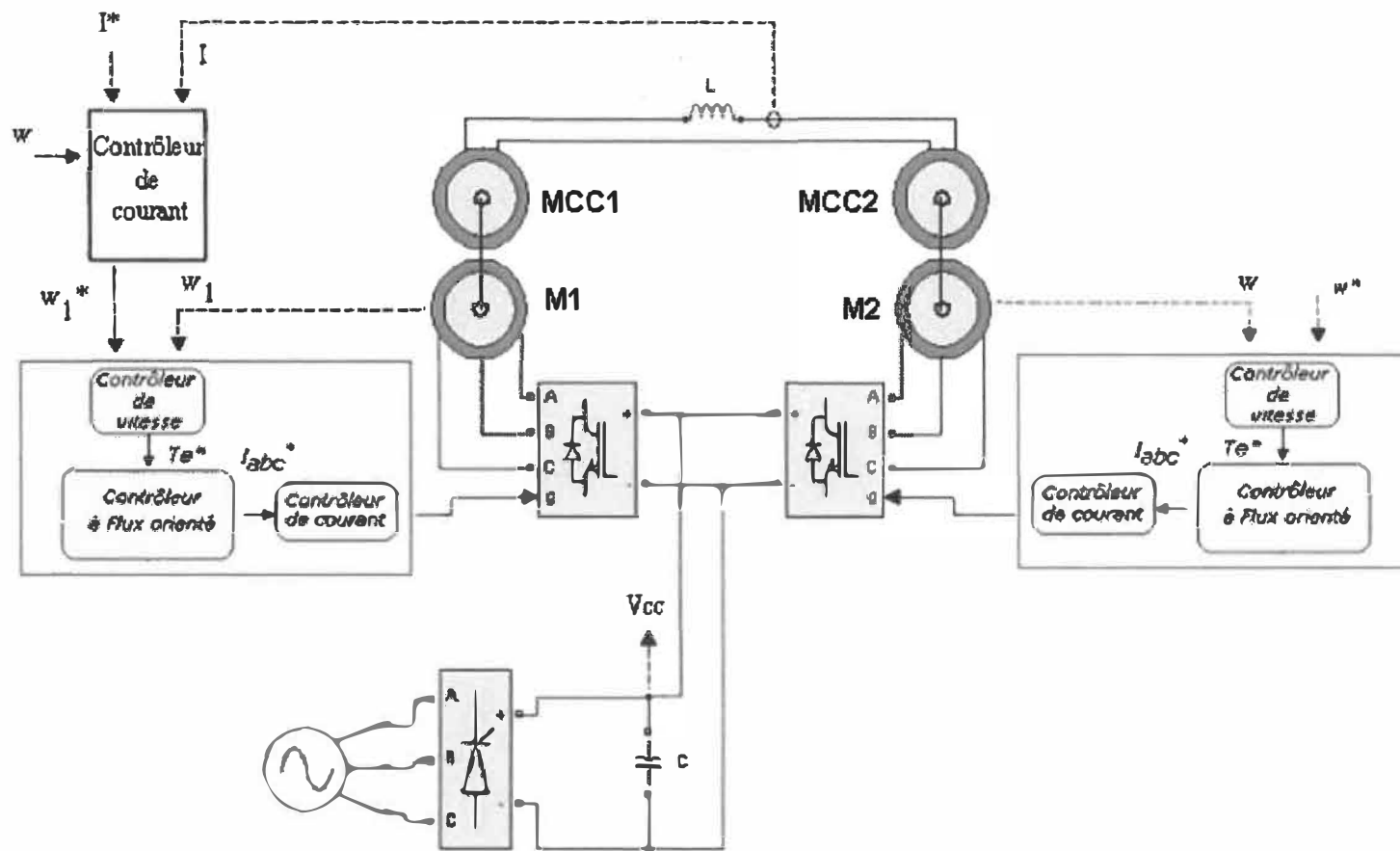


Figure 2-11 Système multimoteur avec couplage élastique par inductance

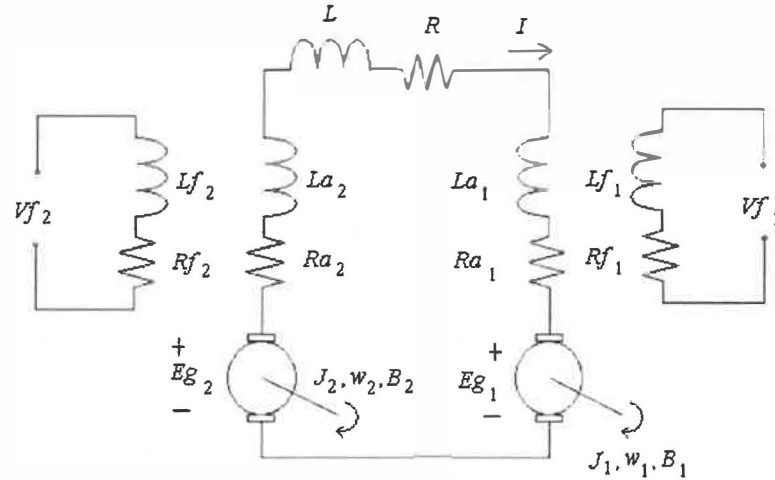


Figure 2-12 Circuit équivalent du couplage électrique par inductance

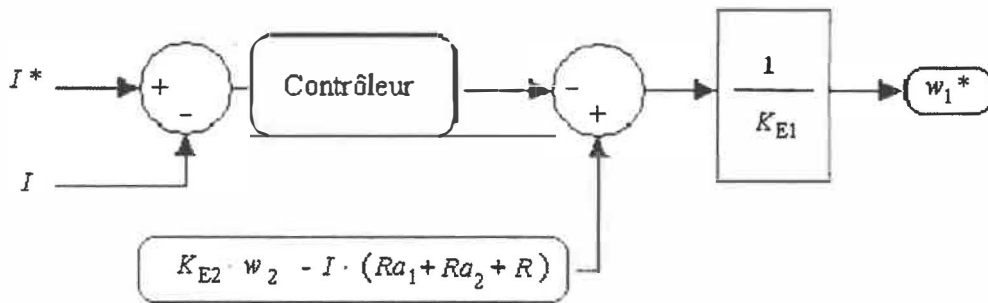


Figure 2-13 Structure de commande de courant du couplage électrique

De même que pour la commande de tension mécanique exposée précédemment, cette structure produit une consigne de vitesse pour la machine M_1 afin de contrôler, dans ce cas-ci, le courant traversant l'inductance L .

$$\omega_1 = \frac{[K_{E2} \cdot \omega_2 - s \cdot I \cdot (La_1 + La_2 + L) - I \cdot (Ra_1 + Ra_2 + R)]}{K_{E1}} \quad (2-29)$$

En manipulant l'équation dynamique du système, et en considérant $E_T = K_{E2} \cdot \omega_2 - K_{E1} \cdot \omega_1 - I \cdot (Ra_1 + Ra_2 + R)$ comme entrée et le courant I comme sortie,

une expression de la fonction de transfert peut être décrite par (2-30), où l'inductance totale est déterminée comme $L_T = La_1 + La_2 + L$.

$$I = \frac{E_T}{s \cdot L_T} \quad (2-30)$$

En ajoutant un contrôleur PI, la fonction transfert du système bouclé tel que montré par la figure 2.14 peut être écrite selon (2-31).

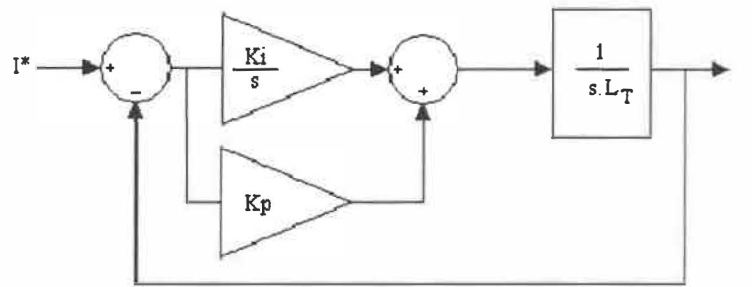


Figure 2-14 Système bouclé pour la commande de courant du couplage électrique

$$H(s) = \frac{I}{I^*} = \frac{Kp/Ki \cdot s + 1}{L_T/Ki \cdot s^2 + Kp/Ki \cdot s + 1} \quad (2-31)$$

Les gains du contrôleur, en analysant (2-31) et pour des caractéristiques de fréquence naturelle ω_n et le coefficient d'amortissement ξ désirés, peuvent être calculés selon (2-32) et (2-33).

$$K_i = \omega_n^2 \cdot L_T \quad (2-32)$$

$$K_p = \frac{2\xi \cdot K_i}{\omega_n} \quad (2-33)$$

2.6 Conclusion

Le principe de fonctionnement des systèmes multimoteurs avec bus cc commun ainsi que la structure de commande classique ont été exposés. L'importance des convertisseurs bidirectionnels dans l'opération de systèmes multimoteurs couplés visant la récupération de l'énergie a été mise en évidence.

La possibilité d'utiliser un système équivalent au système entraîné mécaniquement, utilisant un couplage électrique par inductance au lieu du couplage par bande élastique, est proposée comme une option de banc d'essais plus facile à réaliser et qui peut être implanté avec des machines existantes au laboratoire d'électrotechnique. Il est aussi remarquable que le montage du système équivalent proposé demande beaucoup moins d'espace physique pour sa réalisation et que le coût des capteurs de courant est très réduit en le comparant au coût des capteurs de tension mécanique, ce qui rend plus attrayante l'utilisation de ce modèle équivalent plutôt que le système couplé mécaniquement par bande élastique.

Chapitre 3 - Stratégie de gestion de creux de tension appliquée aux systèmes multimoteurs avec bus cc commun

Ce chapitre présente une proposition de stratégie de gestion de creux de tension applicable aux systèmes multimoteurs avec bus cc commun et basée sur le principe de la récupération de l'énergie cinétique du système pour lui permettre de se maintenir en opération pendant le creux de tension. Le principe utilisé a été exposé dans [13] pour un système comportant une seule machine, ici nous l'utilisons pour un système multimoteur couplé mécaniquement.

D'abord, l'algorithme de détection de creux de tension et ensuite la logique de traitement visant à garantir une opération acceptable du système avant, durant et après le creux de tension sont exposés. Pour cette étude une opération acceptable implique de garder le synchronisme des machines du système multimoteur, plus précisément de maintenir un contrôle précis de la variable élastique (tension mécanique ou courant), sinon en limiter les variations, même en présence de creux de tension. Ceci requiert premièrement une détection rapide des creux de tension et deuxièmement de contrôler la tension électrique du lien cc.

3.1 Détection de creux de tension

Les creux de tension peuvent être détectés par plusieurs méthodes [10, 15, 29, 34], dont la méthode ADALINE [1, 18, 21, 22]. Cette méthode permet une détection beaucoup plus rapide de la valeur efficace de la tension par rapport aux méthodes classiques comme la

transformée de Fourier ou le calcul de la valeur efficace par intégration. Une approche basée sur cette méthode, en analysant le signal d'alimentation alternatif triphasé, est proposée comme solution à la détection rapide de l'arrivée et de la fin du creux de tension.

La figure 3.1 montre un schéma général du système de détection de creux, où les mesures de tensions de ligne (AB, BC et CA) sont utilisées par l'algorithme de détection de creux. Ce dernier est composé de trois réseaux adaptatifs ADALINE qui produisent chacun une sortie avec l'information d'amplitude et phase des signaux mesurés. Un comparateur sert à déterminer l'arrivée ou la fin du creux de tension selon la valeur de référence qui représente la valeur nominale de la tension du réseau.

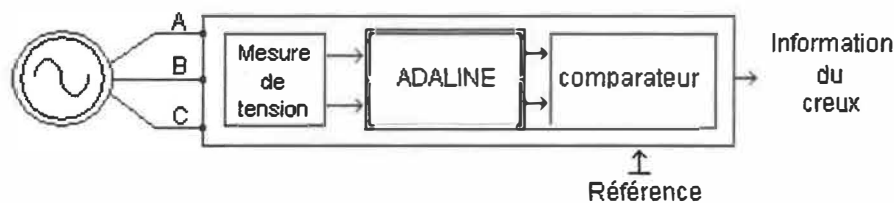


Figure 3-1 Schéma simplifié du détecteur de creux de tension proposé.

La figure 3.2 montre le principe de fonctionnement de la méthode ADALINE pour l'estimation du signal en considérant seulement la fréquence fondamentale (premier harmonique). La valeur estimée du signal est déterminée par (3-1) où w_0 est la fréquence fondamentale et W_1 , W_2 sont les coefficients de poids. La mise à jour des coefficients W_1 et W_2 est réalisée selon (3-2), où α est le facteur d'apprentissage. Le principe de la méthode ADALINE est de décrire le signal à traiter sous la forme de sa série de Fourier, avec le nombre d'harmoniques désiré. Les coefficients de Fourier représentent les poids dans le réseau de neurones.

$$Y_S(t) = X_1 \cdot W_1 + X_2 \cdot W_2 = W_1 \cdot \sin(w_0 t) + W_2 \cdot \cos(w_0 t) \quad (3-1)$$

$$W_i(k+1) = W_i(k) + \frac{[Y - Y_S] \cdot \alpha \cdot X_i}{\sum_{i=1}^2 X_i^2} \quad (3-2)$$

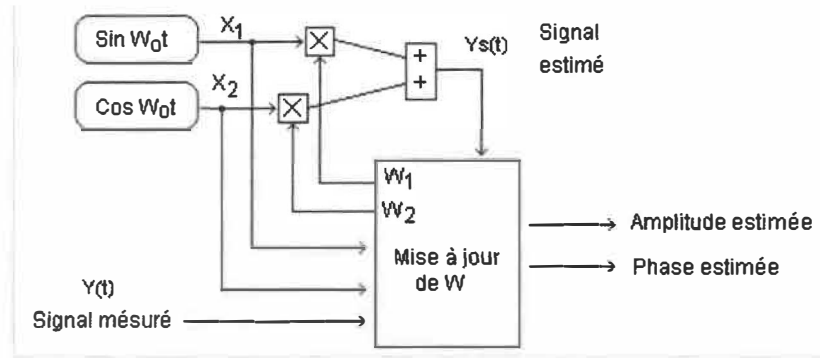


Figure 3-2 Estimation par la méthode ADALINE

Dans un cas pratique, le signal de tension triphasé n'est pas purement sinusoïdal, ce qui impose la considération de plusieurs harmoniques afin d'obtenir une estimation correcte du signal. Dans ce cas, le signal estimé est déterminé par (3-3).

$$Y_S(t) = \sum_{k=1}^N [W_{2k-1} \cdot \sin(kw_0 t) + W_{2k} \cdot \cos(kw_0 t)] \quad (3-3)$$

L'amplitude $|Y_S|$ et la phase θ_{Y_S} , de la composante fondamentale du signal estimé, sont calculées selon (3-4) et (3-5).

$$|Y_S| = \sqrt{W_1^2 + W_2^2} \quad (3-4)$$

$$\theta_{Y_S} = \tan^{-1}(W_1 / W_2) \quad (3-5)$$

En considérant une estimation avec l'analyse de $N/2$ composantes harmoniques, les coefficients actualisés $W_i(k+1)$ peuvent être calculés selon (3-6). Un schéma du circuit d'actualisation des coefficients est montré par la figure 3.3.

$$W_i(k+1) = W_i(k) + \frac{[Y - Y_s] \cdot \alpha \cdot X_i}{\sum_{i=1}^N X_i^2} \quad (3-6)$$

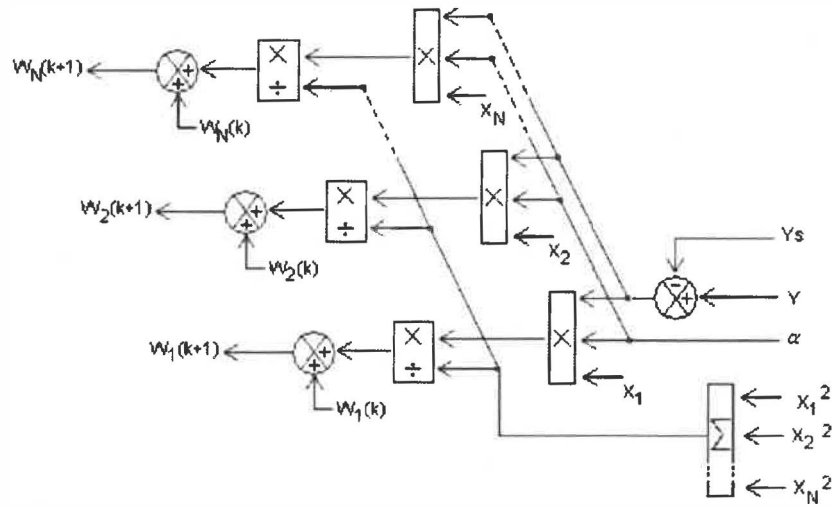


Figure 3-3 Actualisation de coefficients avec la méthode ADALINE

Une correction du facteur d'apprentissage selon la variation du signal estimé est ajoutée. Au démarrage du système, un facteur d'apprentissage α_0 est utilisé. Avec la détection d'un changement brusque dans le signal estimé ($|Y_s(k) - Y_s(k-1)| \geq E_{MAJ}$), un facteur $\alpha_T > \alpha_0$ est utilisé jusqu'à la stabilisation de l'estimation. Le système reprend le facteur d'apprentissage α_0 après que la variation du signal estimé devienne inférieure à une valeur minimale ($|Y_s(k) - Y_s(k-1)| < E_{MIN}$). Une pondération des seuils E_{MAJ} et E_{MIN} est calculée selon l'amplitude du signal estimé. La figure 3.4 montre le schéma bloc de la correction du facteur d'apprentissage.

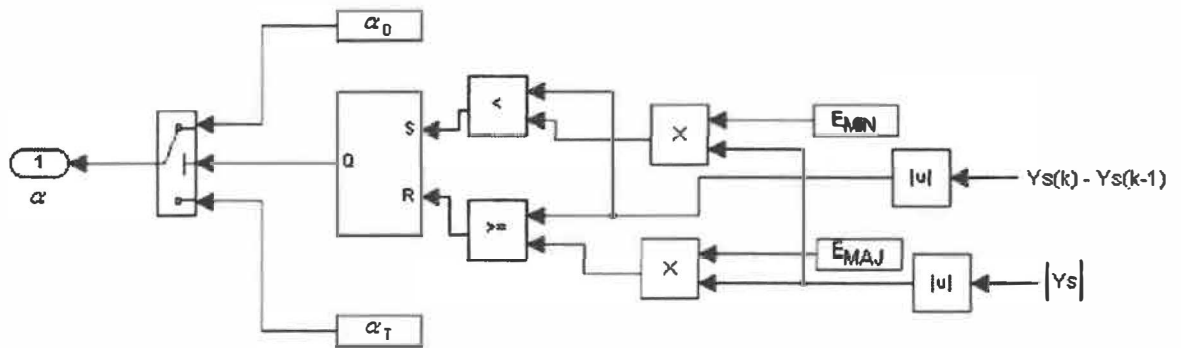


Figure 3-4 Correction du facteur d'apprentissage (méthode ADALINE)

Afin de réduire les oscillations, une fois que l'amplitude de l'erreur $[Y - Y_s]$ est inférieure à une valeur minimale E_s pondérée avec l'amplitude du signal estimée, la correction de coefficients W_i sera arrêtée en imposant une erreur zéro.

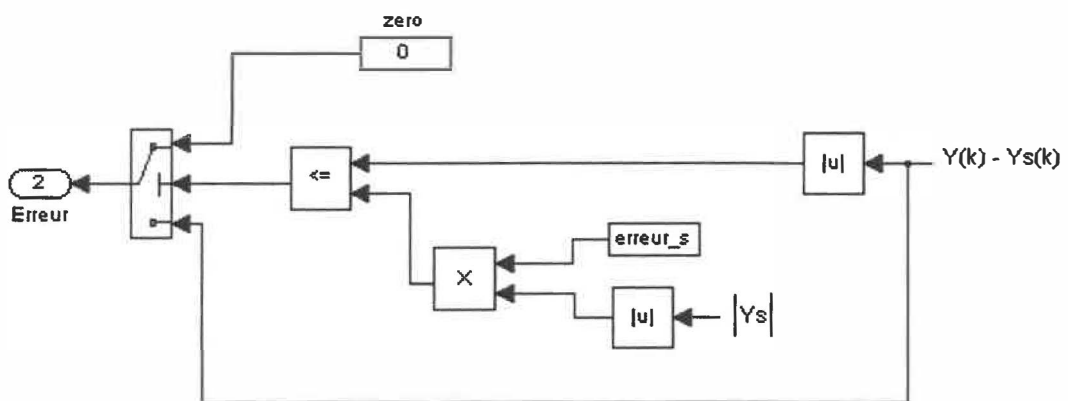


Figure 3-5 Correction d'erreur - méthode ADALINE

Le signal de creux de tension est généré en considérant une bande d'hystérésis, dont le niveau inférieur (seuil d'activation) permet l'activation du signal de creux et le niveau supérieur (seuil de désactivation) permet sa désactivation. La figure 3.6 montre la méthode de génération de signal de creux de tension.

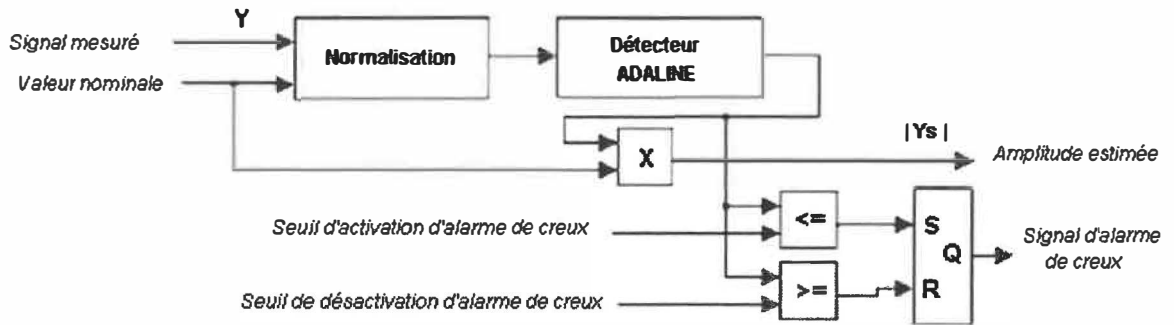


Figure 3-6 Génération du signal d'alarme de creux de tension par la méthode ADALINE

Afin de pouvoir réaliser la détection du creux de tension d'un signal triphasé, trois détecteurs de creux, un pour chaque phase, sont utilisés. Le signal de creux de tension est activé avec la détection de basse tension dans une des phases; il est désactivé seulement avec la détection de tension normale dans les trois phases. De cette manière, la détection de l'arrivée du creux de tension est plus rapide que la détection de la fin du creux, ce qui permet au système de contrôle de réagir plus rapidement face au creux de tension. Le schéma bloc du détecteur de creux de tension triphasée est montré par la figure 3.7 .

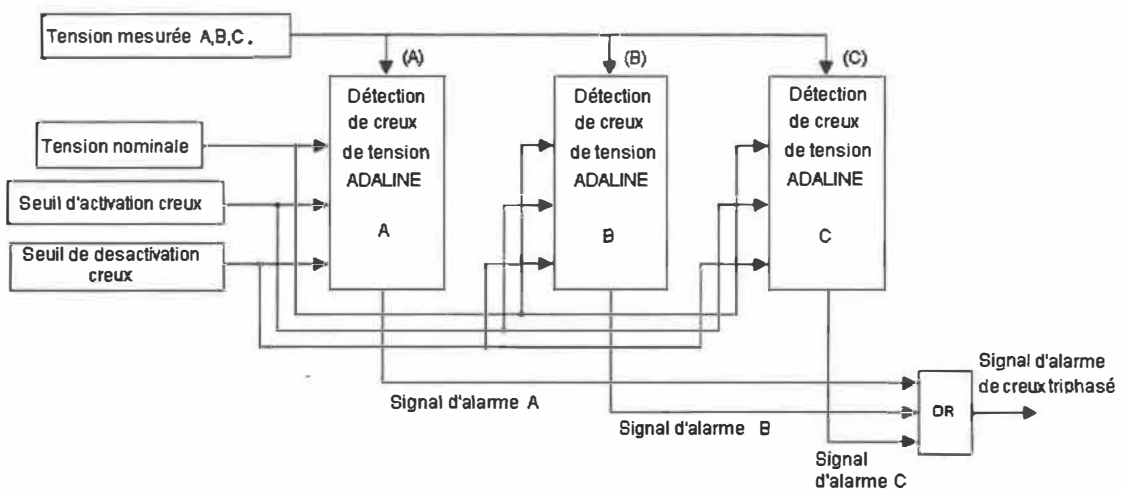


Figure 3-7 Génération du signal d'alarme de creux de tension triphasée par la méthode ADALINE

Selon les résultats de simulation préliminaires, la génération du signal d'alarme de creux est possible dans un délai maximal de 1/10 de cycle, indépendamment de l'angle électrique de l'arrivée et de la profondeur du creux.

3.2 Stratégie de gestion de creux de tension

La stratégie de gestion de creux de tension inclut trois parties : un changement du mode d'opération de la machine M_2 basé sur des conditions logiques, un gestionnaire des trajectoires et une modification à la topologie de commande.

3.2.1 Modes d'opération des machines et conditions logiques de changement de mode

Dans un système classique et dans des conditions normales de tension, il n'y a qu'un mode d'opération prévu pour les machines M_1 et M_2 : c'est le « mode moteur ». Dans cette proposition, quatre modes d'opération qui dépendent des conditions de la tension du réseau, de la tension du bus cc et de la vitesse du procédé sont considérés. Ces modes sont «mode moteur», «mode libre», «Contrôle de Vcc» et «En arrêt». (Figure 3.8)

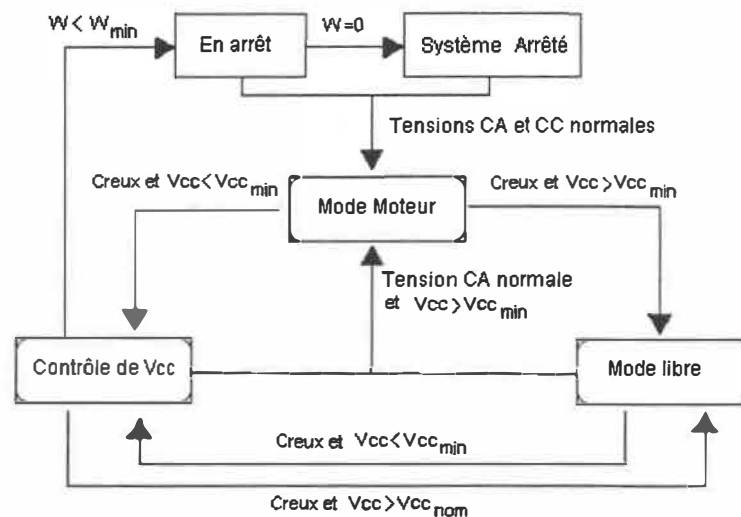


Figure 3-8 Modes d'opération- gestion de creux de tension

Le premier mode d'opération est le mode pour des conditions normales de tension de réseau et du bus cc, qui permet de gérer le fonctionnement du système avec une commande de vitesse du procédé à travers la commande de vitesse de la machine M_2 . La machine M_1 est toujours commandée en vitesse selon la consigne générée par le contrôleur de tension mécanique dans le cas des systèmes couplés mécaniquement et par contrôleur de courant dans le cas du système avec couplage électrique inductif.

Si un creux de tension est détecté et la tension du bus cc est supérieure à la tension minimale, le système passe au «mode libre». Dans ce mode, la machine M_2 est commandée avec une consigne égale à sa propre vitesse (elle tourne librement mais elle est toujours commandée) et M_1 est commandé en vitesse pour maintenir la tension mécanique du procédé. Si le creux de tension est terminé et la tension du bus cc est supérieure à la valeur minimale acceptable, le système retourne au «mode moteur». La détection d'une diminution de la tension du bus cc en deçà de la valeur minimale acceptable permet le passage au mode «Contrôle de V_{cc} ».

Dans le mode «Contrôle de V_{cc} », la consigne de vitesse du contrôleur de M_1 est remplacée par une consigne de tension, les gains du contrôleur sont ajustés afin de permettre la commande de tension du bus cc et M_2 passe à mode génératrice au besoin. Si une augmentation de la tension du bus cc est détectée et le creux de tension persiste, le système passe au «mode libre ». Si la vitesse du système est diminuée au-dessous de la vitesse minimale (W_{min}) et la tension du réseau n'est pas rétablie, le système passe au mode «En arrêt». Ce mode impose un freinage contrôlé du système.

La condition pour retourner au « mode moteur » est que la tension du bus cc et la tension du réseau soient normalisées.

3.2.2 *Gestionnaire de trajectoire de vitesse*

La figure 3.9 montre le schéma bloc du gestionnaire de trajectoire proposé afin d'éviter l'imposition de trajectoires de consigne incluant des discontinuités aux contrôleurs lorsqu'un changement de mode d'opération est requis. Le gestionnaire de trajectoire produit une consigne modifiée (W_{ref}^*) selon le mode d'opération du système et selon la consigne de vitesse (W_{ref}).

Lorsque la commande de vitesse n'est pas activée ($Activer_consigne=0$), la sortie (W_{ref}^*) est une consigne égale à la vitesse propre du moteur. Une fois la commande de vitesse activée ($Activer_consigne=1$), si la vitesse de référence (w_{ref}) est supérieure à la vitesse mesurée, W_{ref}^* est augmentée à chaque pas de calcul d'une valeur dW (calculée selon le temps de montée désiré et le signal d'horloge du contrôleur) jusqu'à obtenir une diminution de l'erreur au-dessous d'une valeur minimale programmable. Si la vitesse de référence est inférieure à la vitesse mesurée (w_{mes}), W_{ref}^* est diminuée d'une valeur dW à chaque pas de calcul.

Dans les modes « libre » et « contrôle de V_{cc} », le gestionnaire de trajectoire produit une consigne égale à la vitesse mesurée du moteur.

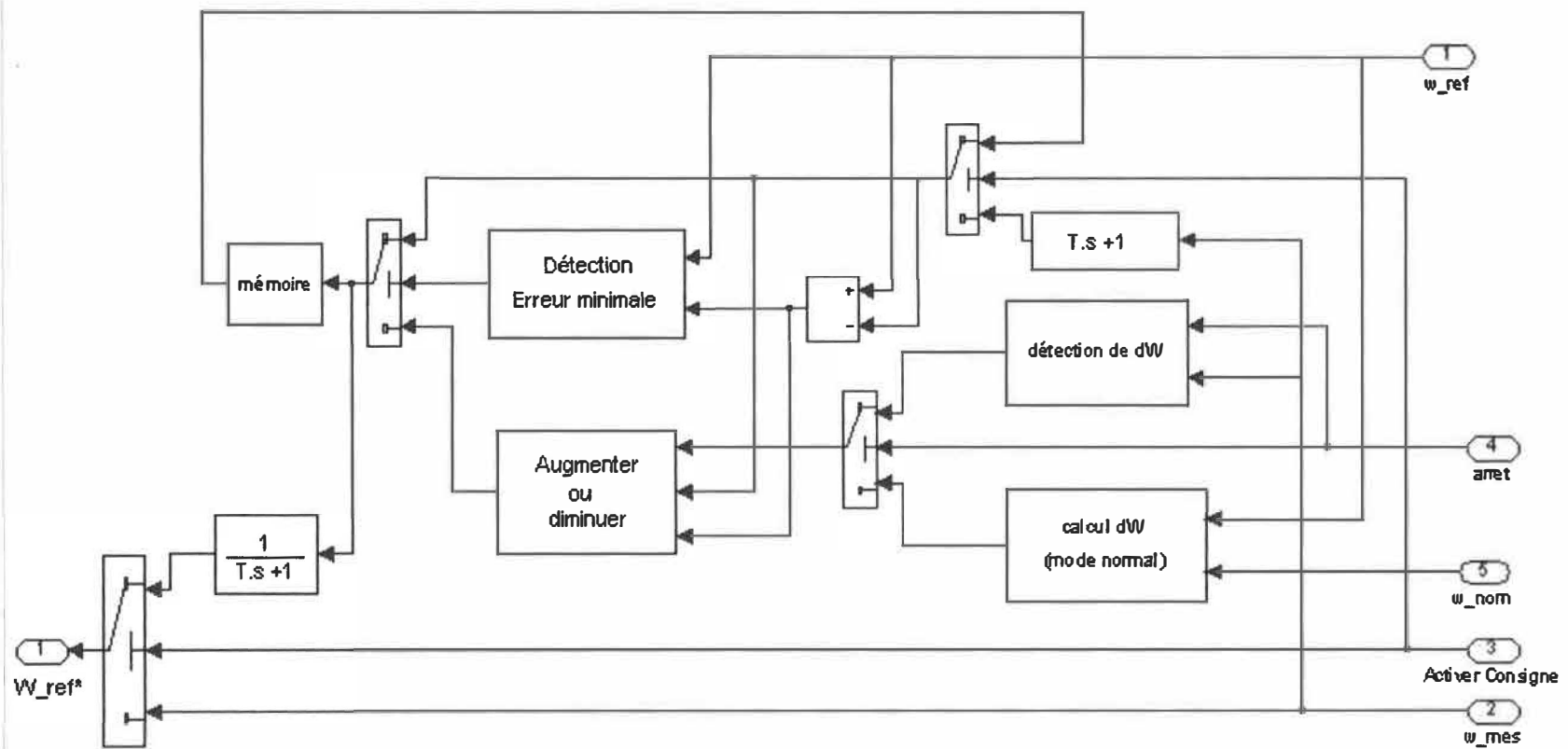


Figure 3-9 Gestionnaire de trajectoires – consigne de vitesse

La dernière pente de freinage utilisée en mode «Contrôle Vcc» est prise comme valeur de référence pour calculer le facteur dW à utiliser pendant le freinage contrôlé dans le mode « En arrêt ».

Le filtre de premier ordre $\frac{1}{(T \cdot s + 1)}$ permet de produire une trajectoire douce telle que montrée par la figure 3.10, où le délai entre le signal de sortie et le signal d'entrée est déterminé par la constante de temps T. Le bloc inverse $(T \cdot s + 1)$ permet de compenser le délai introduit par le filtre pendant le changement de mode d'opération imposé par le signal d'activation de consigne. Pour l'implantation du bloc inverse sous Simulink l'expression $(T \cdot s + 1)/((T/k) \cdot s + 1)$ est employée avec $k > 10$.

