

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À
L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

COMME EXIGENCE PARTIELLE
À L'OBTENTION DE LA MAÎTRISE EN GÉNIE ÉLECTRIQUE
M.Ing.

PAR
OMAR FETHI

MODÉLISATION ET SIMULATION DUNE MICRO TURBINE RACCORDÉE AU
RÉSEAU

MONTREAL, LE 21 MAI 2003

© droits réservés de Omar Fethi

MODÉLISATION ET SIMULATION D'UNE MICRO TURBINE RACCORDÉE AU RÉSEAU

Omar Fethi

RÉSUMÉ

Ce travail porte sur la modélisation d'une micro turbine raccordée à un réseau de distribution et la simulation du modèle développé par la librairie Power System Blockset de Matlab / Simulink. Le modèle adopté pour chaque composant de la micro turbine est détaillé, entre autres, la turbine à gaz, la machine synchrone à aimants permanents et le convertisseur de fréquence. Les contrôleurs associés au convertisseur de fréquence sont définis afin que le convertisseur coté machine régule la vitesse de rotation du générateur et le facteur de déplacement côté machine synchrone et afin que le convertisseur côté réseau maintienne la tension du bus continu à une valeur constante, tout en assurant un échange d'énergie micro turbine / réseau à facteur de déplacement unitaire. La simulation du fonctionnement de la micro turbine pour différents points de consignes a permis de visualiser les formes d'ondes du courant du générateur et ceux injectés dans le réseau, l'allure des puissances échangées, la vitesse du générateur et de les comparer à leurs consignes. Le fonctionnement en mode compensateur de l'énergie réactive, ainsi que la réaction de la micro turbine à des défauts dans le réseau a été abordé. Enfin la comparaison des résultats de la simulation avec ceux de la micro turbine M330 de Capstone ont permis de valider le modèle simulé.

MODÉLISATION ET SIMULATION D'UNE MICRO TURBINE RACCORDÉE AU RÉSEAU

Omar Fethi

SOMMAIRE

Ce mémoire a pour objet la modélisation d'une micro turbine raccordée à un réseau de distribution et la simulation du modèle développé par la librairie Power System blockset de Matlab/Simulink.

Le rapport détaille le modèle adopté pour chaque composant de la micro turbine, entre autres, la turbine à gaz, la machine synchrone à aimants permanents et le convertisseur de fréquence.

On y définit la stratégie de commande du convertisseur de fréquence, le calcul des contrôleurs associés afin de s'assurer que l'échange d'énergie micro turbine/réseau s'accomplisse à facteur de déplacement unitaire, assurant ainsi un rendement énergétique optimal.

La simulation du fonctionnement de la micro turbine pour différents points de consignes a permis de visualiser les formes d'ondes du courant du générateur et ceux injectés dans le réseau, l'allure des puissances échangées, la vitesse du générateur et de les comparer à leurs consignes.

La simulation de fonctionnements particuliers a été conduite : le fonctionnement en mode compensateur de l'énergie réactive, ainsi que la réaction de la micro turbine à des défauts dans le réseau.

La comparaison des résultats de la simulation avec ceux de la micro turbine M330 de Capstone réalisé au L.T.E.E. permet de valider le modèle défini.

Afin de compléter le modèle et étudier en détail les phénomènes transitoires dans l'interaction de la micro turbine avec le réseau, il est recommandé d'y adjoindre un modèle détaillé de la turbine à gaz.

MODELLING AND SIMULATION OF A MICROTURBINE GRID CONNECTED

Omar Fethi

ABSTRACT

This report describes the development of a global model of a micro turbine linked to a grid. The developed model, was simulated using the Power System blockset library of Matlab / Simulink's software.

The developed model can be split up in three main components: the gas turbine, the permanent magnet synchronous machine and the static frequency converter.

This work starts by the presentation of the permanent magnet synchronous machine and the control strategy of the static frequency converter. The objective of the controllers is that the exchange of energy between micro turbine and the grid is at unity displacement factor, insuring an optimal energy exchange.

The simulation of the micro turbine at various operating conditions allowed us to show the waveforms of the generator current and those injected in the grid, the exchanged powers, the speed of the generator and to compare them to the reference values.

Simulations of other particular operation points were also carried out. In particular the reactive power compensation, as well as micro turbine reaction to faults in the grid.

Comparing the simulation results with experimental results obtained from a Capstone's micro turbine M330 validates the developed model.

It is suggested to integrate a detailed model of a gas turbine to the developed model, with the aim to study the transient phenomenon in the interaction between the micro turbine and the grid.

REMERCIEMENTS

Je tiens à exprimer ma reconnaissance et ma gratitude envers mon directeur et mon codirecteur de mémoire, Messieurs Louis A. Dessaint et Kamal Al Haddad, Professeurs au département de génie électrique à l'ÉTS, pour la confiance qu'ils m'ont accordée, pour leurs précieux conseils et leur généreux support tout au long de mon travail.

Mes vifs remerciements vont au L.T.E.E. qui à travers sa coopération avec le GREPCI m'a permis de travailler sur ce sujet.

Je tiens également à remercier mes professeurs du département de génie électrique de l'ÉTS, pour la qualité de l'enseignement qu'ils m'ont professé.

Je remercie également Michel Normandeau, pour toutes les informations qu'il a mises à ma disposition. Que tous les membres du GREPCI soient assurés de ma sympathie, je leur souhaite plein de succès dans leurs objectifs.

Je dédie ce travail à Jamila et à mes enfants Nora et Karim pour leur patience et leur support.

TABLE DES MATIÈRES

	Page
SOMMAIRE	i
ABSTRACT.....	ii
REMERCIEMENTS	iii
TABLE DES MATIÈRES	iv
LISTE DES TABLEAUX.....	viii
LISTE DES FIGURES.....	ix
LISTE DES ABRÉVIATIONS ET DES SIGLES.....	xvi
INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 DESCRIPTION DE LA MICRO TURBINE.....	2
1.1 La génération distribuée.....	2
1.2 Description générale de la micro turbine	3
1.3 Principe de fonctionnement.....	4
1.4 Éléments constitutifs	5
1.4.1 Turbine à gaz.....	5
1.4.2 Enveloppe.....	6
1.4.3 Compresseur.....	6
1.4.4 Récupérateur	6
1.4.5 Chambre de combustion.....	6
1.4.6 Turbine	6
1.4.7 Système électrique	6
1.4.8 Machine synchrone à aimants permanents.....	7

1.4.9	Convertisseur de fréquence	7
1.4.10	Filtres	7
1.4.11	Supervision et contrôle.....	8
CHAPITRE 2 MODÉLISATION DE LA MICRO TURBINE		9
2.1	Introduction.....	9
2.2	Turbine à gaz.....	9
2.2.1	Description	9
2.2.2	Dynamique de la turbine	11
2.3	Machine synchrone à aimants permanents.....	12
2.3.1	Introduction.....	12
2.3.2	Modèle de la machine	14
2.3.3	Représentation vectorielle.....	16
2.3.4	Application.....	19
2.3.5	Moment d'inertie.....	21
2.4	Modèle simulé.....	22
2.5	Convertisseurs	23
2.6	Commande des convertisseurs	24
2.7	Condensateur du bus continu	26
2.8	Filtre	28
2.9	Réseau	28
CHAPITRE 3 ASSERVISSEMENTS.....		29
3.1	Structure de la régulation en mode connecté	29
3.2	Asservissement de la machine synchrone à aimants permanents	30
3.2.1	Calcul des références.....	30
3.2.2	Régulation de la vitesse du générateur.....	32

3.2.3	Boucle de régulation de i_d	35
3.2.4	Boucle de régulation de la vitesse	37
3.3	Régulation de la tension du bus DC	40
3.3.1	Modèle dans un repère stationnaire	42
3.3.2	Modèle dans un repère synchrone	43
3.3.3	Boucle de régulation de la tension du bus DC	45
3.4	Boucle de verrouillage de phase	48
3.4.1	Introduction	48
3.4.2	Transformations	50
3.4.2.1	Composantes directes	50
3.4.2.2	Transformation $\alpha\beta$	50
3.4.3	Détection de phase	52
3.4.4	Synthèse du PI	54
CHAPITRE 4 SIMULATION		57
4.1	Logiciel utilisé	57
4.2	Démarrage	59
4.3	Réponse du modèle à une consigne de puissance	62
4.4	Conclusion	69
4.5	Changement du point de consigne	70
4.6	Fonctionnement en compensateur	75
4.7	Robustesse du PLL	81
4.7.1	Déséquilibre en tension	81
4.7.2	Tension polluée	84
CHAPITRE 5 INTERPRÉTATION ET DISCUSSION		88
5.1	Interprétation	88

5.2 Conclusion	101
CONCLUSION	102
1 : Schémas blocks du modèle simulé	104
2 : Résultats des simulations effectuées, consignes de 7 kW, 21 kW et 28 kW	109
BIBLIOGRAPHIE	130

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau I	Points de consignes70
Tableau II	Distorsion Harmonique en Courant, Micro turbine.....100
Tableau III	Distorsion Harmonique en Courant, Simulation.....100

LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 1.1 Micro turbine Capstone 330 (Capstone).....	3
Figure 1.2 Vue éclatée de la turbine à gaz (Capstone A330).....	5
Figure 2.1 Cycle d'une turbine à gaz avec régénérateur.....	9
Figure 2.2 Représentation du cycle réel d'un turbine à gaz dans le plan (T, S)	10
Figure 2.3 Caractéristique d'un compresseur.....	11
Figure 2.4 Caractéristique d'une turbine.....	12
Figure 2.5 Section du rotor d'une machine synchrone à aimants permanents.....	13
Figure 2.6 Repère dq lié au rotor de la machine	14
Figure 2.7 Diagramme vectoriel de la machine dans le plan dq	16
Figure 2.8 MLI sinusoïdale.....	25
Figure 2.9 Allure de la tension aux bornes de la capacité.....	27
Figure 3.1 Schéma de principe de la régulation de vitesse du générateur	32
Figure 3.2 Schéma de principe de la régulation de la tension du bus DC.....	41
Figure 3.3 Modèle du convertisseur côté réseau.....	42
Figure 3.4 Repère dq adopté pour le modèle du convertisseur côté réseau	43
Figure 3.5 Schéma de principe de la boucle de verrouillage de phase	49
Figure 3.6 Repère $\alpha\beta$ adopté pour la boucle de verrouillage de phase.....	51
Figure 4.1 Schéma de principe.....	58
Figure 4.2 Vitesse de rotation (N/Nref) de la machine synchrone. Démarrage.....	59
Figure 4.3 Courant de ligne côté machine synchrone. Démarrage	60
Figure 4.4 Tension du bus DC. Démarrage.....	60

Figure 4.5 Courant I_d circulant dans le réseau. Démarrage	61
Figure 4.6 Courant I_q circulant dans le réseau. Démarrage	61
Figure 4.7 Courant de ligne et tension simple côté réseau. Démarrage	62
Figure 4.8 Vitesse de rotation (N/N_{ref}) de la machine synchrone. 14 kW	63
Figure 4.9 Courants (I_q/I_{qref}) de la machine synchrone. 14 kW	63
Figure 4.10 Courants (I_d/I_{dref}) de la machine synchrone. 14 kW	64
Figure 4.11 Puissance active fournie par la machine synchrone. 14 kW	64
Figure 4.12 Puissance réactive fournie par la machine synchrone. 14 kW	65
Figure 4.13 Facteur de déplacement côté machine synchrone. 14 kW	65
Figure 4.14 Courant de ligne côté machine synchrone. 14 kW	65
Figure 4.15 Tension du bus DC. 14 kW	66
Figure 4.16 Puissance active fournie au réseau. 14 kW	67
Figure 4.17 Puissance réactive échangée avec le réseau. 14 kW	67
Figure 4.18 Courant I_d circulant dans le réseau. 14 kW	67
Figure 4.19 Courant I_q circulant dans le réseau. 14 kW	68
Figure 4.20 Facteur de déplacement côté réseau. 14 kW	68
Figure 4.21 Allure du courant de ligne dans la transition moteur/générateur. 14 kW	68
Figure 4.22 Courant de ligne côté réseau. 14 kW	69
Figure 4.23 Allure de la DHT du courant de ligne côté réseau. 14 kW	69
Figure 4.24 Vitesse de rotation (N/N_{ref}) de la machine synchrone. 10/28/14 kW	71
Figure 4.25 Courants (I_q/I_{qref}) de la machine synchrone. 10/28/14 kW	71
Figure 4.26 Courants (I_d/I_{dref}) de la machine synchrone. 10/28/14 kW	72
Figure 4.27 Facteur de déplacement côté machine synchrone. 10/28/14 kW	72
Figure 4.28 Tension du bus DC. 10/28/14 kW	72

Figure 4.29	Puissance active fournie au réseau. 10/28/14 kW	73
Figure 4.30	Puissance réactive échangée avec le réseau. 10/28/14 kW.....	73
Figure 4.31	Courant I_d circulant dans le réseau. 10/28/14 kW.....	73
Figure 4.32	Courant I_q circulant dans le réseau. 10/28/14 kW.....	74
Figure 4.33	Facteur de déplacement côté réseau. 10/28/14 kW	74
Figure 4.34	Allure du courant de ligne lors des changements de consignes.....	74
Figure 4.35	Allure du courant de ligne : transition 10 kW/ 28 kW	75
Figure 4.36	Allure du courant de ligne : transition 28 kW/ 14 kW	75
Figure 4.37	Vitesse de rotation (N/Nref) de la machine synchrone. Compensateur.....	76
Figure 4.38	Tension du bus DC. Compensateur	77
Figure 4.39	Puissance active fournie au réseau. Compensateur	78
Figure 4.40	Puissance réactive fournie au réseau. Compensateur	78
Figure 4.41	Courant I_d circulant dans le réseau. Compensateur.....	79
Figure 4.42	Courant I_q circulant dans le réseau. Compensateur.....	79
Figure 4.43	Facteur de déplacement côté réseau. Compensateur	79
Figure 4.44	Allure du courant de ligne lors de la transition $Q = 0 / Q = 20$ kVar	80
Figure 4.45	Allure du courant de ligne côté réseau pour $Q = 20$ kVar.....	80
Figure 4.46	Tension simple abc du réseau déséquilibré	81
Figure 4.47	Tension du bus DC. Réseau déséquilibré	82
Figure 4.48	Puissance active fournie au réseau. Réseau déséquilibré	82
Figure 4.49	Puissance réactive échangée avec le réseau. Réseau déséquilibré	82
Figure 4.50	Courant I_d circulant dans le réseau. Réseau déséquilibré.....	83
Figure 4.51	Courant I_q circulant dans le réseau. Réseau déséquilibré.....	83
Figure 4.52	Allure du courant de ligne. Réseau déséquilibré	83
Figure 4.53	Allure de la DHT du courant de ligne côté réseau. Réseau déséquilibré	84

Figure 4.54 Tension simple abc du réseau pollué.....	84
Figure 4.55 Tension du bus DC. Réseau pollué.....	85
Figure 4.56 Puissance active fournie au réseau. Réseau pollué.....	85
Figure 4.57 Puissance réactive échangée avec le réseau. Réseau pollué.....	86
Figure 4.58 Courant I_d circulant dans le réseau. Réseau pollué.....	86
Figure 4.59 Courant I_q circulant dans le réseau. Réseau pollué.....	86
Figure 4.60 Allure du courant de ligne. Réseau pollué.....	87
Figure 4.61 Allure de la DHT du courant de ligne côté réseau. Réseau pollué.....	87
Figure 5.1 Puissance active échangé avec le réseau. 14 kW.....	88
Figure 5.2 Puissance active échangé avec le réseau. 28 kW.....	89
Figure 5.3 Vitesse de rotation (N/Nref) de la micro turbine. 14 kW.....	89
Figure 5.4 Vitesse de rotation (N/Nref) de la micro turbine. 28 kW.....	90
Figure 5.5 Tension du bus DC de la micro turbine. 14 kW.....	90
Figure 5.6 Tension du bus DC de la micro turbine. 28 kW.....	91
Figure 5.7 Courant de ligne côté machine synchrone, machine réelle. 7 kW.....	92
Figure 5.8 Courant de ligne côté machine synchrone, simulation. 7 kW.....	92
Figure 5.9 Courant de ligne côté machine synchrone, machine réelle. 14 kW.....	93
Figure 5.10 Courant de ligne côté machine synchrone, simulation. 14 kW.....	93
Figure 5.11 Courant de ligne côté machine synchrone, machine réelle. 21 kW.....	94
Figure 5.12 Courant de ligne côté machine synchrone, simulation. 21 kW.....	94
Figure 5.13 Courant de ligne côté machine synchrone, machine réelle. 28 kW.....	95
Figure 5.14 Courant de ligne côté machine synchrone, simulation. 28 kW.....	95
Figure 5.15 Courant de ligne côté réseau, machine réelle. 7 kW.....	96
Figure 5.16 Courant de ligne côté réseau, simulation. 7 kW.....	96
Figure 5.17 Courant de ligne côté réseau, machine réelle. 14 kW.....	97

Figure 5.18 Courant de ligne côté réseau, simulation. 14 kW	97
Figure 5.19 Courant de ligne côté réseau, machine réelle. 21 kW.....	98
Figure 5.20 Courant de ligne côté réseau, simulation. 21 kW	98
Figure 5.21 Courant de ligne côté réseau, machine réelle. 28 kW.....	99
Figure 5.22 Courant de ligne côté réseau, simulation. 28 kW	99
Figure A1.1 Présentation du système.....	105
Figure A1.2 Schéma de principe.....	105
Figure A1.3 Machine synchrone à aimants permanents.	106
Figure A1.4 Block démarrage.....	106
Figure A1.5 Block calcul des références.....	107
Figure A1.6 Block régulation PMS.....	107
Figure A1.7 Block régulation tension Vdc.	108
Figure A1.8 Block boucle de verrouillage de phase (PLL).	108
Figure A2.1 Vitesse de rotation (N/N_{ref}) de la machine synchrone. 7 kW	110
Figure A2.2 Courants (I_q/I_{qref}) de la machine synchrone. 7 kW	111
Figure A2.3 Courants (I_d/I_{dref}) de la machine synchrone. 7 kW.	111
Figure A2.4 Puissance active fournie par la machine synchrone. 7 kW.....	112
Figure A2.5 Puissance réactive fournie par la machine synchrone. 7 kW.....	112
Figure A2.6 Facteur de déplacement côté machine synchrone. 7 kW	113
Figure A2.7 Courant de ligne côté machine synchrone. 7 kW	113
Figure A2.8 Tension du bus DC. 7 kW.....	113
Figure A2.9 Puissance active fournie au réseau. 7 kW.....	114
Figure A2.10 Puissance réactive échangée avec le réseau. 7 kW	114
Figure A2.11 Courant I_d circulant dans le réseau. 7 kW	115
Figure A2.12 Courant I_q circulant dans le réseau. 7 kW	115

Figure A2.13	Facteur de déplacement côté réseau. 7 kW.....	115
Figure A2.14	Courant de ligne côté réseau. 7 kW.....	116
Figure A2.15	Allure de la DHT du courant de ligne côté réseau. 7 kW.....	116
Figure A2.16	Vitesse de rotation (N/N_{ref}) de la machine synchrone. 21 kW.....	117
Figure A2.17	Courants (I_q/I_{qref}) de la machine synchrone. 21 kW.....	118
Figure A2.18	Courants (I_d/I_{dref}) de la machine synchrone. 21 kW.....	118
Figure A2.19	Puissance active fournie par la machine synchrone . 21 kW.....	118
Figure A2.20	Puissance réactive fournie par la machine synchrone. 21 kW.....	119
Figure A2.21	Facteur de déplacement côté machine synchrone. 21 kW.....	119
Figure A2.22	Courant de ligne côté machine synchrone. 21 kW.....	119
Figure A2.23	Tension du bus DC. 21 kW.....	120
Figure A2.24	Puissance active fournie au réseau. 21 kW.....	120
Figure A2.25	Puissance réactive échangée avec le réseau. 21 kW.....	121
Figure A2.26	Courant I_d circulant dans le réseau. 21 kW.....	121
Figure A2.27	Courant I_q circulant dans le réseau. 21 kW.....	121
Figure A2.28	Facteur de déplacement côté réseau. 21 kW.....	122
Figure A2.29	Courant de ligne côté réseau. 21 kW.....	122
Figure A2.30	Allure de la DHT du courant de ligne côté réseau. 21 kW.....	122
Figure A2.31	Vitesse de rotation (N/N_{ref}) de la machine synchrone. 28 kW.....	123
Figure A2.32	Courants (I_q/I_{qref}) de la machine synchrone. 28 kW.....	124
Figure A2.33	Courants (I_d/I_{dref}) de la machine synchrone. 28 kW.....	124
Figure A2.34	Puissance active fournie par la machine synchrone. 28 kW.....	125
Figure A2.35	Puissance réactive fournie par la machine synchrone. 28 kW.....	125
Figure A2.36	Facteur de déplacement côté machine synchrone. 28 kW.....	125
Figure A2.37	Courant de ligne côté machine synchrone. 28 kW.....	126

Figure A2.38 Tension du bus DC. 28 kW.....	126
Figure A2.39 Puissance active fournie au réseau. 28 kW.....	127
Figure A2.40 Puissance réactive échangée avec le réseau. 28 kW.....	127
Figure A2.41 Courant I_d circulant dans le réseau. 28 kW.....	127
Figure A2.42 Courant I_q circulant dans le réseau. 28 kW.....	128
Figure A2.43 Facteur de déplacement côté réseau. 28 kW.....	128
Figure A2.44 Allure du courant de ligne transition moteur/générateur. 28 kW.....	128
Figure A2.45 Courant de ligne côté réseau. 28 kW.....	129
Figure A2.46 Allure de la DHT du courant de ligne côté réseau. 28 kW.....	129

LISTE DES ABRÉVIATIONS ET DES SIGLES

NO _x	NO ₂ , NO, Dioxyde et Monoxyde de l'azote
CO	Monoxyde de carbone
IGBT	Insulated Gate Bipolar Transistor
EMC	Electromagnetic Compatibility
DPC	Digital Power Controller
BJT	Bipolar Junction Transistor
MOSFET	Metal Oxide Semiconductor Field Effect Transistor
UPS	Uninterruptible Power Supply
MLI	Modulation à Largeur d'Impulsion
DC	Direct Current
PI	Contrôleur Proportionnel et Intégral
PLL	Phase Locked Loop
PWM	Pulse Width Modulation
LTEE	Laboratoire des Technologies Electrochimiques et des Electrotechnologies Hydro-Quebec
THD	Total Harmonic Distortion
IEEE	Institute of Electrical and Electronic Engineers
DG	Distributed generation
T	Température absolue, °K
Δp	Chute de pression, Pa
S	Entropie, J/°K
N	Vitesse de rotation, R/mn
T ₀₁	Température ambiante, Pa
P ₀₁	Pression ambiante, °K
m _a	Débit d'air, Kg/s

v_d	Tension instantanée directe, V
v_q	Tension instantanée en quadrature, V
i_d	Courant instantané direct, A
i_q	Courant instantané en quadrature, A
R_s	Résistance statorique par phase de la machine synchrone, Ω
L_d	Inductance directe, Henry
L_q	Inductance en quadrature, Henry
p	Nombre de paires de pôles de la machine synchrone
ω	Vitesse de rotation angulaire, Rad/s
Φ_m	Amplitude du flux magnétique, Weber
Γ_e	Couple électromagnétique, N.m
J	Moment d'inertie, Kg/m ²
F	Coefficient de frottement visqueux
Γ_m	Couple mécanique, N.m
θ_r	Angle mécanique, rad ou °
S_b	Puissance apparente de base de la machine synchrone, VA
U	Tension composée, V
f	Fréquence de la tension produite par la machine synchrone, Hz
Z_b	Impédance de base de la machine synchrone, Ω
X_d	Réactance directe de la machine synchrone, Ω
X_q	Réactance en quadrature de la machine synchrone, Ω
E_m	Amplitude force électromotrice aux bornes de la machine synchrone, V
φ	Déphasage du courant par rapport à la tension, rad ou °
δ	Angle de puissance électromagnétique, rad ou °
I	Valeur efficace du courant dans la machine synchrone, A
P	Puissance active débité par la machine synchrone, W

V	Tension simple aux bornes de la machine synchrone, V
E	Valeur efficace force électromotrice, V
P_{em}	Puissance électromagnétique, W
Q	Puissance réactive, Var
D	Diamètre du rotor de la machine synchrone, m
L	Longueur du rotor de la machine synchrone, m
S	Puissance apparente nominale de la machine synchrone, Va
C_e	Constante de similitude, kVa min / m ³
m	Masse du rotor de la machine synchrone, kg
r	Rayon du rotor de la machine synchrone,
ρ	Masse volumique, Kg/m ³
v	Volume du rotor, Hz
f_s	Fréquence de la porteuse, Hz
m_{pwm}	Indexe de modulation
v	Tension instantanée, V
V_c	Valeur crête de la modulante, V
V_T	Valeur crête de la porteuse, V
$I_{charge\ max.}$	Courant maximal dans le bus DC, A
ΔV_{ond}	Ondulation de la tension, V
T_s	Période de la porteuse, s
P_{max}	Puissance active maximale fournie par la micro turbine, W
λ	Constante de proportionnalité, Ω
k	Constante de proportionnalité, S
V_d	Tension directe, V
V_q	Tension en quadrature, V
I_d	Courant direct, A

I_q	Courant en quadrature, A
I_d^*	Courant direct de référence, machine synchrone, A
ω^*	Vitesse de rotation angulaire de référence, machine synchrone, Rad/s
Γ_m^*	Couple mécanique appliqué à la machine synchrone, N.m
i_{dref}	Courant instantané direct de référence, A
i_{qref}	Courant instantané en quadrature de référence, A
K_m	Gain
τ_m	Constante de temps mécanique, s
T	Période d'échantillonnage, s
$G_{indice}(s)$	Fonction de transfert dans le plan s
K_d	Gain
τ_d	Constante de temps direct, s
$G_{indice}(z)$	Fonction de transfert dans le plan z
K_p	Gain proportionnel, PI courant direct
K_i	Gain intégral, PI courant direct
Q_0	Constante
Q_1	Constante
K_q	Gain
τ_q	Constante de temps quadrature, s
$K_{p\omega}$	Gain proportionnel, PI vitesse
$K_{i\omega}$	Gain intégral, PI vitesse
$Q_{0\omega}$	Constante
$Q_{1\omega}$	Constante
K_{pq}	Gain proportionnel, PI courant quadrature

K_{i0}	Gain intégral, PI courant quadrature
Q_{0q}	Constante
Q_{1q}	Constante
v_{dc}	Tension instantanée du bus DC, V
e_k	$k = a, b, c$ Système de tensions simples triphasé, V
E_s	Amplitude de la tension réseau, V
E	Valeur efficace de la tension réseau, V
R	Résistance de l'impédance du réseau, Ω
L	Inductance de l'impédance du réseau, Ω
i_k	$k = a, b, c$ Courants de ligne, A
d_k	$k = a, b, c$ Fonction commutation de la phase k
i_{dc}	Courant instantané du bus DC, A
x_{ds}	Variable générique direct dans le repère stationnaire
x_{qs}	Variable générique quadrature dans le repère stationnaire
\bar{x}_{dq}	Variable générique complexe dans le repère stationnaire
i_{ds}	Courant instantané direct dans le repère stationnaire, A
i_{qs}	Courant instantané quadrature dans le repère stationnaire, A
d_{ds}	Fonction de commutation directe dans le repère stationnaire
d_{qs}	Fonction de commutation quadrature dans le repère stationnaire
v_{ds}	Tension instantanée direct dans le repère stationnaire, V
v_{qs}	Tension instantanée quadrature dans le repère stationnaire, V
\bar{i}_{dq}	Courant complexe direct dans le repère stationnaire, A
\bar{d}_{dq}	Fonction de commutation complexe dans le repère stationnaire

\bar{d}_{dqs}^*	Conjugué de \bar{d}_{dqs}
\bar{V}_{dqs}	Tension complexe direct dans le repère stationnaire, V
θ	Angle mécanique, rad ou °
ω	Pulsation du réseau, Hz
d_d	Fonction de commutation directe dans le repère synchrone
d_q	Fonction de commutation quadrature dans le repère synchrone
τ_r	Constante de temps, s
V_α	Tension exprimée dans le repère $\alpha\beta$, V
V_β	Tension exprimée dans le repère $\alpha\beta$, V
u_d	Erreur du PLL, V
u_f	Signal de commande, V
K_v	Gain du VCO, rad / V.s
θ	Signal de sortie du PLL, rad ou °
ω_0	Fréquence centrale du PLL, rad/s
V_{kp}	$k=a, b, c$ Composantes directe d'un système de tension triphasé, V
V_p	Amplitude de V_{kp} , $k = a, b, c$
φ_{indice}	Déphasage tension, rad ou °
θ_1	Phase à détecter par le PLL, rad
θ_2	Phase réellement détectée par le PLL, rad
ω_n	Pulsation naturelle imposée, rad/s
ζ	Amortissement imposé
p_1, p_1	Pôles imposés
K_p	Gain proportionnel, PI du PLL
K_i	Gain intégral, PI du PLL

INTRODUCTION

L'objectif du présent travail est de dresser le modèle d'une micro turbine raccordée au réseau et de simuler le modèle établi par Matlab / Simulink et sa bibliothèque Power system blockset.

Les résultats de la simulation seront confrontés au fonctionnement de la machine réelle afin de valider le modèle.

Dans le premier chapitre du rapport, on s'attache à décrire dans le détail la micro turbine ainsi que ses différents composants.

Dans le second chapitre, on procède à la modélisation des différents éléments cités dans la description, tout en définissant leurs caractéristiques, en vue de leur simulation.

Dans le troisième chapitre, on traite du choix de la structure de contrôle adopté ainsi que le calcul des gains associés aux différents contrôleurs qui gèrent le fonctionnement de la machine simulée.

Dans le quatrième chapitre on expose les résultats des différentes simulations menées qui comprend des changement de consignes de puissance à partir de l'arrêt, des changements de consignes de puissance en marche, la simulation du fonctionnement en compensateur de l'énergie réactive et le comportement de la machine face à des perturbations dues au déséquilibre et à la pollution de la tension réseau.

Dans le dernier chapitre, on procède à la discussion et à la comparaison des résultats obtenus lors de la simulation avec les mesures réalisées lors de la caractérisation de la micro turbine.

CHAPITRE 1

DESCRIPTION DE LA MICRO TURBINE

1.1 La génération distribuée

La déréglementation dans la production de l'énergie électrique et son marché émergent ont créé un intérêt renouvelé dans les générateurs fonctionnant en parallèle avec le réseau de distribution.

La génération d'énergie électrique distribuée, cette appellation comprend les piles à hydrogène, les éoliennes, les panneaux photovoltaïques et les micro turbines. Tous ces dispositifs de conversion de l'énergie demandent des composants de l'électronique de puissance pour fonctionner et faire l'interface avec le réseau du distributeur afin d'y écouler l'énergie électrique produite.

L'installation de micro turbines est plus rentable et moins dispendieux que de construire des centrales avec leurs lignes de distribution, surtout, dans les régions qui ont atteint la limite de puissance électrique disponible, les régions isolées et les pays à faible électrification.

Il est important de souligner que la micro turbine n'est pas une technologie récente, mais qu'elle est développée depuis près d'un quart de siècle. Ses avantages sont liés à son faible coût à l'installation, sa capacité d'être installée en batterie, des coûts de maintenance relativement faible. En effet l'arbre, étant la seule partie tournante, la micro turbine ne nécessite aucun circuit de refroidissement.

Son intérêt réside aussi dans sa faculté de produire sa propre énergie, indépendamment du distributeur. Parmi ses points forts on peut citer :

- Sa flexibilité dans le cas d'ajout de charges additionnelles.
- Sa faculté d'améliorer la disponibilité et la sûreté d'approvisionnement.
- Sa capacité à écrêter la pointe de puissance appelée induisant une économie dans le coût de l'énergie et la possibilité de revendre l'énergie produite.
- Sa faculté à compenser l'énergie réactive et d'atténuer les harmoniques.

Enfin, on doit souligner sa flexibilité à fonctionner en mode connecté au réseau ou en mode autonome, ainsi que la possibilité de l'adapter en une alimentation d'urgence lorsqu'elle est associée avec un dispositif de stockage de l'énergie électrique.

1.2 Description générale de la micro turbine

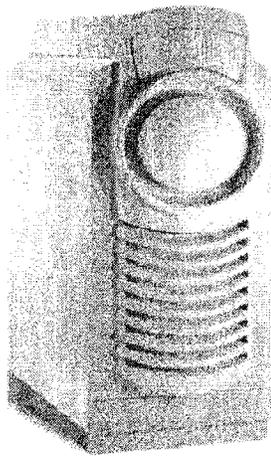


Figure 1.1 Micro turbine Capstone 330 (Capstone)

Ses principaux composants sont :

- ◆ Une turbine à gaz et un récupérateur
- ◆ Un générateur électrique à haute vitesse
- ◆ Un convertisseur électronique de puissance
- ◆ Un calculateur pour la supervision et le contrôle

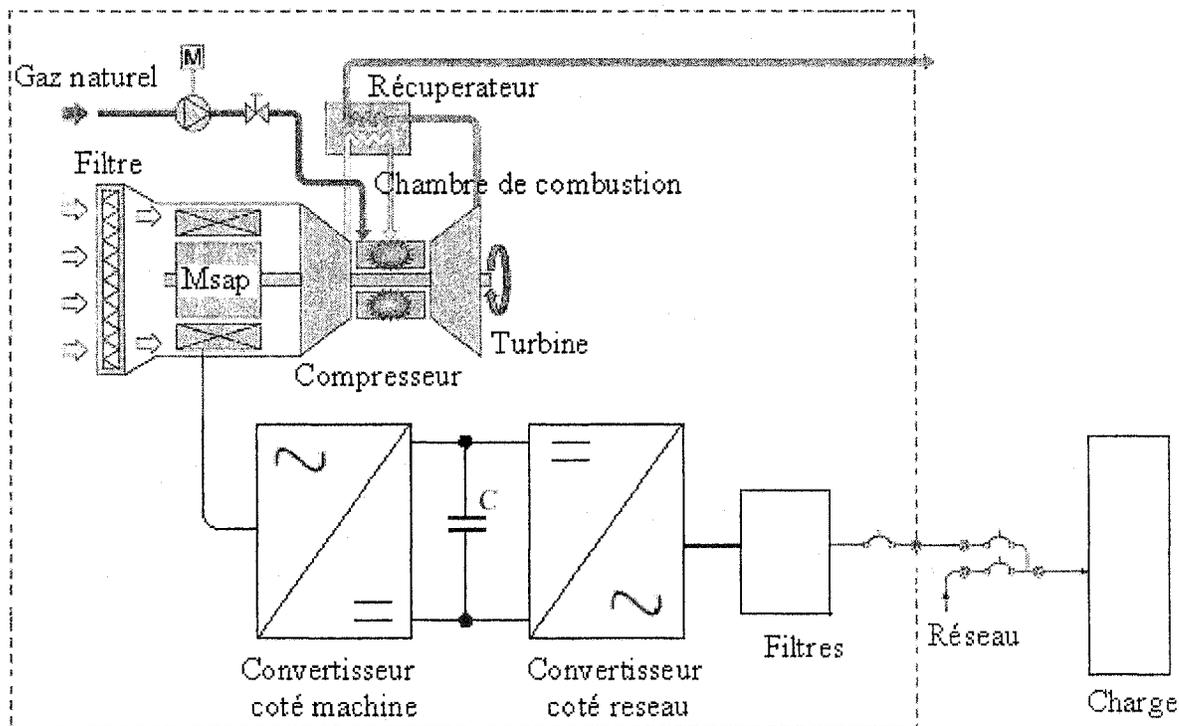


Figure 1.2 Configuration de la machine

1.3 Principe de fonctionnement

La roue de la turbine entraîne la roue du compresseur, le compresseur pousse l'air dans la chambre de combustion où du gaz naturel est ajouté en vue de sa combustion. L'air comprimé et échauffé se détend à travers la turbine entraînant la transformation de l'énergie thermique en énergie mécanique sur l'arbre de la turbine, qui relie directement le compresseur et la machine synchrone à aimants permanents.

Dans les installations conventionnelles de puissance, la turbine à gaz entraîne à travers un réducteur un alternateur dont la vitesse est constamment synchronisée avec la fréquence du réseau qu'il alimente. Dans la micro turbine, la machine synchrone à grande vitesse est couplée directement à l'arbre de la turbine et un convertisseur de fréquence électronique permet le fonctionnement à vitesse variable, ce qui permet le contrôle de la puissance débitée en contrôlant la vitesse de l'ensemble générateur turbine

dans une large plage tout en ajustant la fréquence de sortie à celle du réseau, indépendamment des variations de la fréquence côté machine synchrone.

1.4 Éléments constitutifs

1.4.1 Turbine à gaz

La turbine à gaz est à un seul arbre, ses principaux composants sont :

- Une enveloppe
- Un compresseur
- Un récupérateur
- Une chambre de combustion
- Une turbine

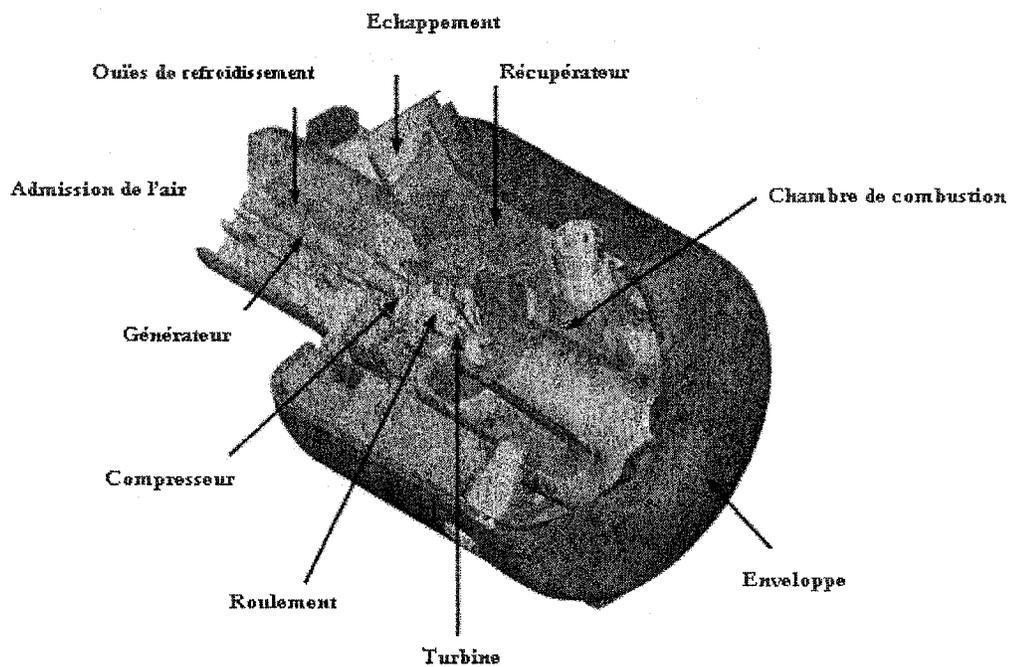


Figure 1.2 Vue éclatée de la turbine à gaz (Capstone A330)

1.4.2 Enveloppe

Le générateur à aimants permanents, les éléments tournants et la turbine sont sous enveloppe afin d'assurer leur protection et de les soustraire aux contacts externes.

1.4.3 Compresseur

Généralement, on utilise un compresseur centrifuge radial pour comprimer l'air ambiant. Son ratio de compression est dans l'ordre de grandeur de 4 : 1[1]. Le compresseur est relié au même arbre que la turbine et le générateur.

1.4.4 Récupérateur

C'est un échangeur de chaleur gaz de combustion / air qui permet d'augmenter le rendement de la micro turbine en transférant de la chaleur des gaz d'échappement à l'air comprimé avant son entrée dans la chambre de combustion

1.4.5 Chambre de combustion

L'air préchauffé et comprimé est mélangé avec du gaz naturel, au cours du démarrage une bougie produit l'étincelle nécessaire pour enflammer le mélange, la chambre de combustion est du type Lean - Premix, à injecteurs modulés afin d'atteindre un faible taux d'émissions en NOx, CO et imbrûlés.

1.4.6 Turbine

La turbine, est de type radial, entraîne le compresseur et la machine synchrone à une vitesse nominale de 96 000 tr/min, quand les gaz de combustion quittent le brûleur, ils sont approximativement à 900 degrés Celsius [2]. Les gaz se détendent à travers la turbine, leur pression chute à une pression proche de la pression atmosphérique.

1.4.7 Système électrique

Dans les micro turbines il est avantageux de coupler directement la turbine et la machine synchrone à aimants permanents. Le résultat aboutit à une unité compacte et sûre. Dans ces applications la vitesse varie entre 30 000 et 100 000 tr/mn.

La condition fondamentale pour le couplage mécanique direct est que le convertisseur de fréquence allie performance et efficacité. Les ponts plus adaptés sont à base d'IGBT (Transistor Bipolaire à gâchette isolée) car leur rendement est assez élevé et peuvent commuter à haute fréquence.

D'autre part, un grand avantage des machines à haute vitesse est que leurs dimensions décroissent directement avec l'accroissement de la vitesse conduisant à de petites unités très compactes qui sont intégrées dans la micro turbine.

1.4.8 Machine synchrone à aimants permanents

En fonctionnement alternateur, la vitesse de la machine varie de 0 à 96 000 tr/mn, génère une tension composée variant de 0 à 480 Volts avec une fréquence allant de 0 à 1600 hertz, lors du démarrage, la machine fonctionne en moteur.