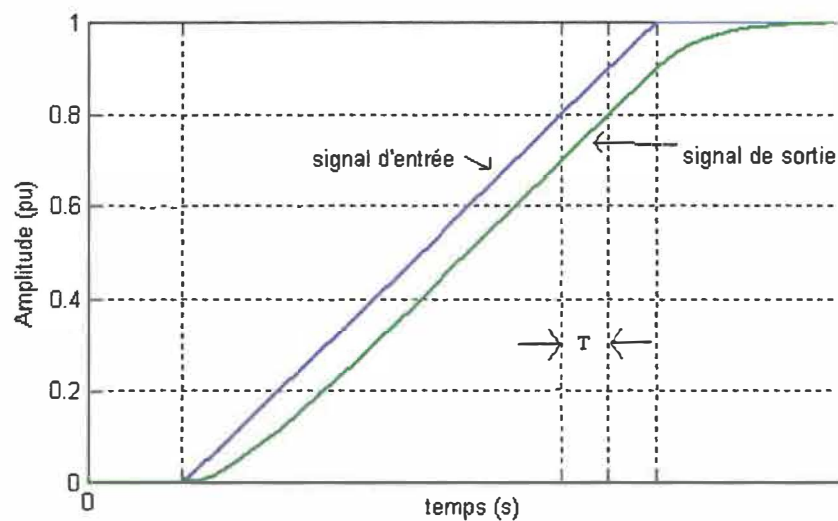


Figure 3-10 Réponse du filtre de premier ordre

3.2.3 Modification à la structure de commande

La troisième partie de la stratégie de gestion de creux de tension est une modification à la structure de commande de la machine M₂ tel que montré par la figure 3.11.

Cette modification est basée sur la possibilité de contrôler la tension du bus cc en considérant la relation entre les puissances des machines M_1 et M_2 et la tension du bus cc présenté par (2-7). Elle consiste à changer la consigne de vitesse de la machine M_2 par une consigne de tension du bus cc et à ajuster les gains K_i et K_p du contrôleur afin de permettre la commande de tension électrique pendant le creux de tension.

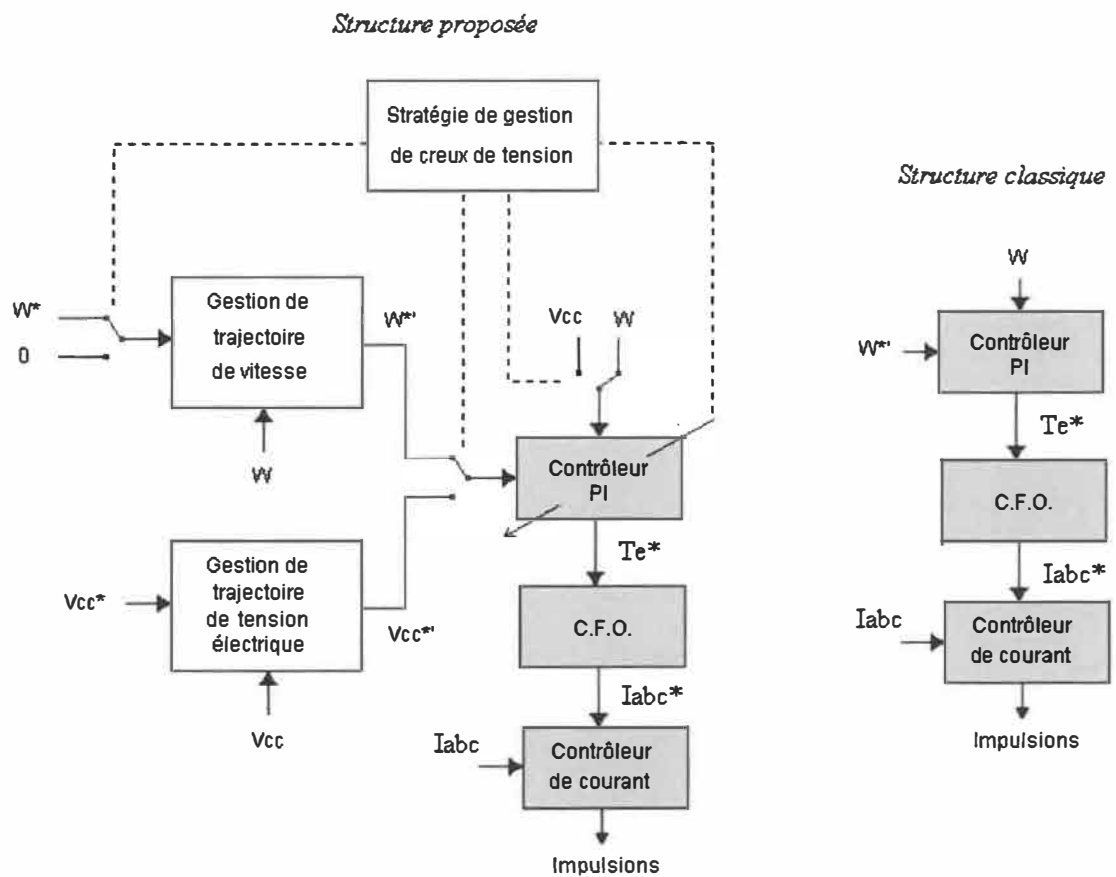


Figure 3-11 Modification à la structure de commande de M_2 .

3.3 Conclusion

Une proposition de stratégie de gestion de creux de tension basée sur la réversibilité des convertisseurs, la récupération de l'énergie cinétique et la détection de creux de tension par la méthode ADALINE a été présentée. Cette proposition n'inclut que des modifications à la

commande en variant le mode d'opération d'une des machines. L'implémentation de cette stratégie est possible en utilisant des contrôleurs classiques PI.

La stratégie de gestion de creux de tension présentée est fonctionnelle dans les systèmes avec lien cc alimenté à travers un pont redresseur à diodes (pont non commandé) ou à thyristor (pont commandé). Cependant, lorsque la tension du lien cc est annulée, un démarrage progressif du lien cc est requis, ce qui est possible seulement en utilisant un pont commandé. Une annulation de la tension du lien cc peut engendrer une surintensité à la fin du creux de tension si le redresseur est non commandé, ce qui affecte le synchronisme du système et risque même de détruire le pont. Alors, l'utilisation d'un redresseur commandé est recommandée afin de réduire les risques de surintensité au démarrage du bus cc, soit à l'initialisation du système soit à la fin d'un creux de tension.

Chapitre 4 - Conception d'un convertisseur bidirectionnel cc/ca

Au chapitre 3, une stratégie de gestion de creux de tension a été présentée. Elle est basée sur la récupération de l'énergie de la machine en changeant le mode de fonctionnement de mode moteur à mode génératrice. Pour rendre possible l'implantation de cette stratégie, l'utilisation des convertisseurs bidirectionnels s'impose, car dans le mode moteur, l'écoulement de puissance est du bus cc vers la machine et dans le mode de récupération d'énergie l'écoulement de puissance est de la machine vers le bus cc, ce qui est équivalent à une inversion du sens du courant cc du bus cc vers le convertisseur. Dans ce chapitre quelques considérations sur les convertisseurs bidirectionnels sont présentées de manière abrégée.

4.1 Aperçu du convertisseur bidirectionnel cc/ca

La technologie actuelle offre la possibilité de travailler avec des composants d'électronique de puissance comme les interrupteurs à IGBT/DIODE et à MOSFET/DIODE qui sont parmi les plus connus. L'utilisation de ces dispositifs permet d'obtenir des ponts réversibles, dont l'efficacité ne dépend pas entièrement des interrupteurs même, mais plutôt de la commande.

Les convertisseurs cc/ca peuvent être classés selon le nombre de phases en convertisseurs monophasés et convertisseurs triphasés, et selon le type de source d'entrée en onduleurs de tension (VSI) et onduleur de courant (CSI) si l'entrée est une tension ou un courant respectivement [20, 27]. Cette étude est centrée sur l'onduleur de tension triphasé.

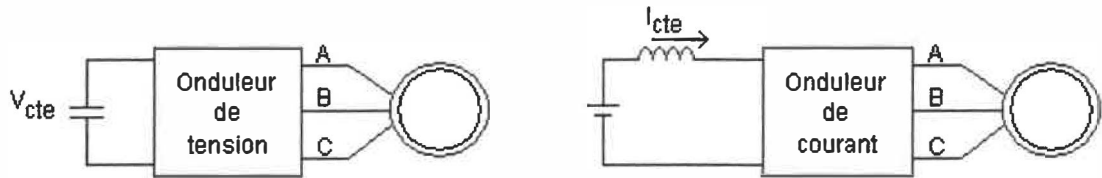


Figure 4-1 Diagramme simplifié des onduleurs triphasés de tension et de courant

La figure 4.2 montre le schéma électrique simplifié d'un convertisseur de tension triphasé, dont l'utilisation de diodes de roue libre ($D_1, D_2, D_3, D_4, D_5, D_6$) en parallèle avec les interrupteurs ($s_1, s_2, s_3, s_4, s_5, s_6$) est une des principales caractéristiques.

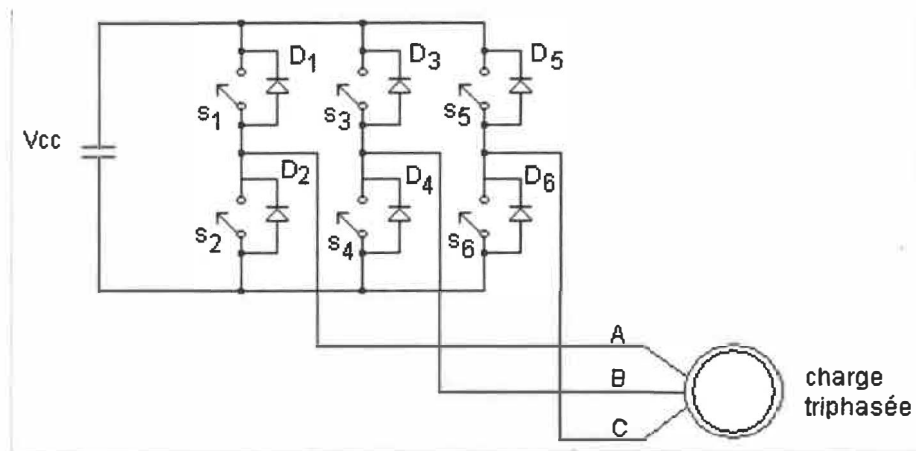


Figure 4-2 Schéma électrique simplifié du convertisseur de tension triphasée

Ce type de convertisseur permet de générer une tension de sortie variable en fréquence et en valeur efficace à l'aide de techniques de modulation telle la MLI, facilitant le transfert contrôlé de puissance de la source vers la charge et vice-versa. Une des principales applications des VSI est la commande de machines triphasées.

Selon le type de conversion de tension, le même convertisseur peut agir comme onduleur (tension continue à tension alternative) ou comme redresseur (tension alternative à tension continue). Par exemple, en considérant la figure 4.2, si la charge est une machine

électrique (moteur), son mode de fonctionnement est contrôlé par le convertisseur, pouvant travailler comme moteur ou comme génératrice, en absorbant ou en fournissant de l'énergie au condensateur du bus cc à travers le convertisseur.

4.2 Caractéristiques générales du convertisseur requis

La première caractéristique à prendre en considération est la tension nominale du convertisseur. En considérant une topologie typique, tel que montré par la figure 4.3, où une machine triphasée est alimentée par un onduleur connecté à un bus cc, qui à son tour est alimenté par un redresseur branché à une source triphasée, la tension nominale de l'onduleur est déterminée par la tension nominale efficace de phase V_{ph} du réseau électrique selon (4-1).

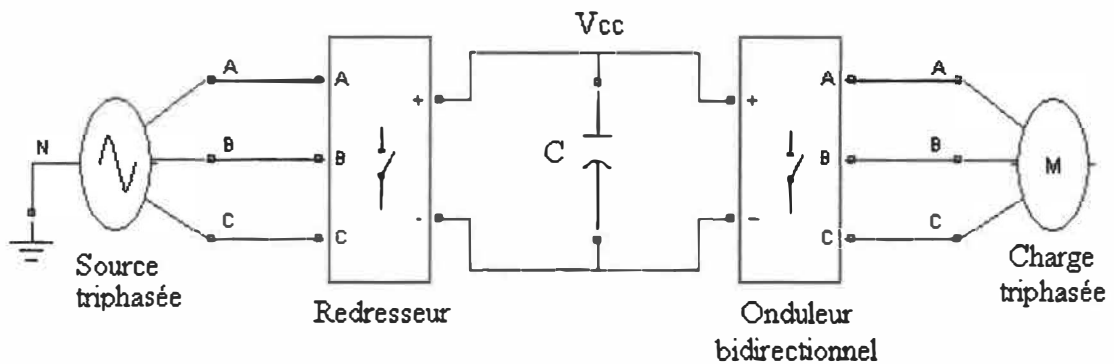


Figure 4-3 Redresseur triphasé alimentant un onduleur triphasé

$$V_{cc} = V_{ph} \cdot \sqrt{2} \cdot \sqrt{3} \quad (4-1)$$

La norme CAN-C235-83 admet, pour une connexion triphasée à 4 conducteurs, une tension nominale de phase variable entre 112V et 125V [5]. Conséquemment, la tension maximale redressée peut varier entre 274.34V et 306.18V.

Le choix des semi-conducteurs doit être réalisé en considérant la tension maximale redressée ($V_{CC_{max}}$) et un facteur de sécurité (F_{sec}) selon (4-2).

Un facteur de sécurité habituel est 1.5. Il peut cependant être supérieur ou légèrement inférieur, sachant qu'une augmentation du facteur de sécurité entraîne une augmentation du coût des composants et qu'une diminution augmente le risque de destruction.

$$V_{nom_convertisseur} = F_{sec} \cdot V_{CC_{max}} \quad (4-2)$$

Les deuxième et troisième caractéristiques à considérer sont le courant nominal et le courant maximal du convertisseur. Ces caractéristiques sont déterminées par l'information technique de la machine triphasée qui va être pilotée avec le convertisseur, normalement indiquée sur la plaque signalétique. Le fabricant donne le courant à pleine charge et le courant au démarrage. Le courant nominal du convertisseur peut être estimé comme le courant à pleine charge multiplié par un facteur de sécurité, et le courant maximal comme le courant au démarrage multiplié par un facteur de sécurité.

$$I_{nom_convertisseur} = F_{sec} \cdot I_{S_{\grave{a}_pleine_charge}} \quad (4-3)$$

$$I_{max_convertisseur} = F_{sec} \cdot I_{S_{d\grave{e}marrage}} \quad (4-4)$$

Une quatrième caractéristique du convertisseur est la fréquence maximale de commutation utilisée par la technique de modulation.

En résumé, pour le choix des composants du convertisseur, la tension maximale du bus cc, le courant de démarrage et à pleine charge de la machine à utiliser ainsi que la fréquence de commutation sont des paramètres de base.

En divisant le convertisseur en deux grandes parties, soit les interrupteurs de puissance et le circuit d'attaque, représentant les circuits de puissance d'une part et le circuit de commande, considéré comme circuit logique d'autre part, tel que montré à la figure 4.4, et en tenant compte qu'il y a une différence importante entre les niveaux de tension utilisés dans ces deux parties du convertisseur, il est obligatoire d'utiliser une isolation entre eux afin de réduire les risques d'endommager le circuit de commande lorsqu'un problème dans le circuit de puissance se présente. Cette isolation dépend des niveaux de tension utilisés par le circuit de puissance et doit aussi être considérée pour le choix des capteurs de courant et de tension prévus.

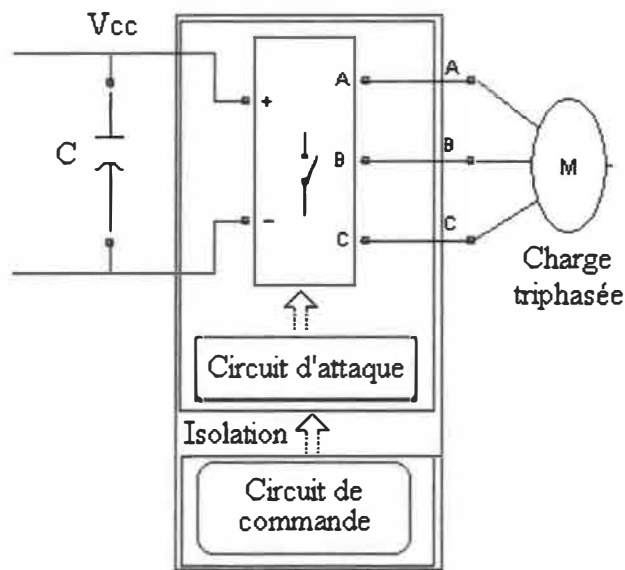


Figure 4-4 Topologie générale du convertisseur cc/ca

Les détails sur le calcul et le choix de composants pour le convertisseur requis sont présentés dans l'annexe A.

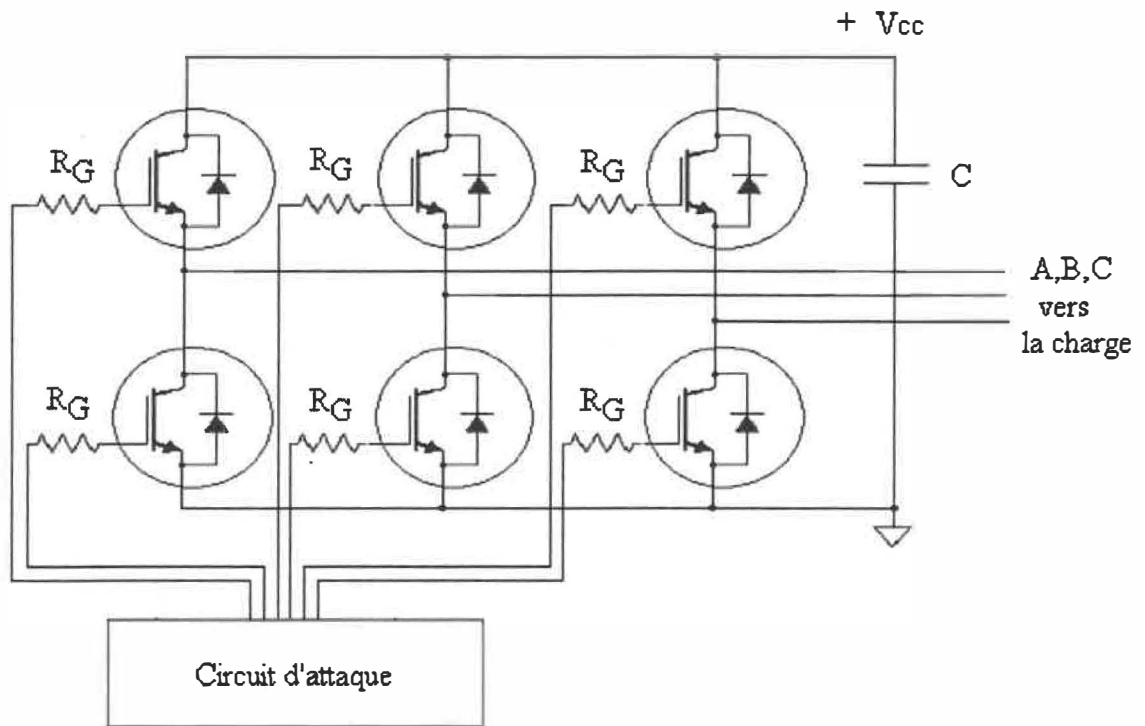


Figure 4-5 Schéma général du convertisseur triphasé à IGBT.

4.3 Rôle du condensateur du bus cc

L'élément principal du bus cc est le condensateur, dont la fonction principale est de réduire l'ondulation de la tension redressée. Ce condensateur joue aussi un rôle très important dans deux aspects critiques de l'opération de systèmes multimoteurs avec bus cc commun :

- Le courant de démarrage du bus cc lorsqu'un pont redresseur non commandé est utilisé;
- Le temps de décharge du condensateur durant un creux de tension.

Réaliser un filtrage parfait de la tension redressée en augmentant la capacité du condensateur C peut allonger le temps de décharge du condensateur, mais ceci entraîne des

coûts majeurs et accroît le courant au démarrage du bus cc en cas d'utilisation d'un redresseur non commandé. Dans l'industrie l'utilisation de condensateurs de filtrage dans les entraînements à vitesse variable utilisant des machines asynchrones est limitée à un rapport qui varie entre 75 et $360\mu\text{F}/\text{kW}$ installé [3].

Conformément à la règle antérieure pour une charge de 2kW, une capacité entre $150\mu\text{F}$ (capacitance de base) et $720\mu\text{F}$ (capacitance surdimensionnée) peut être employée. En considérant la variation permise de la tension du réseau selon la norme CAN-C235-83 [5] pour une tension nominale de 120/208 V (Tableau 4-1) et les capacités de base et surdimensionnée énoncées calculées en fonction de la charge, la tension mesurée du bus cc peut varier entre 258.4 et 297.7V.

Tableau 4-1 Variation permise de la tension du réseau pour une connexion triphasée à 4 fils selon la norme CAN-C235-83.

Tension nominale (V)	Tension minimale (V)	Tension maximale (V)
120 / 208	112 / 190	125 / 216

La figure 4.6 montre les résultats de simulation de la tension moyenne du bus cc alimentant une charge de 2kW obtenus sous MATLAB/Simulink/SimPowerSystems ® en fonction de la capacité du bus cc et des variations de la tension du réseau permises selon la norme CAN-C235-83.

La figure 4.7 présente les résultats de simulation de la tension du bus cc alimentant une charge de 2kW face à un creux de tension d'une profondeur de 0.9p.u, pour les tensions du

réseau minimale et maximale acceptées par la norme CAN-C235-83 et en considérant la capacité de base et la capacité surdimensionnée.

Selon les résultats de la figure 4.7, l'utilisation d'une capacité de basse ($150\mu\text{F}$) oblige une détection des creux de tension beaucoup plus rapide (avec un délai inférieur à $1/10$ de cycle) afin que le système puisse réagir en contrôlant la tension du bus cc avant qu'elle ne tombe et que le système ne perde son synchronisme.

Il est très évident, que même en utilisant une capacité surdimensionnée ($360\mu\text{F/kW}$, soit $720\mu\text{F}$), le système doit réagir avant $1/4$ de cycle pour ne pas permettre une réduction majeure de la tension du bus cc qui puisse compromettre le fonctionnement du système.

Le coût du condensateur requis surdimensionné et de base pour une charge de 2kW , selon l'information obtenue du site web du fournisseur Newark le 28 août 2008, est de 36.49 et 5.68 dollars américains respectivement, c'est un rapport des coûts de 6,42/1, ou bien une augmentation nette du coût du convertisseur de 30.81 dollars, si on est obligé d'utiliser la capacité surdimensionnée plutôt que la capacité de base, en plus de l'encombrement additionnel occasionné par la taille des condensateurs additionnels. Dans ce sens, il est avantageux d'utiliser une capacité de base si la détection et l'algorithme de gestion des creux de tension permettent au système de réagir assez rapidement.

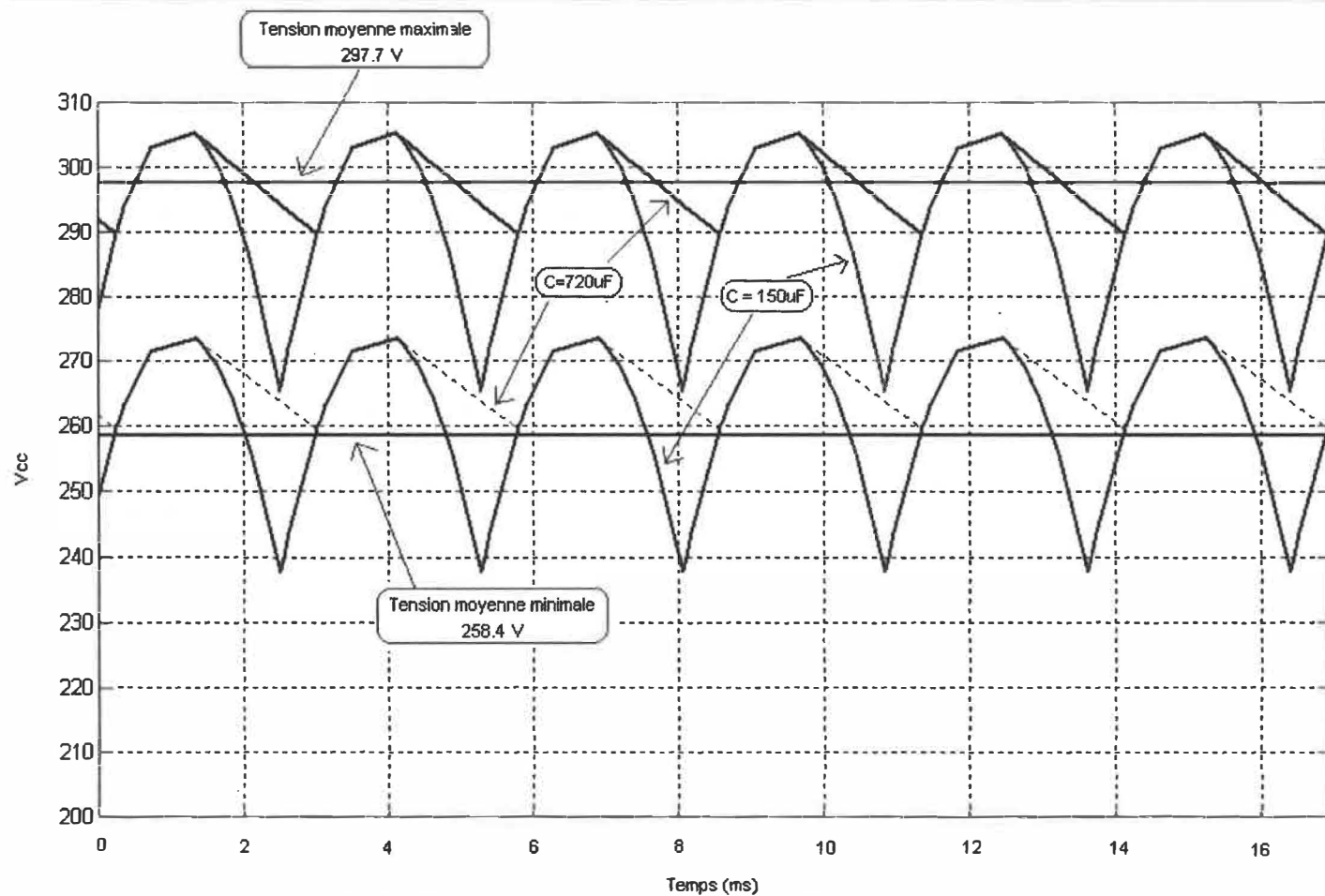


Figure 4-6 Variation de la tension redressée pour un bus cc d'une capacité de $150\mu\text{F}$ et $720\mu\text{F}$ (selon la variation de V_{ph} permise par la norme CAN-C235-83). (Simulation sous MATLAB®/Simulink/SimPowerSystems™.)

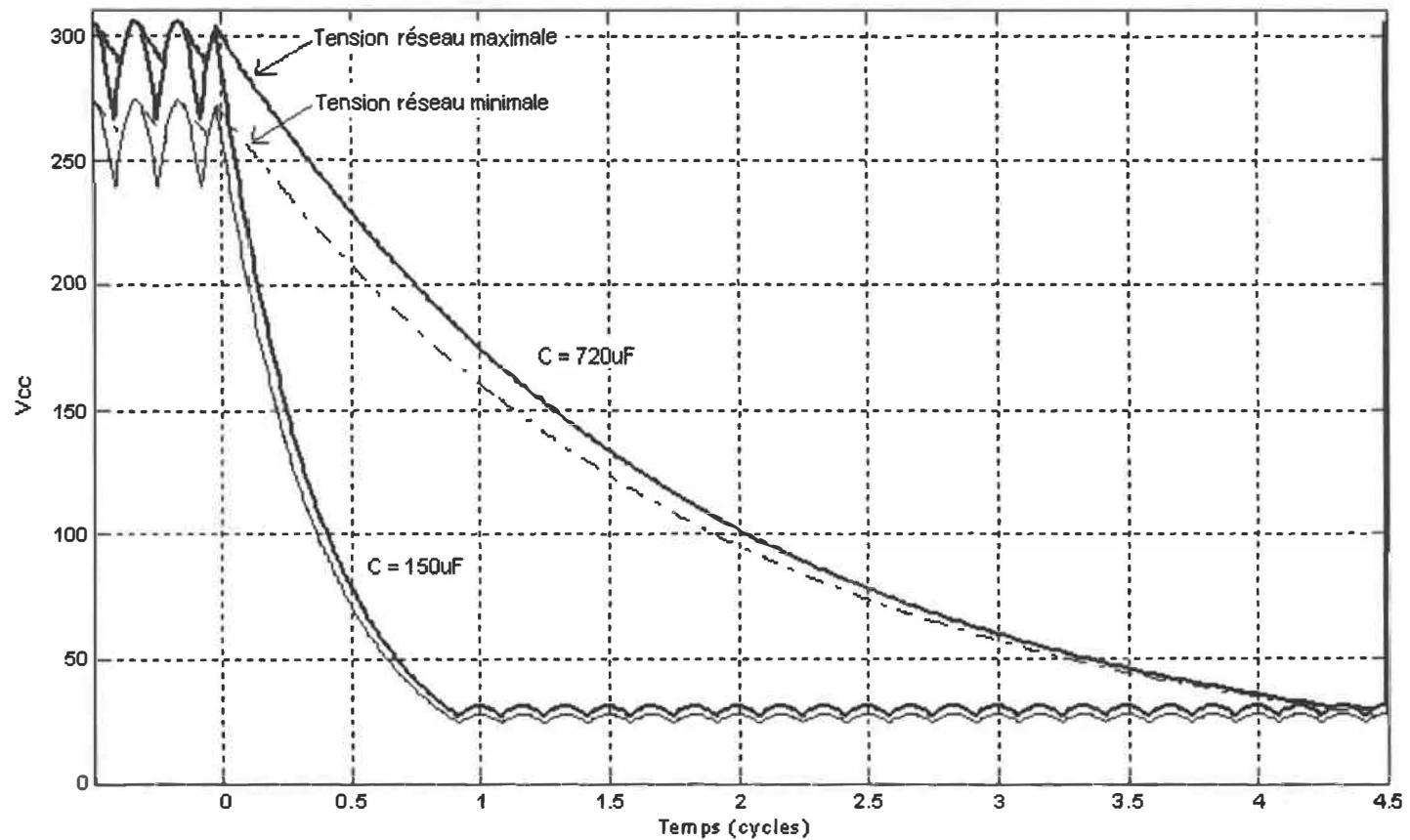


Figure 4-7 Tension du bus cc face à un creux de tension de 0.9 p.u. en considérant une charge de 2kW, condensateurs de 150 et 720 μF et des tensions du réseau maximale et minimale selon la norme CAN-C235-83. Annulation de la tension du réseau à $t=0$. (Simulation sous MATLAB®/Simulink/SimPowerSystems™.)

4.4 Conclusion

Les considérations de base pour la conception d'un convertisseur bidirectionnel, soit la tension et le courant des machines à piloter avec le convertisseur, et la fréquence de commutation, ont été présentées de manière résumée.

La relation entre le temps de réponse du détecteur de creux de tension, la puissance du convertisseur et le choix du condensateur du bus cc comme une partie du convertisseur a été exposée. En considérant une détection de creux de tension assez rapide et une commande de machines assez performante, une capacité de base peut être utilisée en réduisant de cette manière le coût de l'application et le courant au démarrage du bus cc.

Chapitre 5 - Résultats de simulation

Une première évaluation de la pertinence des propositions d'algorithme de détection et de stratégie de gestion de creux de tension présentées au chapitre 3 est réalisée par simulation. Les algorithmes décrits et les modèles des systèmes multimoteurs ont été implantés sous MATLAB/Simulink/SimPowerSystems® dans le but de réaliser des simulations sous différentes conditions.

Les simulations visent à tester la détection de creux de tension et le fonctionnement de la stratégie de gestion pour trois cas différents : d'abord pour une machine branchée sur un bus cc qui alimente une charge électrique, ensuite pour deux machines couplées mécaniquement par une bande élastique et alimentées par un bus cc commun, et finalement pour deux machines asynchrones alimentées par un bus cc commun et couplées à l'aide de deux machines à courant continu avec un lien inductif.

5.1 Détection de creux de tension

Le fonctionnement de l'algorithme de détection de creux de tension a été testé premièrement en considérant une source idéale et en ajoutant ensuite du bruit à la même source. Des profondeurs et des angles d'arrivée de creux différents ont été utilisés. Il faut clarifier que pour cette étude, la profondeur du creux représente une diminution du niveau de tension, par exemple une profondeur de 0.9pu correspond à une diminution de 90%, ce qui produit une tension résiduelle de 10% de la valeur nominale.

Les figures 5.1 et 5.2 résument les résultats de simulation du délai de détection de l'arrivée et de la fin du creux de tension en fonction de l'angle et de la profondeur. Notons

que la détection de l'arrivée est réalisée avant 1/10 de cycle et que la détection de la fin du creux est acquise avec un délai inférieur à un demi-cycle.

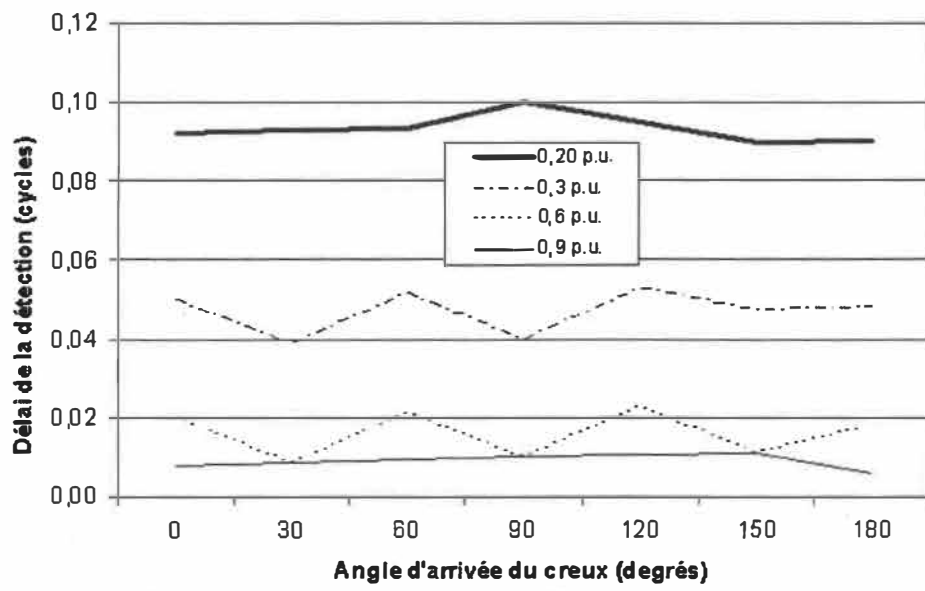


Figure 5-1 Délai de détection de l'arrivée du creux de tension selon l'angle d'arrivée et la profondeur du creux.