1.4.9 Convertisseur de fréquence

Les deux ponts sont actifs afin d'assurer l'échange des flux d'énergie dans les deux sens avec le réseau. Le convertisseur côté machine est utilisé au démarrage en tant qu'onduleur afin d'accélérer la turbine pour qu'elle atteigne 50 000 tr/mn, vitesse à laquelle la turbine commence à produire de l'énergie et le niveau à partir duquel le convertisseur devient redresseur. Le convertisseur côté réseau fonctionne en redresseur et permet de soutirer au réseau la puissance nécessaire au démarrage et d'évacuer la puissance produite par la micro turbine, en phase avec la fréquence réseau, tout en maintenant la tension du bus DC constante.

1.4.10 Filtres

Le courant sinusoïdal à fréquence variable produit par la machine synchrone à aimant permanent est rectifié en une grandeur continue. Ensuite, il est reconverti en un courant sinusoïdal de même fréquence que celle du réseau, une inductance assure le filtrage du courant aussi un filtre EMC protège le réseau contre les interférences dues aux hautes fréquences introduites par la commande de l'onduleur.

1.4.11 Supervision et contrôle

La micro turbine Capstone est contrôlée et supervisée par un contrôleur automatique (DPC), le module contrôle l'échange de puissance, gère le démarrage, la protection et supervise le fonctionnement de l'unité.

CHAPITRE 2

MODÉLISATION DE LA MICRO TURBINE

2.1 Introduction

Dans ce chapitre, on introduit le modèle adopté pour chaque constituant de la micro turbine.

2.2 Turbine à gaz

2.2.1 Description

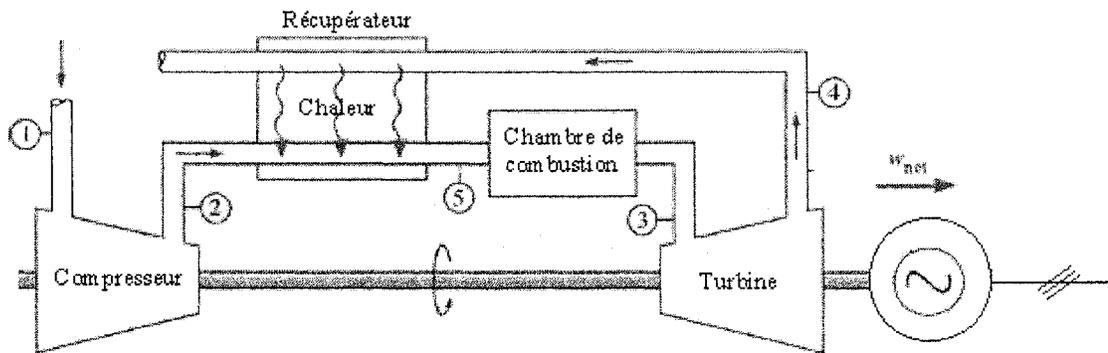
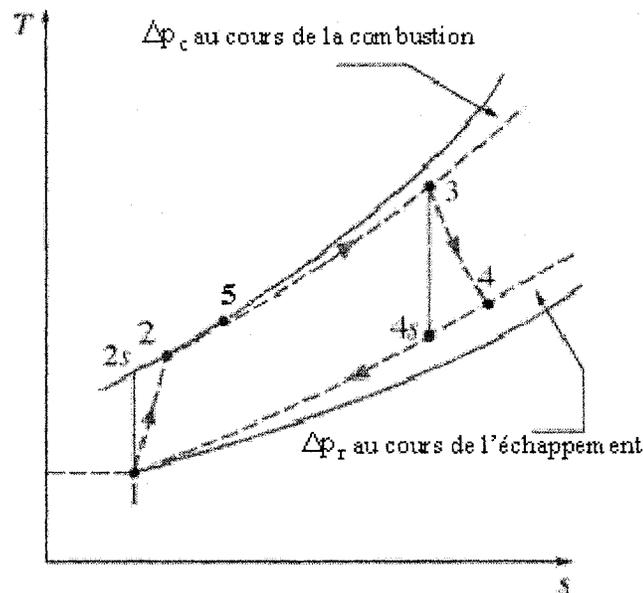


Figure 2.1 Cycle d'une turbine à gaz avec régénérateur

Une turbine à gaz fonctionne en cycle ouvert [3] et peut être scindée en trois composants principaux : un compresseur, une chambre de combustion, et une turbine. L'énergie mécanique qu'absorbe le compresseur est transférée à l'air frais aspiré de l'atmosphère (1), celui-ci voit sa pression et sa température augmenter (2). Dans la

chambre de combustion, cet air oxyde le gaz naturel dans le processus de combustion qui se fait à pression constante. Les gaz produits à haute température (3) vont se détendre à travers une turbine et transformer leur énergie en énergie mécanique sur l'arbre de la turbine dont une partie servira pour la compression de l'air, le reste est converti en énergie électrique par la machine synchrone à aimants permanents. A leur sortie de la turbine les gaz d'échappement (4) à travers un récupérateur font augmenter la température de l'air comprimé (5) avant son entrée dans le brûleur, afin d'augmenter le rendement thermique de l'ensemble. En fait la turbine à gaz suit le cycle de Brayton.

Pour un cycle réel, la compression et la détente au sein de la turbine à gaz ne sont pas des processus idéaux, les frottements et les turbulences causent des pertes d'énergies comme on peut le constater dans la figure 2.2. En outre il y a aussi des pertes dues aux chutes de pression au niveau de la chambre de combustion et lors de l'échappement.



- 1-2 Compression (1- 2s compression isentropique)
- 2-5 Échauffement dans le récupérateur
- 5-3 Apport de chaleur dû à la combustion
- 3-4 Détente (3- 4s détente isentropique)

Figure 2.2 Représentation du cycle réel d'une turbine à gaz dans le plan (T, S)

2.2.2 Dynamique de la turbine

La dynamique de la turbine à gaz, résulte de l'interaction qui existe entre le compresseur et la turbine. Les points de fonctionnement résultent de l'intersection de la caractéristique du compresseur et de celle de la turbine.

Les figures 2.3 et 2.4 donnent un exemple [4] de caractéristiques d'un compresseur et d'une turbine. Dans ces caractéristiques on représente la variation du rapport de compression du compresseur et de la turbine en fonction du débit corrigé pour plusieurs vitesses corrigées, ainsi que les rendements isentropiques. Les corrections sur le débit et sur la vitesse de rotation sont utilisées pour compenser la variation des conditions ambiantes sous lesquelles les essais ont été faits (P_{01}, T_{01}).

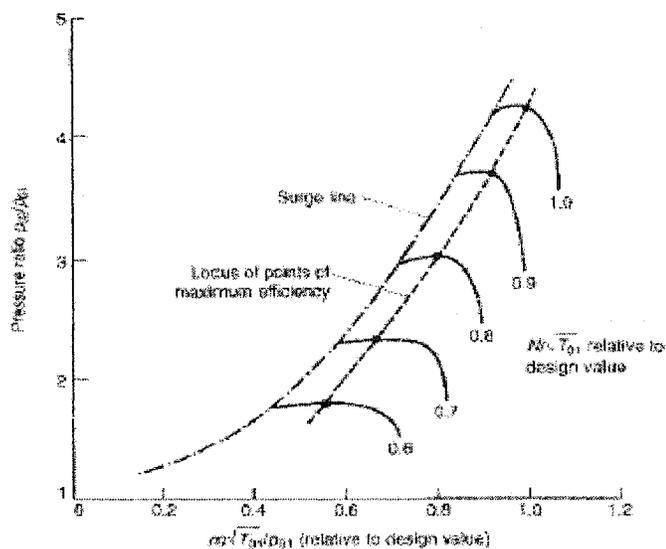


Figure 2.3 Caractéristique d'un compresseur

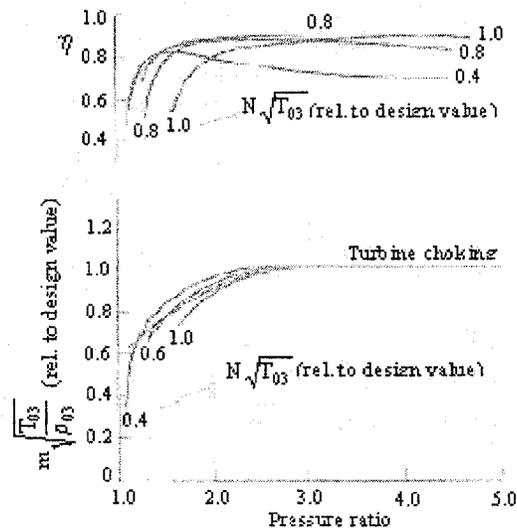


Figure 2.4 Caractéristique d'une turbine

Pour tenir compte de la dynamique de la turbine qui a un seul arbre, dans le modèle on l'assimile à un système du premier ordre [5]. En outre les accélérations [4] sont limitées afin que la turbine ne fonctionne pas dans la zone de pompage du compresseur

2.3 Machine synchrone à aimants permanents

2.3.1 Introduction

L'utilisation des machines synchrones à aimants permanents à haute vitesse [6] est en croissance, leur avantage principal réside dans le fait que leur puissance massique et volumique est très élevée, à côté de leur capacité d'être couplées directement à une turbine à gaz pour la production d'énergie électrique. Elles trouvent une large application dans les micro turbines et les véhicules électriques.

La micro turbine nécessite le couplage direct d'une machine synchrone et d'une turbine à gaz. Le système réalisé est compact, de faible poids, avec un haut rendement. Les

développements actuels sont dus à la baisse des coûts des composants semi-conducteurs de puissance, à l'apparition d'aimants permanents à hautes performances et à faible perte fer, à la fiabilité accrue des petites turbines à gaz et à l'amélioration dans la fabrication des roulements où un large usage de roulements magnétiques est fait et aussi au développement de l'analyse et de la simulation dès la phase de conception.

Le stator de la machine a un bobinage conventionnel identique à celui de la machine synchrone usuelle. Le champ magnétique d'excitation du rotor est fourni par des aimants permanents contrairement à la machine conventionnelle où c'est un courant continu qui le crée. L'absence de pertes joule rotorique augmente le rendement de la machine. La figure 2.5 montre la section d'un rotor avec aimants montés en surface et la section d'un rotor à aimants enterrés ou intérieurs.

L'aimant permanent est soit en Neodymium-Fer-Bore ou en terre rare : Cobalt Samarium

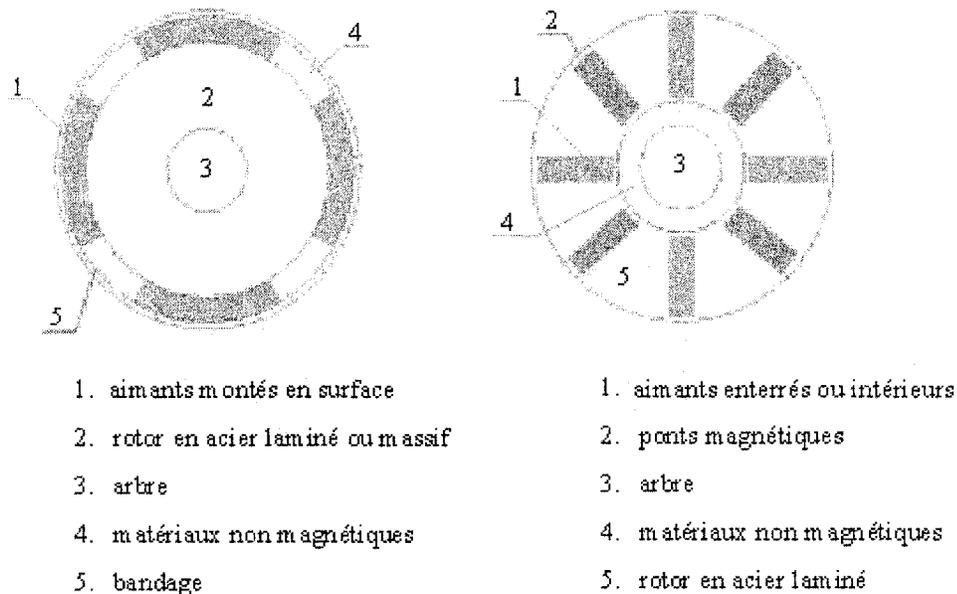


Figure 2.5 Section du rotor d'une machine synchrone à aimants permanents

La machine à aimants permanents montés en surface peut être considérée comme une machine à pôles lisses et puisque l'entrefer est généralement important [7], l'effet de la réaction d'armature sur le flux des pôles est très faible. Par contre la machine à aimants enterrés est une machine à pôles saillants. L'effet de la réaction d'induit ne peut être négligé, la réactance en quadrature pour ce type de machine est supérieure à sa réactance directe ($L_q > L_d$).

2.3.2 Modèle de la machine

On considère le modèle de la machine dans un repère dq lié au rotor de la machine

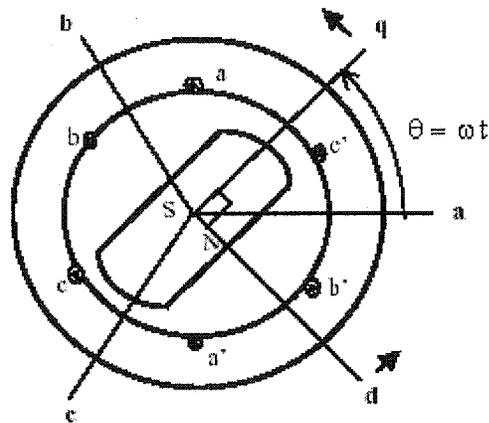


Figure 2.6 Repère dq lié au rotor de la machine

Équations électriques :

$$\begin{aligned}
 v_d(t) &= R_s i_d(t) - p\omega L_q i_q(t) + L_d \frac{di_d(t)}{dt} \\
 v_q(t) &= R_s i_q(t) + p\omega L_d i_d(t) + L_q \frac{di_q(t)}{dt} + p\omega \Phi_m \\
 \Gamma_e &= \frac{3}{2} p \left(\Phi_m i_q + (L_d - L_q) i_d i_q \right)
 \end{aligned} \tag{2.1}$$

Équations mécaniques :

$$\Gamma_e = j \frac{d\omega}{dt} + F\omega + \Gamma_m \quad (2.2)$$

$$\omega = j \frac{d\theta_r}{dt}$$

On adopte pour modèle une machine synchrone à aimants permanents montés en surface donc à rotor lisse, à une paire de pôles, à bobinage statorique couplé en étoile et de puissance de base 40 kVa tel qu'à 1600 hertz elle débite une puissance de 30 kW sous une tension de 480 V.

$$S_b = 40 \text{ kVa}$$

$$U = 480 \text{ V}$$

$$f = 1600 \text{ Hertz}$$

$$\omega = 2\pi f = 10\,053 \text{ rad/s} = 96\,000 \text{ tr/mn} \quad (p = 1)$$

L'impédance de base Z_b est fournie par :

$$Z_b = \frac{U^2}{S_b} \quad (2.3)$$

$$Z_b = 5,76\Omega$$

La machine étant à rotor lisse ; on adopte en per unit $x_{dpu} = x_{qpu} = x_{pu} = 1.2$

d'où les réactances de la machine :

$$X_d = X_q = X = x_{pu} Z_b \quad (2.4)$$

$$X_d = X_q = X = 6,912\Omega$$

De là on peut en déduire l'inductance directe et en quadrature :

$$L_d = L_q = \frac{X}{2\pi f} \quad (2.5)$$

$$L_d = L_q = 6.87510^{-4} \text{ Henry}$$

Pour tenir compte des pertes joule statorique, on adopte pour R_s une valeur de 0.25Ω .

2.3.3 Représentation vectorielle

Pour produire une puissance active P avec un facteur de puissance donné $\cos(\varphi)$, sous une tension composée U et une fréquence f , la représentation vectorielle de la machine synchrone dans le plan dq [8], en régime permanent, permet de calculer les grandeurs électriques pour ce point de fonctionnement.

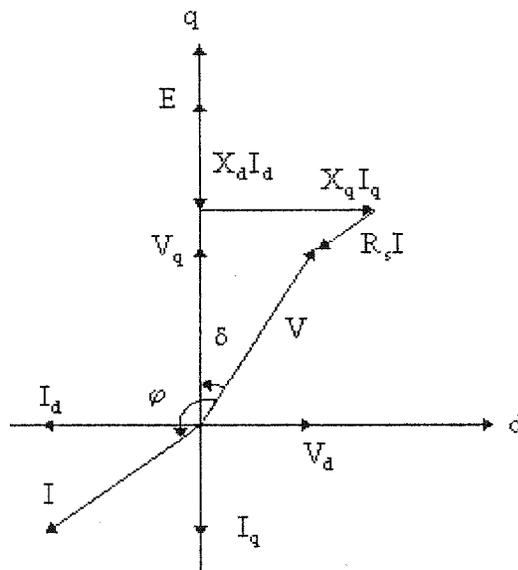


Figure 2.7 Diagramme vectoriel de la machine dans le plan dq

Convention : en fonctionnement alternateur les couples et les puissances sont comptées négativement.

Le courant efficace et la tension simple aux bornes de la machine sont définis par :

$$I = \frac{P}{\sqrt{3}U \cos \varphi} \quad (2.6)$$

$$V = \frac{U}{\sqrt{3}} \quad (2.7)$$

la projection sur les axes d et q permet d'obtenir :

$$V_d = R_s I_d - X_q I_q \quad (2.8)$$

$$V_q = E_m + R_s I_q + X_d I_d \quad (2.9)$$

D'autre part la projection de I sur l'axe d et q :

$$\frac{I_d}{\sqrt{2}} = I \cos(\delta + \pi - \varphi) = I(\cos(\delta) \cos(\pi - \varphi) - \sin(\delta) \sin(\pi - \varphi)) \quad (2.10)$$

$$\frac{I_q}{\sqrt{2}} = I \sin(\delta + \pi - \varphi) = I(\sin(\delta) \cos(\pi - \varphi) + \cos(\delta) \sin(\pi - \varphi)) \quad (2.11)$$

En outre :

$$\frac{V_d}{\sqrt{2}} = V \sin(\delta) \quad (2.12)$$

A partir de 2.8, 2.10, 2.11 et 2.12, on en déduit que

$$V \sin(\delta) = R_s I (\cos(\delta) \cos(\pi - \varphi) - \sin(\delta) \sin(\pi - \varphi)) - X_q I (\sin(\delta) \cos(\pi - \varphi) + \cos(\delta) \sin(\pi - \varphi)) \quad (2.13)$$

De 2.13, en regroupant les termes en sinus δ et en cosinus δ , on en déduit l'angle de puissance électromagnétique δ par :

$$\text{tg}(\delta) = \frac{R_s I \sin(\pi - \varphi) - X_q I \cos(\pi - \varphi)}{V - X_q I \sin(\pi - \varphi) - R_s I \cos(\pi - \varphi)} \quad (2.14)$$

Sachant δ on calcule les grandeurs électriques dans le repère dq par :

$$I_d = \sqrt{2} I \sin(\delta + \pi - \varphi) \quad (2.15)$$

$$I_q = \sqrt{2} I \cos(\delta + \pi - \varphi) \quad (2.16)$$

$$V_d = \sqrt{2} V \cos(\delta) \quad (2.17)$$

$$V_q = \sqrt{2} V \sin(\delta) \quad (2.18)$$

$$E = \frac{E_m}{\sqrt{2}} = \frac{1}{\sqrt{2}} (\sqrt{2} V \cos(\delta) - X_d I_d - R_s I_q) \quad (2.19)$$

D'autre part on peut calculer la puissance électromagnétique par :

$$P_{em} = 3 \left[\frac{VE}{X_d} \sin(\delta) + \frac{1}{2} \left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d} \right) V^2 \sin(2\delta) \right] + 3R_s I^2 \quad (2.20)$$

A partir de P_{em} on peut déterminer Γ_e par :

$$\Gamma_e = \frac{P_{em}}{2\pi f} \quad (2.21)$$

On en déduit Φ_m par:

$$\Phi_m = \frac{2}{3} \left[\frac{\Gamma_e - (L_d - L_q) I_d I_q}{I_q} \right] \quad (2.22)$$

Enfin à partir de l'équation mécanique 2.2, on calcule le couple mécanique Γ_m par :

$$\Gamma_m = \Gamma_e - F\omega \quad (2.23)$$

2.3.4 Application

Pour débiter 30 kW à facteur de puissance unitaire, sous une tension composée de 480V et une fréquence de 1600 Hertz ; soit une vitesse de rotation de 10 053 rad/s :

En appliquant les formules 2.6, 2.7 et 2.14 :

$$I = 36,08A$$

$$V = 277,13V$$

l'angle de puissance électromagnétique est fourni par 2.14 :

$$\delta = 41,07 \text{ degrés}$$

En appliquant les formules 2.15, 2.16, 2.17, 2.18, 2.19, 2.20, 2.21 et 2.22 on obtient :

$$I_d = -33,53A$$

$$I_q = -38,47A$$

$$V_d = 257,51V$$

$$V_q = 295,44V$$

$$E = 379,59V$$

$$P_{em} = -30,977Kw$$

$$\Gamma_e = -3,081Nm$$

$$\Phi_m = 0,0534 \text{ Weber}$$

En adoptant pour un coefficient de frottement visqueux F une valeur de $1,4810^{-5}$,

le couple mécanique Γ_m , calculé selon 2.23 est :

$$\Gamma_m = -3,23Nm$$

Soit une puissance mécanique sur l'arbre de la machine synchrone de :

$$P_{mec} = \Gamma_m \omega \tag{2.24}$$

$$P_{mec} = -32,47Kw$$

On vérifie bien que la machine débite uniquement de la puissance active, sachant que :

$$P = \frac{3}{2}(V_d I_d + V_q I_q) \tag{2.25}$$

$$Q = \frac{3}{2}(V_d I_q - V_q I_d) \tag{2.26}$$

En appliquant 2.25 et 2.26 on aboutit à :

$$P = -30 \text{ kW}$$

$$Q = 1,0910^{-11} \cong 0 \text{ Var}$$

2.3.5 Moment d'inertie

Pour déterminer son moment d'inertie, on utilise une approximation basée sur la similitude avec des machines du même genre [9]. A partir de sa puissance apparente et de sa vitesse de rotation et de la relation :

$$D^2L = \frac{S}{NC_e} \quad (2.27)$$

C_e : constante de similitude égale à 0,828 kVa min / m³

Le moment d'inertie du rotor considéré comme un cylindre de diamètre D et de longueur L, est défini par :

$$J = \frac{1}{2}mr^2 \quad (2.28)$$

La masse est définie par :

$$m = \rho v = \rho \frac{\pi}{4} D^2 L \quad (2.29)$$

à partir de 2.28 et 2.29, J peut s'exprimer sous la forme :

$$J = \frac{\pi}{32} \rho (D^2 L) D^2 \quad (2.30)$$

En combinant 2.30 et 2.27 il vient

$$J = \frac{\pi}{32} \rho D^2 \frac{S}{N C e} \quad (2.31)$$

Dans l'hypothèse où $D = 100$ mm, selon 2.31, $J = 3,85 \cdot 10^{-6}$ Kg .m²

2.4 Modèle simulé

Pour la simulation on adopte les paramètres suivants pour la machine synchrone à aimants permanents :

$$p = 1$$

$$L_d = L_q = 6,875 \cdot 10^{-4} \text{ Henry}$$

$$R_s = 0,25 \Omega$$

$$\Phi_m = 0,0534 \text{ Weber}$$

$$J = 3,85 \cdot 10^{-6} \text{ Kg .m}^2$$

$$F = 1,48 \cdot 10^{-5} \text{ Nm .rad}^{-1} \text{ s}$$

Pour que la machine puisse fournir 30 kW a 480 V et 1600 hertz, il faut lui appliquer un couple mécanique de -3,23 Nm.

2.5 Convertisseurs

Les deux convertisseurs sont identiques, ils sont à six interrupteurs commandés. Puisqu'une topologie de la sorte conduit à des convertisseurs actifs non polluants, cela permet d'assurer à la fois la régulation et la mise en forme des courants de ligne et la régulation de la tension du bus DC. Cette topologie étant la seule qui permette un sens bidirectionnel à l'écoulement de la puissance active qui est primordiale dans notre cas, ainsi que le réglage du déphasage entre le courant et la tension qu'on peut imposer à une valeur quelconque.

Grâce au développement des semi-conducteurs et des méthodes de contrôle, les convertisseurs sont aujourd'hui efficaces, sûrs, robustes, compacts et économiquement compétitifs.

Lorsqu'on utilise les interrupteurs à base de semi-conducteur, on s'écarte de l'interrupteur idéal et le choix se porte sur le meilleur composant pour une application donnée avec un minimum de pertes. Le choix est conditionné par des considérations telles la tension, le courant, la fréquence de commutation, la commande, la charge et les effets de la température. Il y a une grande variété d'interrupteurs à base de semi-conducteurs, mais chacun d'entre eux a ses points forts et ses points faibles.

En combinant les faibles pertes de conduction du transistor bipolaire (BJT) avec une vitesse de commutation comparable à celle du MOSFET, l'IGBT offre une combinaison de leurs attributs. Il détrône le MOSFET dans les tensions élevées puisque ses pertes sont réduites. Malgré un turn-on très rapide et un turn-off très lent par rapport au MOSFET, l'IGBT a un courant de queue qui restreint son application à des fréquences de commutation modérées inférieures à 50 kHz.

Dans la commande à 180 degrés, la modulation de largeur d'impulsion (MLI) a des fréquences comprises entre 1 et 50 kHz, il offre une solution attrayante face aux autres dispositifs de l'électronique de puissance.

En fait l'IGBT est le composant de choix pour les applications telles les entraînements électriques de moteurs, les onduleurs et les UPS, qui exigent des composants calibrés entre 600 Volts et 1200 Volts

Les caractéristiques de l'IGBT l'indiquent comme l'interrupteur le plus adapté pour la micro turbine.

2.6 Commande des convertisseurs

La modulation de largeur d'impulsion (MLI) sinusoïdale est populaire dans l'industrie [7]. La figure 2.8 montre le principe général de la MLI où une porteuse en forme de triangle isocèle à haute fréquence est comparée à une modulante en forme de sinusoïde à la fréquence du fondamental du signal désiré. Les points d'intersection déterminent les points de commutation et les durées de conduction des composants électroniques commandés. La porteuse est identique pour les trois phases.

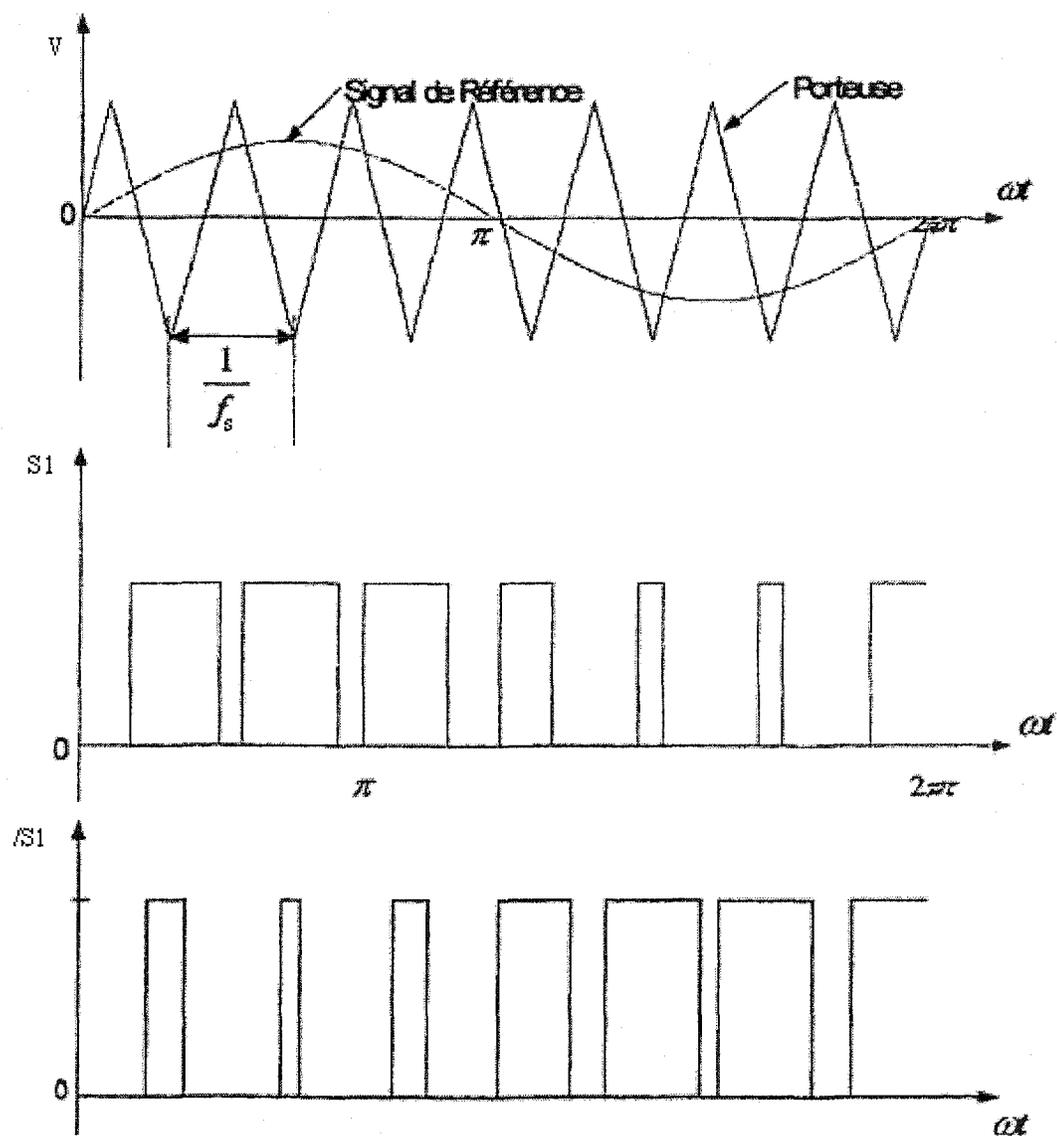


Figure 2.8 MLI sinusoïdale

/S1 et /S2 étant les interrupteurs d'un même bras du pont voir figure 3.2

Une analyse de Fourier de la tension de sortie peut s'écrire sous la forme :

$$v(t) = m_{\text{pwm}} \frac{V}{2} \sin(\omega t + \phi) + \text{fonction de Bessel des harmoniques.} \quad (2.32)$$

Où m_{pwm} est l'indice de modulation, ω la pulsation à la fréquence du fondamental identique à celle de la fréquence de la modulante, ϕ le déphasage de la tension de sortie qui dépend de la position relative de la modulante par rapport à la porteuse.

m est défini aussi par :

$$m_{\text{pwm}} = \frac{V_c}{V_T} \quad \text{ou} \quad V_c \text{ est la valeur crête de la modulante et } V_T \text{ est la valeur crête de la}$$

porteuse. Idéalement m varie entre 0 et 1 et permet d'établir une relation linéaire entre la modulante et la tension de sortie, pour m égale à 1 on réalise en fait la commande à 180 degrés. Le fondamental de la tension de sortie peut être augmenté en faisant une sur-modulation où m est supérieur à 1.

Pour notre application, pour les deux convertisseurs ; on adopte une MLI sinusoïdale ayant pour porteuse un signal triangulaire isocèle dont la tension crête est de 15 volts à une fréquence f_s de 15 kHz.

2.7 Condensateur du bus continu

Le bus continu DC doit être maintenu à une tension de 760 Volts lorsque la micro turbine est raccordée au réseau. La capacité joue le rôle de réservoir lors de l'échange d'énergie et permet de limiter l'ondulation de la tension du bus DC

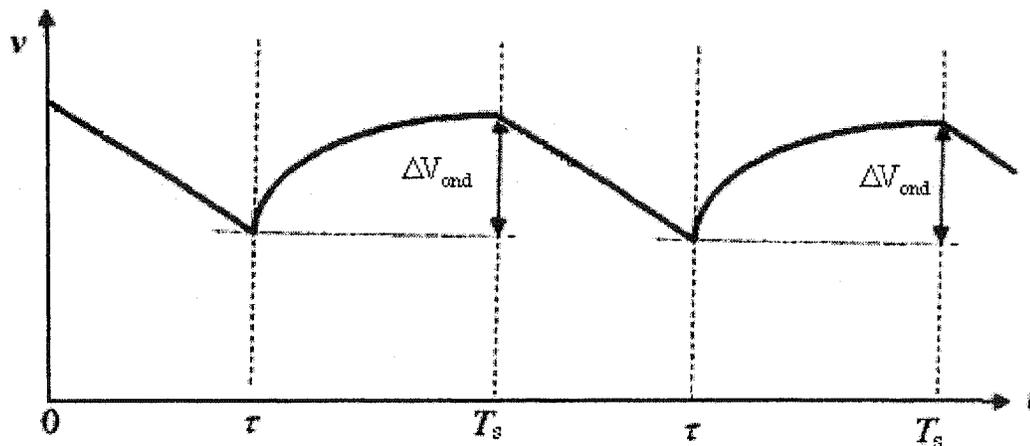


Figure 2.9 Allure de la tension aux bornes de la capacité

Sa valeur peut être déterminée par la relation [11] :

$$C > \frac{I_{\text{charge max.}} \cdot T_s}{\Delta V_{\text{ond.}}} \quad (2.33)$$

$I_{\text{charge max.}}$ étant le courant maximal dans le bus DC :

$$I_{\text{charge max.}} = \frac{P_{\text{max}}}{V_{\text{dc}}} \quad (2.34)$$

$$P_{\text{max}} = 30 \text{ kW}; V_{\text{dc}} = 760 \text{ V} \Rightarrow I_{\text{charge max.}} = 39,47 \text{ A}$$

$$T_s \text{ étant la période de commutation, } T_s = \frac{1}{f_s}$$

$$f_s = 15 \text{ kHz} \Rightarrow T_s = 66,67 \text{ } \mu\text{s}$$

Si on limite le taux d'ondulation à 0,1 % alors $\Delta V_{\text{ond}} = 0,76 \text{ V}$

D'où $C > 0,0035$

Pour le modèle simulé, on adopte une valeur de $5000 \mu\text{F}$, du fait que la tension du bus DC doit être robuste et du fait de son incidence directe sur la qualité du courant poussé dans le réseau.

2.8 Filtre

A la sortie du convertisseur coté réseau un filtre constitué par une bobine de résistance $0,1 \text{ ohms}$ et d'inductance 2 millihenrys assure le filtrage du courant.

2.9 Réseau

Le réseau est représenté par une source de tension triphasée de tension composée 480 volts , de fréquence 60 hertz , ayant une impédance interne [12] de résistance $0,4 \text{ ohms}$ et d'inductance 2 millihenrys . Le modèle adopté pour la simulation permet de simuler aisément un changement de fréquence, un déséquilibre en tension et une pollution de la tension réseau.

CHAPITRE 3

ASSERVISSEMENTS

3.1 Structure de la régulation en mode connecté

En mode connecté [13] le convertisseur bidirectionnel, à trois fils, coté réseau fonctionne en tant que source de courants contrôlés. La référence de courant à injecter dans le réseau est générée par le régulateur de la tension du bus DC qui est maintenue à 760 V. La phase du courant de référence est fixée à 0 afin d'avoir un facteur de puissance unitaire. Pour réaliser ceci, le convertisseur coté réseau, en mode connecté suit la fréquence du réseau auquel il est raccordé, une boucle de verrouillage de phase (PLL) est utilisée pour synchroniser les courants avec les phases des tensions du réseau.

Le générateur constitué de la turbine à gaz et de la machine synchrone à aimants permanents est couplé au bus DC par un convertisseur bidirectionnel, à trois fils.

Ce convertisseur fonctionne en tant que source de courant à courant contrôlé, la référence du courant est imposée par le régulateur de vitesse de la turbine. ce convertisseur régule la vitesse du générateur, la phase du courant de référence est fixée à 0 afin d'assurer un facteur de puissance unitaire

Dans la machine réelle, la référence de vitesse est déterminée par un algorithme de contrôle de la puissance. Pour notre cas la référence de vitesse est déterminée à partir du modèle de la machine synchrone.

3.2 Asservissement de la machine synchrone à aimants permanents

3.2.1 Calcul des références

A partir du modèle de la machine on calcule les différentes références à imposer au contrôleur du générateur pour assurer l'écoulement de puissance désirée pour chaque point d'opération.

Dans la stratégie de commande adoptée, en régime permanent la machine ne doit fournir que de la puissance active; la puissance réactive Q est nulle.

On peut écrire que :

$$P = \sqrt{3}UI \quad (3.1)$$

U et I étant en phase alors

$$U = \lambda I \quad (3.2)$$

En combinant 3.1 et 3.2 :

$$I = \sqrt{\frac{P}{k}} \quad (3.3)$$

Dans ce fonctionnement, sachant P on peut déterminer le courant I nécessaire pour faire transiter cette puissance P .

Les équations de la machine dans le plan d, q , en régime permanent s'écrivent sous la forme :

$$V_d = R_s I_d - L \omega I_q$$

$$V_q = R_s I_q + L \omega I_d + \omega \Phi_m \quad (3.4)$$

$$\Gamma_e = \frac{3}{2} \Phi_m I_q$$

$$\Gamma_e = F\omega + \Gamma_m$$

D'autre part les puissances active et réactive définies par 2.25 et 2.26 permettent d'exprimer P et Q en remplaçant V_d et V_q par leur expression selon 3.4 :

$$P = \frac{3}{2} \left(R_s (I_d^2 + I_q^2) + \Gamma_e \omega \right) \quad (3.5)$$

Or

$$I = \frac{\sqrt{2}}{2} \sqrt{I_d^2 + I_q^2} \quad (3.6)$$

D'où

$$P = 3R_s I^2 + \Gamma_e \omega \quad (3.7)$$

En remplaçant V_d et V_q par leurs expressions définies en 3.4 et en utilisant 3.6 :

$$Q = \frac{3}{2} (V_d I_q - V_q I_d) = 0 \quad \Rightarrow \quad LI^2 + \frac{1}{2} I_d \Phi_m = 0$$

D'où

$$I_d^* = -\frac{2L}{\Phi_m} I^2 \quad (3.8)$$

et

$$I_q = -\sqrt{2I^2 - I_d^*} \quad (3.9)$$

Sachant I_d et I_q avec les relations définies en 3.4, on peut calculer V_d , V_q et Γ_e , de là on peut déterminer la tension composée aux bornes de la machine, ainsi que la vitesse de rotation et le couple mécanique par :

$$\omega^* = \frac{(P - 3R_s I^2)}{\Gamma_e} \quad (3.10)$$

Un régulateur de vitesse élabore la consigne de courant i_{qref} qui est comparé à i_q , à travers un deuxième régulateur est élaborée la tension de commande v_q . Une deuxième boucle permet d'imposer i_{dref} sa comparaison avec i_d est traitée par un deuxième régulateur qui en sortie élabore v_d . La transformation inverse abc/dq permet de reconstituer les trois tensions triphasées qui par l'intermédiaire d'une MLI sinus-triangle permet la commande des interrupteurs afin que la machine suive la consigne de vitesse, tout en fonctionnant à facteur de puissance unitaire.

En faisant la transformation des équations de la machine dans l'espace de Laplace il vient :

$$\begin{aligned}
 V_d &= R_s I_d + L_d s I_d - L_q \omega I_q \\
 V_q &= R_s I_q + L_q s I_q + \omega L_d I_d + \omega \Phi_m \\
 \Gamma_e &= \frac{3}{2} \Phi_m I_q \\
 Js\omega &= \Gamma_e - F\omega - \Gamma_m
 \end{aligned} \tag{3.12}$$

Avec $i_d(0) = 0$ et $i_q(0) = 0$

En posant $V'_q = V_q - \omega \Phi_m$

On peut écrire les équations électriques sous la forme :

$$\begin{bmatrix} V_d \\ V'_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s + L_d s & -\omega L_q \\ \omega L_d & R_s + L_q s \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_d \\ I_q \end{bmatrix} \tag{3.13}$$

L'équation mécanique peut s'écrire en considérant le couple Γ_m comme une perturbation, sous la forme :

$$\frac{\omega}{I_q} = \frac{K_m}{\tau_m s + 1} \quad \text{avec} \quad K_m = \frac{3\Phi_m}{2J} \quad \text{et} \quad \tau_m = \frac{J}{F}$$

Dans l'expression de l'équation électrique on constate qu'il y a bien un couplage entre I_d et I_q , mais il est d'usage de contrôler à l'aide d'un PI chacun des courants indépendamment de l'autre, même si un changement de référence de i_q entraîne une erreur transitoire sur i_d .

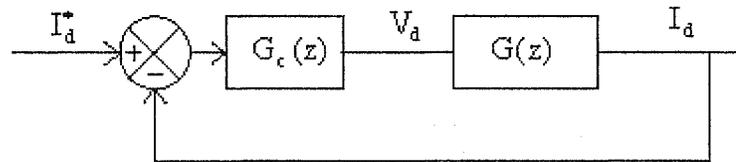
En fait on est en présence de deux boucles de régulation :

- ◆ Une première boucle pour réguler la vitesse
- ◆ Une deuxième boucle pour imposer le facteur de puissance désiré.

La simulation étant faite à pas discret, la synthèse des régulateurs est faite dans le plan z [14] ; [15]. La période d'échantillonnage T adoptée pour le contrôleur est de $100 \mu\text{s}$ qui est d'usage courant industriellement.