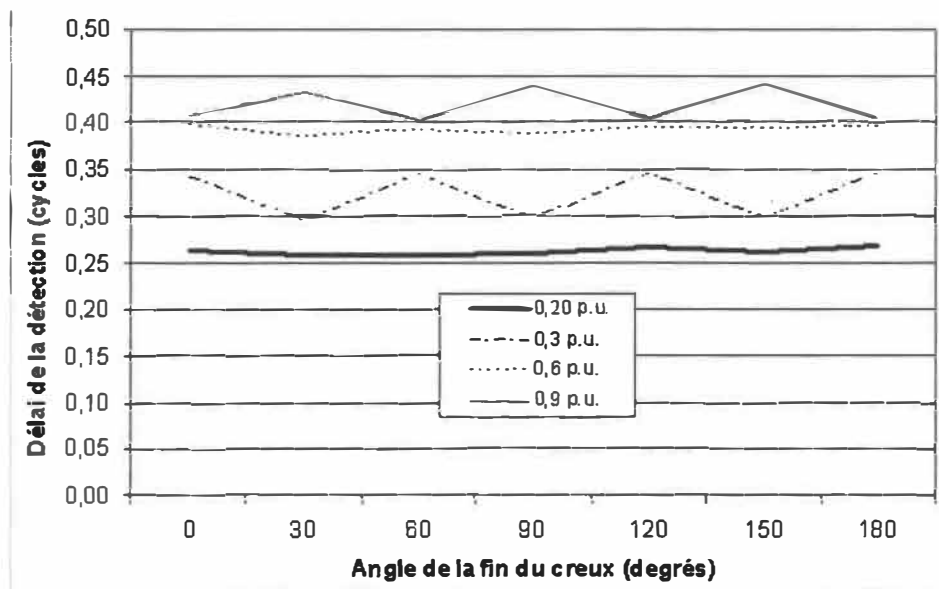


Figure 5-2 Délai de la détection de la fin du creux de tension selon l'angle de la fin et la profondeur du creux.

Un effet de l'angle d'arrivée ou de la fin du creux sur le délai de la détection est bien évident. Cet effet est beaucoup moins important que celui produit par la profondeur du creux de tension.

5.2 Stratégie de gestion de creux de tension

La stratégie de gestion de creux de tension est testée premièrement en considérant un système avec un moteur et une charge électrique branchés sur un bus cc commun, et deuxièmement avec un système composé de deux moteurs couplés mécaniquement. Le bus cc est dimensionné avec la capacité minimale ($75\mu\text{F}/\text{kW}$) et alimenté par un pont redresseur à diodes connecté à une source triphasée de 120V/60Hz.

5.2.1 *Fonctionnement de la stratégie avec une machine et une charge électrique branchées sur un bus cc commun.*

La topologie montrée par la figure 5.3 sert à tester la stratégie de gestion de creux de tension dans le but de maintenir constante la tension électrique du bus cc durant le creux de tension lorsque le bus doit alimenter une charge électrique constante de 2kW.

Des simulations, en variant la vitesse de la machine au début du creux de tension, ont été réalisées afin de montrer la relation entre le temps maximal d'opération (TMO) et l'énergie cinétique du système avant le creux. Cette énergie est proportionnelle au carré de la vitesse de la machine, tel que décrit au chapitre 2.

En considérant les pertes (puissance) dues à la machine P_T comme la somme des pertes par ventilation, pertes dans le fer et pertes par frottement dans la machine, l'expression du TMO devient, en approximant P_T comme étant constant et en considérant une tension de bus cc constante :

$$TMO = \frac{1}{2} \left(\frac{J \cdot \omega_d^2}{V_{cc}^2 / R_L + P_T} \right) \quad (5-1)$$

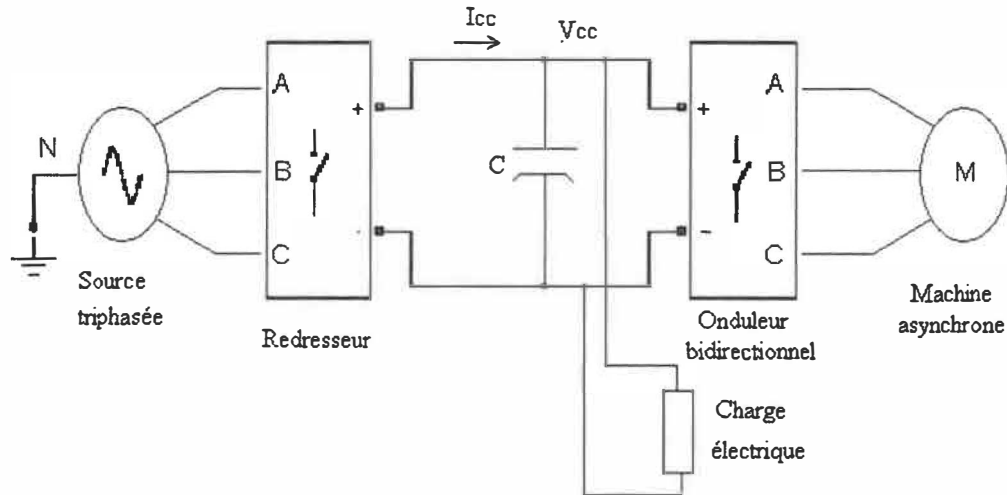


Figure 5-3 Machine asynchrone et charge électrique sur bus cc commun

Un TMO de base peut être calculé en considérant les valeurs nominales de tension du bus, de vitesse et une charge équivalente à la puissance nominale de la machine.

$$TMO_{base} = \frac{1}{2} \left(\frac{J \cdot \omega_n^2}{V_{cc_{nom}}^2 / R_L + P_T} \right) \quad (5-2)$$

$$R_L = \frac{V_{cc_{nom}}^2}{P_n} \quad (5-3)$$

Le TMO_{base} représente une surévaluation du temps d'opération du système en condition de perte d'alimentation. Pour cette étude, le TMO théorique de (5-2) est utilisé comme facteur de normalisation et est comparé avec le temps maximal pendant lequel le système est capable de maintenir la tension du bus cc au-dessus de 0.8p.u. Cette limite de 0.8p.u. est

utilisée comme un seuil pour établir la fin du fonctionnement en mode de régulation de tension électrique, en considérant que lorsque le système travaille en mode de régulation de la tension V_{cc} à une vitesse trop basse, une augmentation du couple électromagnétique et par conséquent une augmentation du courant du stator dans la machine sont requises afin de permettre d'extraire de l'énergie de la machine vers le bus cc. Théoriquement il est possible de continuer à réguler la tension du bus cc à très basse vitesse, mais dans la pratique ceci n'est pas possible à cause des limites du courant dans les machines et dans les convertisseurs.

La figure 5.4 présente une comparaison entre les résultats de simulation et le calcul théorique du TMO en fonction de la vitesse au début du creux de tension, notant que le TMO théorique est supérieur à celui obtenu par simulation, et que la différence observée est plus importante lorsque la vitesse de la machine au début du creux est faible.

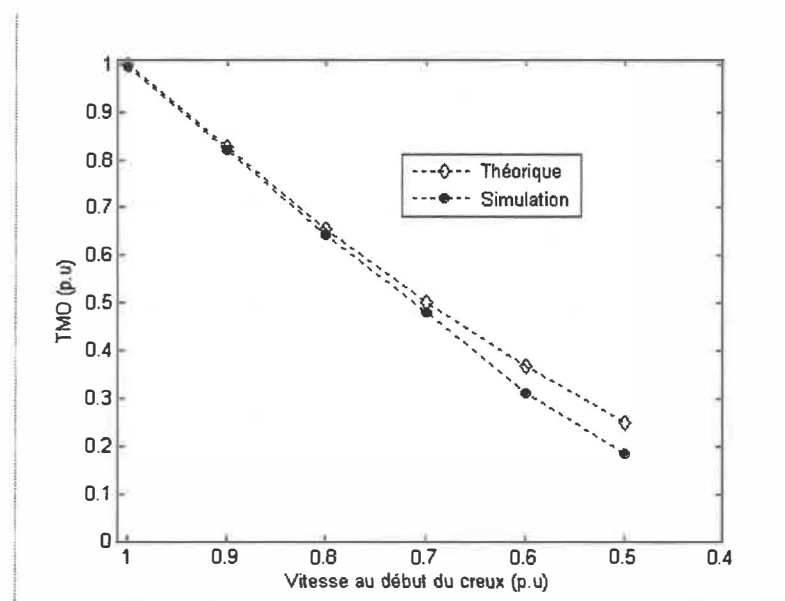


Figure 5-4 Temps maximal d'opération du système en fonction de la vitesse de la machine au début du creux de tension. Système composé d'une machine et d'une charge résistive fixe.

La figure 5.5 montre les trajectoires normalisées de la vitesse, du couple électromagnétique de la machine asynchrone et de la tension du bus cc, pour une vitesse au début du creux de tension égale à 0.7p.u. Nous observons que la régulation de la tension du lien cc est possible jusqu'à ce que la vitesse de la machine diminue sous environ 0.3p.u.

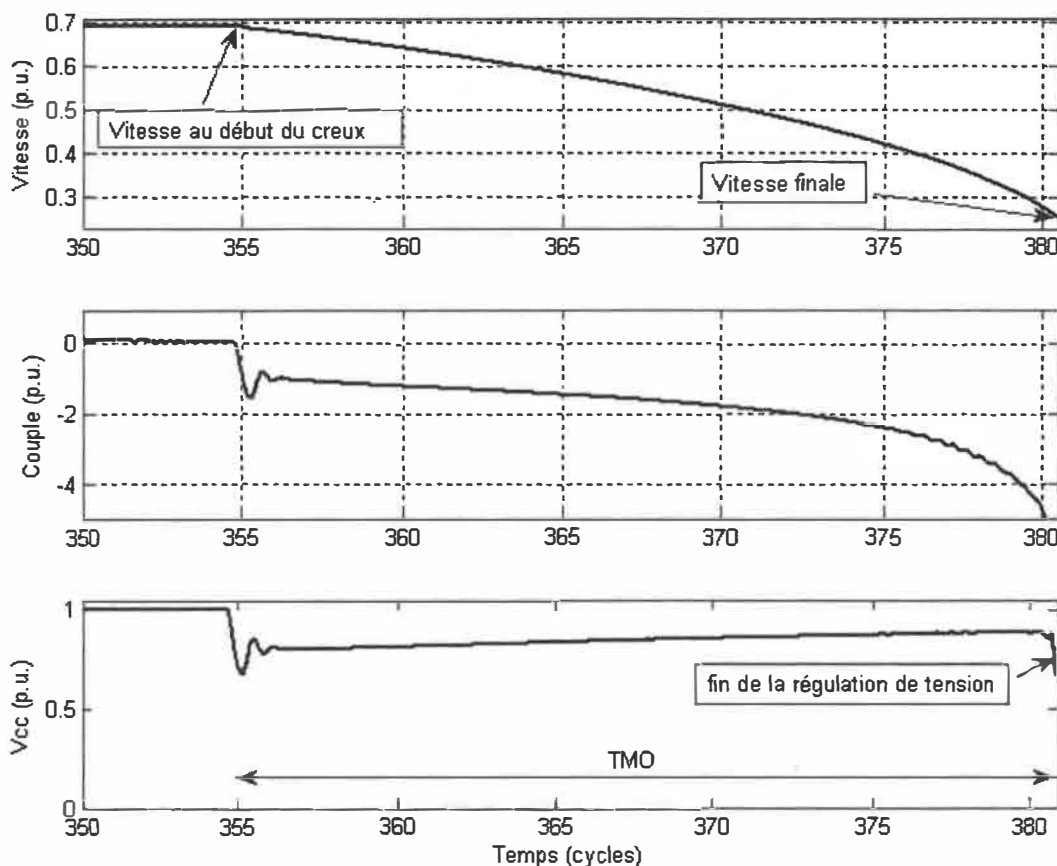


Figure 5-5 Résultats de simulation de la régulation de la tension du bus cc, pour une machine asynchrone de 2kW et une charge équivalente de 2kW branchées sur le même bus. Vitesse au début du creux de 0.7p.u.

5.2.2 Fonctionnement de la stratégie de gestion de creux de tension dans un système composé de deux machines couplées mécaniquement.

Le fonctionnement de la stratégie de gestion de creux de tension, appliquée aux systèmes multimoteurs, a été testé par simulation en considérant la topologie montrée par la figure 5.6.

Dans le cas le plus général, il faut considérer que les machines M_1 et M_2 tournent à des vitesses différentes et qu'elles ont des moments d'inertie différents. C'est le cas typique dans un système d'enroulement de matériau. Pour les simulations, les caractéristiques mécaniques suivantes sont prises en compte.

Tableau 5-1 Conditions d'opération du système couplé mécaniquement.

	Rouleau 1	Rouleau 2
Masse (Kg)	8	10
Rayon (m)	0.25	0.5
Moment d'inertie (Kg-m ²)	0.25	1.25
Coefficient de frottement (N-m-s)	0.01	0.01

Afin de maintenir une vitesse d'enroulement relativement constante, une des machines peut tourner à sa vitesse nominale lorsque l'autre doit tourner à une vitesse inférieure déterminée par le rapport des rayons. Dans ce cas-ci, M_2 doit tourner à une vitesse selon l'expression suivante.

$$\omega_2 \cong \omega_{nom} \times \frac{R_1}{R_2} \quad (5-4)$$

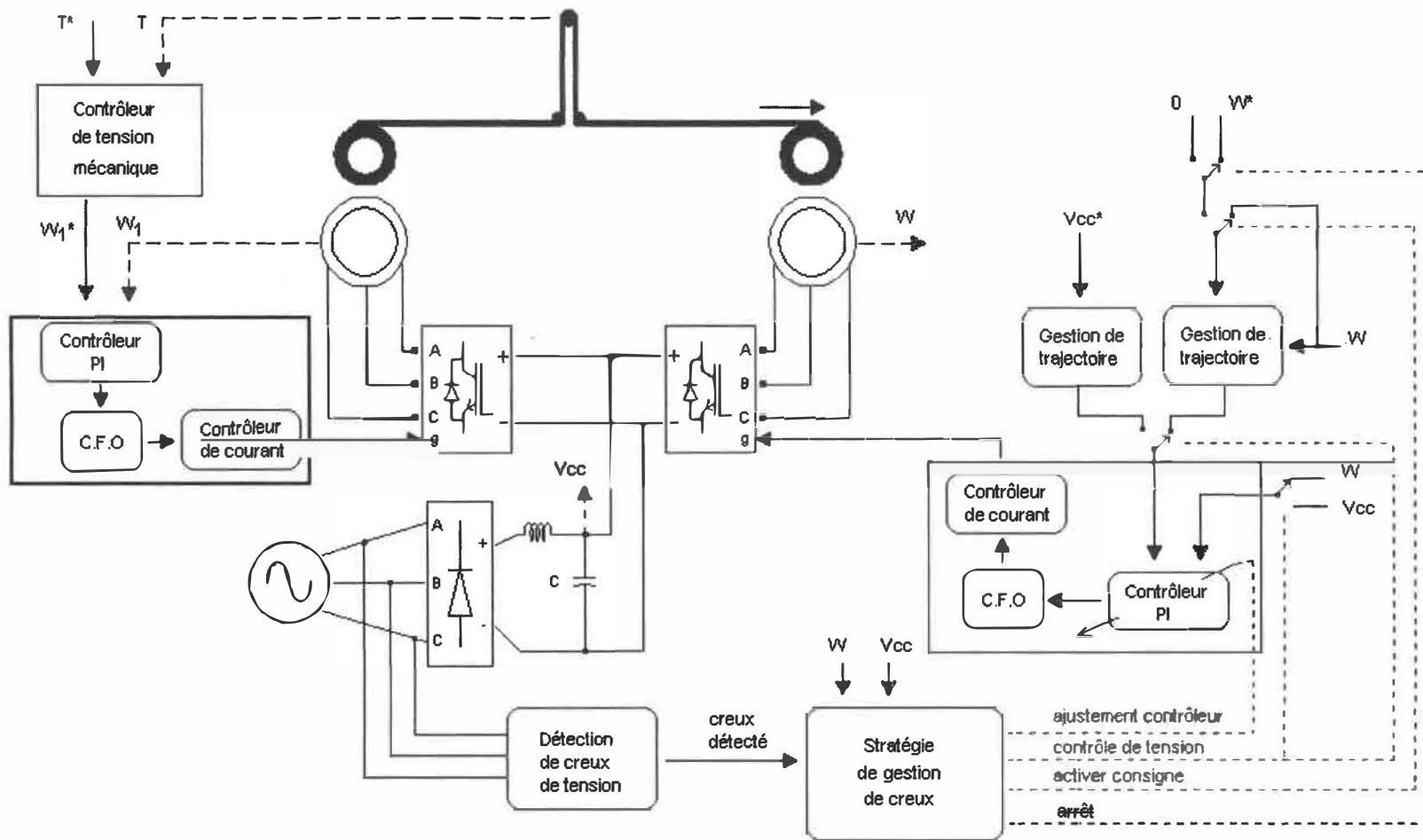


Figure 5-6 Système de deux moteurs couplés mécaniquement avec stratégie de gestion de creux de tension

Différentes simulations sont réalisées en variant la vitesse d'opération du système afin de vérifier sa réponse face aux creux de tension. Le TMO de base est le temps maximal obtenu lorsque la vitesse de la machine M_1 au début du creux de tension est égale à la vitesse nominale.

Tel que montré par la figure 5.7, il existe une relation directe entre la vitesse du système à l'arrivée du creux de tension et le temps maximal d'opération. Par contre la vitesse minimale des machines à la fin du creux de tension ne dépend pas de la vitesse du système au début du creux de tension.

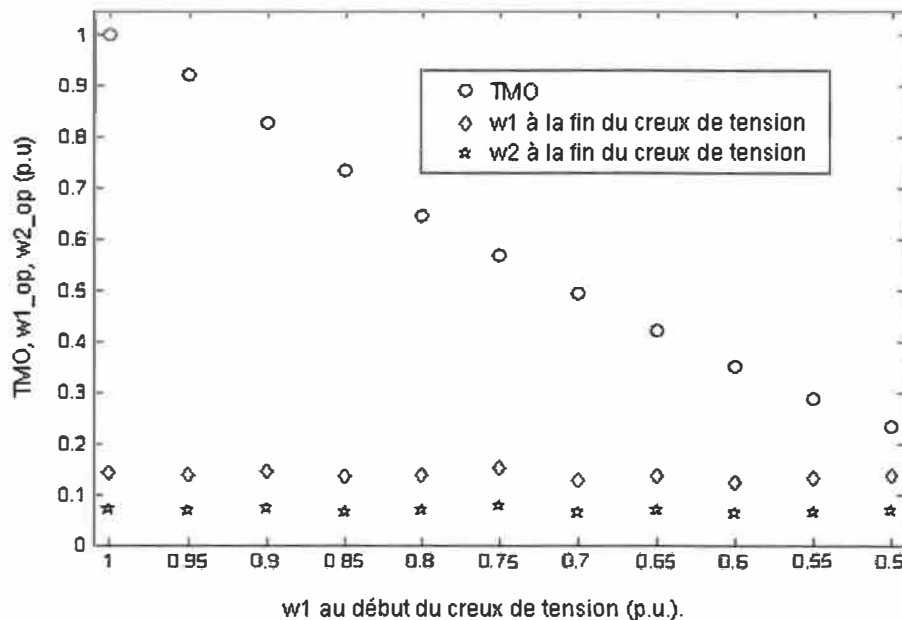


Figure 5-7 Temps maximal d'opération, vitesse des machines M_1 et M_2 à la fin du creux de tension en fonction de la vitesse de la machine M_1 au début du creux de tension.

Selon la figure 5.8, il y a une relation inverse entre la vitesse du système au début du creux de tension et la perturbation maximale de la tension mécanique de la bande de matériau.

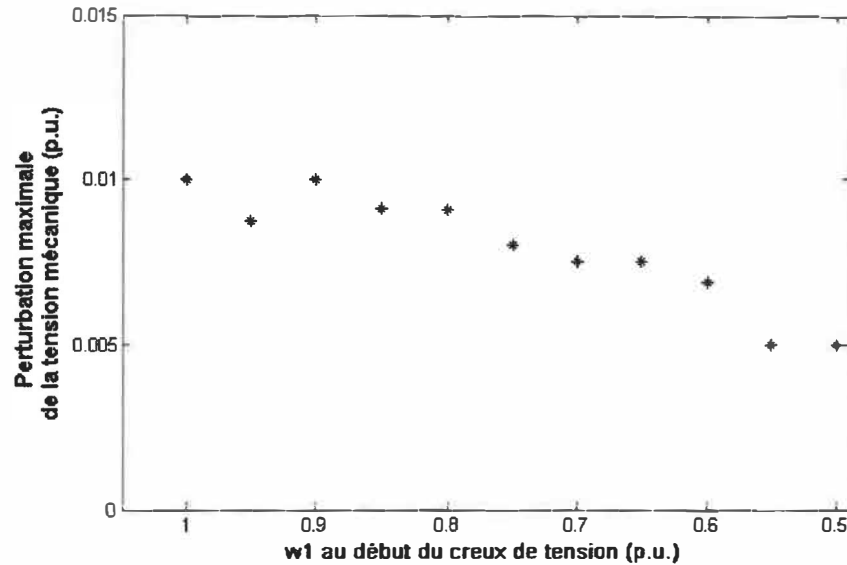


Figure 5-8 Perturbation maximale de la tension mécanique en fonction de la vitesse de la machine M_1 au début du creux de tension.

Les figures 5.9 et 5.10 montrent la réponse du système avec stratégie de gestion face à un creux de tension d'une profondeur de 0.9p.u et d'une durée égale au TMO, produite lorsque le système fonctionne à une vitesse 0.75 p.u. Notons que $t=0$ est l'instant du début du creux de tension. De plus, la différence entre la vitesse du rouleau 1 et la vitesse du rouleau 2 est négligeable. Des différences notables apparaissent au niveau des couples, notamment à cause des moments d'inertie en jeu.

De l'observation des trajectoires de tension mécanique et de tension du bus cc (figure 5.9) et de vitesse des machines (figure 5.10), il est remarquable que la commande de tension mécanique et de tension électrique du bus cc soit possible même si les machines diminuent leur vitesse en-deçà de 0.2p.u.

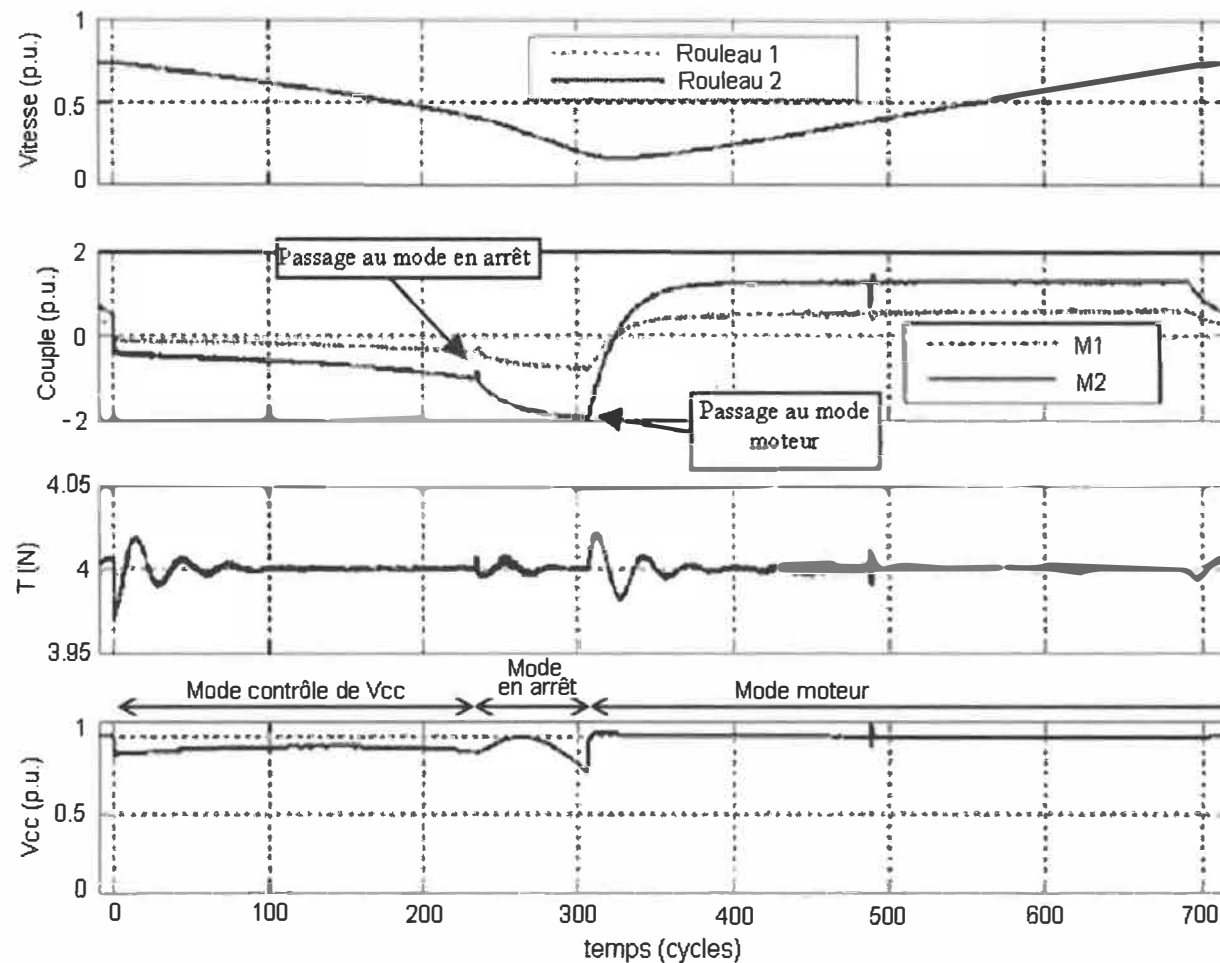


Figure 5-9 Réponse du système face à un creux de tension d'une profondeur de 0.9p.u. et d'une durée égale au TMO, lorsque le système tourne à une vitesse de 0.75p.u. Trajectoires de vitesse des rouleaux, couple des machines, tension mécanique et tension du bus cc.

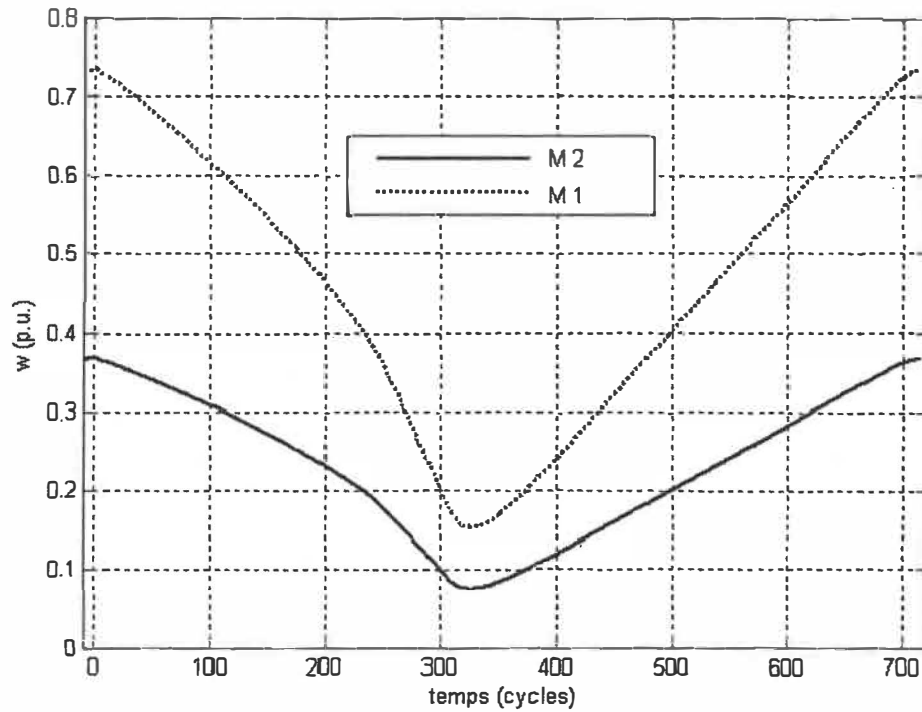


Figure 5-10 Réponse du système face à un creux de tension d'une profondeur de 0.9p.u. et d'une durée égale au TMO, lorsque le système tourne à une vitesse de 0.75p.u. Trajectoires de vitesse des machines M_1 et M_2 .

5.2.3 Fonctionnement de la stratégie de gestion de creux pour deux machines couplées mécaniquement à l'aide de deux machines à courant continu avec lien inductif

La topologie montrée par la figure 2.11 a été utilisée pour tester le fonctionnement du système couplé mécaniquement à l'aide de deux machines à courant continu. Les conditions d'opération du système utilisé sont montrées dans le Tableau 5-2.

Tableau 5-2 Conditions d'opération du système couplé mécaniquement à l'aide de machines cc liées par inductance

Consigne de tension du bus cc pendant le creux de tension	0.95 p.u.
Consigne de courant du lien électrique	0.5A
Inductance du lien électrique	160mH
Vitesse de la machine M_2 au début du creux de tension	0.3 à 1.0 p.u.
Moment d'inertie $M_1 + MCC_1$	0.107+0.14 Kg-m ²
Moment d'inertie $M_2 + MCC_2$	0.151+0.14 Kg-m ²

Considérant le temps maximal d'opération du système (TMO) comme le temps pendant lequel le système est capable de maintenir (réguler) la tension du bus cc au dessus de 0.8 p.u, et prenant comme TMO de base celui obtenu pour une vitesse au début du creux égale à la vitesse nominale de la machine asynchrone, il est possible de présenter les résultats obtenus comme la relation entre TMO et la vitesse au début du creux de tension tel que montré par la figure 5.11.

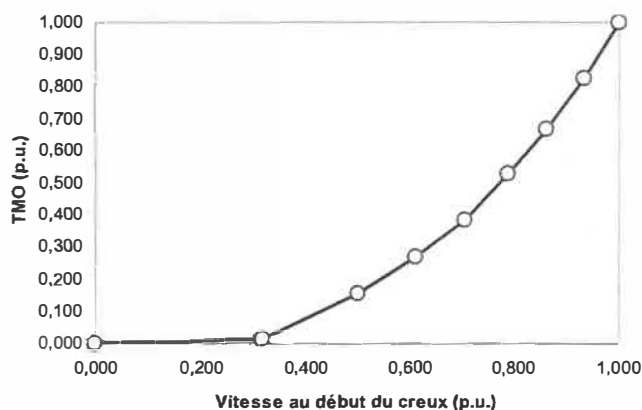


Figure 5-11 Variation du temps maximal d'opération en fonction de la vitesse au début du creux de tension – couplage à l'aide de deux machines à courant continu.

Dans tous les cas, si la vitesse d'opération est supérieure à 0.25 p.u. et si la durée du creux de tension ne dépasse pas le TMO, il est garanti que le système fonctionne correctement en contrôlant le courant du lien électrique. Si le creux dépasse le TMO, le système est arrêté et un démarrage progressif du bus cc est nécessaire afin d'éviter une surintensité qui pourrait causer de dommages aux différents composants du système.

La figure 5.12 montre les résultats de simulation (vitesse, couple, courant lien cc et tension bus cc) en considérant un creux de tension d'une durée égale au TMO, et une consigne de vitesse égale à la vitesse nominale. Il est important de noter que la perturbation du courant du lien électrique est minimale au début et à la fin du creux de tension.

Tel que montré par la figure 5.13, pendant le creux de tension, le convertisseur 2 fournit du courant au convertisseur 1 pour que M_1 tourne à la vitesse requise afin de garantir que le courant du lien électrique soit maintenu constant. Une surintensité s'est présentée à la fin du creux de tension. Elle est due à la différence entre la tension du bus cc et la tension fournie par le redresseur. Un redémarrage contrôlé du pont redresseur à la fin du creux de tension permettra d'éliminer ce problème.