3.2.3 Boucle de régulation de i_d

le schéma bloc du système découplé peut être représenté par :



Dans le plan s , on peut écrire que :

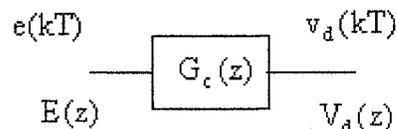
$$G_d(s) = \frac{I_d}{V_d} = \frac{K_d}{1 + \tau_d s}$$

Avec $K_d = \frac{1}{R_s}$ et $\tau_d = \frac{L_d}{R_s}$

Dans le plan z , $G_d(s)$ devient $G_d(z) = \frac{K_d}{\tau_d} \frac{z}{z - e^{-T/\tau_d}}$

$G_d(z)$ a un pôle différent de 1, l'erreur en régime permanent est non nulle, pour l'annuler on utilise un terme proportionnel et intégral pour le correcteur

$G_c(z)$ fonction de transfert du régulateur proportionnel et intégral est définie par :



$$G_c(z) = \frac{V_d(z)}{E(z)} = K_p + K_i \frac{Tz}{z-1}$$

qu'on peut réécrire sous la forme :

$$G_c(z) = \frac{Q_0 z + Q_1}{z - 1}$$

Avec

$$Q_0 = K_p + K_i T \quad (3.14)$$

Et

$$Q_1 = -K_p \quad (3.15)$$

La fonction de transfert en boucle ouverte :

$$H(z) = G_c(z)G_d(z) = \left[\frac{Q_0 z + Q_1}{z - 1} \parallel \frac{K_d}{\tau_d} \frac{z}{z - e^{-T/\tau_d}} \right]$$

Qui s'exprime aussi sous la forme :

$$H(z) = \frac{K_d}{\tau_d} \frac{Q_0 \left(z + \frac{Q_1}{Q_0} \right)}{z - 1} \frac{z}{z - e^{-T/\tau_d}}$$

Le choix de K_p et K_i étant arbitraire, on peut imposer que :

$$z + \frac{Q_1}{Q_0} = z - e^{-T/\tau_d}$$

On en déduit que :

$$\frac{Q_1}{Q_0} = -e^{-T/\tau_d} \quad (3.16)$$

En utilisant la relation 3.14, 3.15 et 3.16 on peut déterminer une relation à vérifier entre K_p et K_i soit :

$$\frac{K_p}{K_i} = \frac{T e^{-T/\tau_d}}{1 - e^{-T/\tau_d}} \quad (3.17)$$

La fonction de transfert en boucle ouverte devient :

$$H(z) = \frac{K_d Q_0}{\tau_d} \frac{z}{z-1}$$

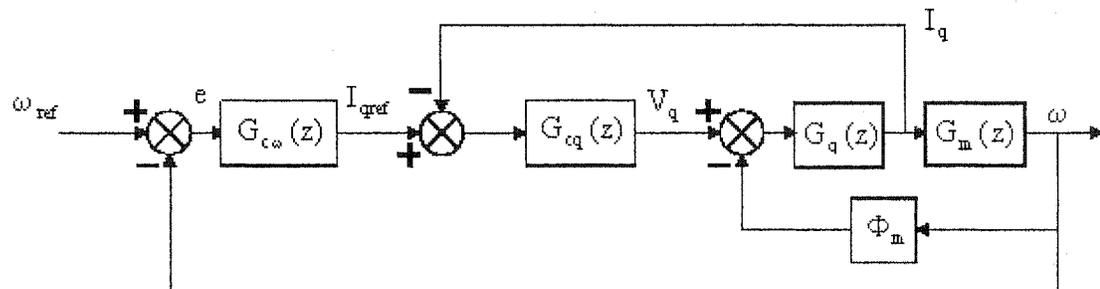
$H(z)$ ayant un pôle à $z = 1$, implique que l'erreur en régime permanent est nulle; le dépassement peut être réduit en ajustant K_p et K_i .

Pour $T = 100 \mu s$, $\tau_d = 2,75 \text{ ms}$

Posons $K_p = 1,35$ alors en vertu de 3.17 : $K_i = 499,94$

3.2.4 Boucle de régulation de la vitesse

Le schéma bloc de la boucle de régulation de la vitesse et de i_q est défini ci-dessous, en ne tenant pas compte du couplage et en ne tenant pas compte de Γ_m estimé comme une perturbation.



Avec

$$G_q(s) = \frac{I_q}{V_q} = \frac{K_q}{1 + \tau_q s}$$

Avec $K_q = \frac{1}{R_s}$ et $\tau_q = \frac{L_q}{R_s}$

Dans le plan z , $G_q(s)$ devient :
$$G_q(z) = \frac{K_q}{\tau_q} \frac{z}{z - e^{-T/\tau_q}}$$

De même pour la partie mécanique :

$$G_m(s) = \frac{I_q}{\omega} = \frac{K_m}{1 + \tau_m s}$$

$$\text{Avec } K_m = \frac{3\Phi_m}{2J} \quad \text{et} \quad \tau_m = \frac{J}{F}$$

$$\text{Dans le plan } z, G_m(s) \text{ devient : } G_m(z) = \frac{K_m}{\tau_m} \frac{z}{z - e^{-T/\tau_m}}$$

$G_{\omega\omega}(z)$ et $G_{cq}(z)$ étant les fonctions de transfert des contrôleurs proportionnels et intégraux, respectivement pour la boucle de vitesse et la boucle de courant. Leur expression est fournie par :

$$G_{\omega\omega}(z) = \frac{Q_{0\omega}z + Q_{1\omega}}{z - 1}$$

Avec

$$Q_{0\omega} = K_{p\omega} + K_{i\omega} T \quad (3.18)$$

Et

$$Q_{1\omega} = -K_{p\omega} \quad (3.19)$$

$$G_{cq}(z) = \frac{Q_{0q}z + Q_{1q}}{z - 1}$$

Avec

$$Q_{0q} = K_{pq} + K_{iq} T \quad (3.20)$$

Et

$$Q_{1q} = -K_{pq} \quad (3.21)$$

En boucle ouverte et en supposant que les variations de la vitesse ω sont plus lentes par rapport à celle du courant I_q , la fonction de transfert du système peut s'exprimer par :

$$G(z) = G_{co}(z) \left[\frac{G_{cq}(z)G_q(z)}{1 + G_{cq}(z)G_q(z)} \right] G_m(z)$$

On peut scinder $G(z)$ en 2 parties et les traiter indépendamment l'une de l'autre

$$G_1(z) = \left[\frac{G_{cq}(z)G_q(z)}{1 + G_{cq}(z)G_q(z)} \right]$$

$$\text{Et } G_2(z) = G_{co}(z)G_m(z)$$

$$\text{Tel que } G(z) = G_1(z)G_2(z)$$

Or $G_1(z)$ est la fonction de transfert de la boucle de courant en boucle fermée, puisque la machine synchrone est à pôles lisses $G_q(z) = G_d(z)$ et on peut adopter le même correcteur que pour l'asservissement de I_d :

$$\frac{K_{pq}}{K_{iq}} = \frac{T e^{-T/\tau_q}}{1 - e^{-T/\tau_q}} \quad (3.22)$$

De même pour la boucle de vitesse :

$$G_2(z) = \frac{K_m}{\tau_m} \frac{Q_{0\omega} \left(z + \frac{Q_{1\omega}}{Q_{0\omega}} \right)}{z-1} \frac{z}{z - e^{-T/\tau_m}}$$

Le choix de $K_{p\omega}$ et $K_{i\omega}$ étant arbitraire, on peut imposer que :

$$z + \frac{Q_{1\omega}}{Q_{0\omega}} = z - e^{-T/\tau_m}$$

On en déduit que :

$$\frac{Q_{1\omega}}{Q_{0\omega}} = -e^{-T/\tau_m} \quad (3.23)$$

En utilisant les relations 3.18, 3.19 et 3.23 on peut déterminer une relation à vérifier entre $K_{p\omega}$ et $K_{i\omega}$ soit :

$$\frac{K_{p\omega}}{K_{i\omega}} = \frac{T e^{-T/\tau_m}}{1 - e^{-T/\tau_m}} \quad (3.24)$$

La fonction de transfert en boucle ouverte devient :

$$G(z) = K_I \frac{z^2}{(z-1)(K_{II}z-1)}$$

$$\text{Avec } K_I = \frac{K_m K_q Q_{0m} Q_{0q}}{\tau_m \tau_q}$$

$$K_{II} = \frac{K_q Q_{0q}}{\tau_q} + 1$$

pour $T = 100 \mu\text{s}$, $\tau_q = 2,75 \text{ ms}$, $\tau_m = 0,259\text{s}$

En adoptant $K_{pq} = 2$ alors en vertu de 3.22 $K_{iq} = 740$

De même si $K_{p\omega} = 5$ alors en vertu de 3.24 $K_{i\omega} = 19,276$

En réalité pour le régulateur de i_q , tout en gardant K_{pq} à 2, il a été nécessaire d'ajuster la valeur de K_{iq} à 2,5.

3.3 Régulation de la tension du bus DC

Le convertisseur côté réseau est commandé afin d'asservir la tension du bus DC à une consigne de 760 V. Les tensions et les courants sont ramenés à un repère dq qui tourne à

la même vitesse angulaire que la tension du réseau, ceci a pour effet de transformer les quantités triphasées en grandeurs continues dans le repère synchrone dq. Si on choisit l'axe d aligné avec la tension v_a , le courant I_d représente la composante active du courant poussé dans le réseau et I_q sa composante réactive. La boucle de commande régule V_{dc} tout en ajustant le courant I_d poussé par l'étage amont, afin de garantir un transfert de puissance active uniquement, I_q est maintenu à 0. Puisque le contrôleur de courant traite des quantités continues, l'usage d'un PI, va assurer une erreur nulle en régime établi.

Le convertisseur, pour assurer cet état de fonctionnement, est commandé par le biais d'une MLI sinus triangle.

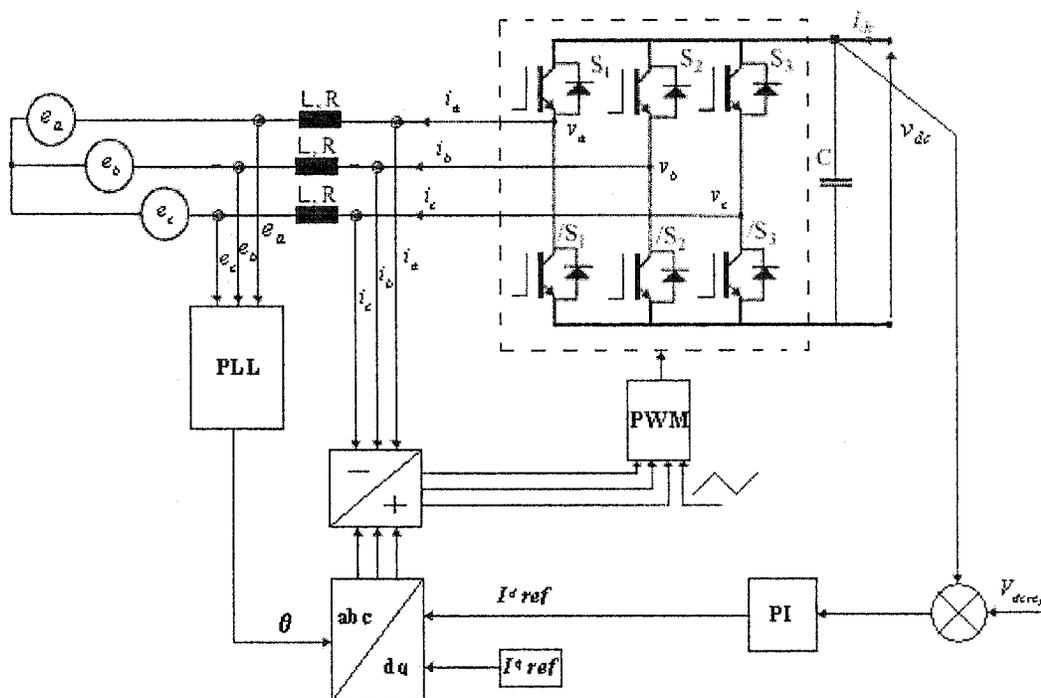


Figure 3.2 Schéma de principe de la régulation de la tension du bus DC

3.3.1 Modèle dans un repère stationnaire

En faisant l'hypothèse que le système triphasé de tension est équilibré, sans connexion du neutre et en négligeant les résistances des interrupteurs de puissance. Les équations de fonctionnement du convertisseur [16] considéré comme source de tension sont :

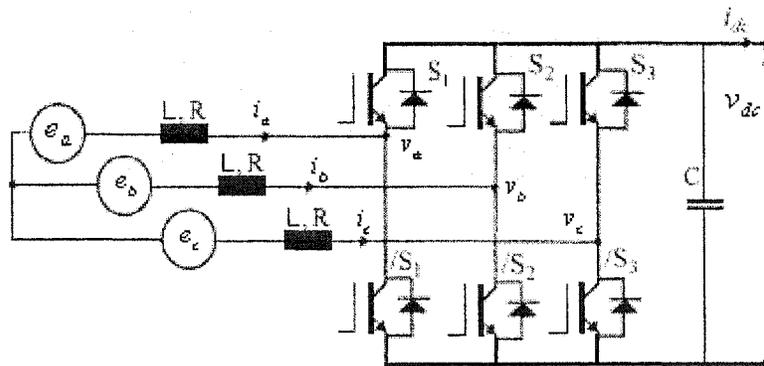


Figure 3.3 Modèle du convertisseur côté réseau

$$e_a = E_s \sin(\omega t)$$

$$e_b = E_s \sin\left(\omega t - \frac{2\pi}{3}\right) \quad E_s = \sqrt{2}E \quad (3.25)$$

$$e_c = E_s \sin\left(\omega t - \frac{4\pi}{3}\right)$$

Les tensions aux bornes du convertisseur n'étant pas sinusoïdales à cause des harmoniques dus au découpage des interrupteurs, on peut écrire que :

$$e_k = Ri_k + L \frac{di_k}{dt} + v_k \quad (3.26)$$

$k = a, b$ et c les trois phase du système

$$v_k = v_{dc} \left(d_k - \frac{1}{3} \left(\sum_{j=a,b,c} d_j \right) \right) \quad k = a, b \text{ et } c \quad (3.27)$$

d_k étant la fonction de commutation de la phase k .

D'autre part la conservation de la charge dans le bus continu, permet d'écrire :

$$C \frac{dv_{dc}}{dt} = \sum_{k=a,b,c} i_k d_k - i_{dc} \quad (3.28)$$

3.3.2 Modèle dans un repère synchrone

Une première transformation dans un plan dq stationnaire où l'axe direct est en phase avec la tension permet d'écrire :

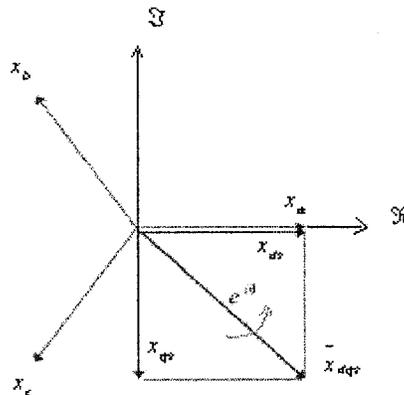


Figure 3.6 Repère dq adopté pour le modèle du convertisseur côté réseau

x_{ds} et x_{qs} sont définis par les relations :

$$\begin{aligned} x_{ds} &= \frac{1}{3}(2x_a - x_b - x_c) \\ x_{qs} &= \frac{1}{\sqrt{3}}(x_c - x_b) \end{aligned} \quad (3.29)$$

avec $\bar{x}_{dqs} = x_{ds} - jx_{qs}$

$$x_l \in \{v_l, i_l, d_l\} \quad l = ds, qs$$

$$x_k \in \{e_k, i_k, d_k\} \quad k = a, b, c$$

\bar{x}_{dq} étant un vecteur complexe tournant dans le sens antihoraire.

Dans le repère stationnaire diphasé, le modèle du convertisseur devient, en appliquant 3.29 à 3.26, 3.27 et 3.28 :

$$C \frac{dv_{dc}}{dt} = \frac{3}{2} (i_{ds} d_{ds} + i_{qs} d_{qs}) - i_{dc}$$

$$v_{ds} = R i_{ds} + L \frac{di_{ds}}{dt} + v_{dc} d_{ds} \quad (3.30)$$

$$v_{qs} = R i_{qs} + L \frac{di_{qs}}{dt} + v_{dc} d_{qs}$$

On peut réécrire 3.30 sous forme complexe :

$$C \frac{dv_{dc}}{dt} = \frac{3}{2} \Re(i_{dq} \bar{d}_{dq}^*) - i_{dc}$$

$$\bar{v}_{dq} = R \bar{i}_{dq} + L \frac{d\bar{i}_{dq}}{dt} + v_{dc} \bar{d}_{dq} \quad (3.31)$$

Le terme * désigne le vecteur complexe conjugué.

La représentation complexe dans le repère stationnaire dq est transformée dans le repère synchrone en utilisant les transformations suivantes :

$$\bar{x}_{dq} = \bar{x}_{dqs} e^{-j\theta} \quad (3.32)$$

$$\theta = \int \omega dt, \quad \omega = 2\pi f$$

En appliquant 3.32 à 3.31 et en séparant les composants en d et en q, on aboutit à l'équation du convertisseur dans un plan dq synchrone :

$$\begin{aligned}
 v_d &= R i_d + L \frac{d i_d}{dt} + \omega L i_q + v_{dc} d_d \\
 v_q &= R i_q + L \frac{d i_q}{dt} - \omega L i_d + v_{dc} d_q \\
 C \frac{d v_{dc}}{dt} &= \frac{3}{2} (i_d d_d + i_q d_q) - i_{dc}
 \end{aligned}
 \tag{3.33}$$

3.3.3 Boucle de régulation de la tension du bus DC

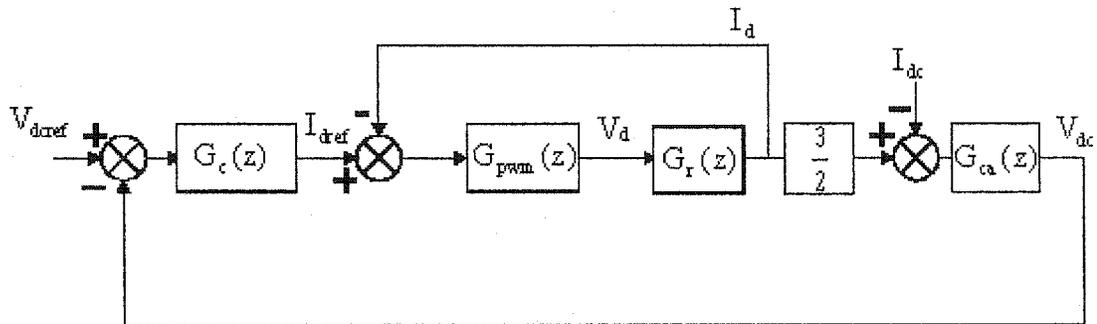
En découplant le système obtenu en 3.33, les équations de la machine deviennent :

$$\begin{aligned}
 v_d &= R i_d + L \frac{d i_d}{dt} + v_{dc} d_d \\
 v_q &= R i_q + L \frac{d i_q}{dt} + v_{dc} d_q \\
 C \frac{d v_{dc}}{dt} &= \frac{3}{2} (i_d d_d) - i_{dc}
 \end{aligned}
 \tag{3.34}$$

La simulation étant faite à pas discret, la synthèse des régulateurs est faite dans le plan z.

La période d'échantillonnage T adoptée pour le contrôleur est de $100 \mu s$.

Le système représenté par 3.34, peut être représenté par le schéma bloc suivant :



avec :

$G_{pwm}(z)$ fonction de transfert dans le plan z du convertisseur, elle est définie dans le plan s par :

$$G_{pwm}(s) = \frac{K'_{pwm}}{1 + 2sT_s} ; K'_{pwm} \text{ étant le gain de la MLI.}$$

$$\text{Soit dans } z : G_{pwm}(z) = K_{pwm} \frac{z}{z - e^{-0.5}} \text{ avec } K_{pwm} = \frac{K'_{pwm}}{2T_s}$$

$G_r(z)$ fonction de transfert dans le plan z du filtre et de l'impédance du réseau, elle est définie dans le plan s par :

$$G_r(s) = \frac{I_d}{V_d} = \frac{K_r}{1 + \tau_r s}$$

$$\text{avec } K_r = \frac{1}{R} \text{ et } \tau_r = \frac{L}{R},$$

$$\text{Dans le plan } z : G_r(s) \text{ devient } G_r(z) = \frac{K_r}{\tau_r} \frac{z}{z - e^{-T/\tau_r}}$$

De même pour le condensateur du bus DC :

$$G_{ca}(s) = \frac{V_{dc}}{I_d} = \frac{1}{Cs}$$

$$\text{Dans le plan } z : G_{ca}(s) \text{ devient } G_{ca}(z) = \frac{z}{C(z-1)}$$

$G_c(z)$ étant la fonction de transfert du contrôleur proportionnel et intégral. Son expression est fournie par :

$$G_{cdc}(z) = \frac{Q_{0dc}z + Q_{1dc}}{z-1}$$

Avec

$$Q_{0dc} = K_{pdc} + K_{idc}T \quad (3.35)$$

$$Q_{1dc} = -K_{pdc} \quad (3.36)$$

En boucle ouverte, en considérant I_{dc} comme une perturbation, la fonction de transfert du système peut s'exprimer par :

$$G(z) = G_{cdc}(z) \left[\frac{G_{pwm}(z)G_r(z)}{1 + G_{pwm}(z)G_r(z)} \right]$$

$$G(z) = \frac{Q_{0dc} \left(z + \frac{Q_{1dc}}{Q_{0dc}} \right)}{z-1} K_{pwm} \frac{z}{z-e^{-0.5T/\tau_r}} \frac{K_r}{\tau_r} \frac{z}{z-e^{-T/\tau_r}} \left[\frac{1}{1 + G_{pwm}(z)G_r(z)} \right]$$

Le pôle dominant e^{-T/τ_r} peut être annulé par le choix de $\frac{Q_{1dc}}{Q_{0dc}}$ en posant :

$$z + \frac{Q_{1dc}}{Q_{0dc}} = z - e^{-T/\tau_r}$$

On en déduit que :

$$\frac{Q_{1dc}}{Q_{0dc}} = -e^{-T/\tau_r} \quad (3.37)$$

Ou en fonction des gains du correcteur :

$$\frac{K_{pdc}}{K_{idc}} = \frac{Te^{-T/\tau_r}}{1 - e^{-T/\tau_r}} \quad (3.38)$$

La fonction de transfert en boucle ouverte devient :

$$G(z) = K_I \frac{z^2 (z - e^{-T/\tau_r})}{(z-1) \left[(z - e^{-0.5})(z - e^{-T/\tau_r}) + K_{II} z^2 \right]}$$

avec

$$K_I = \frac{Q_{0dc} K_{pwm} K_r}{\tau_r}$$

$$K_{II} = \frac{K_{pwm} K_r}{\tau_r}$$

Puisqu'on a présence dans la fonction de transfert en boucle ouverte d'un pôle à 1, le système est de type 1 : l'erreur en régime permanent est nulle.

Pour $T = 100 \mu s$

$$L = L_r + L_f \quad L = 4 \cdot 10^{-3} \text{ henry}$$

$$R = R_r + R_f \quad R = 0,5 \Omega \quad \tau_r = 8 \text{ ms}$$

Posons $K_{pdc} = 55$ alors en vertu de 3.38 $K_{idc} = 212,04$

3.4 Boucle de verrouillage de phase

3.4.1 Introduction

En mode connecté réseau, la détection avec exactitude de la phase de la tension réseau est requise pour pouvoir y injecter la puissance active produite par la micro turbine. D'où le besoin d'une boucle de verrouillage de phase (Phase Locked Loop (PLL)) dont la fonction principale est de se verrouiller sur le fondamental de la tension réseau même

en cas de déséquilibre ou en cas de pollution par les harmoniques. En plus le PLL doit être capable de poursuivre la fréquence du réseau en cas de variation de celle-ci.

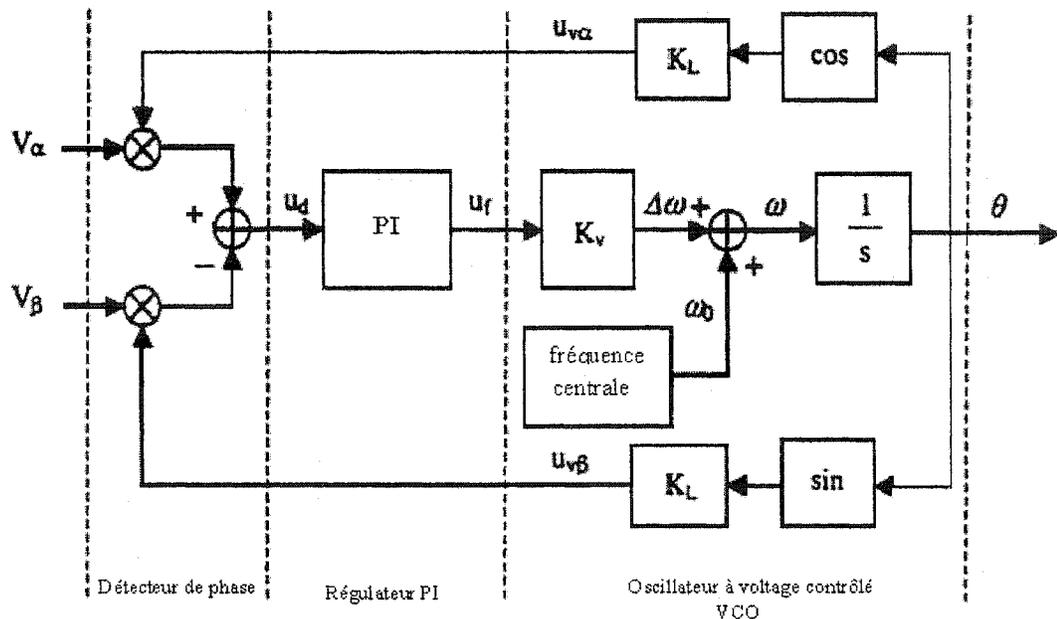


Figure 3.5 Schéma de principe de la boucle de verrouillage de phase

La boucle de verrouillage de phase [17] est constituée par un détecteur de phase, un filtre de boucle qui, dans notre cas, correspond à un régulateur proportionnel et intégral (PI) ainsi que d'un oscillateur à tension contrôlée (VCO).

Pour remédier au déséquilibre et à la pollution de la tension réseau, on ne considère que les grandeurs directes de celle-ci, qu'on transforme en un système diphasé dans le repère stationnaire α, β .

Le détecteur de phase compare V_α et V_β avec les tensions de sortie du VCO $u_{v\alpha}$ et $u_{v\beta}$; la comparaison de ces signaux génère une erreur u_d , qui a travers, un PI élabore u_f qui commande le VCO de gain K_v .

La fréquence générée par le VCO étant $\omega = \omega_0 + \Delta\omega$, ω_0 étant la fréquence centrale du VCO.

3.4.2 Transformations

3.4.2.1 Composantes directes

Pour éliminer les effets d'un déséquilibre, on ne considère que la composante directe d'un système de tension triphasée (V_a, V_b, V_c) définie par :

$$\begin{bmatrix} V_{ap} \\ V_{bp} \\ V_{cp} \end{bmatrix} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & a & a^2 \\ a^2 & 1 & a \\ a & a^2 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \end{bmatrix} \quad (3.39)$$

$$\text{avec } a = e^{j\frac{2\pi}{3}} = -\frac{1}{2} + j\frac{\sqrt{3}}{2}$$

En développant :

$$\begin{bmatrix} V_{ap} \\ V_{bp} \\ V_{cp} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{2}V_a - \frac{1}{2\sqrt{3}j}(V_b - V_c) \\ -(V_a - V_c) \\ \frac{1}{2}V_c - \frac{1}{2\sqrt{3}j}(V_a - V_b) \end{bmatrix} \quad (3.40)$$

Transformation qu'on peut aisément réaliser à l'aide de gains et de décalages à 90 degrés.

3.4.2.2 Transformation $\alpha\beta$

L'entrée du PLL étant V_α et V_β , pour cela on fait le changement dans le repère $\alpha\beta$ défini par la figure suivante :

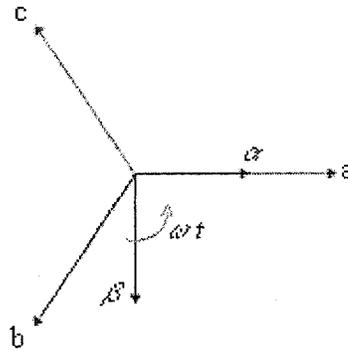


Figure 3.6 Repère $\alpha\beta$ adopté pour la boucle de verrouillage de phase

$$\begin{bmatrix} V_\alpha \\ V_\beta \\ V_0 \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_{ap} \\ V_{bp} \\ V_{pc} \end{bmatrix} \quad (3.41)$$

Si $V_{ap} = V_p \sin(\omega t + \varphi_1)$ V_p étant l'amplitude des composants directs.

$$V_{bp} = V_p \sin\left(\omega t - \frac{2\pi}{3} + \varphi_1\right) \quad (3.42)$$

$$V_{cp} = V_p \sin\left(\omega t - \frac{4\pi}{3} + \varphi_1\right)$$

La transformation dans le repère α, β permet d'écrire :

$$V_\alpha = V_p \sin(\omega t + \varphi_1)$$

$$V_\beta = V_p \cos(\omega t + \varphi_1) \quad (3.43)$$

3.4.3 Détection de phase

La sortie du détecteur de Phase étant u_d , on peut l'exprimer par :

$$u_d = V_\alpha u_{v\alpha} - V_\beta u_{v\beta} \quad (3.44)$$

Avec

$$u_{v\alpha} = K_1 \cos(\theta) \quad (3.45)$$

$$u_{v\beta} = K_1 \sin(\theta) \quad (3.46)$$

θ angle calculé par le PLL

En développant :

$$u_d = V_p K_1 \sin(\omega t + \varphi_1) \cos(\theta) - V_p K_1 \cos(\omega t + \varphi_1) \sin(\theta) \quad (3.47)$$

Lorsque le PLL est verrouillé :

$$\theta = \omega t + \varphi_2 \quad (3.48)$$

En remplaçant θ par son expression définie en 3.48 dans 3.47 :

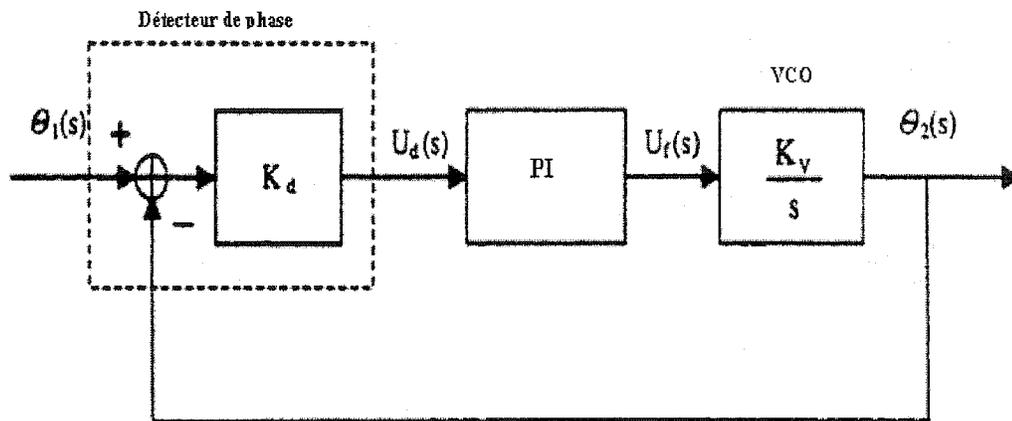
$$u_d = V_p K_1 \sin(\omega t + \varphi_1) \cos(\omega t + \varphi_2) - V_p K_1 \cos(\omega t + \varphi_1) \sin(\omega t + \varphi_2)$$

$$u_d = \frac{V_p K_1}{2} \left(\sin(2\omega t + \varphi_1 + \varphi_2) - \sin(\varphi_1 - \varphi_2) - \sin(2\omega t + \varphi_1 + \varphi_2) + \sin(\varphi_1 - \varphi_2) \right)$$

$$u_d = V_p K_1 \sin(\varphi_1 - \varphi_2) = V_p K_1 \sin(\Delta\varphi) \quad (3.49)$$

u_d est constante lorsque le PLL est verrouillé, le PI est utilisé pour pouvoir fonctionner sur une large plage de fréquence et afin d'obtenir une réponse rapide ainsi que le rejet des perturbations.

Schéma bloc



Le VCO est représenté par un gain K_v et un intégrateur.

On peut écrire que :

$$\begin{cases} \omega t + \varphi_1 = \omega_0 t + \theta_1 \\ \omega t + \varphi_2 = \omega_0 t + \theta_2 \end{cases} \quad (3.50)$$

Où θ_1, θ_2 sont respectivement la phase à l'entrée et à la sortie du PLL.

En substituant 3.50 dans 3.49 :

$$u_d = V_p K_1 \sin(\theta_1 - \theta_2) \quad (3.51)$$

Donc le PLL est non linéaire. Toutefois lorsqu'il est verrouillé θ_2 tend vers θ_1 de telle sorte que $\Delta\theta$ tend vers 0, d'où on peut écrire que :

$$u_d \cong V_p K_1 (\theta_1 - \theta_2) = K_d \Delta\theta \quad (3.52)$$

$$K_d = V_p K_1$$

3.4.4 Synthèse du PI

La simulation étant faite à pas discret, la synthèse du régulateur est faite dans le plan z .

La période d'échantillonnage T adoptée pour le contrôleur est de $100 \mu s$.

$$\text{on pose } G_c(z) = K_p + K_i \frac{Tz}{z-1} = \frac{Q_0 z + Q_1}{z-1}$$

La fonction de transfert en boucle fermée du PLL est fournie par :

$$G(z) = \frac{az(Q_0 z + Q_1)}{z^2 + bz + c}$$

avec :

$$a = \frac{K_d K_v T}{1 + K_d K_v Q_0 T}$$

$$b = \frac{K_d K_v Q_1 T - 2}{1 + K_d K_v Q_0 T}$$

$$c = \frac{1}{1 + K_d K_v Q_0 T}$$

L'équation caractéristique en boucle fermée est du deuxième ordre. En imposant une fréquence naturelle ω_n et un facteur d'amortissement ζ , on peut imposer la dynamique du système puisque :

$$z^2 + bz + c = (z - p_1)(z - \bar{p}_1) = z^2 - z(p_1 + \bar{p}_1) + p_1 \bar{p}_1$$

$$\text{Avec } p_1 = e^{-\zeta \omega_n T} e^{j\omega_n T \sqrt{1 - \zeta^2}} \quad (3.53)$$

$$\bar{p}_1 = e^{-\zeta \omega_n T} e^{-j\omega_n T \sqrt{1 - \zeta^2}} \quad (3.54)$$

On en déduit que :

$$p_1 \bar{p}_1 = e^{-2\zeta\omega_n T}$$

$$p_1 + \bar{p}_1 = 2e^{-\zeta\omega_n T} \cos\left(\omega_n T \sqrt{1-\zeta^2}\right)$$

Par inspection :

$$b = -(p_1 + \bar{p}_1)$$

$$c = p_1 \bar{p}_1$$

d'où on en déduit que :

$$Q_0 = \frac{1}{K_d K_v T} \left[e^{\zeta\omega_n T} - 1 \right] \quad (3.55)$$

$$Q_1 = \frac{2}{K_d K_v T} \left[1 - e^{\zeta\omega_n T} \cos(\omega_n T \sqrt{1-\zeta^2}) \right] \quad (3.56)$$

d'où les expressions de K_p et K_i

$$K_p = -Q_1 \quad (3.57)$$

$$K_i = \frac{Q_1 + Q_2}{T} \quad (3.58)$$

Le PLL adopté pour la simulation a une période d'échantillonnage T de $100\mu\text{s}$, une fréquence naturelle ω_n de $84,85\pi$, un amortissement ζ de $0,707$, les gains K_v et K_d valent respectivement 90π et $8,165$.

En appliquant 3.55, 3.56, 3.57 et 3.58, on trouve ;

$$K_p = 0,1632$$

$$K_i = 31,3646$$

La boucle de verrouillage de phase est simulée de telle sorte qu'elle puisse se verrouiller sur la phase d'un signal dans une plage allant de 10 hertz jusqu'à 90 hertz.

CHAPITRE 4

SIMULATION

4.1 Logiciel utilisé

La simulation du modèle détaillé dans les chapitres II et III a été réalisée avec Matlab, Simulink et sa librairie SimPowerSystems selon la figure 4.1.

La version du logiciel utilisé est :

Matlab version 6.5.018091 3a Release13.

Simulink version 5.0 et SimPowerSystems version 2.3.

Pour simuler le système assez rapidement, il a été discrétisé, la période de calcul étant de $5\ \mu\text{s}$. Les paramètres adoptés pour la simulation sont :

Solveur : Pas fixe
Type de solveur : Runge – Kutta (Ode 4)
Pas de simulation : $5\ \mu\text{s}$

Dans la suite du chapitre, on expose les différentes simulations réalisées, ainsi que les réponses obtenues pour différents points de consignes.

Les unités des grandeurs représentées est le système S.I., pour tenir compte des conventions récepteur et générateur, les facteurs de déplacement sont représentés entre -1 et 1.

L'annexe 1, présente en détail, les schémas blocks utilisés pour la simulation.

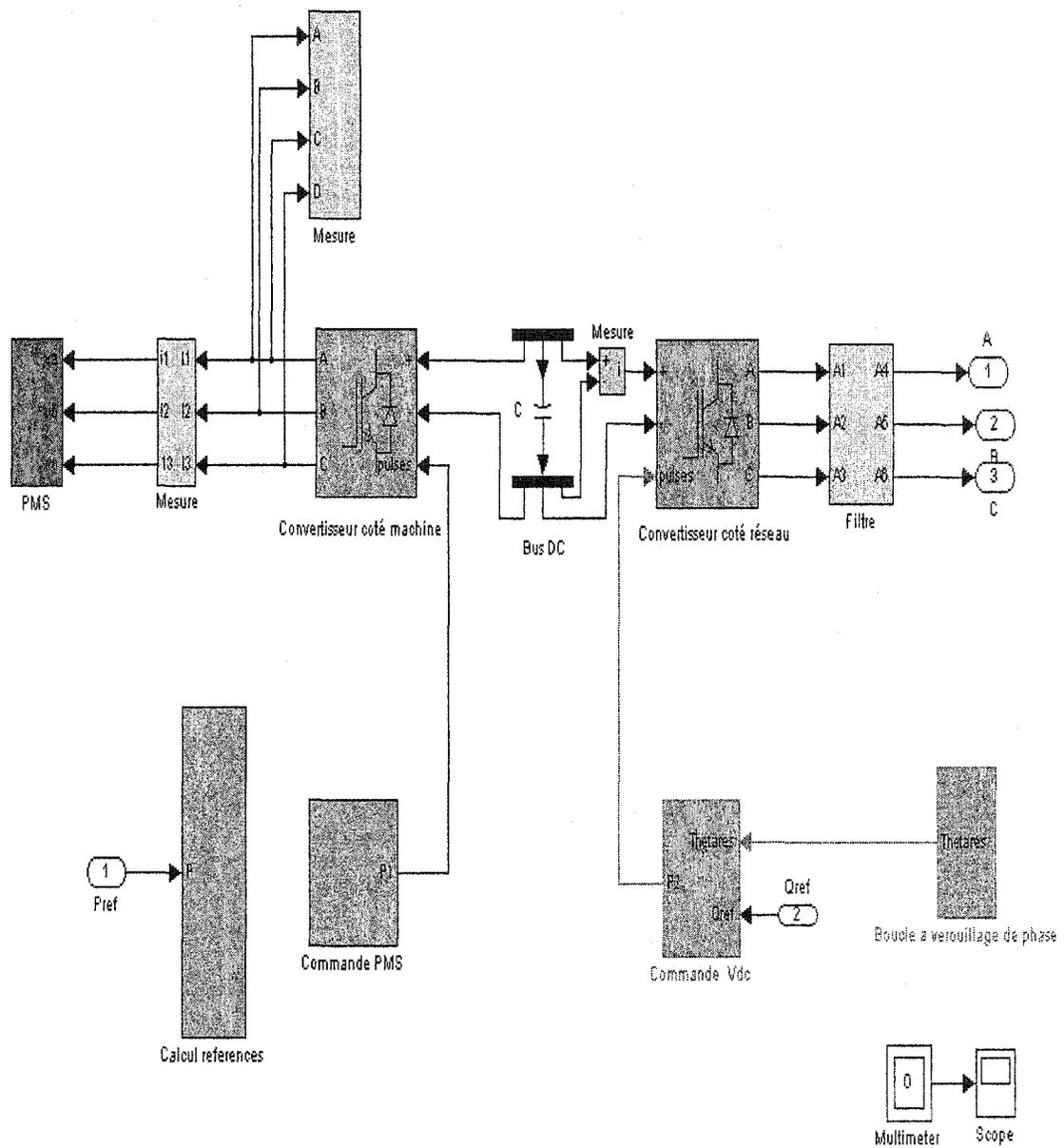


Figure 4.1 Schéma de principe.

4.2 Démarrage

Pour que la turbine à gaz puisse fournir de l'énergie au réseau, il est nécessaire de la lancer lorsqu'elle part de l'arrêt. Lors du démarrage, la machine synchrone à aimants permanents fonctionne en tant que moteur pour amener la turbine à une vitesse de 30 000 tr/mn. Dans la simulation le démarrage dure 0,4 s. Dans cette phase la tension aux bornes de la machine est de 192 V sous une fréquence de 500 Hz. La valeur efficace du fondamental du courant de ligne est de 14,43 A, ce qui correspond à une puissance active absorbée de 4,8 kW.

Pour assurer cet état de fonctionnement et avoir un facteur de déplacement unitaire : la vitesse de consigne est de 3 142 rad/s, la consigne pour le courant direct I_d est de -5,36 A la consigne pour le courant I_q est de 19,69 A.

Les figures 4.2, 4.3 montrent l'évolution de la vitesse de rotation du générateur, ainsi que la forme d'onde du courant de ligne côté machine synchrone à aimants permanents.