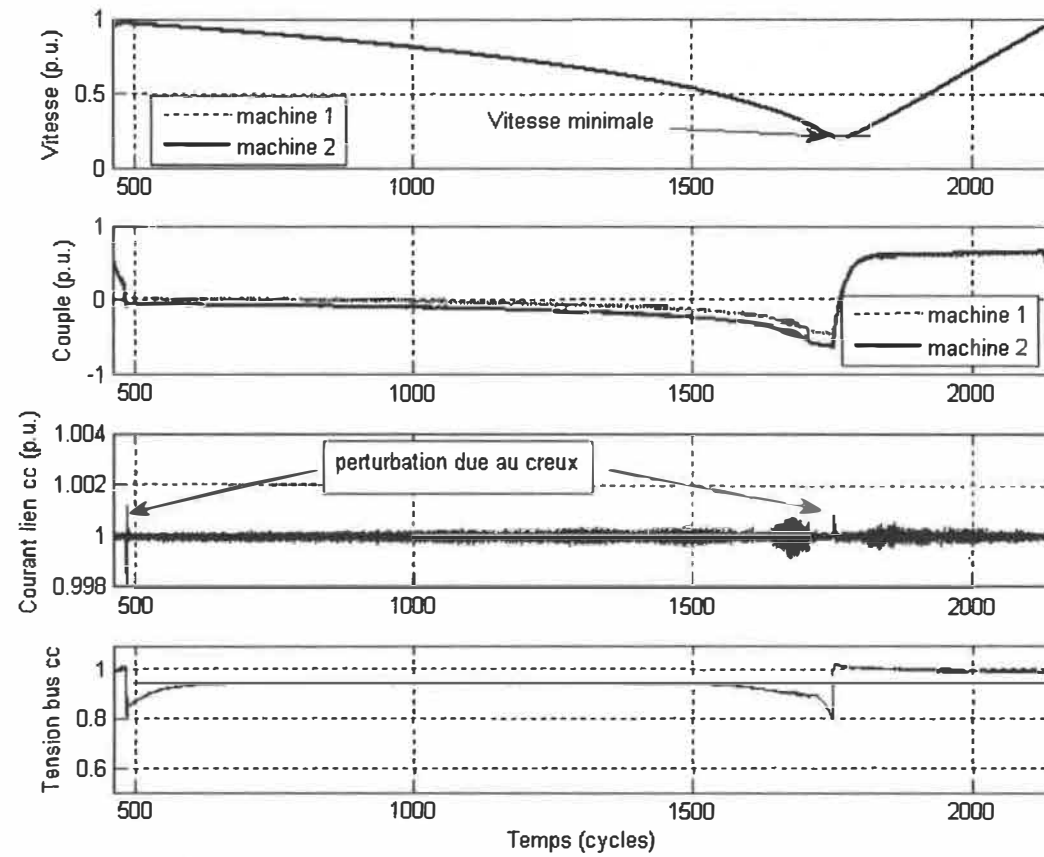


Figure 5-12 Résultats de simulation – système couplé par inductance. (Vitesse, couple, courant lien cc et tension bus cc)

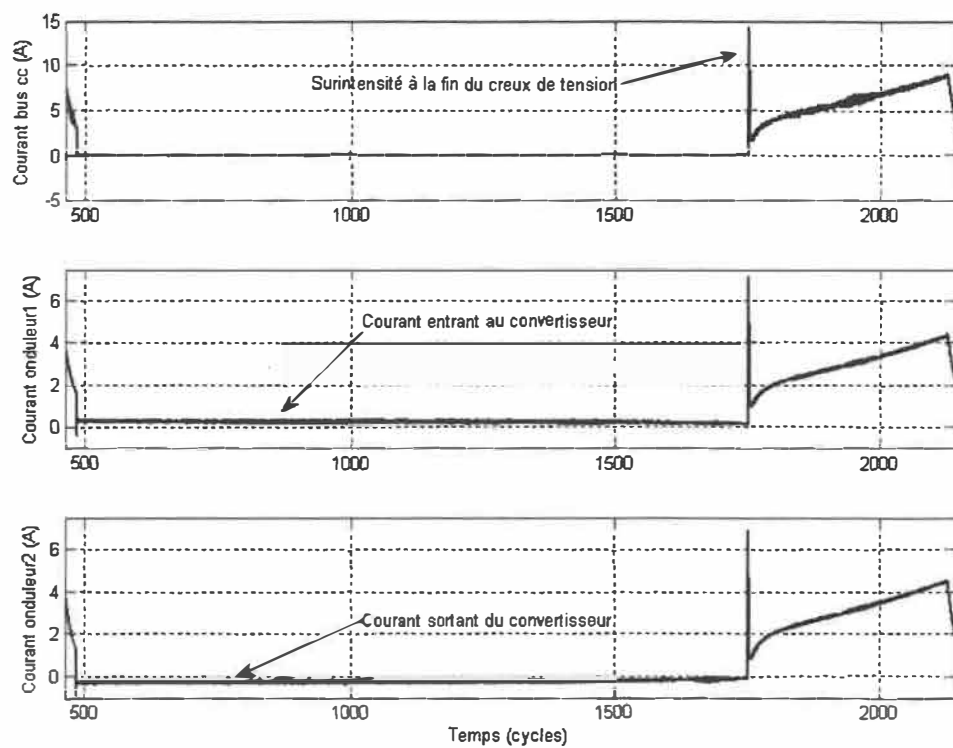


Figure 5-13 Résultats de simulation – système couplé par inductance. Courant du bus cc et des convertisseurs.

5.3 Conclusions

La rapidité de la détection de creux de tension par la méthode ADALINE a été évaluée par simulation en considérant d'abord des sources qui donnent des signaux parfaits et ensuite des sources qui produisent des signaux bruités. Dans les deux cas, la détection du creux est réalisée dans un délai inférieur à 1/10 de cycle, même si la profondeur du creux est faible et les signaux sont bruités. Selon les résultats obtenus, le délai de la détection du creux de tension est plus long pour des creux de faible profondeur.

La fonctionnalité de la stratégie de gestion de creux de tension proposée a été testée par simulation en considérant premièrement une topologie composée d'une machine asynchrone et d'une charge électrique branchées sur un bus cc commun, et deuxièmement pour une topologie de système multimoteur composé de deux machines asynchrones couplées mécaniquement par une bande de matériau élastique (toile) et branchées sur un bus cc commun. Dans les deux cas, la régulation de la tension électrique du bus cc durant le creux de tension a été possible. Dans le cas du système multimoteur, la tension mécanique de la bande de matériau est gardée constante avant, durant et après le creux de tension.

Des résultats semblables sont obtenus lorsque le couplage par bande élastique est remplacé par un couplage électromécanique à l'aide de deux machines à courant continu et un lien inductif.

Chapitre 6 - Implantation pratique du banc d'essais

La vérification expérimentale du fonctionnement de la stratégie proposée au chapitre 3, oblige l'implantation d'un banc d'essais. Ce chapitre présente la description d'un banc d'essais développé dans le cadre de ce travail et basé sur la plateforme de simulation en temps réel RT-LAB ® permettant d'observer le comportement du système en temps réel. Deux machines à cage d'écureuil de 2kW, deux machines à courant continu de 2kW, deux onduleurs bidirectionnels, un pont redresseur à thyristors, une source triphasée programmable ainsi que les capteurs nécessaires y sont intégrés.

Deux topologies de banc d'essais possibles sont proposées : une première pour tester le fonctionnement d'une machine triphasée en mode de récupération d'énergie, dans le but de maintenir la tension du bus cc constante durant le creux de tension, et une deuxième topologie pour tester la stratégie de gestion de creux de tension appliquée au fonctionnement des systèmes multimoteurs.

6.1 Topologies de test

La première topologie de test (Figure 6-1) considère une machine asynchrone à cage d'écureuil et une charge résistive branchées sur le même bus cc. Un creux de tension est simulé à l'aide d'une source programmable pour tester la réponse du système face aux creux de tension en lui demandant de maintenir la tension du bus cc constante pendant le creux de tension. Cette topologie permet de tester la stratégie de gestion de creux de tension en regardant spécialement la récupération d'énergie et les changements de mode d'opération de la machine.

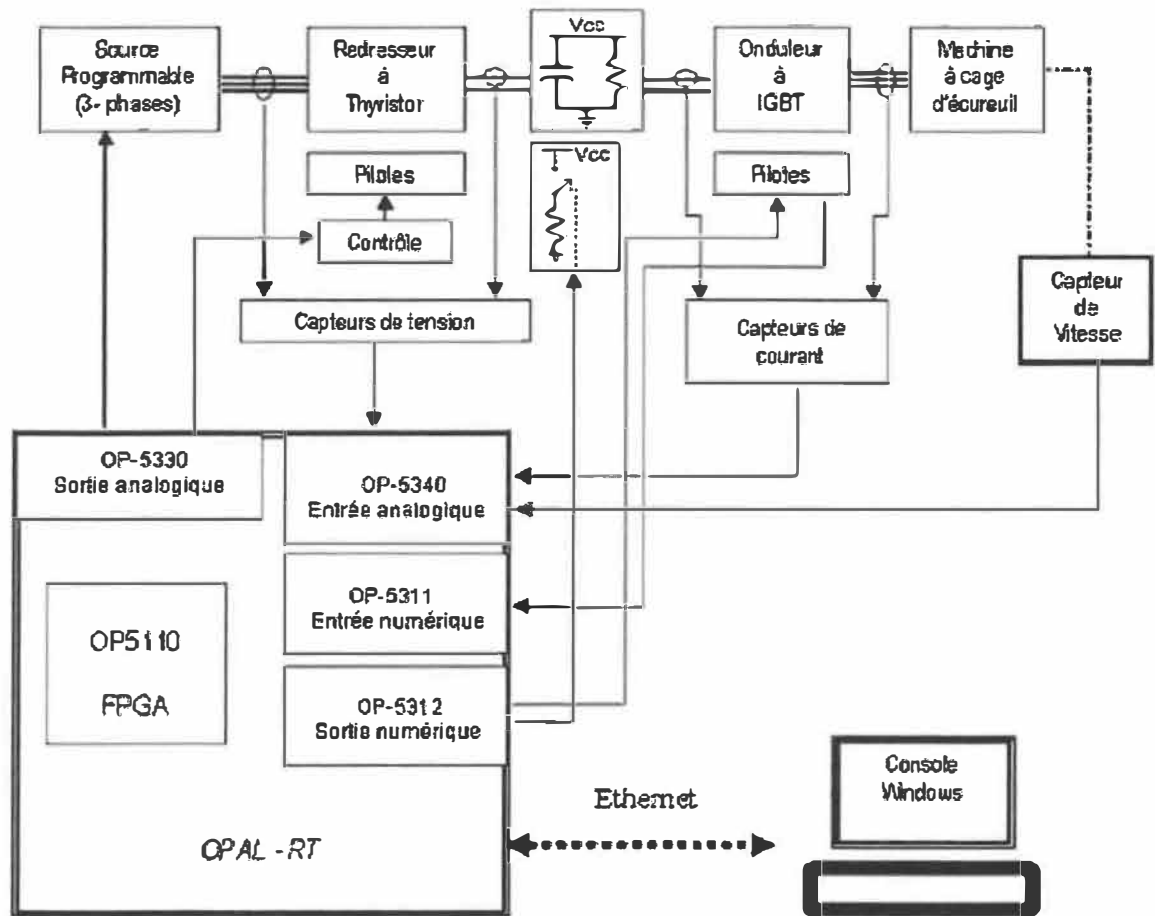


Figure 6-1 Topologie de base pour le test de la récupération d'énergie

La deuxième topologie (Figure 6-2), qui considère deux machines asynchrones couplées mécaniquement et branchées sur le même bus cc, permet de tester la stratégie de gestion de creux de tension appliquée aux systèmes multimoteurs. Deux machines à courant continu, dont les axes du rotor sont couplés à ceux des machines asynchrones, sont connectées électriquement par une inductance, permettant de simuler par analogie un lien mécanique élastique entre les deux machines triphasées. Le courant du lien inductif, qui agit comme variable élastique, doit être gardé constant avant, durant et après le creux de tension.

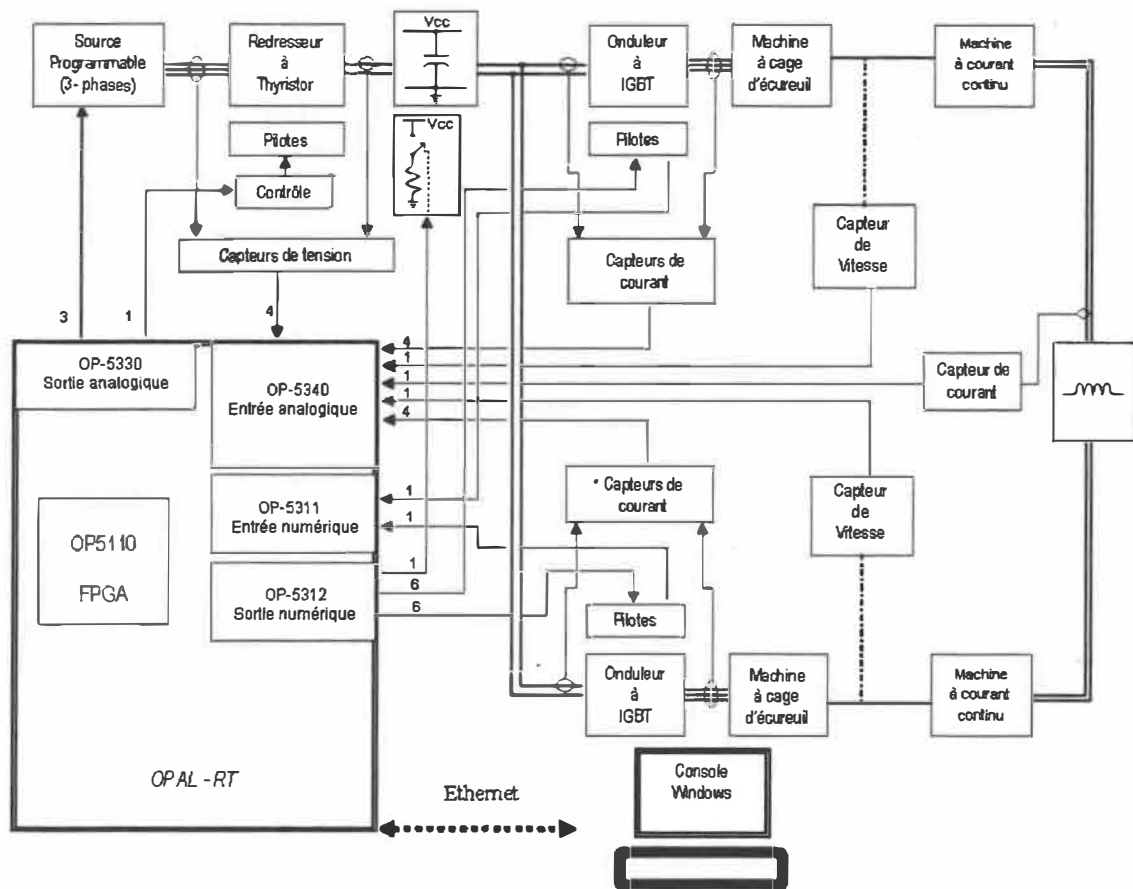


Figure 6-2 Topologie de test pour système multimoteur.

6.2 Description générale des composants du banc d'essais

6.2.1 Machines électriques

Pour l'implantation du banc d'essais expérimental selon les topologies proposées, deux machines à cage d'écureuil et deux machines à courant continu sont requises. Des machines de 2kW, dont les caractéristiques principales sont montrées aux tableaux suivants, ont été employées.

Tableau 6-1 Caractéristiques de la machine à cage d'écureuil LabVolt M-8503

Moteur à induction à cage d'écureuil – 4 pôles- Modèle 8503			
 Machine à cage d'écureuil M-8503	Pleine charge	Connexion	3-phasée
		Tension d'alimentation	120 / 208V-60Hz
		Puissance	2kW
		Vitesse	1770 t/min
		Courant	15.2 / 8.8A
		Couple	10.8N.m
		Efficacité	80%
		Facteur de puissance	0.77
		Pertes par friction et ventilation	130W
		Pertes fer	70W
	Démarrage	Courant	55A
		Couple	12.3N.m
	Résistance du stator		0.6Ω
	Bobine exploratrice		5 tours
	Caractéristiques physiques	Moment d'inertie	0.107 kg.m ²
		Dimensions	830x400x605 mm
		Poids	88 kg

Tableau 6-2 Caractéristiques de la machine à courant continu LabVolt M-8501

Moteur à courant continu – 4 pôles- Modèle 8501			
 Machine à courant continu M-8501	Mode moteur à pleine charge	Puissance	2kW
		Tension d'alimentation d'induit	120V
		Tension d'alimentation du champ de dérivation (shunt)	120V
		Vitesse	1800 t/min
		Courant	23A
		Couple	10.6N·m
		Efficacité	70%
		Courant du champ de dérivation (shunt)	0.81A
		Pertes par friction et ventilation	130W
		Pertes fer	55W
	Mode génératrice à pleine charge	Puissance	1.5kW
		Vitesse	1800 t/min
		Courant	12.5A (cc)
		Efficacité	83%
		Courant du champ de dérivation (shunt)	1.12A
		Pertes par friction et ventilation	130W
		Pertes fer	90W

6.2.2 Plateforme de simulation RT-LAB

La plateforme de simulation disponible est un outil logiciel et matériel qui permet de faire des simulations en temps réel ainsi que de faire le test des systèmes de contrôle en incluant le système physique dans la boucle de commande (HIL: *Hardware in the loop*).

Avec cette plateforme, il est possible de faire toutes les étapes de conception de systèmes de contrôle. On débute par la simulation en temps réel du modèle du contrôleur bouclé avec le modèle du système physique pour ensuite remplacer le modèle du système physique par le système réel et tester le fonctionnement du contrôleur en temps réel et finir avec l'implantation du contrôleur dans un DSP ou un FPGA. Les modèles du contrôleur et du système physique sont implantés sous MATLAB-Simulink-SimPowerSystems.

Le cœur de la plateforme de simulation, dont le schéma simplifié est montré par la Figure 6-3, est la carte OP5110, qui est une carte PCI avec un FPGA intégré, où il est possible de charger le code des modèles provenant de MATLAB-Simulink-SimPowerSystems pour réaliser la simulation en temps réel ou pour la simulation avec matériel dans la boucle de commande. La carte OP5110 permet la connexion de 4 cartes d'interfaçage qui offrent la possibilité d'utiliser 16 entrées numériques (carte OP5311), 16 sorties numériques (carte OP5312), 16 entrées analogiques (carte OP5340) et 16 sorties analogiques (carte OP5330), qui permettent de connecter les capteurs et les actionneurs provenant de et vers le système physique (matériel dans la boucle de commande).

La carte OP5110 est installée dans un PC dont le système d'exploitation est QNX – Neutrino branché par un lien TCP/IP avec un PC travaillant comme une console Windows qui permet de voir le comportement des variables du système pendant la simulation.

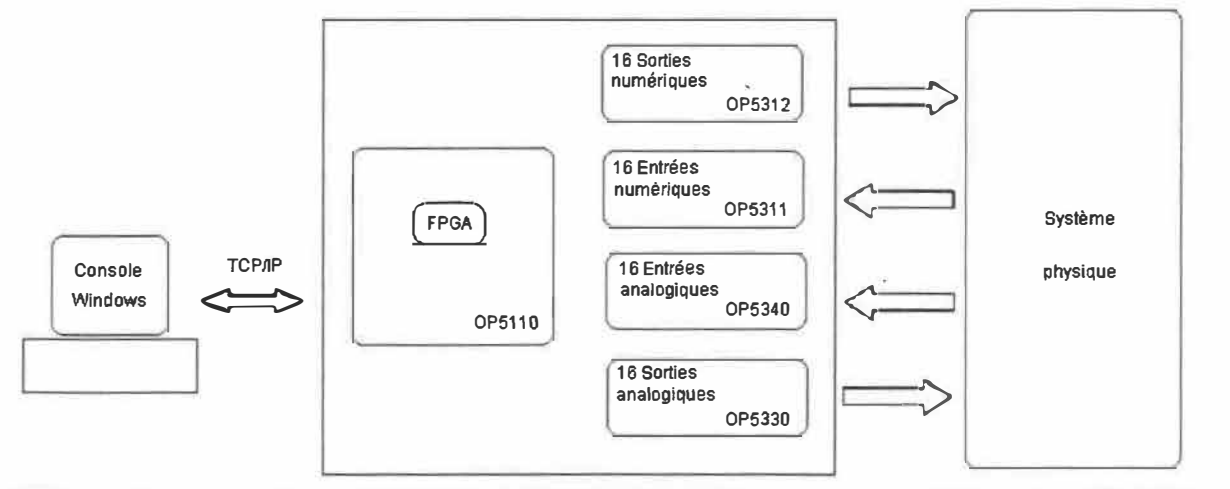


Figure 6-3 Schéma simplifié de la plateforme de simulation RT-LAB.

L'utilisation de cartes d'interface impose l'adéquation des modèles MATLAB. Un bloc de synchronisation « OP5110-5120 OpSync » (Figure 6-4) qui permet de choisir la version de la carte dont on dispose (OP5110_9 [DevID 0x20] dans notre cas) et de faire sa configuration est d'abord utilisé.

Un seul bloc « OP5110-5120 OpSync » est nécessaire, même si une seule carte ou toutes les cartes d'interface sont utilisées.

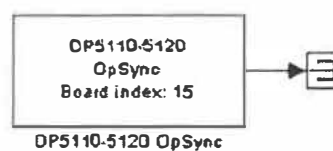


Figure 6-4 Bloc « OP5110-5120 OpSync »

Pour utiliser la carte de sorties analogiques (convertisseur numérique analogique), il faut placer dans le modèle le bloc « OP5110-5120 Analog Out » (Figure 6-5) qui permet de choisir les canaux du convertisseur N/A à utiliser ainsi que le type de carte. Il est possible de définir trois différents états pour chaque canal selon le mode de fonctionnement de RT-

LAB : un état « Reset », un état « Pause » et un état « Run ». Le premier correspond à la sortie lorsque la simulation est arrêtée avec une mise à zéro des variables (Reset), le deuxième correspond à la sortie lorsque la simulation est arrêtée sans mettre à zéro les variables (Pause) et le troisième correspond au mode de fonctionnement normal.

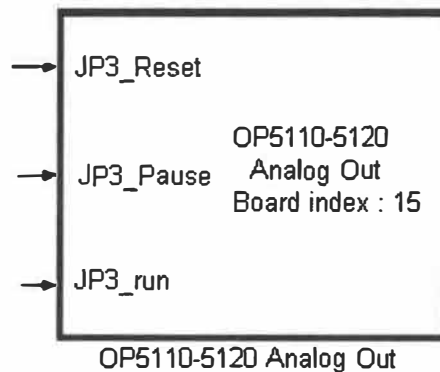


Figure 6-5 Bloc « OP5110-5120 Analog Out ».

Dans notre application, les sorties analogiques sont utilisées pour commander la source programmable et le pont redresseur à thyristors. La source programmable peut sortir un signal triphasé maximal de 120Vrms (Figure 6-6). Elle a un gain constant de 40.5, alors le signal à envoyer en utilisant le convertisseur numérique analogique ne peut pas dépasser 120/40.5Vrms. La sortie utilisée pour le mode « Pause » et le mode « Reset » est zéro volts.

Le pont redresseur peut être commandé en envoyant un signal qui varie entre 1V et 5V, où 1V correspond à zéro degré de conduction (0% de conduction ou pont bloqué) et 5V correspond à 120 degrés de conduction (100% ou sortie de tension maximale). La sortie utilisée pour le mode « Pause » et le mode « Reset » est de 1V pour maintenir le pont bloqué lorsque la simulation est arrêtée. Les blocs Simulink proposés pour la commande de la source programmable et le pont redresseur sont montrés par la figure 6-7.

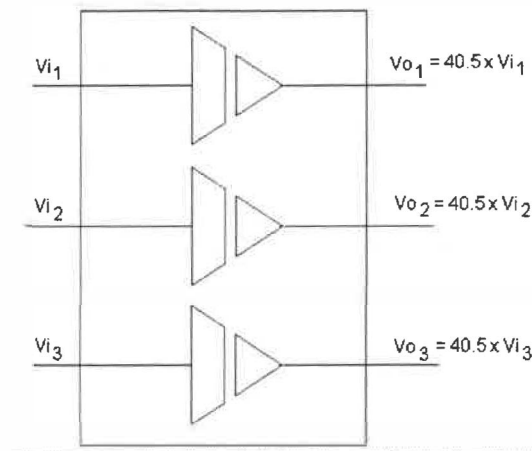


Figure 6-6 Schéma simplifié de la source triphasée programmable

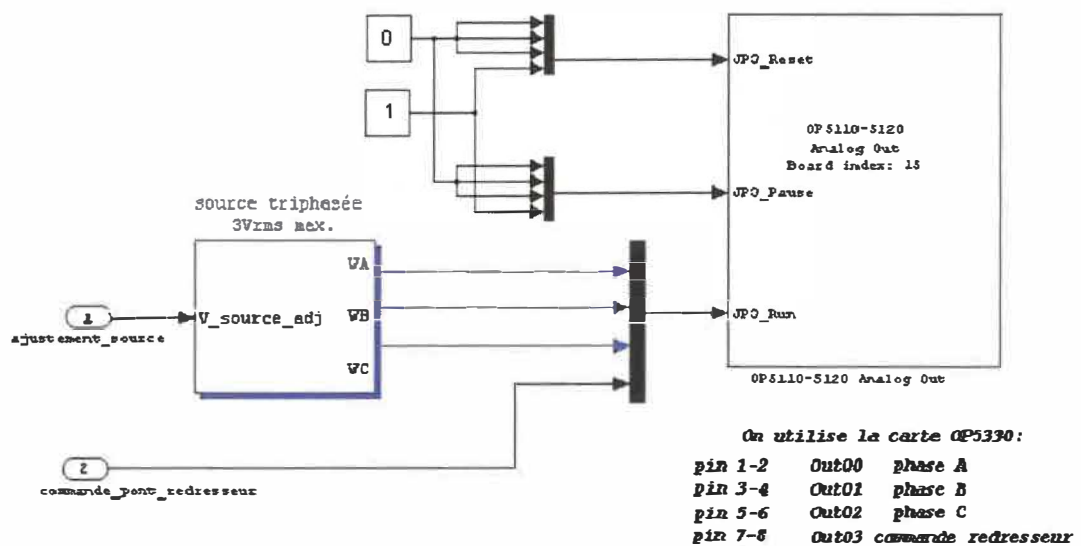


Figure 6-7 Blocs Simulink pour la commande de la source programmable et le pont redresseur

Le bloc de commande de la source programmable est composé de trois sources sinus qui sont multipliées par un facteur d'ajustement « V_source_adj » provenant de la console. Le bloc est masqué, permettant ainsi de changer la valeur de la tension nominale comme paramètre des sources sinus (Figure 6-8)

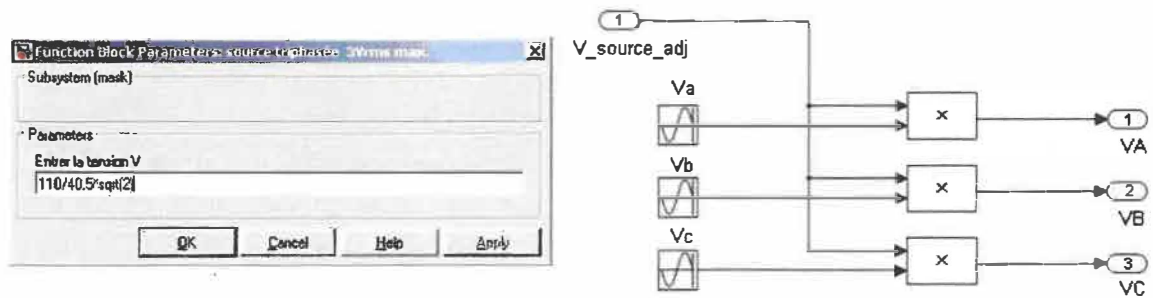


Figure 6-8 Bloc Simulink pour la commande de la source programmable

Pour utiliser la carte de conversion analogique numérique (CAN), il est nécessaire d'insérer dans le modèle un bloc « Op5110-5120 Analog In », qui permet de programmer les canaux à utiliser et le type de carte dont on dispose. Pour notre application, les entrées analogiques sont utilisées pour recevoir l'information des mesures de tension, courant et vitesse du procédé provenant des capteurs. Étant donné que les capteurs ou conditionneurs produisent des sorties en tension proportionnelle à la mesure, un gain est ajouté pour chaque canal afin d'obtenir l'information réelle de mesure.

Nous aurons un total de quinze capteurs, quatre capteurs de tension électrique (tension phase A, B et C, et tension bus cc), neuf capteurs de courant (courant cc premier onduleur, courant du stator machine 1 phase A, B et C, courant cc deuxième onduleur, courant du stator machine 2 phase A, B et C, et courant cc lien électrique des machines à courant continu), et deux capteurs de vitesse (vitesse machine 1 et machine 2). Les blocs utilisés pour l'interfaçage des entrées analogiques sont montrés par la figure 6-9.

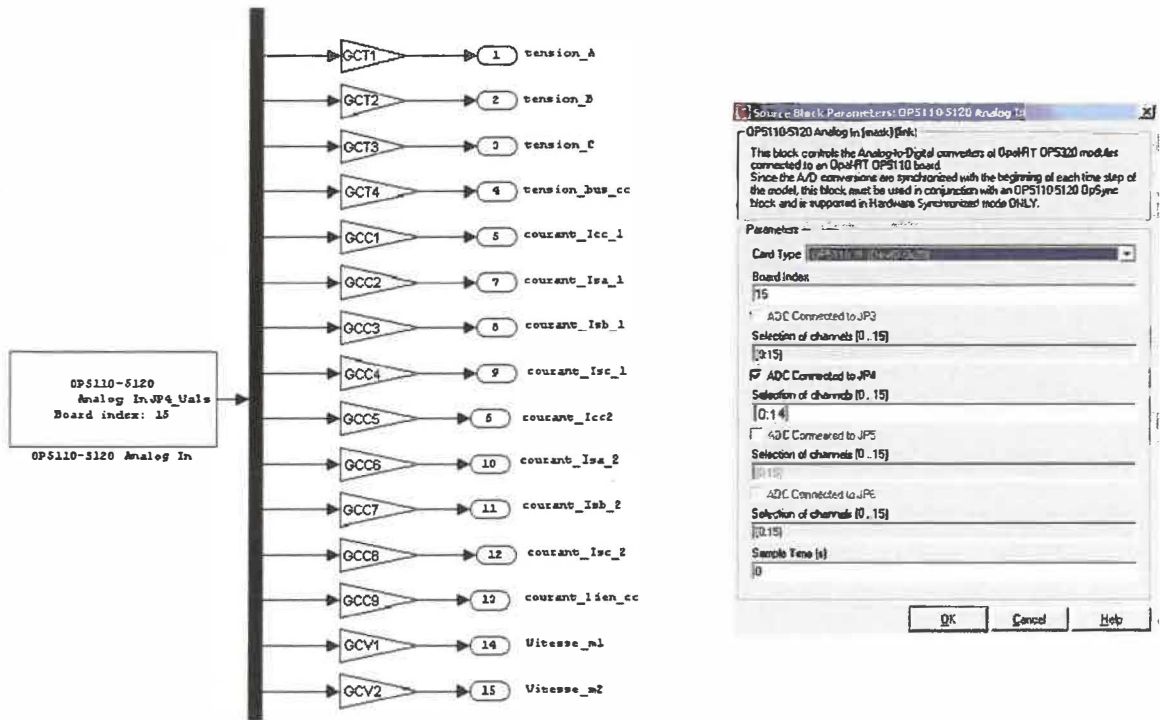


Figure 6-9 Bloc Simulink « OP5110-5120 Analog In » et sa configuration.

Le bloc « Op5110-5120 Event Generator » est employé pour permettre l'utilisation des sorties numériques (Figure 6-10). Il est possible d'utiliser un bloc pour chaque canal ou le même bloc pour plusieurs canaux. Pour chaque canal, l'information numérique peut être envoyée comme une séquence de données à l'aide de deux vecteurs qui représentent le temps « Times » et le niveau logique de la sortie « States » pour chaque intervalle de temps.

Dans notre application, nous allons utiliser 12 sorties numériques pour envoyer les signaux de commande de gâchette des IGBTs des onduleurs de tension, 6 pour chaque onduleur. Il est prévu d'utiliser une sortie additionnelle pour commander un hacheur de freinage qui sera utilisé comme protection de surtension pour le bus cc.

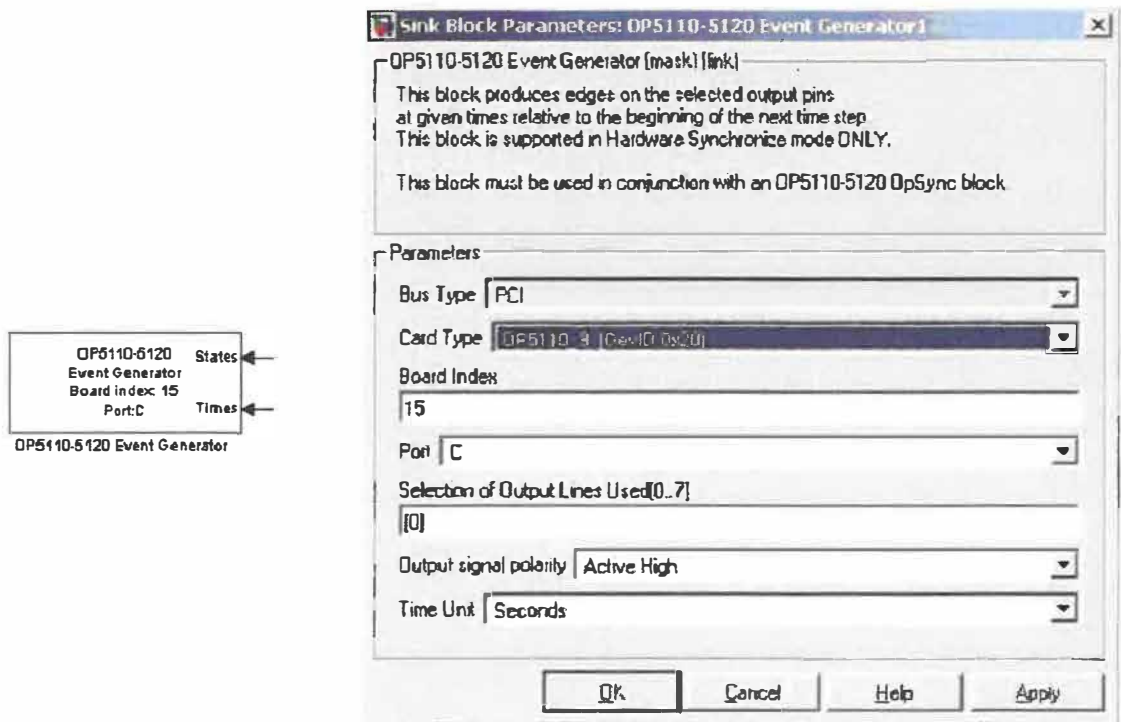


Figure 6-10 Bloc Simulink « OP5110-5120 Event Generator » et sa configuration.

Nous avons défini un bloc de 6 sorties numériques afin de commander l'onduleur de tension (Figures 6-11 et 6-12). Ce bloc permet de générer un retard à la fermeture afin de prévenir des courts-circuits par l'activation simultanée des interrupteurs du même bras (Figure 6-13).