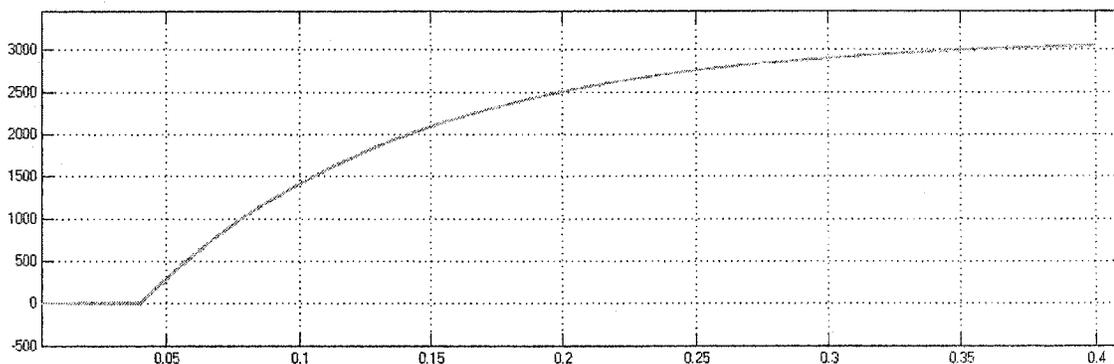


Figure 4.2 Vitesse de rotation (N/Nref) de la machine synchrone. Démarrage

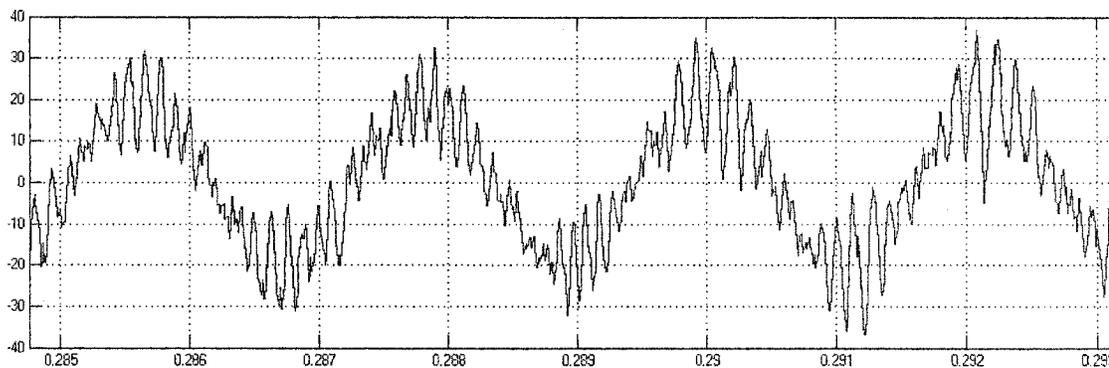


Figure 4.3 Courant de ligne côté machine synchrone. Démarrage

La figure 4.4 montre l'établissement de la tension du bus DC, qui est réglée à une valeur de 760 V.

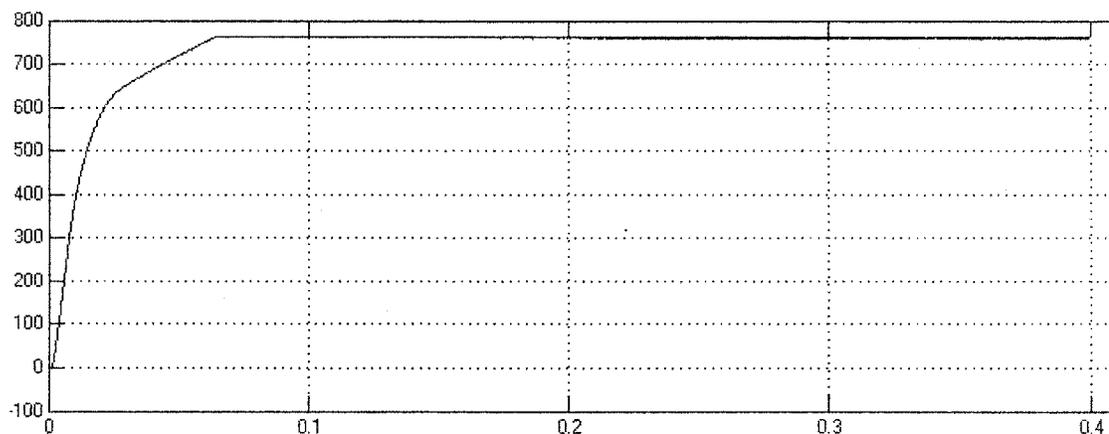


Figure 4.4 Tension du bus DC. Démarrage

Pendant la phase de démarrage, La machine absorbe du réseau 5,3 kW sous une tension composée de 480 V - 60hz, la valeur efficace du fondamental du courant de ligne a pour valeur 6,38 A.

Les figures 4.5, 4.6 et 4.7 montrent l'évolution des courants dans le plan dq, ainsi que la forme d'onde du courant de ligne côté réseau.

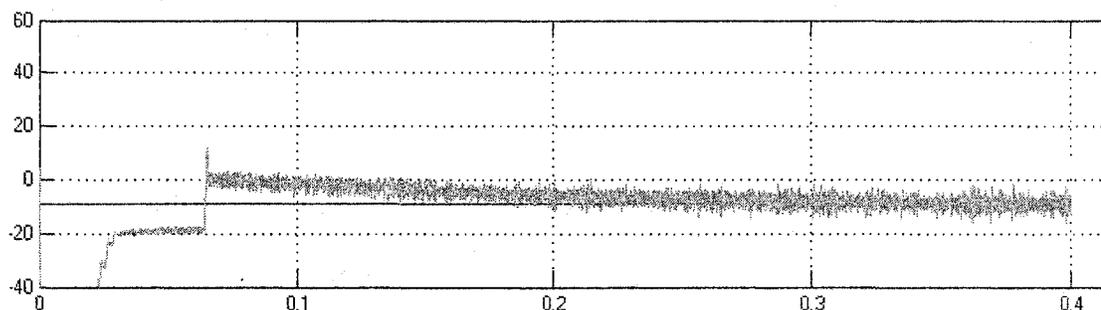


Figure 4.5 Courant I_d circulant dans le réseau. Démarrage

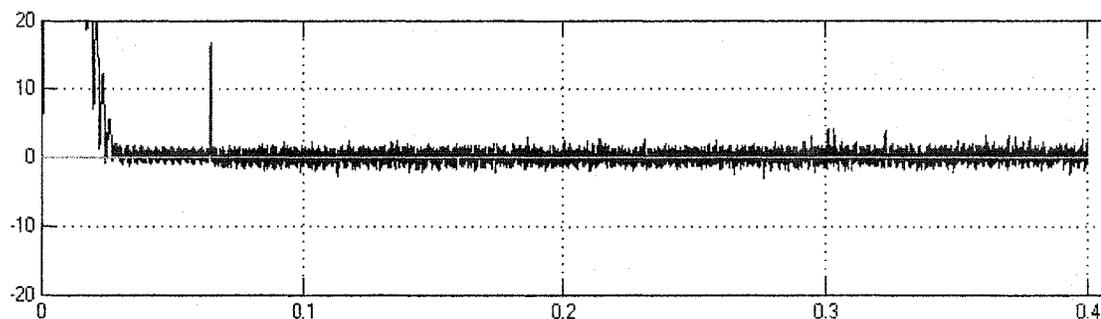


Figure 4.6 Courant I_q circulant dans le réseau. Démarrage

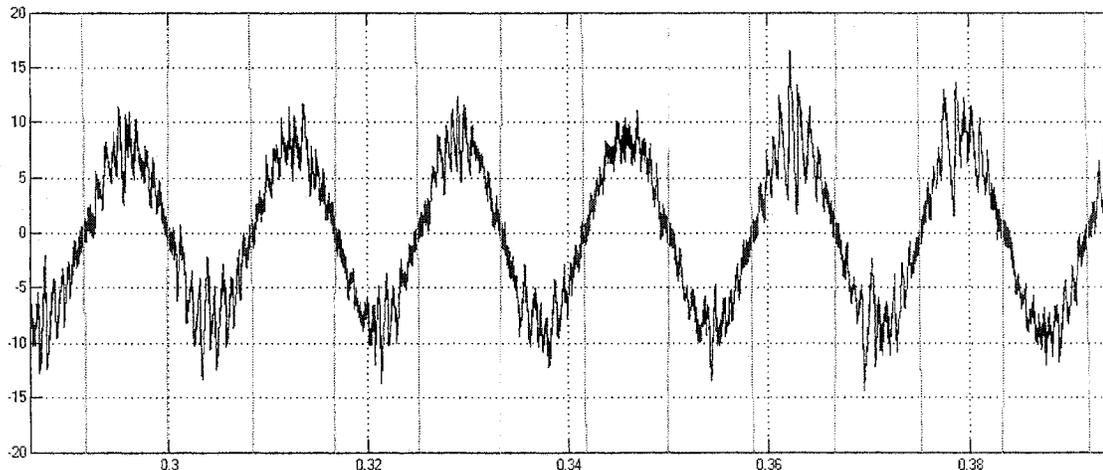


Figure 4.7 Courant de ligne et tension simple côté réseau. Démarrage

4.3 Réponse du modèle à une consigne de puissance

Dans ce paragraphe est exposée la réponse du modèle simulé à une consigne de puissance de 14 kW, la réponse du modèle pour des consignes de puissances de 7 kW, 21 kW et 28 kW est traitée dans l'annexe 2.

Pour le point de fonctionnement 14 kW, un couple de $-2,59$ Nm est appliqué à la machine, pour une vitesse de rotation de 55 854 tr/mn. A cette vitesse, la tension composée aux bornes du générateur est de 330 V, sous une fréquence de 931 Hz, le fondamental du courant débité par la machine a pour valeur efficace 24,84 A.

Pour assurer cet état de fonctionnement et avoir un facteur de déplacement unitaire; la vitesse de consigne est de 5 849 rad/s, la consigne pour le courant direct I_d est de $-15,89$ A et la consigne pour le courant I_q est de $-31,33$ A.

Les figures 4.8, 4.9, 4.10, 4.11, 4.12, 4.13 et 4.14 montrent les évolutions de la vitesse de rotation du générateur, des courants dans le plan dq, des puissances active et réactive

fournies par la machine, du facteur de déplacement, ainsi que la forme d'onde du courant de ligne coté machine synchrone à aimants permanents.

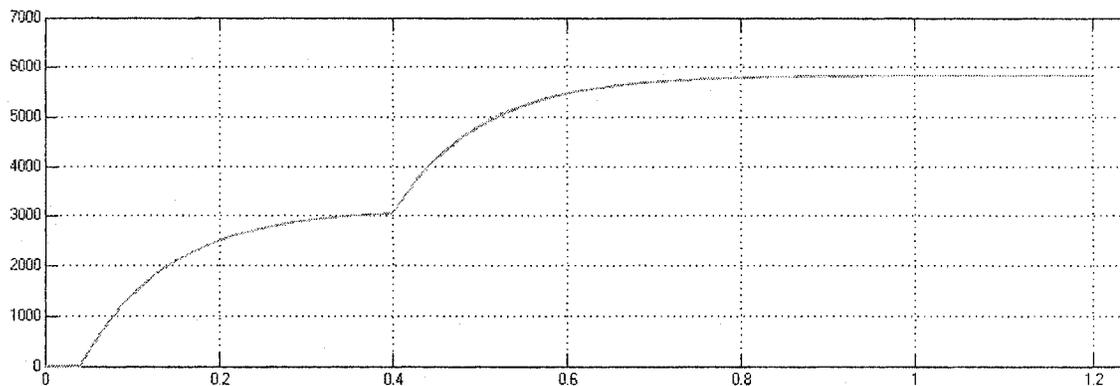


Figure 4.8 Vitesse de rotation (N/N_{ref}) de la machine synchrone. 14 kW

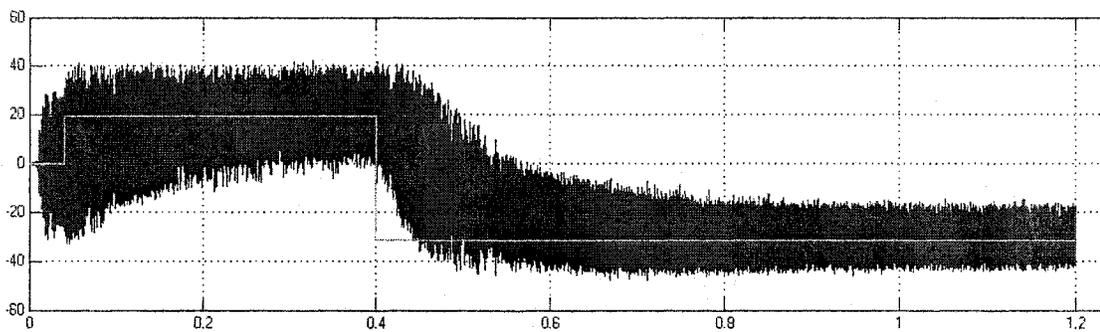


Figure 4.9 Courants (I_q/I_{qref}) de la machine synchrone. 14 kW

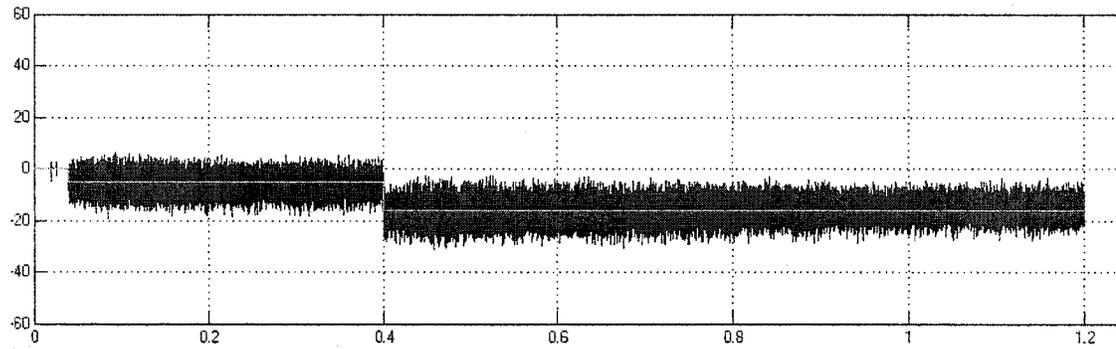


Figure 4.10 Courants (I_d / I_{dref}) de la machine synchrone. 14 kW

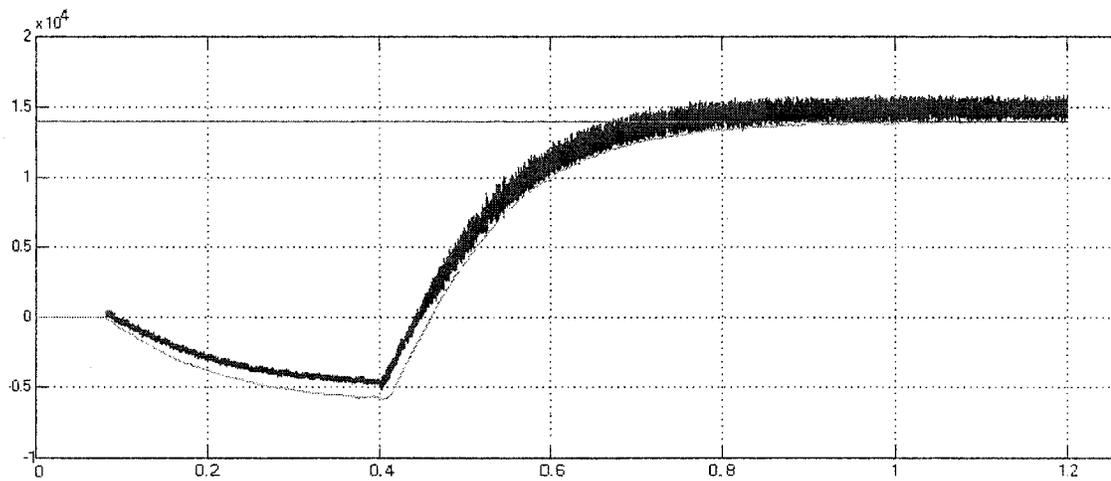


Figure 4.11 Puissance active fournie par la machine synchrone et fournie au réseau.

14 kW

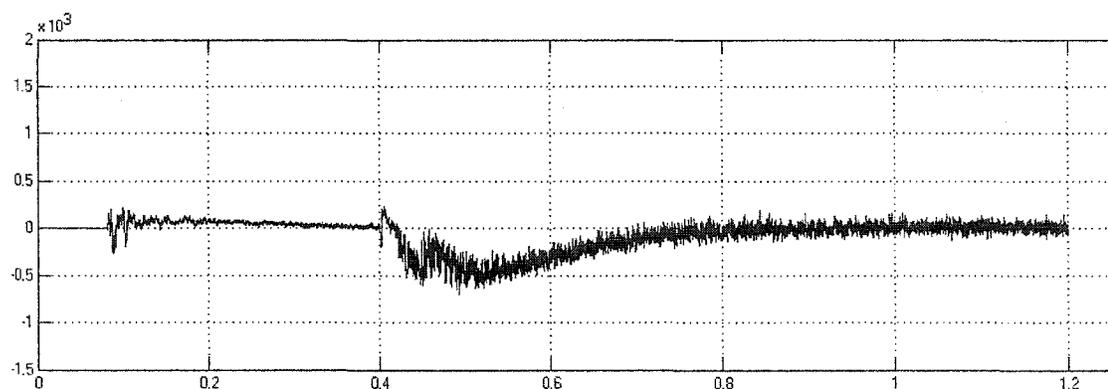


Figure 4.12 Puissance réactive fournie par la machine synchrone. 14 kW

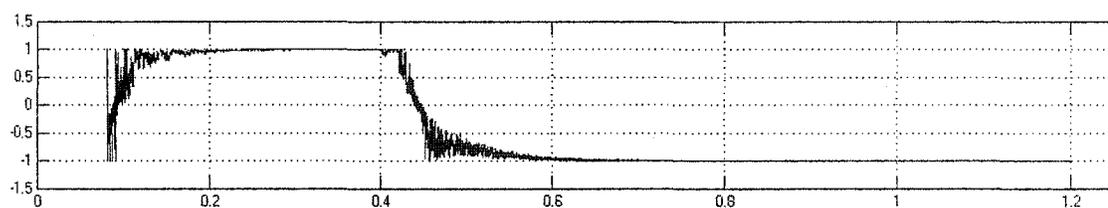


Figure 4.13 Facteur de déplacement côté machine synchrone. 14 kW

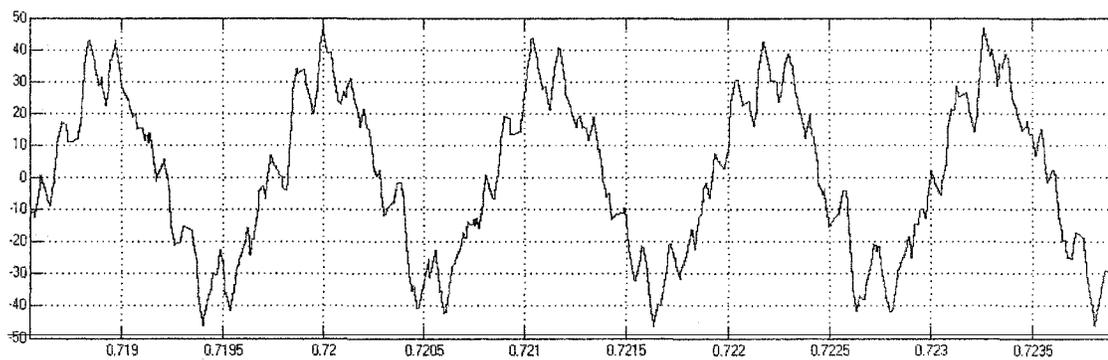


Figure 4.14 Courant de ligne côté machine synchrone. 14 kW

La figure 4.15 montre la tension du bus DC, qui est réglée à une valeur de 760 V.

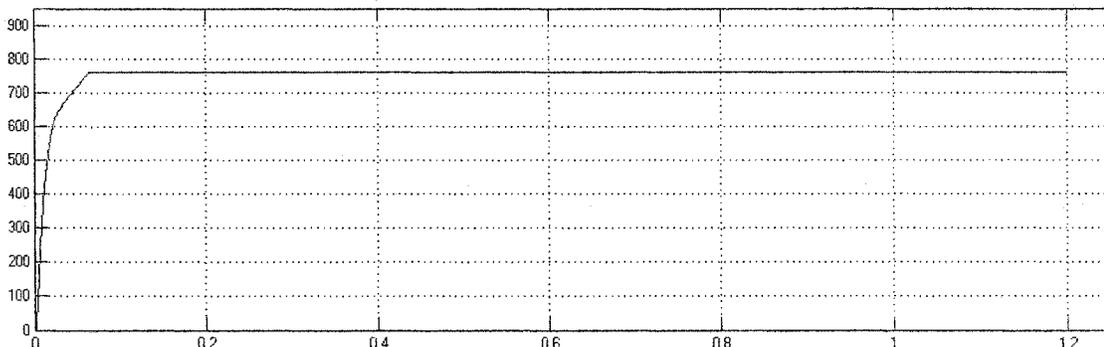


Figure 4.15 Tension du bus DC. 14 kW

La machine débite dans le réseau 14 kW sous une tension composée de 480 V de fréquence 60 hz, la valeur efficace du fondamental du courant a pour valeur 16,84 A et présente une distorsion harmonique (DHT) de 4,2% en moyenne.