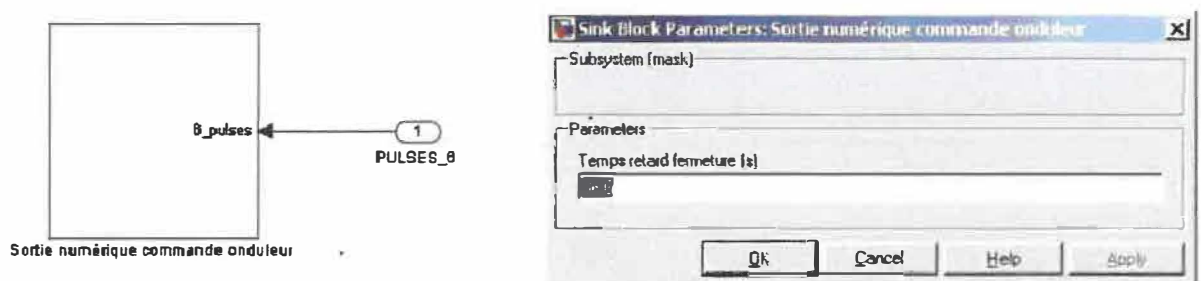


Figure 6-11 Bloc Simulink pour la sortie d'impulsions onduleur 1 (masqué)

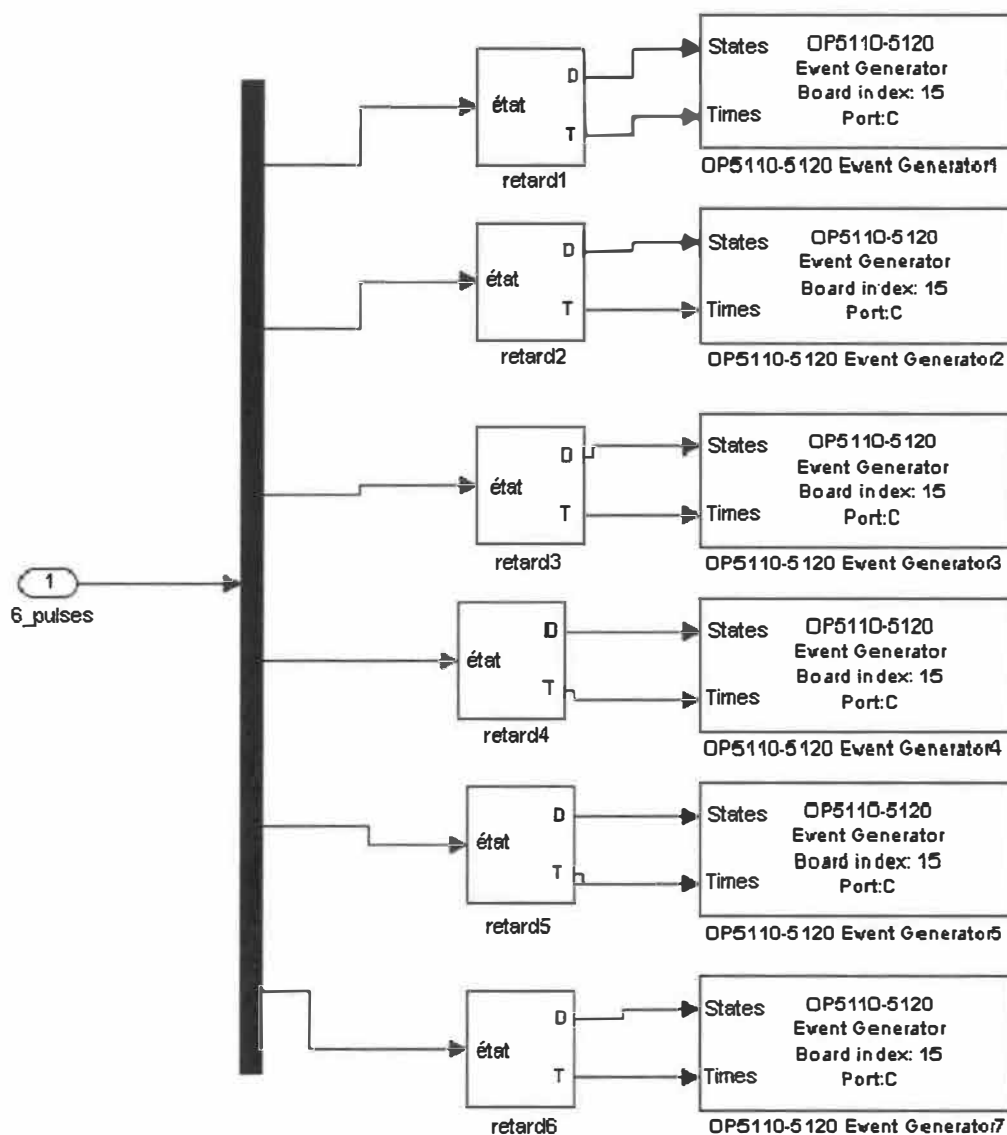


Figure 6-12 Bloc Simulink pour la sortie d'impulsions onduleur 1 (détaillé).

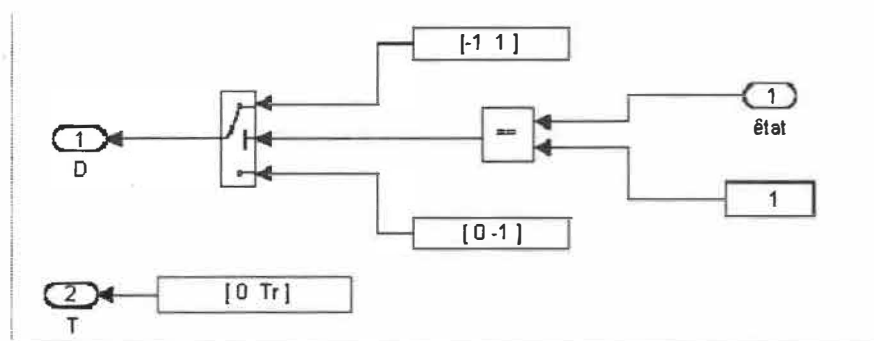
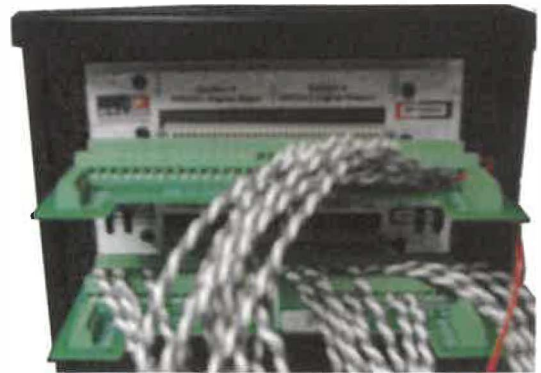
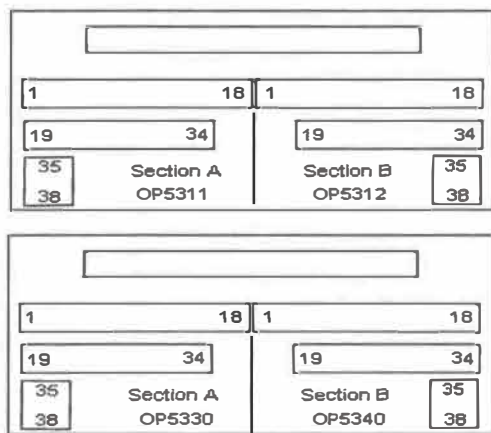


Figure 6-13 Bloc Simulink pour la génération de retard à la fermeture.

La connexion des entrées et des sorties est réalisée à l'aide de deux connecteurs à vis de 76 broches (OP-5941 / OP-SCST-76A) tel que montré par la figure 6-14. Chacun permet la connexion de deux cartes : le premier connecteur pour les entrées et sorties numériques (OP5311 et OP5312) et le deuxième pour les entrées et sorties analogiques (OP5330 et OP5340). Chaque connecteur est divisé en deux groupes de broches à vis (section A et section B), un pour chaque carte.



a) Diagramme descriptif

b) Aspect réel

Figure 6-14 Connexion des entrées et des sorties (connecteur OP-5941/ OP-SCST-76A).

6.3 Conclusion

Deux topologies de banc d'essais basées sur la plateforme de simulation RT-LAB et des convertisseurs bidirectionnels sont proposées pour réaliser le test de la stratégie de gestion de creux de tension. Une première, visant la vérification de la récupération de l'énergie lorsqu'une machine et une charge électrique sont connectées au même bus cc, et

une deuxième, cherchant la validation de la stratégie de gestion de creux de tension appliquée aux systèmes multimoteurs.

Chapitre 7 - Résultats expérimentaux

Ce chapitre présente les résultats expérimentaux de la détection de creux de tension et de la vérification de la stratégie de gestion de creux, premièrement dans un système composé d'une machine triphasée et d'une charge résistive branchées sur un bus cc commun, et deuxièmement dans un système composé de deux machines triphasées branchées au même bus cc lorsqu'elles sont couplées à l'aide de deux autres machines cc liées électriquement par une inductance.

Tel que décrit au chapitre précédent le banc d'essais comprend : les modèles des contrôleurs et l'interface homme machine sous MATLAB®/Simulink™, la plateforme de simulation en temps réel RT-Lab, le système de mesure (capteurs de vitesse, courant et tension), un redresseur, le bus cc, les machines à cage d'écureuil et à courant continu de 2kW et les onduleurs bidirectionnels à IGBT conçus pour le projet. Le banc d'essais est alimenté par une connexion triphasée 120/208V 60Hz du réseau d'Hydro-Québec.

La figure 7-1 montre de manière abrégée la topologie du banc d'essais expérimentaux implanté et utilisé pour la validation de la stratégie de gestion de creux de tension appliquée aux systèmes multimoteurs couplés.

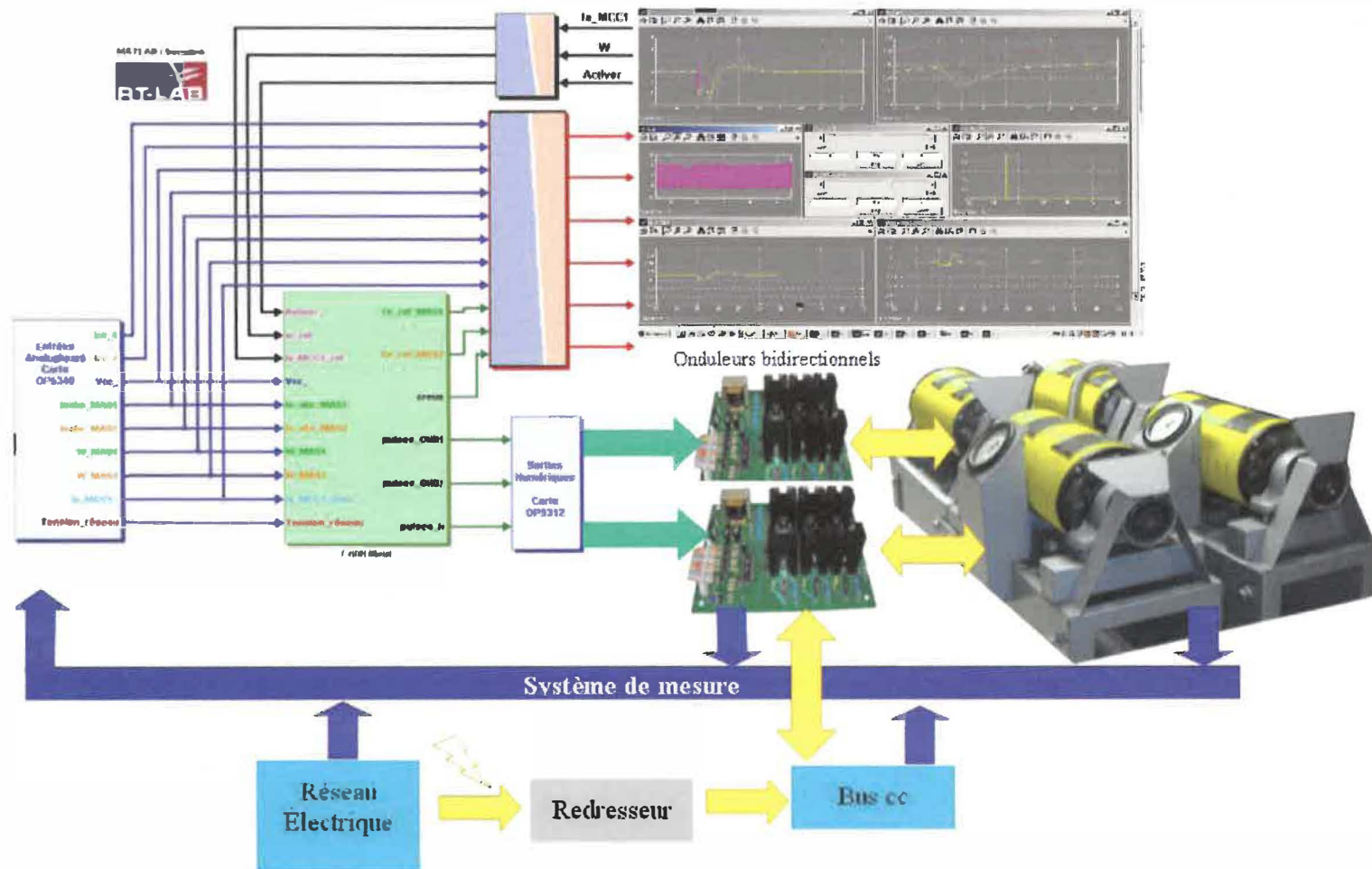


Figure 7-1 Topologie du banc d'essais expérimental utilisé pour la validation de la stratégie de gestion de creux de tension appliquée aux systèmes multimoteurs couplés.

7.1 Détection de creux de tension

Plusieurs essais ont été réalisés afin de tester le fonctionnement de l'algorithme de détection de creux de tension en différentes circonstances, pour les conditions de test définies au Tableau 7-1.

Tableau 7-1 Conditions de test pour la détection de creux de tension

Conditions de test pour la détection de creux de tension	
Signal triphasé utilisé	Réseau électrique Hydro-Québec 120/208V 60Hz.
Variation du niveau de tension	Manuel à l'aide de disjoncteurs et d'un rhéostat triphasé.
Pas d'échantillonnage et de calcul du système de traitement	40 μ s
Condition d'activation du signal de creux de tension	Amplitude du signal estimée inférieure à 0.85 p.u.
Condition de désactivation du signal de creux de tension	Amplitude du signal estimée supérieure à 0.95 p.u.

En variant le niveau de la tension doucement, brusquement ou en coupant complètement la tension d'alimentation (figures 7-2, 7-3, 7-4, 7-5 et 7-6), les résultats expérimentaux montrent que l'amplitude estimée suit l'amplitude du signal mesurée.

Lorsqu'un creux d'une profondeur supérieure à 0.15 p.u. s'est présenté, la détection de l'arrivée du creux de tension est presque instantanée, par contre et, tel que vu dans les résultats de simulation, la détection de la fin du creux de tension était plus lente mais avec un délai inférieur à 1/4 de cycle.

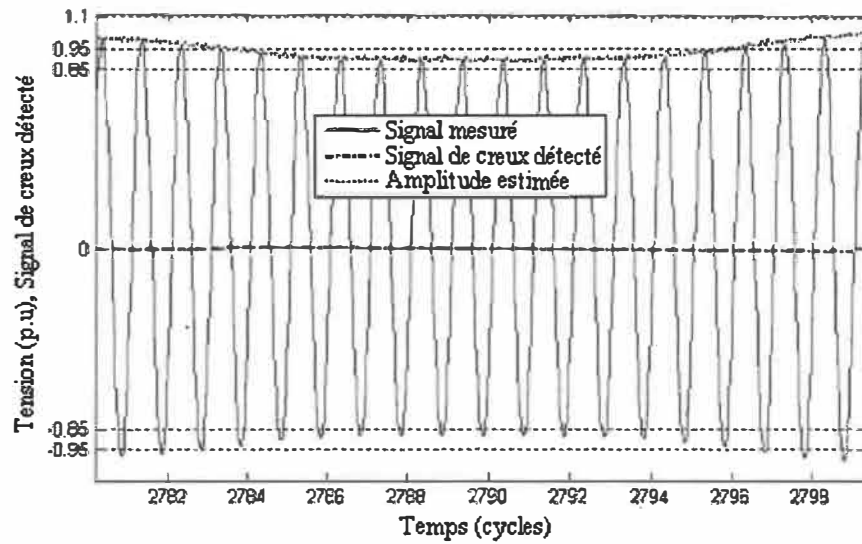


Figure 7-2 Résultats expérimentaux pour la détection de variations de niveau de tension au-dessus du niveau de seuil d'activation du signal de creux de tension, creux d'une profondeur inférieure à 0.15 p.u.

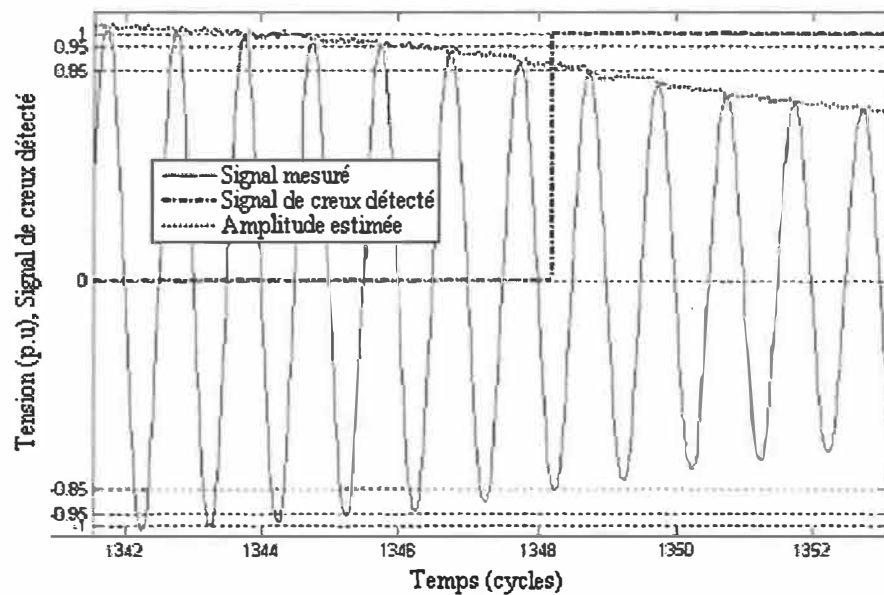
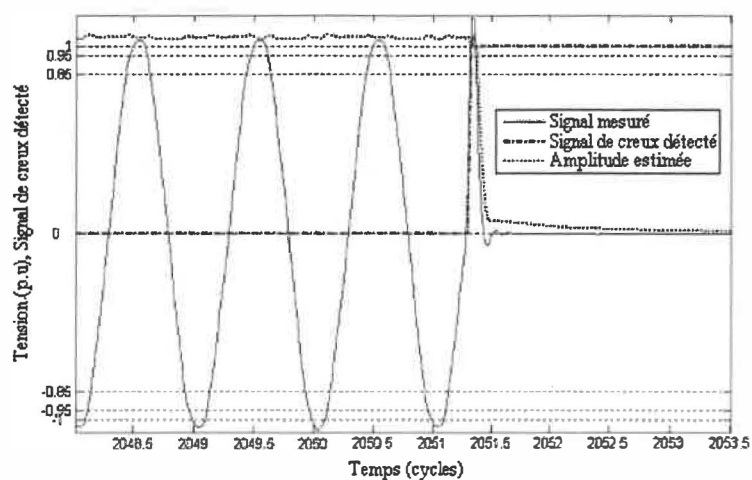
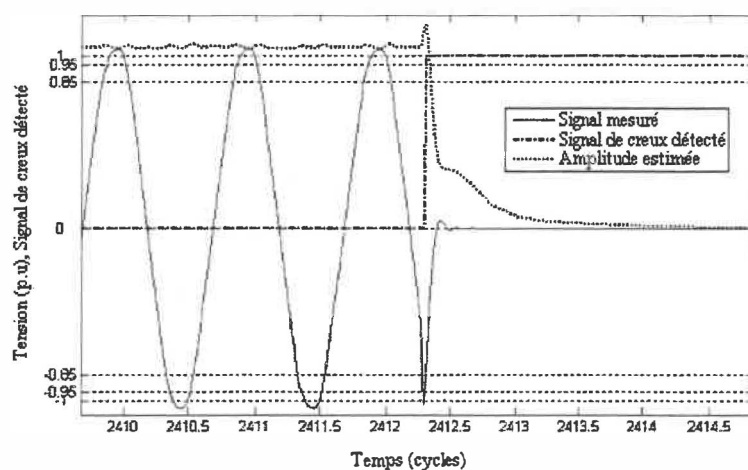


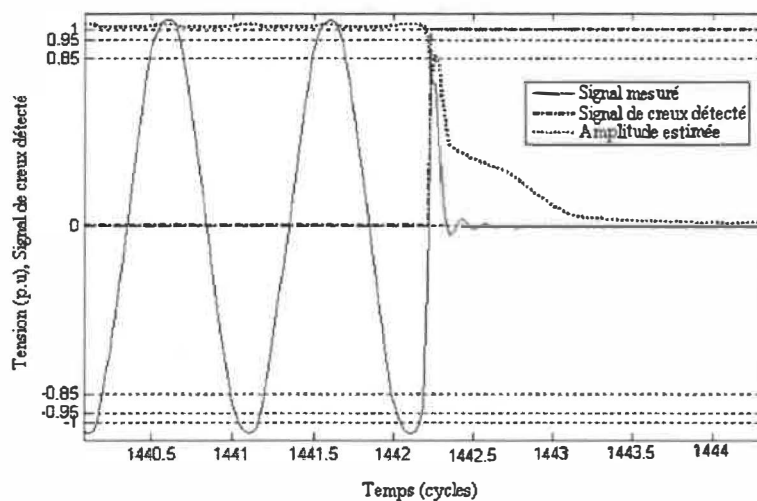
Figure 7-3 Résultats expérimentaux de la détection d'un creux de tension progressif.



Essai 1



Essai 2



Essai 3

Figure 7-4 Résultats expérimentaux pour la détection de l'arrivée d'un creux de tension d'une profondeur de 1 p.u. - Annulation complète de la tension d'alimentation.

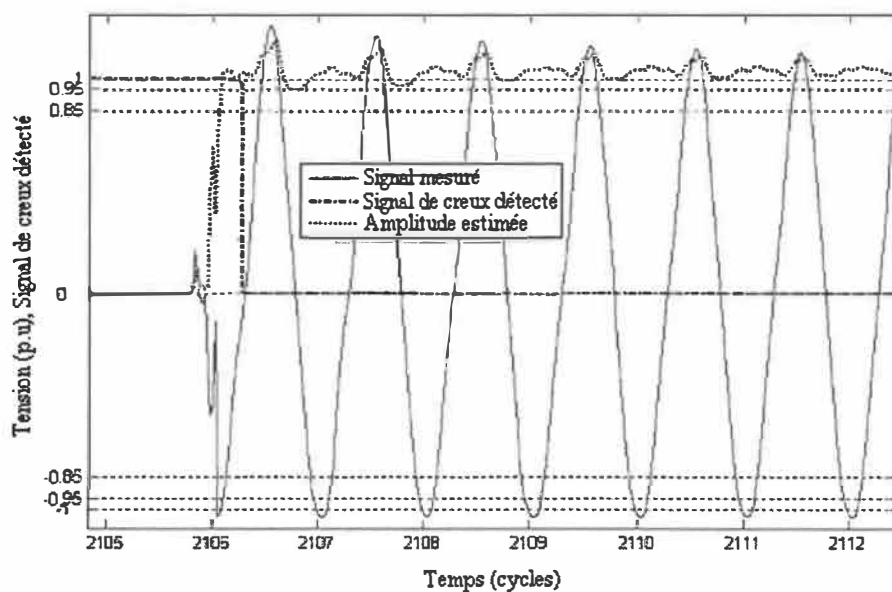


Figure 7-5 Résultats expérimentaux pour la détection de la fin d'un creux de tension d'une profondeur de 1 p.u. - Annulation complète de la tension d'alimentation.

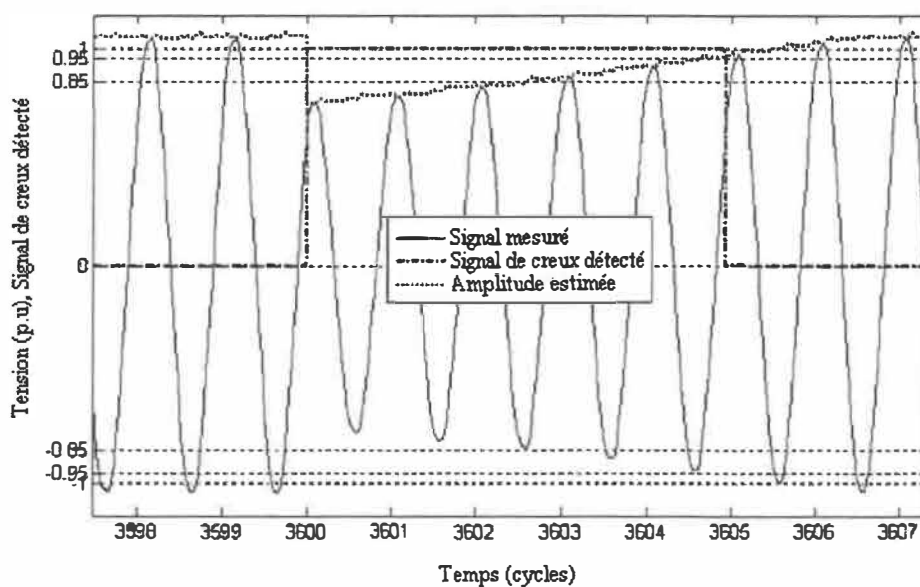


Figure 7-6 Résultats expérimentaux de la détection d'un creux de tension de courte durée et faible profondeur.

7.2 Fonctionnement de la stratégie de gestion de creux de tension

7.2.1 *Test de la stratégie de gestion de creux de tension dans un système avec une seule machine et une charge électrique branchées sur le même bus cc.*

Afin d'analyser expérimentalement le temps maximum de régulation de tension électrique du bus cc pendant les creux de tension et la reprise du mode moteur après la fin du creux de tension, deux types d'essais ont été réalisés en utilisant une machine 2kW branchée sur un bus cc commun qui alimente une charge résistive selon la première topologie proposée au chapitre précédent (Figure 6-1).

La réponse du système a d'abord été testée face à une annulation complète de la tension du réseau lorsque la machine tourne à une vitesse de consigne. Dans ce cas, une limitation du courant du stator de la machine asynchrone est utilisée pour protéger le circuit de puissance et la machine même. Cette limite sert à signaler la fin de la régulation de tension, car elle correspond aussi à une diminution de la tension du bus cc lorsque le système travaille en mode de control de V_{cc} tel que vu au chapitre précédent ($V_{cc} < 0.8p.u.$).

La figure 7-7 montre les résultats expérimentaux de la réponse du système avec une charge résistive de 960Ω (90W à 294V) face à une annulation complète et définitive de la tension du réseau produite lorsque la machine tourne à la vitesse nominale.

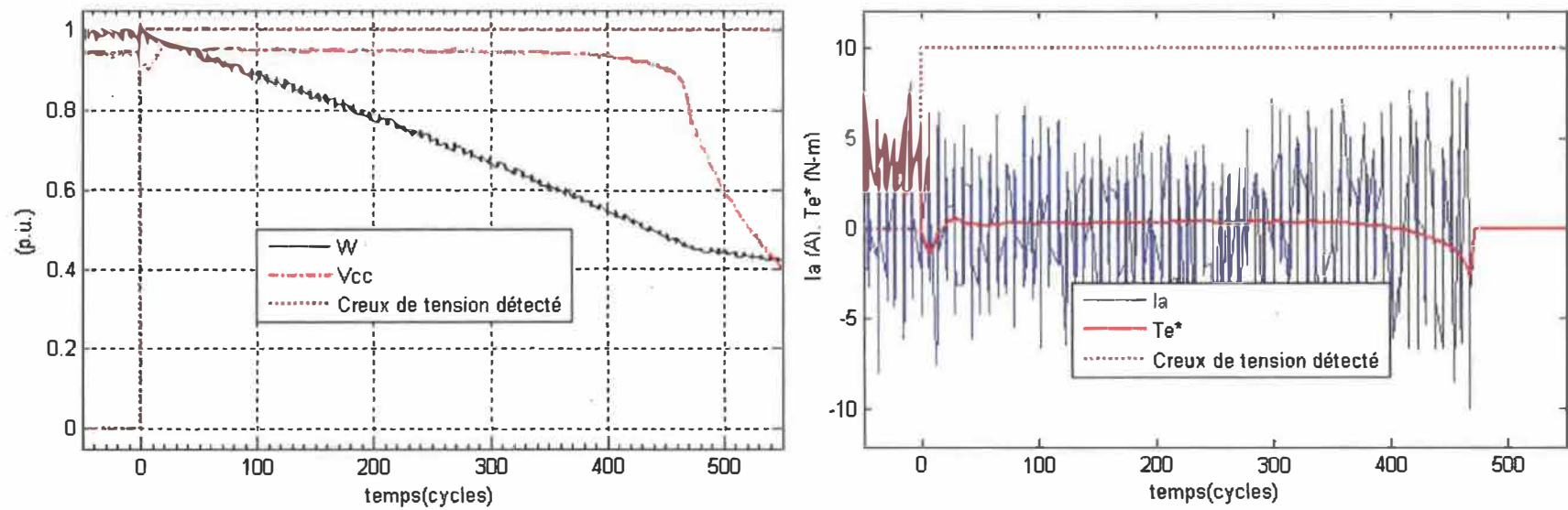


Figure 7-7 Résultats expérimentaux de la régulation de tension face à une annulation complète et définitive de la tension du réseau. Arrivée du creux de tension à $t=0$.

Plusieurs essais ont été réalisés en variant la consigne de vitesse de la machine dans le but de vérifier la relation entre la vitesse au début du creux de tension et la durée maximale de la régulation de tension. La figure 7-8 montre la comparaison du TMO théorique et celui obtenu expérimentalement en fonction de la vitesse au début du creux de tension.

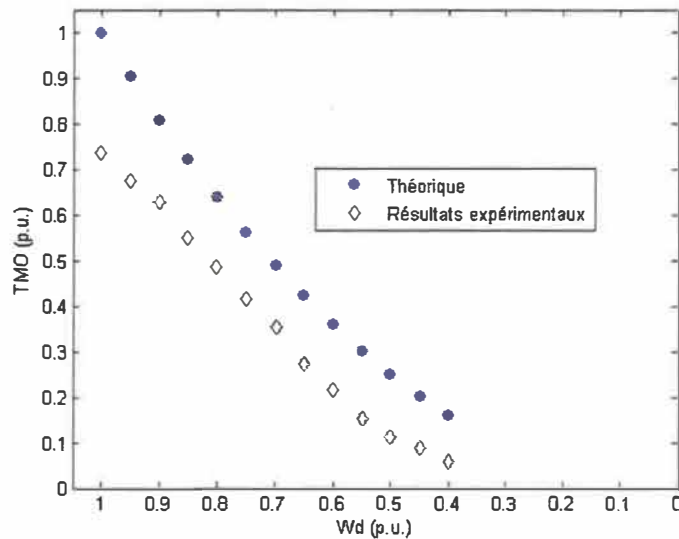


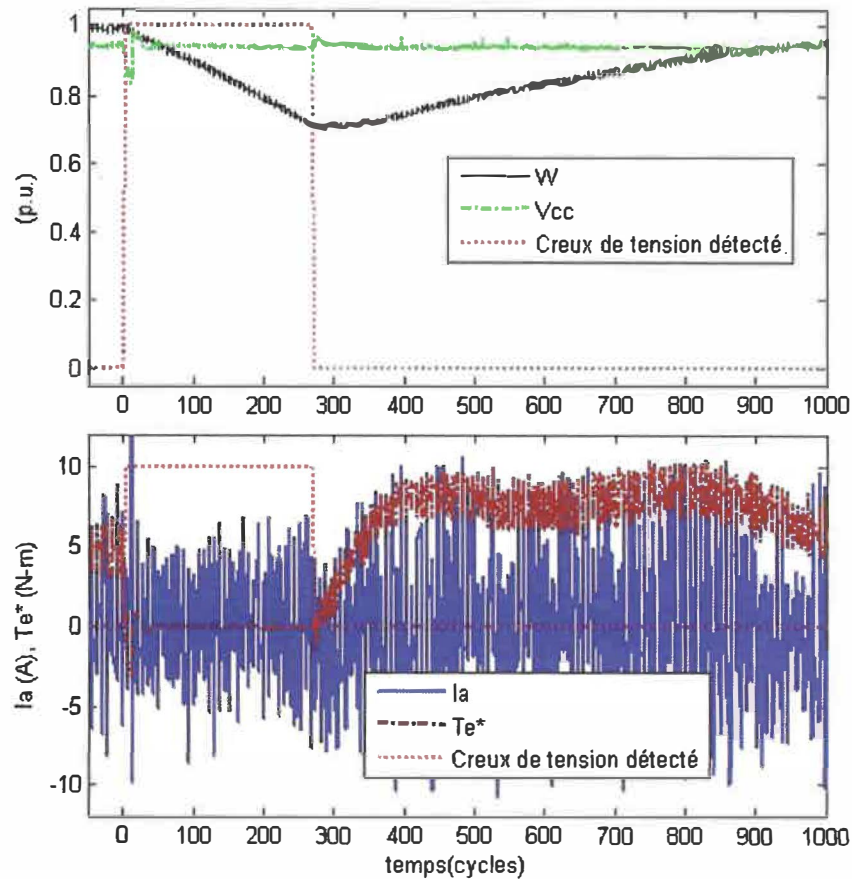
Figure 7-8 Résultats expérimentaux du temps maximum d'opération en mode de régulation de tension en fonction de la vitesse au début du creux.

Une différence est observée entre le TMO théorique et celui obtenu par la voie de l'expérimentation. Cet écart correspond à une différence entre les pertes considérées pour le calcul théorique et les pertes réelles qui n'ont pas été prises en considération, principalement les pertes dues à la commutation des interrupteurs et les pertes dans les circuits d'écrêtage, ainsi que les pertes dans la machine électrique.

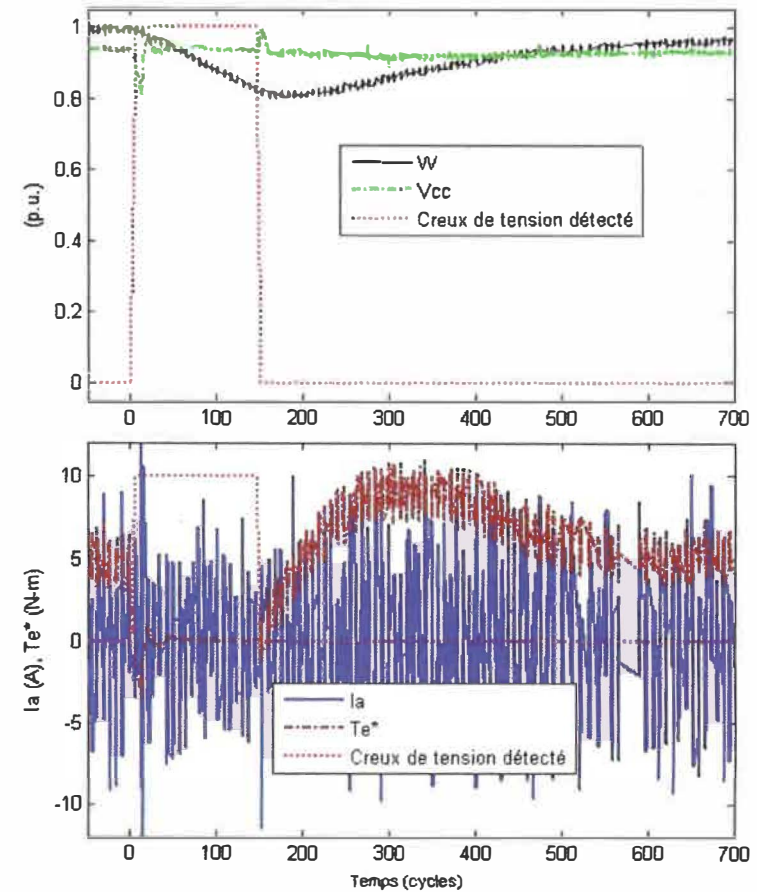
Un deuxième type d'essais a été réalisé en générant un creux de tension d'une durée variable après que la machine ait atteint la vitesse de consigne afin de regarder la réponse du système avant, durant et après la perturbation de la tension d'alimentation.

La figure 7-9 montre la réponse du système avant, durant et après des creux de tension en considérant deux conditions différentes de charge et de durée du creux de tension. Premièrement face à un creux d'une durée de 268 cycles lorsque le bus cc alimente la machine de 2kW et une charge résistive de 960Ω (90W à 294V), et deuxièmement face à un creux d'une durée de 150 cycles lorsque le bus cc alimente la machine et une charge électrique de 480Ω (180W à 294V). Dans les deux cas la profondeur du creux de tension est de 1p.u.

Notons que la puissance de la charge utilisée pour le deuxième essai (480Ω) correspond approximativement aux pertes totales d'une machine du type M-8503 (voir le Tableau 6-1).



a) $R = 960\Omega$ et durée du creux = 268 cycles



b) $R = 480\Omega$ et durée du creux = 150 cycles

Figure 7-9 Résultats expérimentaux de la réponse du système composé d'une machine asynchrone de 2kW et une charge résistive face à un creux de tension d'une profondeur de 1 p.u.

7.2.2 Test de la stratégie dans un système multimoteur couplé mécaniquement à l'aide de deux machines à courant continu avec lien inductif.

La deuxième topologie proposée au chapitre 6 (Figure 6-2) a permis de faire la validation expérimentale de la stratégie de gestion de creux de tension appliquée aux systèmes multimoteurs. Les résultats obtenus sont satisfaisants même s'il existe un écart entre la simulation et les résultats expérimentaux concernant le temps maximum d'opération en présence de creux de tension, tel que vu dans la section précédente (figure 7-8).

La figure 7-10 permet de voir la réponse du système multimoteur couplé face à une annulation complète et définitive de la tension du réseau. Le temps $t=0$ correspond à l'arrivée du creux de tension. Notons que la régulation de la tension du bus cc et, par conséquence, la régulation du courant de couplage, sont possibles même si les machines ont réduit leur vitesse au-dessous de 0.3 p.u. Les trajectoires de couple électromagnétique de consigne montrent comment la réversibilité en puissance (vitesse $\cdot$ couple) de la machine M2 permet de réguler la tension du lien cc suite à l'arrivée du creux de tension.

La réponse du système multimoteur couplé face aux creux de tension de courte et de longue durée a été testée expérimentalement. Dans les deux cas, la régulation de la tension du bus cc et du courant de couplage sont possibles, et la reprise du mode moteur, après le rétablissement de la tension du réseau, est réalisée sans affecter la variable élastique.

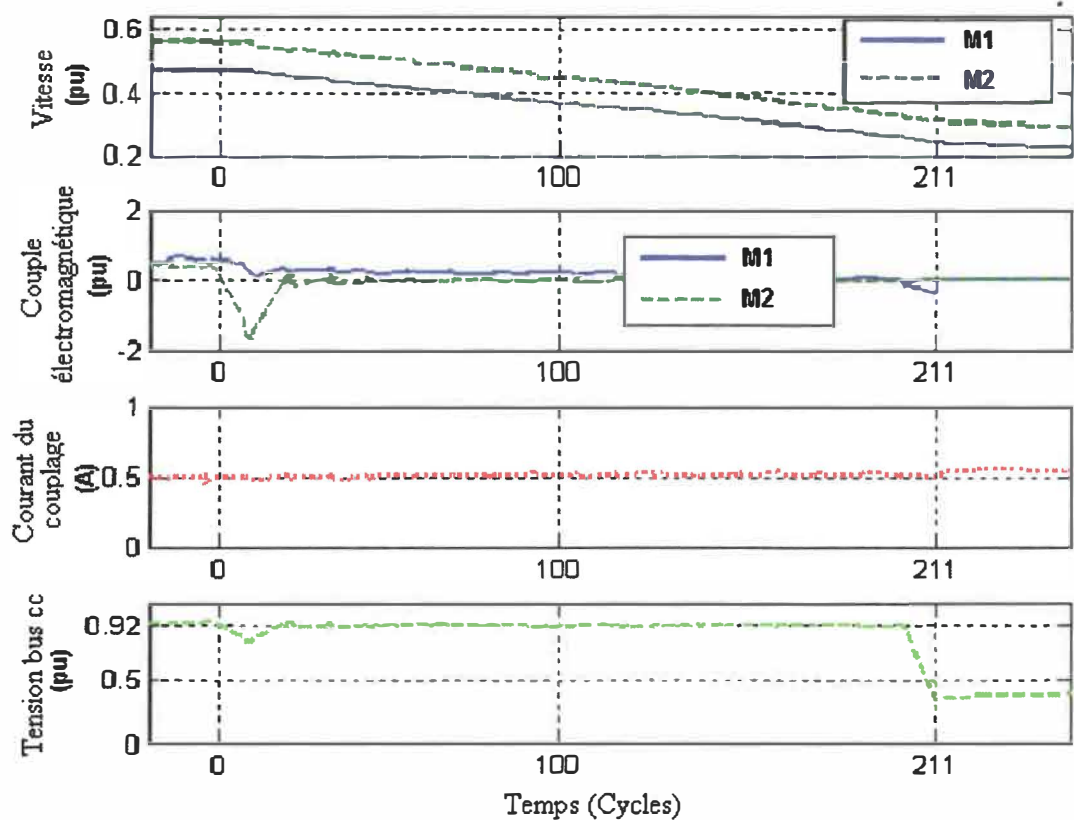


Figure 7-10 Réponse du système couplé face à une annulation complète et définitive de la tension d'alimentation ($W^* = 0.6$ p.u.). Arrivée du creux de tension à $t=0$.

La figure 7-11 montre les résultats expérimentaux obtenus face à une annulation de la tension du réseau pendant 30 cycles lorsque la machine M2 tourne initialement à 0.5p.u. de sa vitesse nominale. Un agrandissement d'échelle de la trajectoire du courant de couplage (I) est réalisé, ce qui permet de voir l'effet du creux, notons qu'il est plus important à l'arrivée ($t=0$) et qu'il est presque nul à la fin du creux de tension ($t=30$).

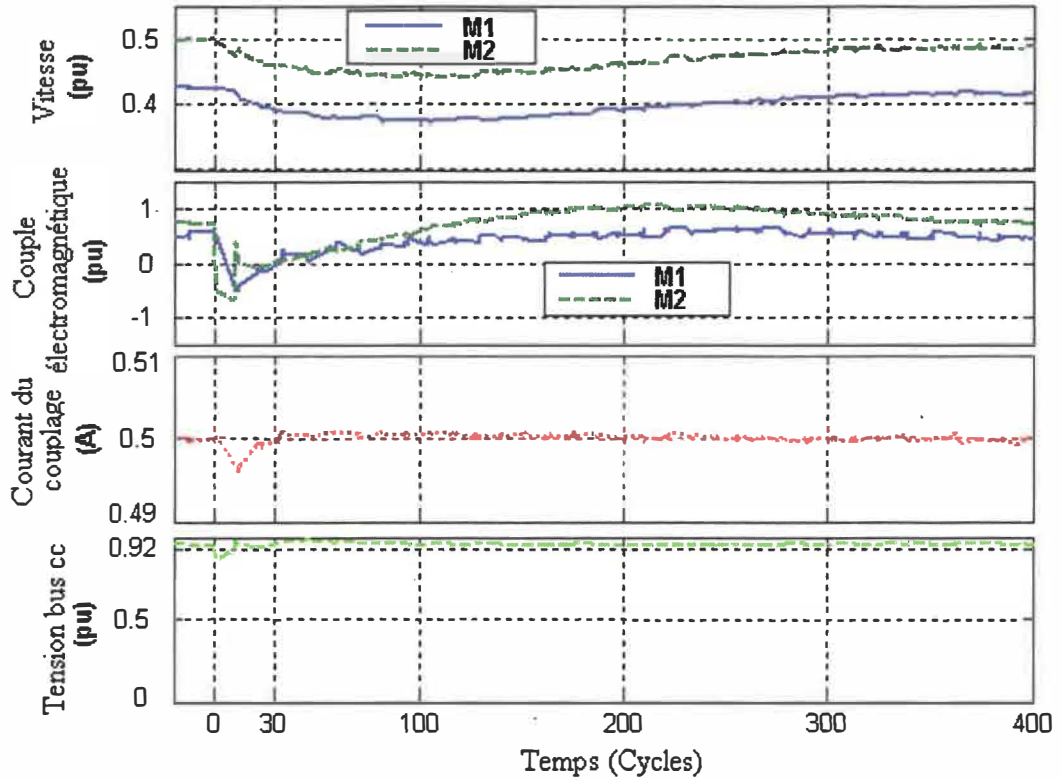
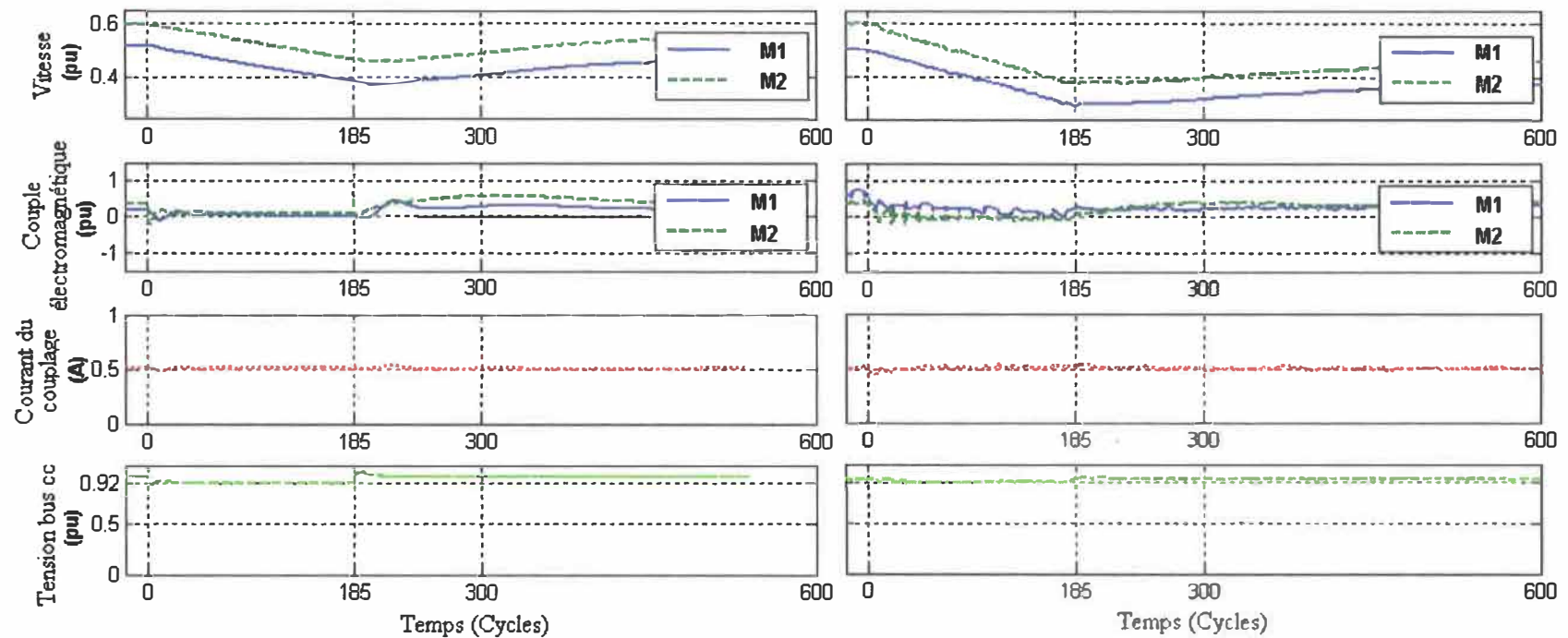


Figure 7-11 Résultats expérimentaux de la réponse du système face à un creux de tension de 1p.u. de profondeur et durée de 30 cycles. ($W^*=0,5$ p.u.). Arrivée du creux de tension à $t=0$.

La figure 7-12 montre les résultats de simulation et expérimentaux obtenus face à une annulation de la tension du réseau pendant 185 cycles lorsque la machine M_2 tourne initialement à 0.6p.u de sa vitesse nominale. Une diminution plus importante de la vitesse est observée dans les résultats expérimentaux car les pertes réelles sont plus importantes que les pertes considérées en simulation. Dans les deux cas l'effet du creux de tension sur la tension du bus cc et sur le courant du couplage (variable élastique) est faible.



a) Simulation sous MATLAB®- Simulink™- SimPowerSystems®

b) Résultats expérimentaux

Figure 7-12 Réponse du système couplé face à un creux de tension d'une durée de 185 cycles et 1p.u. de profondeur. ($W^*=0.6$ p.u.). Arrivée du creux de tension à $t=0$.

7.3 Conclusion

Le fonctionnement des convertisseurs bidirectionnels conçus pour la réalisation du banc d'essais et la pertinence de la stratégie de gestion de creux de tension, incluant la détection de creux de tension par la méthode ADALINE, ont été validés avec des résultats expérimentaux qui ressemblent à ceux obtenus par simulation.

Une différence concernant la durée maximale du fonctionnement du système en présence de creux de tension est trouvée en comparant les résultats expérimentaux et de simulation. Cette différence peut être produite par les pertes dans les machines électriques et dans les convertisseurs qui n'ont pas été modélisées ou même par un possible écart entre les paramètres utilisés dans le modèle simulé et les paramètres réels des machines.

La stratégie de gestion de creux de tension appliquée aux systèmes multimoteurs couplés a permis de maintenir la tension du bus cc constante et de continuer à réguler le courant du couplage électrique pendant le creux de tension, tel que vu par simulation au chapitre précédent.

La réponse du système multimoteur couplé en incluant la stratégie de gestion de creux de tension a été validée pour des creux de tension de courte et de longue durée avec des résultats satisfaisants.

Considérant l'analogie des systèmes couplés par bande élastique et par lien inductif, des résultats semblables sont attendus pour un système multimoteur couplé par bande élastique, soit la possibilité de maintenir le contrôle de la tension mécanique de la bande de matériau en présence de creux de tension.

Chapitre 8 - Conclusion générale

Un parcours très enrichissant, comprenant l'étude théorique, la modélisation, la conception, la mise en œuvre et l'expérimentation, a permis de réaliser la validation expérimentale d'une proposition visant la réduction des effets des creux de tension dans les systèmes multimoteurs couplés.

Les résultats de simulation et expérimentaux ont montré la pertinence de la stratégie de gestion de creux de tension pour les systèmes multimoteurs couplés, notant qu'il est possible de maintenir leur fonctionnement avant, durant et après le creux de tension. Cependant, l'autonomie de fonctionnement du système est limitée par le rendement de l'ensemble machine-convertisseur, par l'inertie totale du système et par la vitesse de fonctionnement à l'arrivée du creux de tension.

L'importance de réaliser une détection opportune de l'apparition du creux de tension et de réaliser un changement correct de mode d'opération des machines selon le niveau de la tension du bus cc, pour permettre sa régulation et la continuité du procédé, a été mise en évidence.

Pour les travaux futurs, l'utilisation de convertisseurs et machines électriques à pertes réduites, l'évaluation précise des paramètres électriques et mécaniques des machines employées dans le banc d'essais, ainsi que l'implantation de la stratégie proposée dans des

processeurs tels que les FPGA ou les DSP permettront d'obtenir une performance supérieure du système multimoteur couplé en présence de creux de tension.

La stratégie proposée a été validée en considérant seulement les creux de tension équilibrés. Une étude ultérieure pourra être dédiée à analyser la performance et adapter la proposition en présence de creux de tension déséquilibrés.

Références bibliographiques

- [1] T.K. Abdel-Galil, E.F. El-Saadany, M.M.A. Salama, "Power quality event detection using Adaline", *Electric Power Systems Research*, Vol. 64, 2003, 137–144.
- [2] A.T. Almeida, F.J.T.E. Ferreira, D. Both. "Technical and Economical Considerations in the Application of Variable Speed Drives with Electric Motor Systems". *IEEE Transactions on industry applications*. Vol. 41, 2005, .188 - 199.
- [3] M.H.J. Bollen, "Analysis of Voltage Tolerance of AC Adjustable-Speed Drives for Three-Phase Balanced and Unbalanced Sags". *IEEE Transactions on industry applications*, Vol. 36, (3), 2000, 904 - 910.
- [4] M.H.J. Bollen, Understanding Power Quality Problems: Voltage Sags and Interruptions. IEEE Press Series on Power Engineering, 1999.
- [5] Canadian Standards Association, CSA Standard CAN3 C235-83, "Preferred Voltage Levels for AC Systems 0 to 50,000V". ID-2409849. 1983.
- [6] S. Charlemagne, Modélisation et commande d'un système de transport de bande textile, application des concepts multimachines, Thèse de doctorat, Université des Sciences et Technologies de Lille (France) / Université d'EL Manar (Tunisie), 2003.
- [7] Richard C. Dorf et Robert H. Bishop, Modern Control Systems, 10^{ième} édition, Pearson / Prentice Hall, 2005.
- [8] A. Felce, G. Matas, Y. D. Silva, "Voltage sag analysis and solution for an industrial plant with embedded induction motors," *Inelectra S.A.C.A. Caracas, Venezuela*, 2004.
- [9] F.A. Firestone, A new analogy between mechanical and electrical systems, *The Journal of the Acoustical Society of America*, Vol. 4 (3), 1933, 249-267.
- [10] A. Florio, A. Mariscotti, M. Mazzucchelli. "Voltage Sag Detection Based on Rectified Voltage Processing". *IEEE Transactions on Power delivery*, Vol. 19 (4), 2004, 1962-1967.
- [11] J.C. Gomez, M. M. Morcos, "Voltage Sag Mitigation Using Overcurrent Protection Devices", *Electric Power Components and Systems*, Taylor & Francis. Vol. 29, 2001, 71–81.

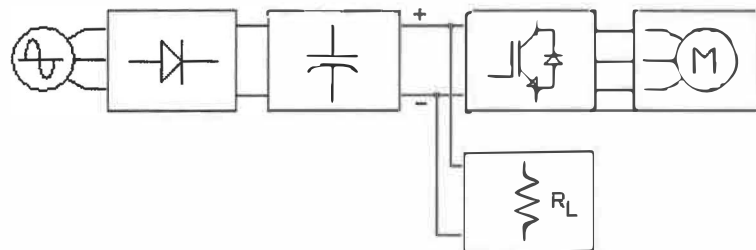
- [12] T.L. Grant, M. Divan, 'Power quality solutions to mitigate the impact of voltage sags in manufacturing facilities', *Energy engineering* ISSN 0199-8595, Vol. 100 (6), 2003, 59-78.
- [13] J. Holtz, W. Lotzkat, S. Stadtfeld. "Controlled AC Drives with Ride-Through Capability at Power Interruption". *IEEE Transactions on industry applications*, Vol. 30, 1994, 1275 – 1283.
- [14] Y.S-Y Jung, T-H Kim, S. Moon, B-M Han, «Analysis and Control of DSTATCOM for a Line Voltage Regulation », *Power Engineering Society Winter Meeting 2002*, Vol. 2, 2002, 726-734.
- [15] S. Kaewarsa, K. Attakitmongcol, T. Kulworawanichpong, "Recognition of power quality events by using multiwavelet-based neural networks", *Electrical Power and Energy Systems*, Vol. 30, 2008, 254–260.
- [16] C. Klumpner, F. Blaabjerg, "A New Cost-Effective Multi-Drive Solution based on a Two-Stage Direct Power Electronic Conversion Topology", *37th IAS Annual Meeting Industry Applications Conference*, 2002. Vol. 1, 2002, 444 – 452.
- [17] G-T. Kim, R-Y. Kim, "A Cost-Effective Ac-ac Voltage Sag Protector with a Fast Dynamic Response Using a New RMS Averaging Method", *Twenty-Third Annual IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition- APEC 2008*, Vol. 1, 2008, 443 – 448.
- [18] M.I. Marei, E.F. El-Saadany, M.M.A. Salama. "Estimation techniques for voltage flicker envelope tracking", *Electric Power Systems Research*, Vol. 70, 2004, 30–37.
- [19] M. McGranaghan, B. Roettger, "Economic Evaluation of Power Quality", *IEEE Power Engineering Review*, Vol. 22 (2), 2002, 8-12.
- [20] N. Mohan, T.M. Underland, W.P. Robbins, Power Electronics: Converters, Applications and design. New York: John Wiley & Sons, Inc. 1989.
- [21] H.J. Nanga-Ndjana, Système auxiliaire de compensation de creux de tension, Mémoire maîtrise en génie électrique, Université du Québec à Trois-Rivières, Qc. Mars 2005.
- [22] H.J. Nanga-Ndjana, P. Sicard, S. Lahaie, É. Ngandui. "Auxiliary Voltage Sag Ride-Through System for Adjustable-Speed Drives". *IEEE International Conference on Electric Machines and Drives*, 2005, 450 – 457.
- [23] H. Nasiraghdam, and A. Jalilian, « Balanced and Unbalanced Voltage Sag Mitigation Using DSTATCOM with Linear and Nonlinear Loads », *International Journal of Electrical, Computer and Systems Engineering*. Vol 1, (2), 2007, 86-91.

- [24] N.El Ouariachi, Modélisation et commande d'un système multi-moteur en présence de creux de tension, Mémoire maîtrise en génie électrique, Université du Québec à Trois-Rivières, Qc. Automne 2003.
- [25] J. Pedra, F. Córcoles, and F. J. Suelves, "Effects of Balanced and Unbalanced Voltage Sags on VSI-Fed Adjustable-Speed Drives", IEEE Transactions on Power delivery, Vol. 20 (1), 2005, 224–233.
- [26] S. Quaia, F. Tosato, and Roberto Visintini, "Mitigation of voltage sag effects on sensitive plants: an exemplary case study", Electric Power Systems Research, Vol. 61, 2002, 93–99.
- [27] M.H. Rashid, Power Electronics. circuits, devices and applications. Third edition. Upper Saddle River, New Jersey: Pearson-Prentice Hall, 2004, 880 p. ISBN 0-13-101140-5.
- [28] A. Sannino, J. Svensson, T. Larsson, "Power-electronic solutions to power quality problems", Electric Power Systems Research, Vol. 66, 2003, 71-82.
- [29] C. Sharmeeela, M.R Mohan, G.Uma, J.Baskaran. "A Novel Detection and Classification Algorithm for Power Quality Disturbances using Wavelets", American Journal of Applied Sciences, Vol. 3 (10), 2006, 2049-2053.
- [30] B. Singh, A. Adya, J. Gupta, « Power Quality Enhancement with DSTATCOM for Small Isolated Alternator feeding Distribution System » Power Electronics And Drive Systems 2005-PEDS 2005, Vol. 1, 2005, 274-279.
- [31] K. Stockman, F. D'hulster, K. Verhaege, M. Didden, R. Belmans. "Ride-through of adjustable speed drives during voltage dips", Electric Power Systems Research. Vol. 66, 2003, 49 – 58.
- [32] T. Thasananutariya, S. Chatratana and M. McGranaghan, "Economic Evaluation of solution alternatives for voltage sags and momentary interruptions", Electric Power Quality and Utilization, Vol. 1 (2), 2005, 17-26.
- [33] C. Thiffault, Désensibilisation d'un système de bobinage aux creux de tension et conception d'un système de gestion d'un banc d'essais expérimental, Mémoire de maîtrise en génie électrique, Université du Québec à Trois-Rivières, Qc. 2006.
- [34] N. Uchiyama, Y. Oono, Y. Fujita, "Development of a Voltage Sag Detection Method for Nonutility Generation Systems". Electrical Engineering in Japan, Vol. 152 (4), 2005, 35-41.
- [35] S. C. Vegunta; 0. Anaya-Lara, J.V. Milanovic, N. Jenkins, "Sensitivity of active front-end ASDs and DFIGs to voltage sags and short interruptions", The 3rd IET International Conference on Power Electronics, Machines and Drives, PEMD 2006.Vol.1, 2006, 637–641.

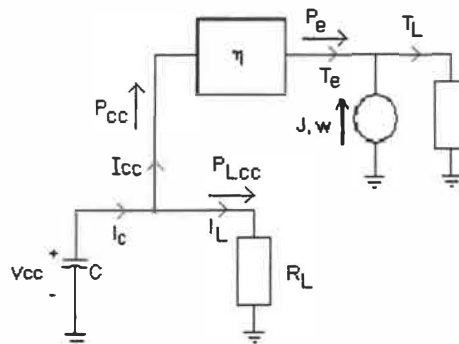
- [36] S.W. Wahab, A.M. Yusof, "Voltage Sag and Mitigation Using Dynamic Voltage Restorer (DVR) System", *Electrika*, Vol. 8, (2), 2006, 32-37.

Annexe A -Temps maximal d'opération d'une machine en mode de récupération d'énergie lorsqu'elle alimente une charge résistive.

Considérons une structure alimentée a travers un bus cc et composée, d'une part, d'une machine asynchrone qui tourne à une vitesse ω_g et qui a un moment d'inertie J et une charge mécanique T_L , et d'autre part d'une charge résistive R_L . La machine est commandée en vitesse à travers un convertisseur d'un rendement $\eta \leq 1$. Le diagramme de blocs et le circuit équivalent pour le système, en annulant la tension du réseau ou en réalisant un blocage du pont redresseur, sont montrés par la Figure A 1.



a) Diagramme de blocs



b) Circuit équivalent

Figure A. 1 Système composé d'une machine asynchrone et une charge résistive alimentées à travers un lien cc.

Dans ce cas-ci, en négligeant l'énergie stockée dans le condensateur du lien cc, et en considérant l'annulation de la tension du réseau à l'instant $t = t_0$, l'énergie ε_0 totale disponible du système, l'énergie ε_{em} dissipée par l'effet de charge mécanique T_L , l'énergie ε_{elec} dissipée dans la charge électrique R et l'énergie ε_t disponible à l'instant $t > t_0$ peuvent être exprimées comme suit :

$$\varepsilon_0 = \frac{1}{2} J \cdot \omega_d^2$$

$$\varepsilon_{mec} = \int_0^t T_L \cdot \omega \cdot dt$$

$$\varepsilon_{elec} = \int_0^t P_{cc} \cdot dt = \int_0^t \frac{V_{cc}^2}{R_L \cdot \eta} \cdot dt$$

Par le principe de la conservation de l'énergie, nous pouvons affirmer que la somme des énergies dissipées et disponibles doit être égale à l'énergie disponible à l'arrivée du creux de tension.

$$\varepsilon_t = \varepsilon_0 - (\varepsilon_{mec} + \varepsilon_{elec})$$

Si nous considérons le temps maximal de régulation T_{REG} comme l'instant où l'énergie totale du système est utilisée, ce qui correspond à l'instant où l'énergie disponible est égale à zéro, nous avons que l'énergie initiale doit être égale à la somme des énergies dissipées électriquement et mécaniquement.

$$\varepsilon_0 = \varepsilon_{mec} + \varepsilon_{elec}$$

$$\frac{1}{2} J \cdot \omega_d^2 = \int_0^{T_{REG}} T_L \cdot \omega(t) \cdot dt + \int_0^{T_{REG}} \frac{V_{cc}^2}{R_L \cdot \eta} \cdot dt$$

$$\frac{1}{2} J \cdot \omega_d^2 = \int_0^{T_{REG}} T_L \cdot \omega(t) \cdot dt + \frac{V_{CC}^2}{R_L \cdot \eta} \cdot T_{REG}$$

Si $\varepsilon_{mec} \ll \varepsilon_{elec}$ et $\eta \cong 1$, nous pouvons simplifier l'équation antérieure et la réécrire comme suit,

$$\frac{1}{2} J \cdot \omega_d^2 = \frac{V_{CC}^2}{R_L} \cdot T_{REG}$$

pour finalement obtenir une expression majorée du temps maximal de régulation en fonction du carré de la vitesse au début du creux de tension, du moment d'inertie et de la puissance absorbée par la charge électrique.

$$T_{REG} = \frac{1}{2} \frac{J \cdot \omega_d^2 \cdot R_L}{V_{CC}^2}$$

Annexe B - Détails sur la conception du convertisseur bidirectionnel cc/ca de 2kW

Les composants principaux du circuit de puissance du convertisseur sont les semi-conducteurs utilisés comme interrupteurs et le circuit d'attaque. Les premiers doivent être choisis selon les caractéristiques principales du convertisseur, soit le courant, la tension et la fréquence de travail maximale.

Les interrupteurs de puissance doivent être pourvus d'une protection thermique, afin de garantir une opération correcte aux conditions maximales du courant et de fréquence de commutation, considérant les pertes par conduction et les pertes par commutation.

La puissance totale dissipée, qui sert à estimer la résistance thermique, peut se calculer comme la somme des pertes par conduction et des pertes de commutation.

$$P_{Totale} = P_{conduction} + P_{commutation}$$

Les pertes par conduction sont calculées selon la tension de conduction directe, donnée par le fabricant, et le courant moyen d'opération prévu du semi-conducteur.

$$P_{conduction} = V_{dc_{ON}} \times I_{c_{moyen}}$$

Les pertes dues à la commutation sont calculées en considérant l'information donnée par le fabricant concernant l'énergie utilisée par le semi-conducteur dans les processus de fermeture et d'ouverture et la fréquence maximale prévue de commutation.

$$P_{commutation} = (E_{fermeture} + E_{ouverture}) \cdot f_{commutation}$$

La résistance thermique du radiateur requis est calculée en considérant les paramètres de résistance thermique donnés par le fabricant du semi-conducteur, telles la résistance thermique entre la jonction et le boîtier, la résistance thermique entre le boîtier et le radiateur et la résistance thermique entre jonction et ambiant pour les conditions de travail. Cette dernière est calculée en fonction de la puissance totale dissipée P_{Totale} et la température de jonction maximale donnée par le fabricant.

$$R_{\theta_Radiateur} = R_{\theta_Jonction-Ambiant} - R_{\theta_Jonction-Boitier} - R_{\theta_Boitier-Radiateur}$$

$$R_{\theta_Jonction-Ambiant} = \frac{(T_{Jonction} - T_{Ambiante})}{P_{Totale}}$$

On utilise des ventilateurs pour augmenter le rendement des radiateurs. Avec une ventilation forcée, le même radiateur peut ainsi offrir une résistance thermique beaucoup plus basse qu'avec une ventilation naturelle.

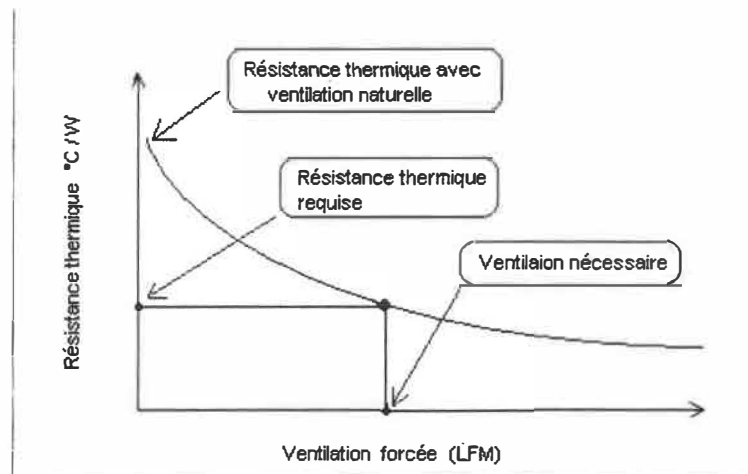


Figure B-1 Variation typique de la résistance thermique des radiateurs en fonction de la ventilation forcée (Fiche technique du radiateur 411125B02500 <http://www.thermaflo.com/>).

La figure B-1 montre une courbe typique de la variation de la résistance thermique en fonction de la ventilation forcée, indiquant la manière d'établir la ventilation forcée nécessaire en cherchant la résistance thermique requise.

La ventilation requise, exprimée en pied par minute (LFM), peut se calculer de manière graphique à l'aide des courbes données par le fabricant du radiateur tel que montré par la figure A.1. Cependant, les ventilateurs ont comme paramètre le flux d'air en pied cube par minute (CFM), dont la conversion est réalisée en calculant la surface transversale utile du ventilateur selon :

$$Vitesse_{LFM} = \frac{Flux_{CFM}}{S_{ventilateur}}$$

Pour le choix du circuit d'attaque, il faut considérer des paramètres comme le courant maximal d'amorçage qu'il doit fournir selon les spécifications de l'interrupteur choisi, sa capacité pour piloter des interrupteurs connectés à l'extrémité inférieure et à l'extrémité supérieure (Figure B-2), ainsi que le temps de propagation des signaux de commande. Il est possible d'utiliser des circuits de pilotage différents pour chaque type de connexion des interrupteurs.

Des fonctions comme le blocage automatique des sorties par la détection de basse tension d'alimentation du circuit d'attaque et par la détection de surintensité, ainsi que la génération d'un empiètement automatique des signaux du même bras sont recommandées.

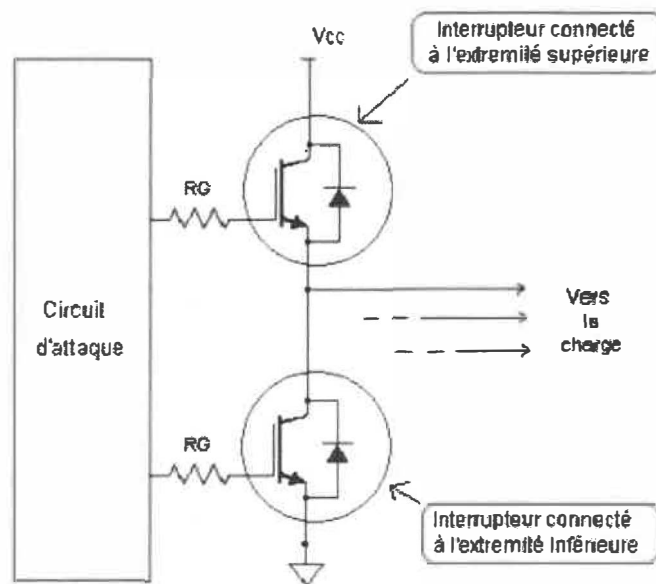


Figure B-2 Circuit d'attaque et possibles connexions des interrupteurs du même bras (Fiche technique No. PD-6.033E, <http://www.irf.com/>).

Les caractéristiques requises du convertisseur, en considérant qu'il sera utilisé pour commander une machine à cage d'écureuil LabVolt ® modèle 8503 et qu'il est prévu d'utiliser des techniques de modulation ne dépassant pas une fréquence de commutation de 20kHz, sont les suivantes :

- Tension nominale >450V
- Courant maximal I_M 55A
- Courant de travail I_N 17.6A
- Fréquence de commutation 20kHz

Selon les caractéristiques de fréquence de commutation et tension nominale, il est possible d'utiliser un circuit d'isolation HCPL2531 qui offre une isolation de 2.5kV et un temps de propagation maximal de 1μs. Dans le même boîtier, il y a deux paires photodiode

– phototransistor, ce qui permet d'isoler les signaux de commande de deux interrupteurs avec le même circuit, tel que montré par la Figure B-3.

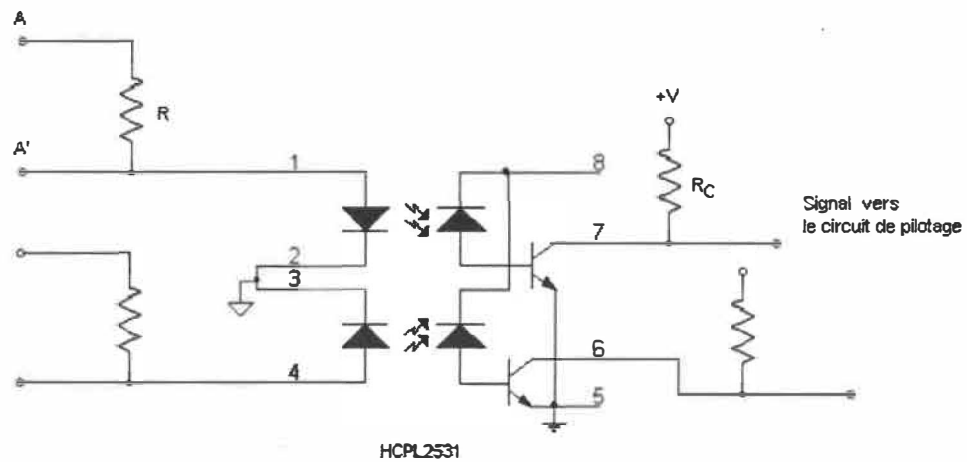


Figure B-3 Circuit d'isolation avec coupleur optique HCPL2531 de Fairchild Semiconductor. (<http://www.fairchildsemi.com/>)

Si la sortie du circuit de commande est un signal en connexion directe 0V ou 5V, la broche A' n'est pas utilisée et le signal provenant du circuit de commande est branché à la broche A. Par contre, si la sortie du circuit de commande est un signal à collecteur ouvert, le signal est branché à la broche A' et la broche A est reliée à la référence positive du circuit de commande.

R et R_C sont calculées selon le niveau de tension d'entrée et de sortie, en se gardant de ne pas dépasser 25mA pour le courant d'entrée et 8mA pour le courant de sortie, selon les spécifications techniques données par le fabricant. Il faut considérer qu'une diminution du courant entraîne une augmentation du temps de propagation.

En prenant une résistance $R = 220\Omega$, et une tension d'entrée de $+5V$, le courant d'entrée peut se calculer selon l'équation suivante, où V_{FD} est la tension de conduction directe de la diode selon la fiche technique donnée par le fabricant.

$$I_{\text{entrée}} = \frac{5V - V_{FD}}{220\Omega} = \frac{5V - 1.45V}{220\Omega} = 16.13mA$$

En considérant une tension de sortie de $+5V$ et une résistance $R_C = 1k\Omega$, il est possible de calculer le courant de sortie dans l'hypothèse d'une saturation complète de la jonction collecteur émetteur du transistor.

$$I_{\text{sortie}} = \frac{5V}{1k\Omega} = 5mA$$

Comme circuit d'attaque (pilotage), il est possible d'utiliser le circuit intégré IR2132 qui permet de générer les signaux de commande pour les six interrupteurs du pont triphasé (3 pour l'extrémité supérieure et 3 pour l'extrémité inférieure du pont). Le circuit offre la possibilité d'utiliser une protection de surintensité programmable (ITRIP) et une protection de basse tension automatique, en produisant dans les deux cas un blocage des signaux d'attaque des gâchettes.

Un empiétement des signaux du même bras, qui consiste à la génération d'un délai (temps mort) entre les signaux d'ouverture et de fermeture des interrupteurs du même bras, empêche la fermeture simultanée des deux interrupteurs.

Tableau B. 1 Caractéristiques du circuit IR2132 (Fiche technique No. PD-6.033E, <http://www.irf.com/>)

Caractéristiques IR2132	
Source de tension flottante extrémité supérieure	-0.3 ... 525V
Source de tension extrémité inférieure et circuit logique	-0.3 ... 25V
Temps mort entre impulsions	0.8µS
Délai de propagation ON/OFF	675nS/425 nS

En considérant les caractéristiques requises du convertisseur, un interrupteur IGBT avec diode en antiparallèle, dont les paramètres principaux sont montrés par le tableau B-2, peut être utilisé.

Tableau B. 2 Caractéristiques de l'IGBT IRG4PC50UDPBF (Fiche technique No. PD -95185, <http://www.irf.com/>)

Caractéristiques IRG4PC50UDPBF	
Description	IGBT avec diode en antiparallèle
Tension VCE maximale	600V
Tension VCE en conduction directe	1.65V
Tension VF de la diode en conduction directe	1.30V
Courant continu IC maximum (TC =25°C)	55A
Courant continu IC maximum (TC =100°C)	27A
Courant pulsé maximum	220A
Température de jonction de travail TJ	-55 ... 150°C
Résistance thermique jonction - boîtier $R_{\theta JC}$ IGBT	0.64°C/W
Résistance thermique jonction - boîtier $R_{\theta JD}$ DIODE	0.64°C/W
Résistance thermique boîtier radiateur $R_{\theta CS}$	0.24°C/W

Résistance thermique $R_{\theta JA}$ (typique)	40°C/W
Pertes par commutation à la fermeture	0.99mJ
Pertes par commutation à l'ouverture	0.59mJ

En prenant l'information du fabricant et en considérant un courant de travail égal à celui utilisé par le fabricant pour le calcul des pertes par commutation : $I_c=27A$, et une fréquence de commutation de 20kHz. La puissance totale due aux pertes et la résistance thermique du radiateur requis peut se calculer comme suit :

$$P_{commutation} = (E_{fermeture} + E_{ouverture}) \cdot f_{commutation}$$

$$P_{commutation} = (0.99mJ + 0.59mJ) \cdot 20kHz = 31.6W$$

$$P_{conduction} = V_{dc_{ON}} \cdot I_{c_{moyen}}$$

$$P_{conduction} = 1.65V \cdot \left(\frac{27A}{3} \right) = 14.85W$$

$$P_{Totale} = P_{conduction} + P_{commutation}$$

$$P_{Totale} = 31.6 + 14.85 = 46.45W$$

$$R_{\theta_{Junction-Ambiant}} = \frac{(T_{Junction} - T_{Ambiant})}{P_{Totale}}$$

$$R_{\theta_{Junction-Ambiant}} = \frac{(125^{\circ}C - 25^{\circ}C)}{46.45W} = 2.15^{\circ}C/W$$

$$R_{\theta_{Radiateur}} = R_{\theta_{Junction-Ambiant}} - R_{\theta_{Junction-Boitier}} - R_{\theta_{Boitier-Radiateur}}$$

$$R_{\theta_{Radiateur}} = 2.15^{\circ}C/W - 0.64^{\circ}C/W - 0.24^{\circ}C/W = 1.27^{\circ}C/W$$

Le radiateur type 25B02500, dont les caractéristiques sont montrées par la figure B-4, offre la résistance thermique requise avec une ventilation approximée de 400CFM.

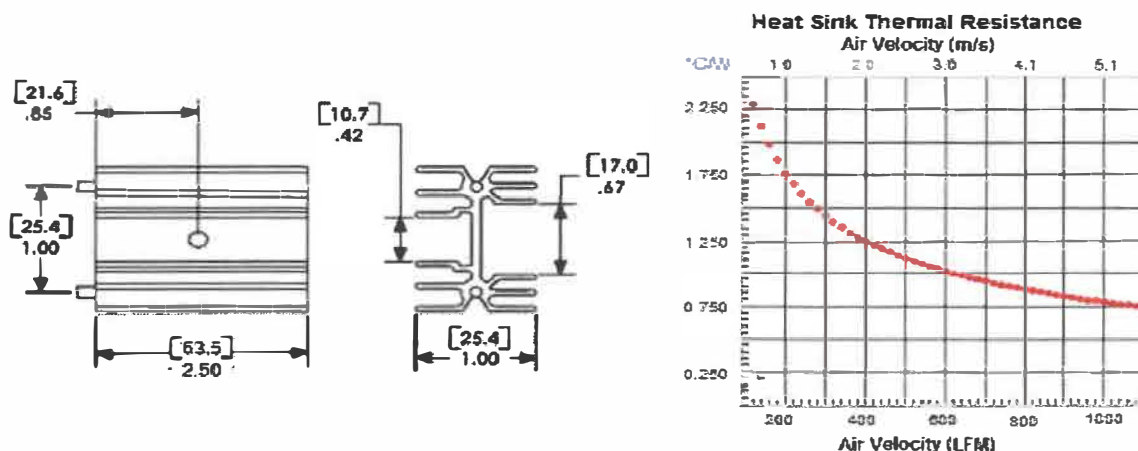


Figure B-4 Dimensions et courbe thermique du radiateur type 25B02500 (Fiche technique du radiateur 411125B02500 <http://www.thermaflo.com/>)

En prenant le ventilateur SP101A-1123HST.GN disponible sur le marché, il est possible de confirmer si ce ventilateur offre la ventilation nécessaire pour obtenir la résistance thermique du radiateur requis.

Tableau B. 3 Caractéristiques du ventilateur SP101A-1123HST.GN (AC Axial Fan & Blower, www.sunon.com.tw)

	SP101A-1123HST.GN 259-1388-ND FAN 115VAN 120 X 38MM 105CFM
Dimensions	120 x 120 x 38 mm
Flux d'air	105.000 CFM
Puissance	18.00 W

Un calcul de la ventilation à partir des caractéristiques données par le fabricant peut être réalisé.

La vitesse de déplacement de l'air peut être calculée en utilisant l'information du flux et de la section transversale du ventilateur.

$$Vitesse_{LFM} = \frac{Flux_{CFM}}{S}$$

En considérant la surface transversale comme $S = \pi \cdot r^2$ en négligeant la surface utilisée pour l'axe central du ventilateur.

$$S = \pi \cdot r^2 = \pi \cdot \left(\frac{120mm}{2} \cdot \frac{1}{(25.4142mm / po) \cdot (12 po / pi)} \right)^2 = 0.1216 pi^2$$

La vitesse sera le rapport entre le flux et la surface calculée :

$$Vitesse_{LFM} = \frac{Flux_{CFM}}{S} = \frac{105}{0.1216} = 863.48 LFM$$

La vitesse obtenue est supérieure à 400LFM, alors le ventilateur convient pour cette application.

Afin de protéger l'interrupteur IGBT des changements brusques de tension et de courant, nous pouvons calculer un circuit d'extinction tel que montré par la figure B-5.

À l'instant de l'ouverture, le courant du circuit d'extinction est maximal et égal au courant de charge. Le processus de charge du condensateur commence ensuite jusqu'à l'annulation du courant et la charge complète du condensateur à la même tension d'alimentation ($V_{S_{max}} = V_{CC}$).

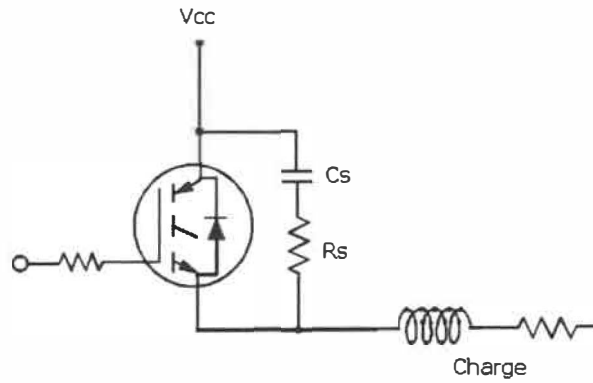


Figure B-5 Circuit d'extinction (*snubber*).

Le condensateur C_s peut être calculé en fonction de la fréquence de commutation et de la tension d'alimentation. Pour nos calculs, nous allons prendre 20kHz comme fréquence de commutation et 306.18V comme la tension V_{cc} maximale.

La puissance dissipée par le circuit d'extinction est égale à :

$$P_s = \frac{1}{2} C_s \cdot V_{cc}^2 \cdot 2f_s$$

où f_s est la fréquence de commutation. Nous pouvons considérer une puissance maximale de 5W pour calculer la valeur requise du condensateur.

$$C_s = \frac{5}{(V_{cc}^2 \cdot f_s)}$$

$$C_s = \frac{5}{((306.18^2) \cdot (20000))} = 2.66nF \cong 2.7nF$$

Par ailleurs, le circuit d'extinction doit supporter le courant maximum de l'interrupteur. Dans notre cas, le courant de travail moyen est de 15A.

$$R_s = V_{cc} / I_{s \max}$$

$$R_s = 306.18 / 15 = 20.41\Omega \cong 20\Omega$$

La puissance de la résistance R_s peut s'exprimer en fonction de la fréquence de commutation comme :

$$P = f_s \cdot C_s \cdot V_{cc}^2$$

$$P = (20000) \cdot (2.7nF) \cdot (306.18^2) = 5.06W \cong 5W$$

La constante de temps du circuit d'extinction est :

$$\tau_s = R_s \cdot C_s = 20\Omega \cdot 2.7nF = 54nS$$

La constante de temps doit être inférieure à la période minimale d'état fermé pour l'interrupteur. Dans notre cas, nous allons considérer une fermeture minimale de 5% à chaque période de commutation.

$$\tau_s \leq \frac{0.05}{10 \cdot f_s} = 250ns$$

L'amorçage des interrupteurs exige l'utilisation d'un circuit entre la sortie du circuit de pilotage (*driver*) et la gâchette des IGBT. Pour les interrupteurs branchés du côté inférieur du lien cc (*Low-side*), le circuit est simplement composé d'une résistance R_G . Pour les interrupteurs branchés du côté supérieur du lien cc (*High-side*), on doit utiliser un condensateur de plus qui se charge à la tension V_{cc} à travers une diode. La figure B-6 montre le circuit nécessaire pour chaque branchement.

Pour le choix de la résistance d'amorçage R_G , il faut considérer deux aspects importants: le courant de sortie du circuit pilote (*driver*), qui entraîne une augmentation de la température du circuit, et les pertes de commutation de l'IGBT.

Plus grande est la résistance R_G , et plus grandes sont les pertes de commutation de l'IGBT et le circuit de pilotage chauffera plus. Plus petite est la résistance R_G , plus grand est le courant fourni par le circuit de pilotage et plus rapide est l'amorçage de l'IGBT.

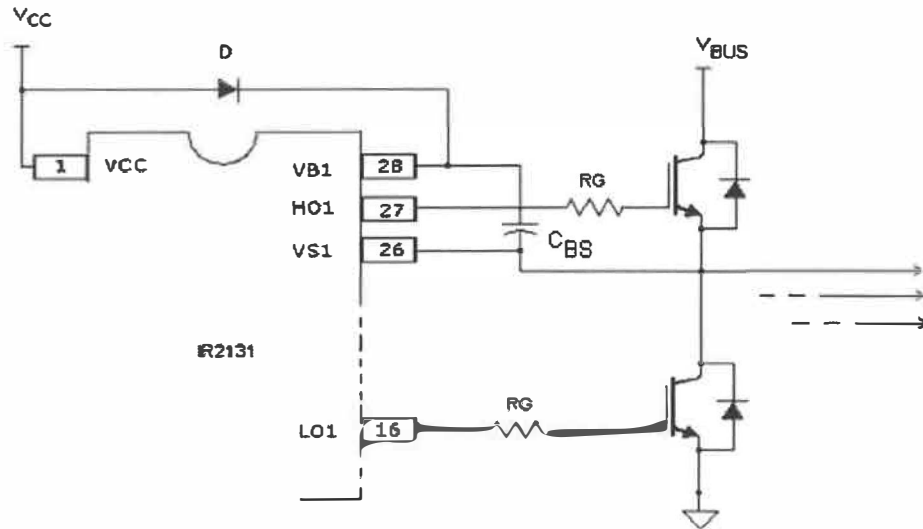


Figure B-6 Circuit d'amorçage (Fiche technique No. PD-6.033E, <http://www.irf.com/>)

Selon le fabricant, une résistance R_G entre 5 et 50 Ω peut être utilisée pour maintenir les pertes de commutation de l'IGBT IRG4PC50UD au-dessous de 2.75mJ. D'ailleurs, la température du circuit IR2132 est inférieure à 40°C pour une fréquence de commutation de 20KHz, même si on utilise une résistance R_G de 15 Ω . Une résistance entre 5 et 15 Ω est alors convenable.

Pour le circuit de charge du condensateur d'amorçage C_{BS} il est important d'utiliser une diode rapide (recouvrement rapide) avec une tension inverse supérieure à la tension du lien cc.

Pour cette application, la diode MUR160 pourra être utilisée. Elle offre une tension inverse maximale de 600V et un courant continu maximum de 1A, pouvant supporter un courant transitoire de 35A pendant 83mS.

La capacité du condensateur C_{BS} requis pour le circuit d'amorçage de l'IGBT est donnée par la formule suivante :

$$C_{BS} > 60 \frac{Q_g}{V_{cc} - V_f}$$

où Q_g est la charge requise pour l'amorçage selon les spécifications techniques de l'IGBT et V_f est la tension directe de la diode D (voir figure B-6). Dans ce cas-ci, l'IGBT IRG4PC50UD a comme paramètre une charge totale maximale requise de 270nC.

$$C_{BS} > 40 \frac{270nC}{14V} = 0.77\mu F \cong 1\mu F$$

Le circuit IR2132 offre la possibilité de bloquer toutes les sorties avec la détection de surintensité. Le circuit de détection est un comparateur qui a une tension interne de référence de 0.5V. Lorsque la tension au terminal ITRIP dépasse ce niveau, les sorties seront bloquées afin de protéger les semi-conducteurs et le circuit de pilotage même. On retrouve dans le même boîtier un amplificateur pouvant être utilisé comme conditionneur de signal pour la mesure de courant ou pour obtenir une indication logique vers le circuit de commande.

En premier lieu, il faut choisir une résistance de mesure R_{SHUNT} qui ne doit pas affecter le fonctionnement du circuit et qui donne une tension de 0.5V lorsque le courant la traversant atteint le courant maximal de fonctionnement du circuit. Une deuxième résistance R_A (variable) pourra être employée afin de fixer le point de fonctionnement maximal du circuit. Il est convenable d'utiliser une troisième résistance R_T pour limiter le courant d'entrée au comparateur, tel que montré par la figure B.7.

En considérant un courant maximal de 100A la résistance R_{SHUNT} à utiliser peut se calculer comme suit :

$$R_{SHUNT} = \frac{0.5V}{100A} = 5m\Omega$$

$$P_{R_SHUNT} = (5m\Omega) \cdot (27A)^2 = 3.645W \cong 5W$$

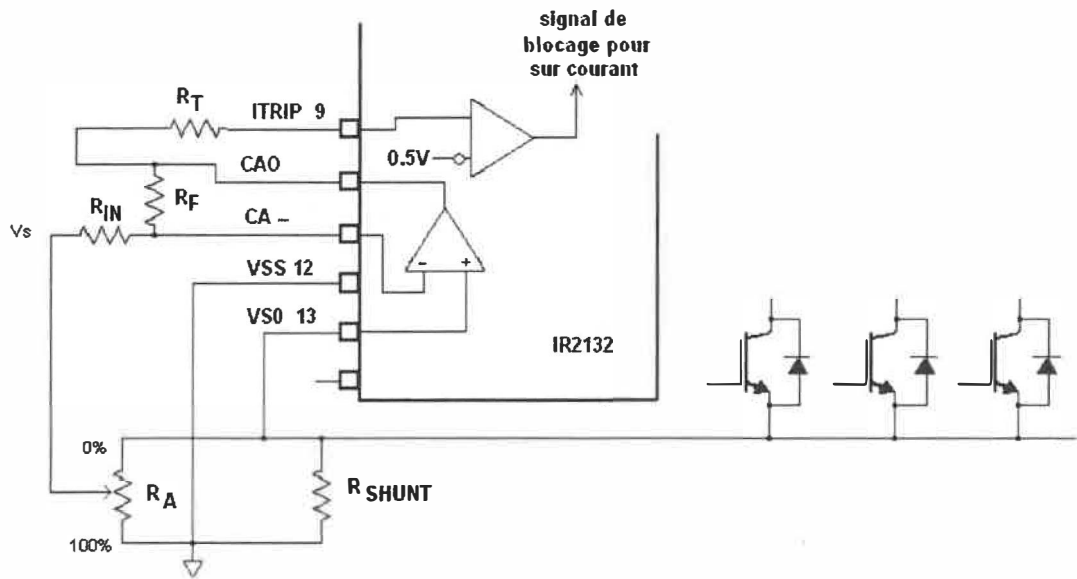


Figure B-7 Circuit de détection de surintensité (Application Note AN-985 <http://www.irf.com/>)

L'information relative à la résistance 650FPR005E avec les caractéristiques requises est montrée au tableau B-4.

Tableau B. 4 Caractéristiques de la résistance shunt 650FPR005E (60 Series Four Terminal Bare Element, <http://www.ohmite.com/>)

Numéro de série	650FPR005E
Résistance	0.005Ω
Puissance nominale	5W (25W pendant 5 secondes)
Courant maximal	100A
Dimensions	

La résistance variable R_A doit être d'une valeur beaucoup plus grande que la résistance R_{SHUNT} . Elle peut être de quelques ohms.

Pour une résistance variable $R_A = 100\Omega$, le courant nominal la traversant sera de :

$$I_{RA} = 27A \frac{0.005}{0.005 + 100} = 1.35mA$$

Alors, elle doit dissiper une puissance $P_{RA} = (1.35mA)^2 \cdot (100\Omega) = 0.2mW$. Nous pouvons prendre $P_{RA} > 0.1W$.

La résistance R_T pourra être d'une valeur égale ou supérieure à $1K\Omega/0.25W$.

L'ajustement de R_A et le gain de l'amplificateur servent à varier le courant maximal permis avant le blocage des sorties. La tension d'entrée à l'amplificateur V_S est une fonction du courant mesuré I_S et le courant maximal permis est fonction de cette tension et du gain de l'amplificateur A_V .

$$V_S = R_A \% \cdot I_S \cdot R_{SHUNT}$$

$$0.5V = R_A \% \cdot I_{SMAX} \cdot R_{SHUNT} \cdot A_V$$

$$A_V = \frac{R_F + R_{IN}}{R_{IN}}$$

Pour un gain fixe $A_V = 2$ ($R_F = R_{IN}$), si R_A est ajustée à 100% :

$$0.5V = 100\% \cdot I_{SMAX} \cdot 5m\Omega \cdot 2$$

$$I_{SMAX} = \frac{0.5V}{100\% \cdot 5m\Omega \cdot 2} = 50A$$

Si R_A est fixée à 50% avec le même gain.

$$I_{SMAX} = \frac{0.5V}{50\% \cdot 5m\Omega \cdot 2} = 100A$$

Dans le cas extrême, si R_A est à 0%, la protection de surintensité sera annulée. Il est approprié de limiter la variation de R_A à 50% en fractionnant R_A en deux parties : une partie fixe et une partie variable.

Afin de pouvoir utiliser l'onduleur avec des machines de plus basse puissance, le gain peut être ajusté en changeant la valeur de R_F . De cette manière, le même circuit peut être utilisé en variant la plage de courant selon l'expression suivante.

$$A_V = \frac{R_{IN} + R_F}{R_{IN}} = \frac{0.5V}{R_A \% \cdot 5m\Omega \cdot I_{SMAX}}$$

La plus petite machine disponible au laboratoire d'électrotechnique de l'UQTR est une machine de 0.2kW dont le courant à pleine charge est 1.2A. Au démarrage, le courant peut atteindre cinq fois le courant nominal, c'est-à-dire 6A. Dans ce cas, la valeur de résistance R_F nécessaire pour détecter correctement le surintensité, en gardant $R_{IN}=1k\Omega$, peut se calculer comme suit :

$$R_F = \frac{0.5V \cdot R_{IN}}{5m\Omega \cdot I_{SMAX}} - R_{IN} = 15.6k\Omega \approx 15k\Omega$$

La protection de surintensité de l'onduleur peut fonctionner correctement avec les machines à 2kW en utilisant une résistance de 1k Ω et, avec les machines de 0,2kW, en utilisant 15k Ω .

La figure B-8 montre la plage variation de I_{SMAX} en fonction de la valeur de la résistance R_F , en gardant constante la résistance $R_{IN} = 1k\Omega$. Celle-ci est calculée seulement pour des valeurs de résistance commerciales.

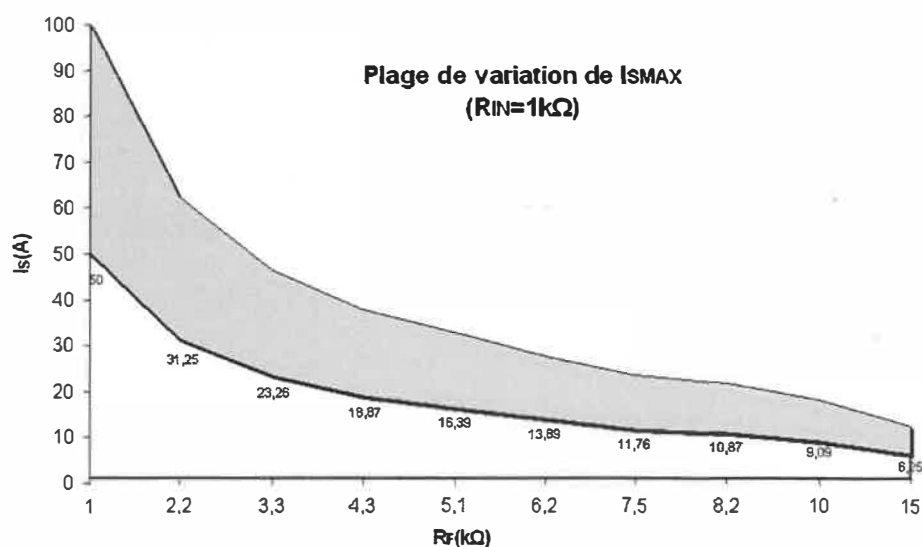


Figure B-8 Plage de variation de $I_{S\text{MAX}}$ en fonction de R_F .

Le circuit IR2132 génère le signal d'erreur (FAULT) par moyen d'une tension égale à zéro volt. Un coupleur optique peut être employé pour envoyer cette information vers le circuit de commandé, tel que montré par la figure B-9.

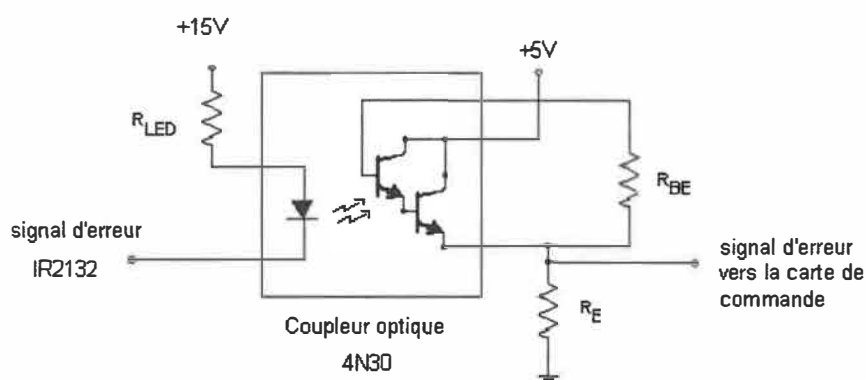


Figure B-9 Circuit d'isolation signal d'erreur utilisant le coupleur optique 4N30 (4NXXM, H11B1M, TIL113M Rev. 1.0.0, <http://www.fairchildsemi.com/>).

Le tableau B-5 montre la liste de composants requis pour l'implantation de l'onduleur.

Tableau B. 5 Liste de matériel requis pour l'onduleur à 2kW

item		Numéro de série	Description	Qté	Prix Unitaire (\$Can)
1	R _{SHUNT}	650FPR005E	0.005Ω/ 5W	1	8.940
2	R _A	3306F-101-ND	100Ω/0.2W (variable)	1	0.710
3	RF	9.1KQBK-ND	9.1K Ω/ 0.25W	1	0.054
4	RT	1.0KH-ND	1KΩ/ 0.25W	1	0.052
5	RIN	1.0KH-ND	1KΩ/ 0.25W	1	0.052
6	R _{PT1...R_{PT6}}	1.0KH-ND	1KΩ/ 0.25W	6	0.052
7	R _{LED}	680H-ND	680Ω/ 0.5W	1	0.052
8	R _C	220H-ND	220Ω/ 0.5W	1	0.052
9	R _{BE}	51KQBK-ND	50KΩ / 0.25W	1	0.054
10	R _{P1...R_{P6}}	220H-ND	220Ω/ 0.5W	6	0.052
11	R _G	45F5R0E-ND	5Ω / 5W	6	1.430
12	R _S	25J20RE-ND	20Ω / 5W	6	1.490
13	C _S	P9547-ND	2700Pf / 1000 V	6	0.344
14	C _{BS}	490-3806-ND	0.47μF/ 500V	3	5.120
15	C _{15V}	P13131-ND	CAP 220UF 50V ELECT EB RADIAL	1	0.480
16	C _{5V}	P13459-ND	100μF/ 50 V	1	0.210
17	C _{F5V}	P4861-ND	1000pF / 100V	1	0.570
18	C _{F15V}	P4861-ND	1000pF / 100V	1	0.570
19	C _{30V}	4232PHBK-ND	CAP 40V 1000UF ELECT AXIAL	1	2.740
20	U2	4N30-ND	Coupleur optique 6DIP	1	0.6100
21	U6	LM7805CT-ND	IC REG 1A POS -40-+125DEG TO-220	1	0.720
22	U7	LM340T-15-ND	IC REGULATOR POSITIVE 15V TO-220	1	1.660
23	Q1...Q6	IRG4PC50UDPBF-ND	IGBT W/DIODE 600V 55A TO247AC	6	15.21
24	U1	IR2132-ND	Circuit de pilotage IR2132	1	13.350
24	U3...U5	HCPL2531-ND	Coupleur optique (2) 8DIP	3	1.630
25	BU1	ED90042-ND	IC SOCKET 28 PIN .600 GOLD	1	2.100
26	BU2	AE8906-ND	IC SOCKET ST 6POS TIN	1	0.170
27	BU3...U5	ED58083-ND	IC SOCKET 8PIN LOW PROFILE .300	3	0.655
28	V1	259-1388-ND	FAN 115VAN 120 X 38MM 105CFM	1	12.50
29	D4	15CTQ045PBF-ND	DIODE SCHOTTKY 45V 15A TO220AB	1	2.730
30	T1	595-1050-ND	XFRMR PWR 115V 20VCT .30A	1	9.860
31	HS1...HS6	AAVID THERMALLOY 6400BG	Heat Sink; package / Case:TO-220, TO-218, TO-247, Multiwatt	6	2.300
32	D1...D3	VISHAY GENERAL SEMICONDUCTOR MUR160	DIODE ULTRA FAST 1A 600V	3	0.234

L'information du prix des radiateurs HS1...HS6 et les diodes D1...D3 a été obtenue du site web de Newark (<http://www.newark.com/>). L'autre information est prise du site web de Digikey (<http://www.digikey.com/>) au 26 juillet 2007.

L'utilisation de deux sources de tension +5V et +15V est nécessaire pour alimenter le circuit de pilotage dont la masse est reliée à la masse du lien à courant continu. La masse et la tension de +5V utilisées pour les signaux de commande (entrée) sont complètement isolées de celles du circuit de puissance.

La Figure B-10 montre le circuit d'isolation et des sources servant à alimenter le circuit de pilotage implanté sous Allegro Design Entry CIS ®.

Trois différentes valeurs de résistance R_F (1K, 5.1K, et 15K Ω) sont disponibles, afin de pouvoir choisir des courants maximaux de travail de 100A/50A (machines à 2KW), 33A/16A (machines à puissance intermédiaire) et 12A/6A (machines à 0.2kW) à l'aide d'un cavalier (jumper JP1).

Le condensateur de base du lien cc calculé pour une machine de 2kW, est inclus dans le circuit de l'onduleur afin de réduire l'effet inductif de câblage. En cas de besoin, pour augmenter la capacité du lien cc, il faut brancher les condensateurs additionnels aux bornes de l'entrée.

Un capteur à effet Hall (LA-1000-P) est placé entre le condensateur du lien cc et les broches des collecteurs des IGBT afin de mesurer le courant continu d'entrée à l'onduleur. Le circuit de puissance et le circuit de pilotage sont montrés par la figure B-11, et l'aspect physique final de l'onduleur est montré par la figure B-12.

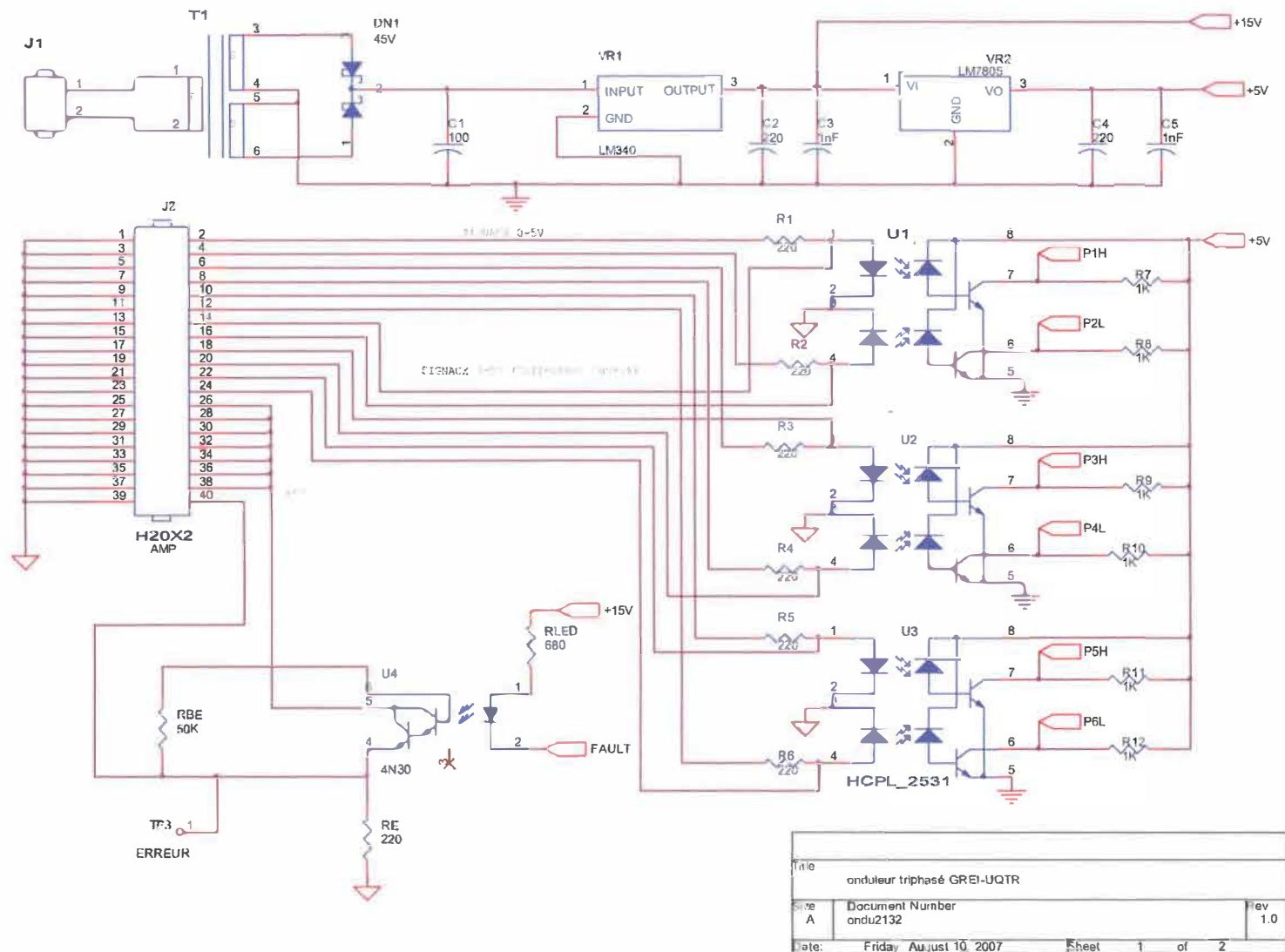


Figure B-10 Circuit de l'onduleur triphasé- circuit d'isolation et sources.

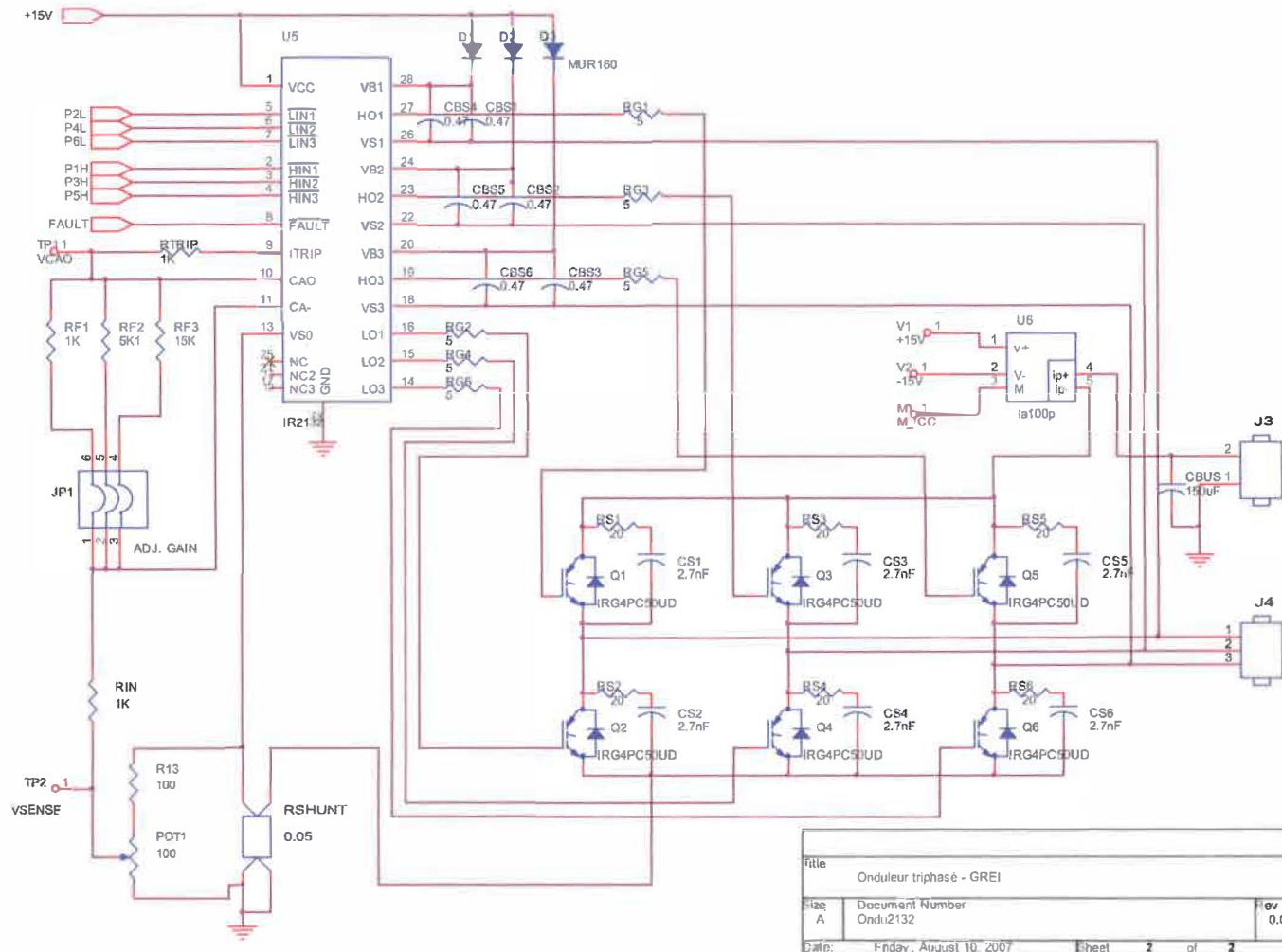


Figure B-11 Circuit de l'onduleur triphasé – circuit de pilotage et puissance.

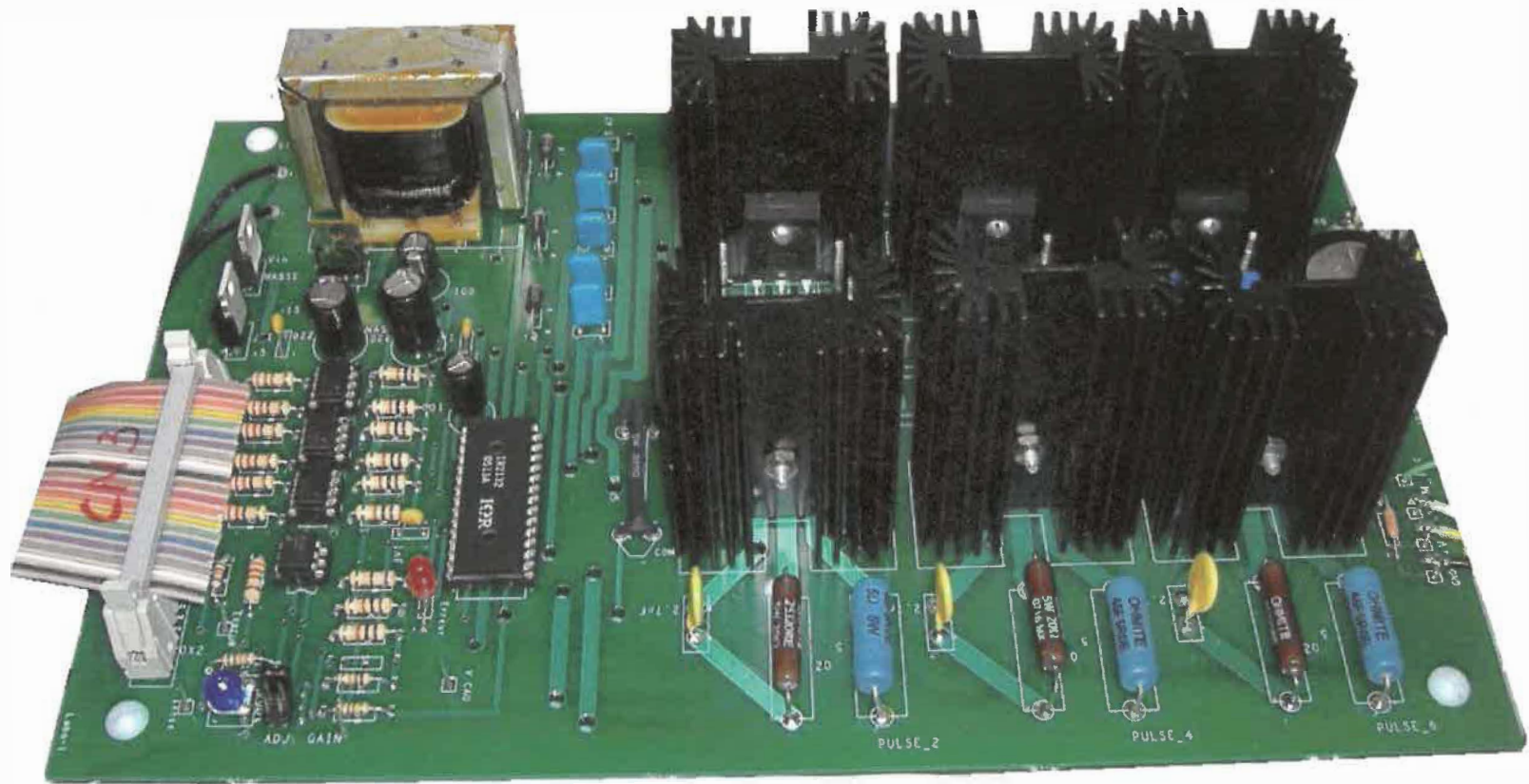


Figure B-12 Aspect physique de l'onduleur triphasé de 2kW conçu.

Le fonctionnement de l'onduleur triphasé a été vérifié en le commandant à travers la plateforme de simulation RT-LAB. Des signaux MLI ont été envoyés en variant la fréquence de commutation lorsque la sortie de l'onduleur alimente une charge résistive triphasée fixe.

La figure B-13 montre les résultats expérimentaux du courant mesuré dans une des phases lorsqu'un signal MLI de 60Hz, avec fréquence de commutation de 2 et 20kHz, est envoyé à l'onduleur alimentant une charge résistive.

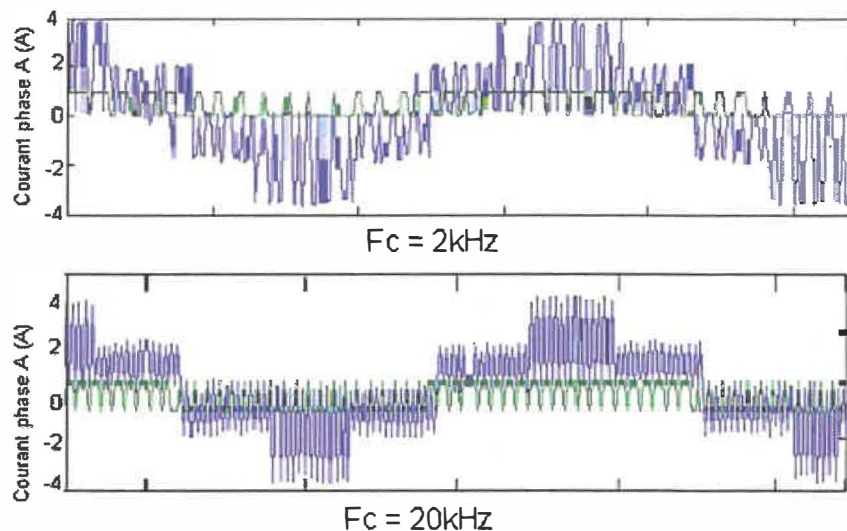


Figure B-13 Résultats expérimentaux du courant de phase A de sortie de l'onduleur alimentant une charge résistive. (Impulsions envoyées à l'interrupteur s1 en couleur verte).

Annexe C -Description de broches de connexion du banc d'essais expérimental

Les tableaux suivants permettent de voir la description des signaux de chaque carte du système RT-LAB, sa fonction dans le banc d'essais et les broches de connexion dans le connecteur à vis OP-5941/ OP-SCST-76A.

Tableau C-1 Connecteur OP-5941 / SCST-76A 01 (sorties et entrées numériques)

Carte	Description	OP-5941/SCST-76A Broche #	Fonction
OP5311	Ne pas connecter	1 a ... 14 a	Ne pas utiliser
OP5311	V source (canaux 00-07)	15 a	V source (canaux 00-07)
OP5311	V source (canaux 08-15)	16 a	V source (canaux 08-15)
OP5311	Entrée numérique Din00	17 a	Entrée signal d'erreur onduleur 1
OP5311	Entrée numérique Din01	18 a	Entrée signal d'erreur onduleur 2
OP5311	Entrée numérique Din02	19 a	Libre
OP5311	Entrée numérique Din03	20 a	Libre
OP5311	Entrée numérique Din04	21 a	Libre
OP5311	Entrée numérique Din05	22 a	Libre
OP5311	Entrée numérique Din06	23 a	Libre
OP5311	Entrée numérique Din07	24 a	Libre
OP5311	Entrée numérique Din08	25 a	Libre
OP5311	Entrée numérique Din09	26 a	Libre
OP5311	Entrée numérique Din10	27 a	Libre

Carte	Description	OP-5941/SCST-76A Broche #	Fonction
OP5311	Entrée numérique Din1 1	28 a	Libre
OP5311	Entrée numérique Din1 2	29 a	Libre
OP5311	Entrée numérique Din1 3	30 a	Libre
OP5311	Entrée numérique Din1 4	31 a	Libre
OP5311	Entrée numérique Din1 5	32 a	Libre
OP5312	Sortie numérique Dout00	1 b	Signal de commande onduleur 1, pulse 1
OP5312	Sortie numérique Dout01	2 b	Signal de commande onduleur 1, pulse 2
OP5312	Sortie numérique Dout02	3 b	Signal de commande onduleur 1, pulse 3
OP5312	Sortie numérique Dout03	4 b	Signal de commande onduleur 1, pulse 4
OP5312	Sortie numérique Dout04	5 b	Signal de commande onduleur 1, pulse 5
OP5312	Sortie numérique Dout05	6 b	Signal de commande onduleur 1, pulse 6
OP5312	Sortie numérique Dout06	7 b	Signal de commande onduleur 2, pulse 1
OP5312	Sortie numérique Dout07	8 b	Signal de commande onduleur 2, pulse 2
OP5312	Sortie numérique Dout08	9 b	Signal de commande onduleur 2, pulse 3
OP5312	Sortie numérique Dout09	10 b	Signal de commande onduleur 2, pulse 4
OP5312	Sortie numérique Dout1 0	11 b	Signal de commande onduleur 2, pulse 5
OP5312	Sortie numérique Dout1 1	12 b	Signal de commande onduleur 2, pulse 6
OP5312	Sortie numérique Dout1 2	13 b	Signal de commande hacheur de freinage
OP5312	Sortie numérique Dout1 3	14 b	Libre
OP5312	Sortie numérique Dout1 4	15 b	Libre
OP5312	Sortie numérique Dout1 5	16 b	Libre
OP5312	Vcc	17 b	+5V
OP5312	Vcc	18 b	+5V
OP5312	Vref canaux 00-07	19 b	+5V
OP5312	Vref canaux 08-15	20 b	+5V
OP5312	Masse	21 b	Masse

Carte	Description	OP-5941/SCST-76A Broche #	Fonction
OP5312	Masse	22 b	Masse
OP5312	Masse	23 b	Masse
OP5312	Masse	24 b	Masse
OP5312	Masse	25 b	Masse
OP5312	Masse	26 b	Masse
OP5312	Masse	27 b	Masse
OP5312	Masse	28 b	Masse
OP5312	Masse	29 b	Masse
OP5312	Masse	30 b	Masse
OP5312	Masse	31 b	Masse
OP5312	Masse	32 b	Masse

Tableau C-2 Connecteur OP-5941 / SCST-76A -02 (sorties et entrées analogiques)

Carte	Description	OP-5941/SCST-76A Broche #	Fonction
OP5330	Sortie analogique OUT00	1 a	Signal de commande source programmable phase A (0-3Vrms)
OP5330	Masse	2 a	Masse
OP5330	Sortie analogique OUT01	3 a	Signal de commande source programmable phase B (0-3Vrms)
OP5330	Masse	4 a	Masse
OP5330	Sortie analogique OUT02	5 a	Signal de commande source programmable phase C (0-3Vrms)
OP5330	Masse	6 a	Masse
OP5340	Sortie analogique OUT03	7 a	Signal de commande pont redresseur (0-5V)
OP5340	Masse	8 a	Masse
OP5340	Sortie analogique OUT04	9 a	Libre

Carte	Description	OP-5941/SCST-76A Broche #	Fonction
OP5340	Masse	10 a	Libre
OP5340	Sortie analogique OUT05	11 a	Libre
OP5340	Masse	12 a	Libre
OP5340	Sortie analogique OUT06	13 a	Libre
OP5340	Masse	14 a	Libre
OP5340	Sortie analogique OUT07	15 a	Libre
OP5340	Masse	16 a	Libre
OP5340	Sortie analogique OUT08	17 a	Libre
OP5340	Masse	18 a	Libre
OP5340	Sortie analogique OUT09	19 a	Libre
OP5340	Masse	20 a	Libre
OP5340	Sortie analogique OUT10	21 a	Libre
OP5340	Masse	22 a	Libre
OP5340	Sortie analogique OUT11	23 a	Libre
OP5340	Masse	24 a	Libre
OP5340	Sortie analogique OUT12	25 a	Libre
OP5340	Masse	26 a	Libre
OP5340	Sortie analogique OUT13	27 a	Libre
OP5340	Masse	28 a	Libre
OP5340	Sortie analogique OUT14	29 a	Libre
OP5340	Masse	30 a	Libre
OP5340	Sortie analogique OUT15	31 a	Libre
OP5340	Masse	32 a	Libre
OP5340	Entrée analogique IN 00 +	1 b	+ mesure de tension d'alimentation phase A

Carte	Description	OP-5941/SCST-76A Broche #	Fonction
OP5340	Entrée analogique IN 00 -	2 b	- mesure de tension d'alimentation phase A
OP5340	Entrée analogique IN 01 +	3 b	+ mesure de tension d'alimentation phase B
OP5340	Entrée analogique IN 01 -	4 b	- mesure de tension d'alimentation phase B
OP5340	Entrée analogique IN 02 +	5 b	+ mesure de tension d'alimentation phase C
OP5340	Entrée analogique IN 02 -	6 b	- mesure de tension d'alimentation phase C
OP5340	Entrée analogique IN 03 +	7 b	+ mesure de tension du lien cc
OP5340	Entrée analogique IN 03 -	8 b	- mesure de tension du lien cc
OP5340	Entrée analogique IN 04 +	9 b	+ mesure de courant cc d'entrée onduleur 1
OP5340	Entrée analogique IN 04 -	10 b	- mesure de courant cc d'entrée onduleur 1
OP5340	Entrée analogique IN 05 +	11 b	+ mesure de courant du stator machine 1 phase A
OP5340	Entrée analogique IN 05 -	12 b	- mesure de courant du stator machine 1 phase A
OP5340	Entrée analogique IN 06 +	13 b	+ mesure de courant du stator machine 1 phase B
OP5340	Entrée analogique IN 06 -	14 b	- mesure de courant du stator machine 1 phase B
OP5340	Entrée analogique IN 07 +	15 b	+ mesure de courant du stator machine 1 phase C
OP5340	Entrée analogique IN 07 -	16 b	- mesure de courant du stator machine 1 phase C
OP5340	Entrée analogique IN 08 +	17 b	+ mesure de courant cc d'entrée onduleur 2
OP5340	Entrée analogique IN 08 -	18 b	- mesure de courant cc d'entrée onduleur 2
OP5340	Entrée analogique IN 09 +	19 b	+ mesure de courant du stator machine 2 phase A
OP5340	Entrée analogique IN 09 -	20 b	- mesure de courant du stator machine 2 phase A
OP5340	Entrée analogique IN 10 +	21 b	+ mesure de courant du stator machine 2 phase B
OP5340	Entrée analogique IN 10 -	22 b	- mesure de courant du stator machine 2 phase B
OP5340	Entrée analogique IN 11 +	23 b	+ mesure de courant du stator machine 2 phase C
OP5340	Entrée analogique IN 11 -	24 b	- mesure de courant du stator machine 2 phase C
OP5340	Entrée analogique IN 12 +	25 b	+ mesure de courant du lien cc des machines à courant continu

Carte	Description	OP-5941/SCST-76A Broche #	Fonction
OP5340	Entrée analogique IN 12 -	26 b	- mesure de courant du lien cc des machines à courant continu
OP5340	Entrée analogique IN 13 +	27 b	+ mesure de vitesse machine 1
OP5340	Entrée analogique IN 13 -	28 b	- mesure de vitesse machine 1
OP5340	Entrée analogique IN 14 +	29 b	+ mesure de vitesse machine 2
OP5340	Entrée analogique IN 14 -	30 b	- mesure de vitesse machine 2
OP5340	Entrée analogique IN 15 +	31 b	Libre
OP5340	Entrée analogique IN 15 -	32 b	Libre

Annexe D -Information technique des capteurs de courant et de tension électrique

Tableau D-1 Caractéristiques du capteur LV-25-400 (<http://www.lem.com/>)

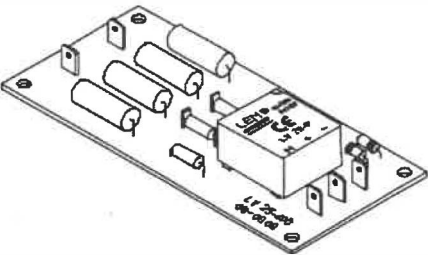
Capteur de tension à effet Hall LV-25-400		
		
Tension primaire efficace nominale V_{PN}		400V
Tension primaire, plage de mesure		0..+/- 600V
Courant primaire efficace nominal		10mA
Résistance de mesure.		
Source: +/-12V	+/- 400V _{MAX}	30 ... 200Ω
	+/- 600V _{MAX}	30 ... 100Ω
Source: +/-15V	+/- 400V _{MAX}	100...320Ω
	+/- 600V _{MAX}	100...180Ω
Courant secondaire efficace nominal I_s		25mA
Rapport de transformation		400V / 25mA
Tension d'alimentation (+/-5%)		+/- 12 ...15V
Tension efficace d'essai diélectrique, 50Hz, 1mn		4.1 kV
Courant de consommation		10 + I_s mA
Précision globale		+/- 0.8%
Erreur de linéarité		<0.2%
Temps de retard (90% V_{PN})		15μS
Température ambiante de service		-25...+70°C

Tableau D-2 Caractéristiques du capteur LA-100-P (<http://www.lem.com/>)

Capteur de courant à effet Hall LA-100-P		
		
Courant primaire efficace nominal I_{PN}	100A	
Courant primaire, plage de mesure	0...+/- 150A	
Résistance de mesure.		
Source: +/-12V	+/- 100A _{MAX}	0 ... 50Ω
	+/- 120A _{MAX}	0 ... 22Ω
Source: +/-15V	+/- 100A _{MAX}	0 ... 110Ω
	+/- 150A _{MAX}	0 ... 33Ω
Courant secondaire efficace nominal I_s	50mA	
Rapport de transformation	1 : 2000	
Tension d'alimentation (+/-5%)	+/- 12 ... 15V	
Tension efficace d'essai diélectrique, 50Hz, 1mn	2.5 kV	
Courant de consommation	10 + I_s mA	
Précision	+/- 0.45%	
Erreur de linéarité	<0.15%	
$\frac{di}{dt}$ correctement suivi	> 200A/μs	
Bande passante (-1dB)	DC ... 200kHz	
Température ambiante de service	-40...+85°C	

La figure D-1 montre l'aspect physique de la carte conçue pour la mesure de courant triphasé de sortie de l'onduleur.

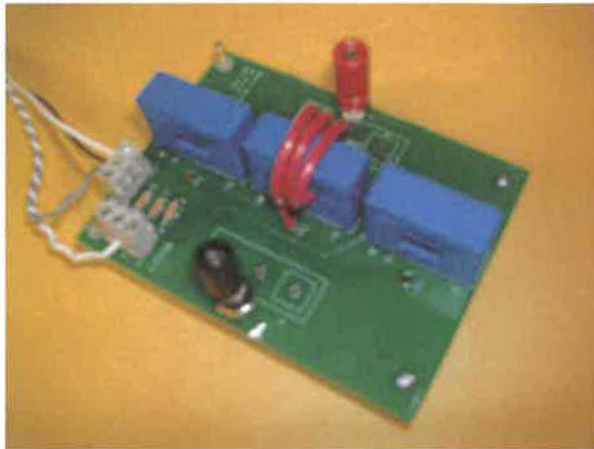


Figure D-1 Aspect de la carte de mesure de courant triphasé incluant trois capteurs LA-100P.

Annexe E -Utilisation de la source programmable

La source programmable disponible pour le banc d'essais est une source triphasée produite par LING ELECTRONICS (aujourd'hui QUALMARK Corporation.) dont le modèle est le SS33-3-AM1. Selon la plaque du fabricant, la source peut sortir une puissance maximale de 30kVA à une tension nominale de 120V.

La source peut travailler avec une consigne interne (panneau local) ou par une commande triphasée externe. Lorsqu'on utilise la commande externe, la source produit une sortie en tension qui suit le signal de commande externe avec une amplification de 40.5. Dans notre cas, nous avons utilisé la commande externe en lui envoyant un signal triphasé de tension limitée à $2.96V_{rms}$ afin de produire une sortie en tension maximale de $120V_{rms}$. Un module d'amplificateurs d'isolation est implanté pour séparer électriquement la masse du circuit de commande (plateforme RT-LAB) et la masse de la source programmable. Le schéma simplifié de la source programmable est montré par la figure E-1.

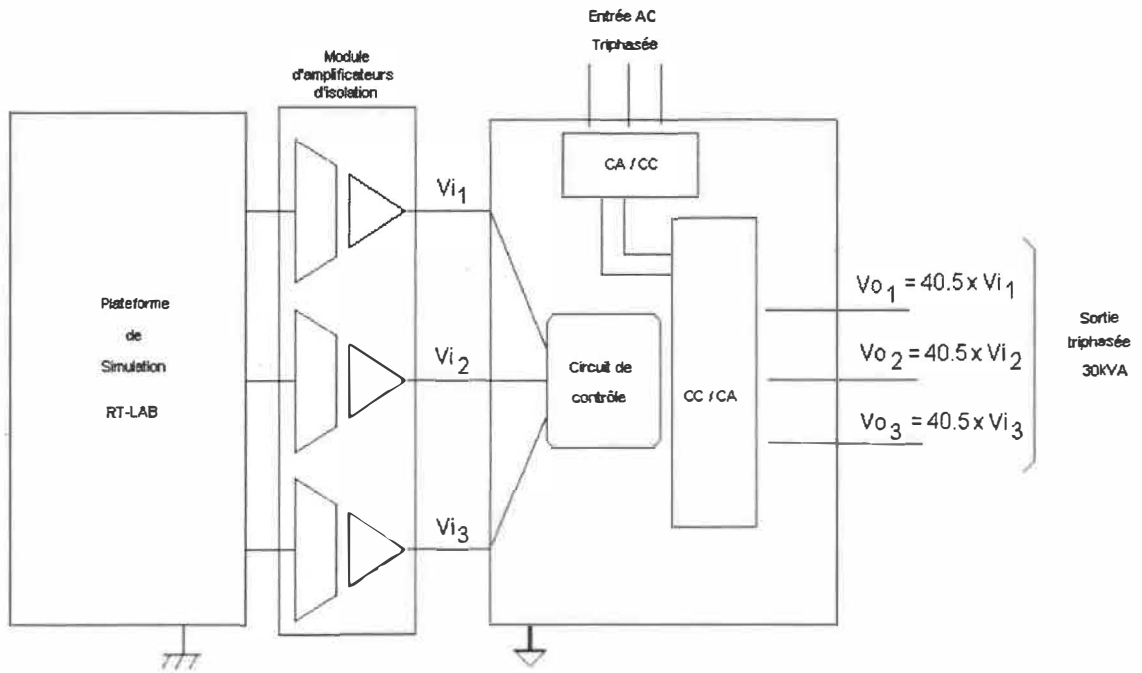


Figure E-1 Connexion des signaux de commande de la source programmable

Les amplificateurs d'isolation utilisés sont du type capacitif avec les caractéristiques montrées au tableau suivant.

Tableau E-1 Caractéristiques de l'amplificateur d'isolation ISO122JP (PDS-857F, 1989 Burr-Brown Corporation, www.ti.com)

ISO122JP	Type d'isolation	Capacitive
Circuit équivalent ISO122JP	Tension efficace d'essai diélectrique, 60Hz.	1.5kV
	Bande passante	50kHz
	Erreur de linéarité	0.02%
	Source d'alimentation	+/- 4.5 V ... +/- 18V
	Tension d'entrée maximale	+/- 10V
	Tension de sortie maximale	+/- 10V
	Gain typique	1 +/- 0.05

La figure E-2 montre l'aspect de la carte du circuit amplificateur d'isolation conçu pour l'interfaçage des signaux provenant de la plateforme RT-LAB afin de contrôler la source programmable.



Figure E-2 Carte d'amplificateur d'isolation conçue pour la commande de la source programmable.

Annexe F - Principaux paramètres.

Source d'alimentation : 120/208V/60Hz

Lien cc

Capacité 1650 μ F

Inductance 115 μ H

Machines asynchrones triphasées M1 et M2

Caractéristiques électriques

2kW / 120 / 208V / 60Hz / 1750 RPM

$R_s=0.7\ \Omega$, $R_r=0.31\ \Omega$, $L_s=L_r=80.6\text{mH}$, $L_m=77.4\text{mH}$

Caractéristiques mécaniques

$J = 0.0357\ \text{kg}\cdot\text{m}^2$, $B = 0.003\ \text{N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}$

Machine à courant continu MCC1

Caractéristiques électriques

2kW / 120V / 1750 RPM.

$R_a=0.24\ \Omega$, $L_a=8.7\text{mH}$, $R_f=71.8\ \Omega$, $L_f=4.4\text{H}$, $L_{af}=0.363\text{H}$

Caractéristiques mécaniques

$J = 0.14\ \text{kg}\cdot\text{m}^2$, $B = 0.005\ \text{N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}$

Machine à courant continu MCC2

Caractéristiques électriques

2kW / 120V / 1750 RPM.

$R_a=0.24\ \Omega$, $L_a=8.7\text{mH}$, $R_f=72.7\ \Omega$, $L_f=4.4\text{H}$, $L_{af}=0.347\text{H}$

Caractéristiques mécaniques

$J = 0.14\ \text{kg}\cdot\text{m}^2$, $B = 0.005\ \text{N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}$

Système multimoteur couplé par bande élastique

L_{TOILE}	2m
S	$2.75e-5 \text{ m}^2$
E	$0.16e9 \text{ N/m}^2$
T^*	4N
J_1	$0.25 \text{ kg}\cdot\text{m}^2$
J_2	$1.25 \text{ kg}\cdot\text{m}^2$
B_1	$0.01 \text{ N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}$
B_2	$0.01 \text{ N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}$

Système multimoteur couple à l'aide de machines à courant continu avec lien inductif

L	160mH
R_{EXT}	0.25Ω
I^*	0.5A
J_1	$0.1757 \text{ kg}\cdot\text{m}^2$
J_2	$0.2114 \text{ kg}\cdot\text{m}^2$
B_1	$0.008 \text{ N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}$
B_2	$0.011 \text{ N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}$

Algorithme de détection de creux de tension avec la méthode ADALINE

α_0	0.25
α_T	1.90
E_S	0.0005
E_{MAJ}	0.1
E_{MIN}	0.005

Pas de calcul et d'échantillonnage

T_s	$40\mu\text{s}$
-------	-----------------

Annexe G -Liens utiles.

Fabricants

Comair Rotron, <http://www.comairrotron.com/> et <http://www.thermaflo.com/>

Fairchild Semiconductor, <http://www.fairchildsemi.com/>

International Rectifier, <http://www.irf.com/>

LEM, <http://www.lem.com/>

National Semiconductor, <http://www.national.com/>

Ohmite, <http://www.ohmite.com/>

ON Semiconductor, <http://www.onsemi.com/>

OPAL-RT, <http://www.opal-rt.com/>

Sunon Fan, <http://www.sunon.com.tw/>

Texas Instruments, <http://www.ti.com/>

Vishay, <http://www.vishay.com/>

Vendeurs

Digikey Corporation, <http://www.digikey.com/>

Newark, <http://www.newark.com/>