Les figures 4.16, 4.17, 4.18, 4.19, 4.20, 4.21, 4.22 et 4.23 montrent l'allure des puissances active et réactive, du courant dans le référentiel dq, du facteur de déplacement, du courant de ligne ainsi que la DHT.

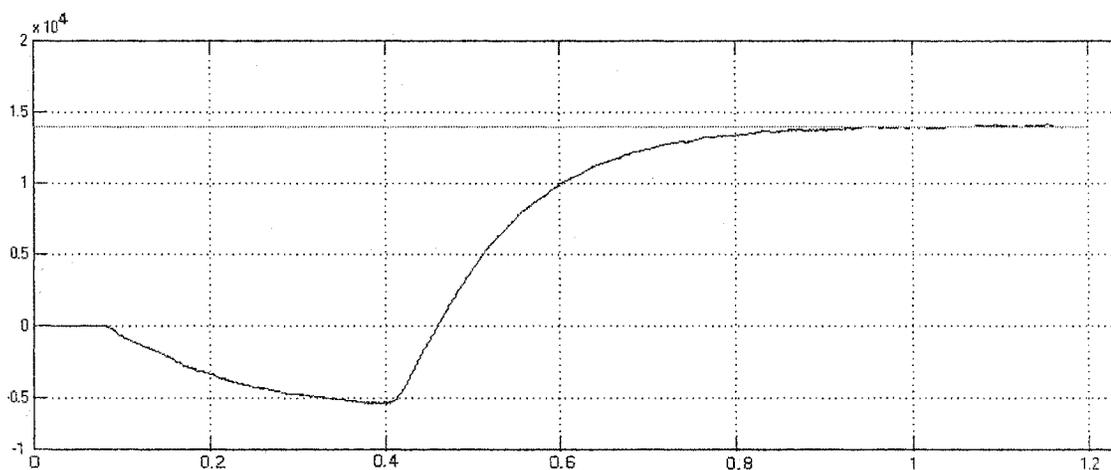


Figure 4.16 Puissance active fournie au réseau. 14 kW

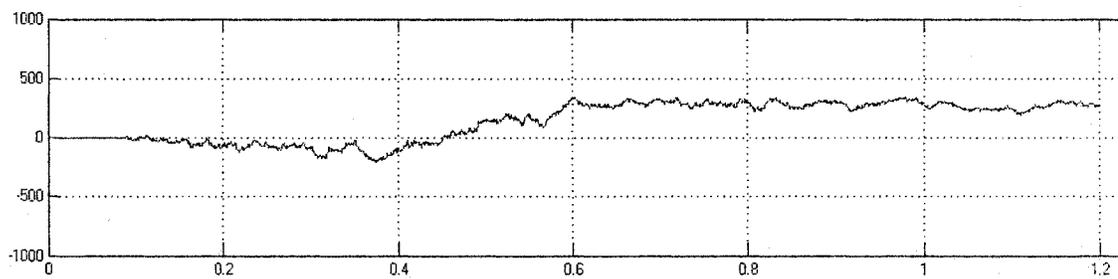


Figure 4.17 Puissance réactive échangée avec le réseau. 14 kW

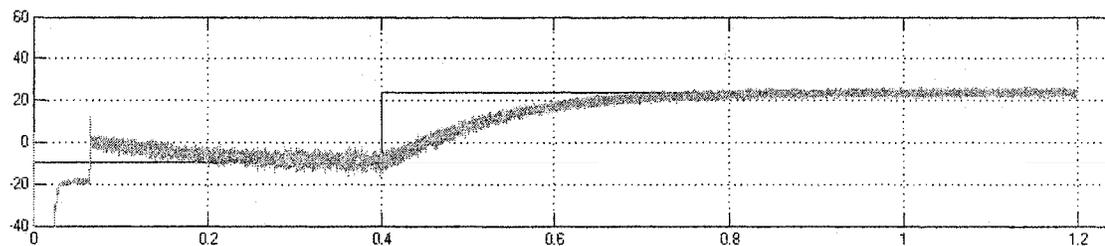


Figure 4.18 Courant I_d circulant dans le réseau. 14 kW

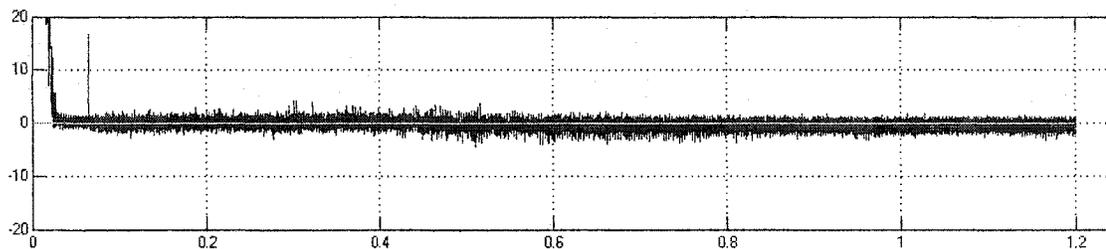


Figure 4.19 Courant I_q circulant dans le réseau. 14 kW

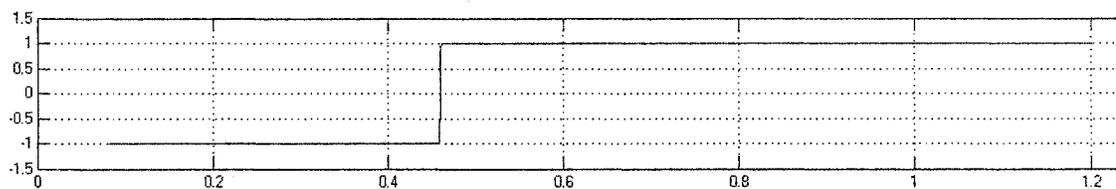


Figure 4.20 Facteur de déplacement côté réseau. 14 kW

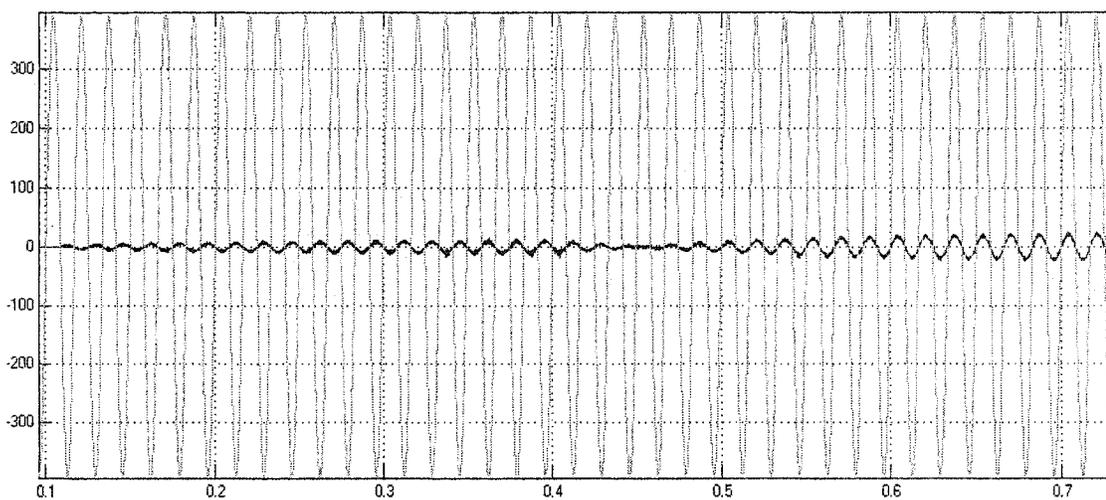


Figure 4.21 Allure du courant de ligne dans la transition moteur/générateur. 14 kW

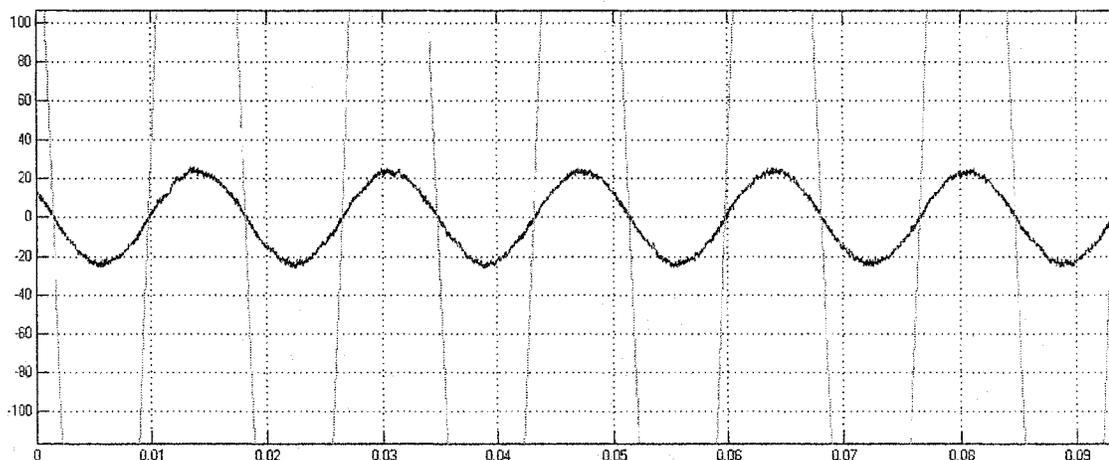


Figure 4.22 Courant de ligne côté réseau. 14 kW

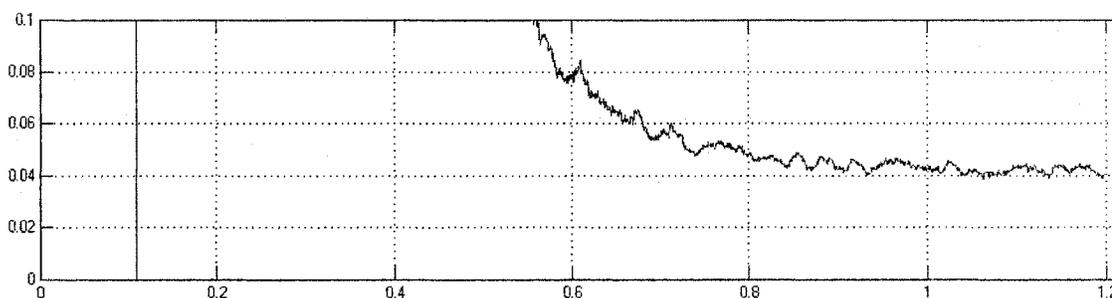


Figure 4.23 Allure de la DHT du courant de ligne côté réseau. 14 kW

4.4 Conclusion

En comparant les réponses obtenues pour les différents points de consigne, on constate que les grandeurs régulées suivent bien leur consignes, en outre les facteurs de déplacement côté réseau et côté machine sont de l'ordre de 1.

4.5 Changement du point de consigne

Cette simulation traite du changement du point de consigne : de 0 à 1,3 s la consigne de puissance est de 10 kW, de 1,3 s à 2,4 s la consigne de puissance est de 28 kW et de 2,4 s à 3,6 s la consigne de puissance est de 14 kW.

Tableau I

Points de consignes

Consigne kW	N Rad/s	f Hz	U V	I_q A	I_d A	Γ_m Nm
10	4 745	757	278	-27,37	-11,28	-2,263
28	9 758	1 553	472	-38,30	-32,40	-3,213
14	5 849	931	330	-31,33	-15,89	-2,596

Les figures 4.24, 7.25, 4.26 et 4.27 montrent les évolutions de la vitesse de rotation du générateur, des courants dans le plan dq, des puissances active et réactive fournies par la machine, du facteur de déplacement, ainsi que la forme d'onde du courant de ligne côté machine synchrone à aimants permanents.

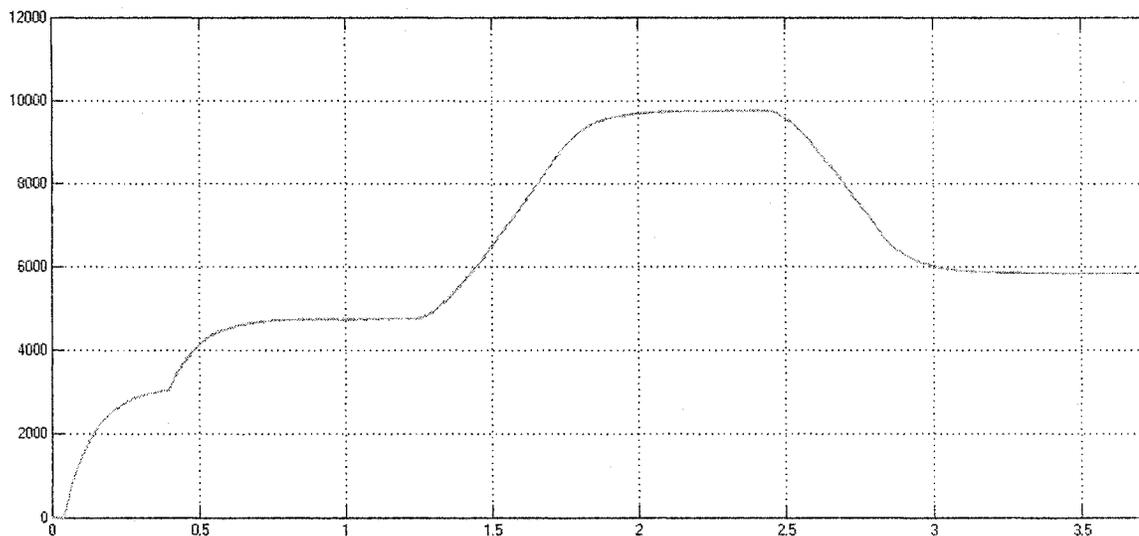


Figure 4.24 Vitesse de rotation (N/N_{ref}) de la machine synchrone. 10/28/14 kW

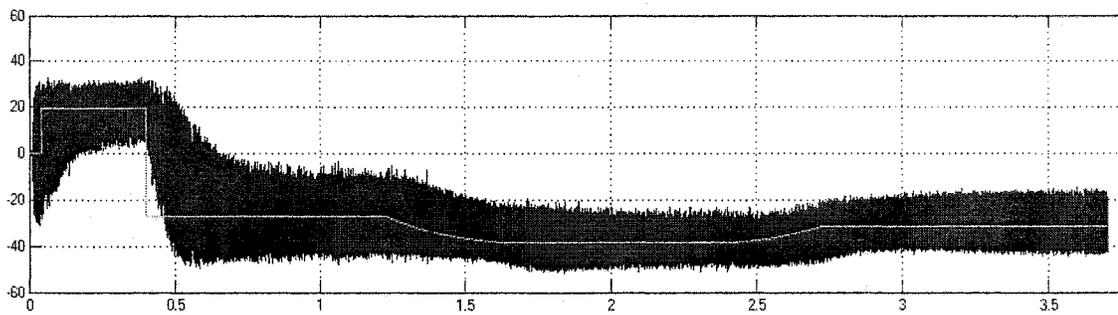


Figure 4.25 Courants (I_q/I_{qref}) de la machine synchrone. 10/28/14 kW

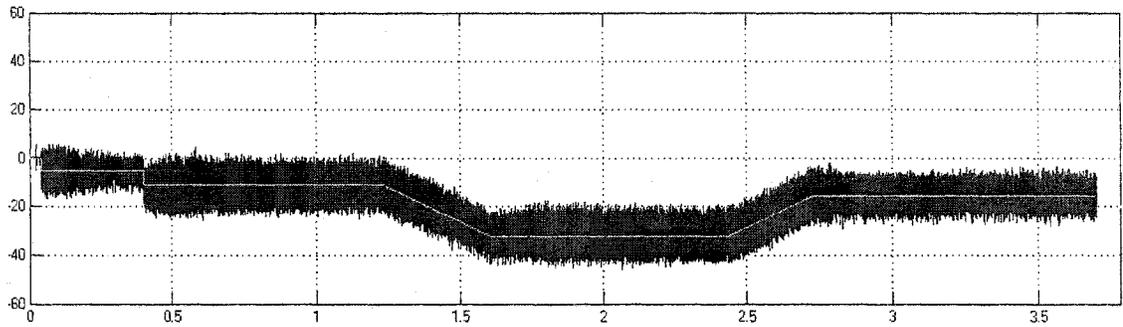


Figure 4.26 Courants (I_d / I_{dref}) de la machine synchrone. 10/28/14 kW

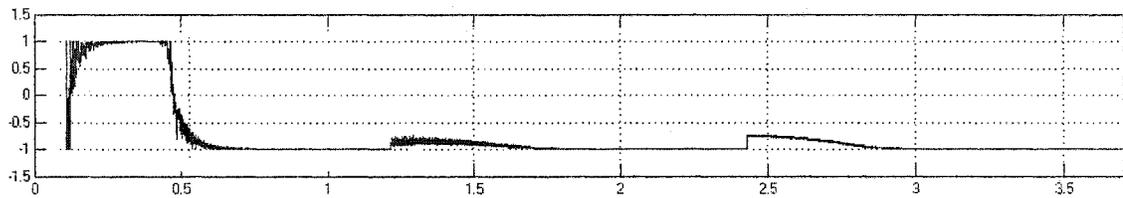


Figure 4.27 Facteur de déplacement côté machine synchrone. 10/28/14 kW

La figure 4.28 montre la tension du bus DC, qui est réglée à une valeur de 760 V.

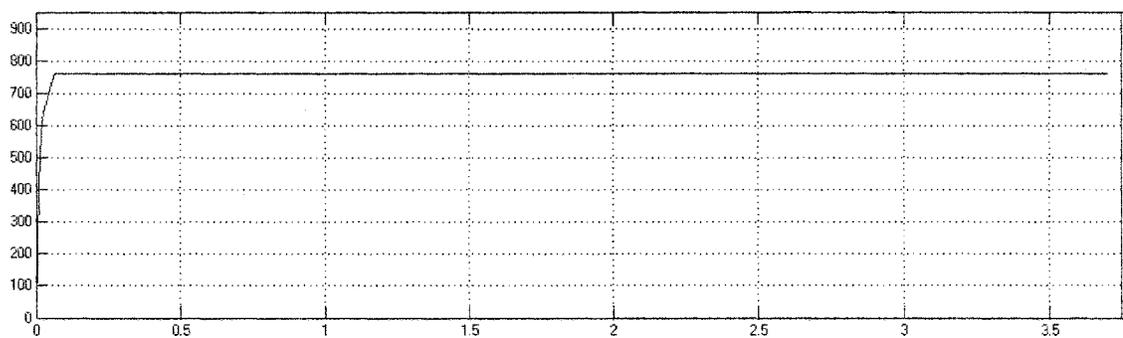


Figure 4.28 Tension du bus DC. 10/28/14 kW

La machine débite dans le réseau successivement 10 kW, 28 kW et 14 kW sous une tension composée de 480 V de fréquence 60 hz.

Les figures 4.29, 4.30, 4.31, 4.32, 4.33, 4.34, 4.35 et 4.36 montrent l'allure des puissances active et réactive, du courant dans le référentiel dq, du facteur de déplacement et l'allure du courant de ligne injecté dans le réseau.

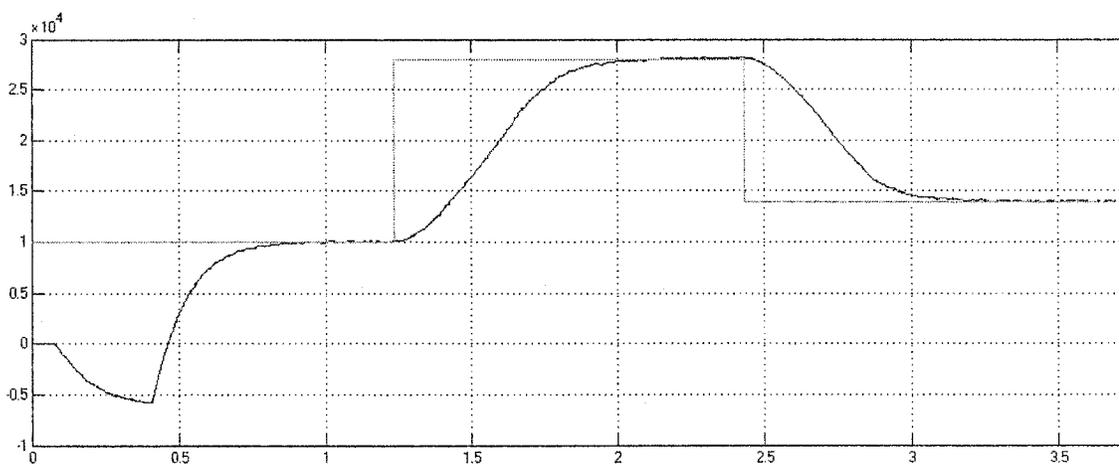


Figure 4.29 Puissance active fournie au réseau. 10/28/14 kW

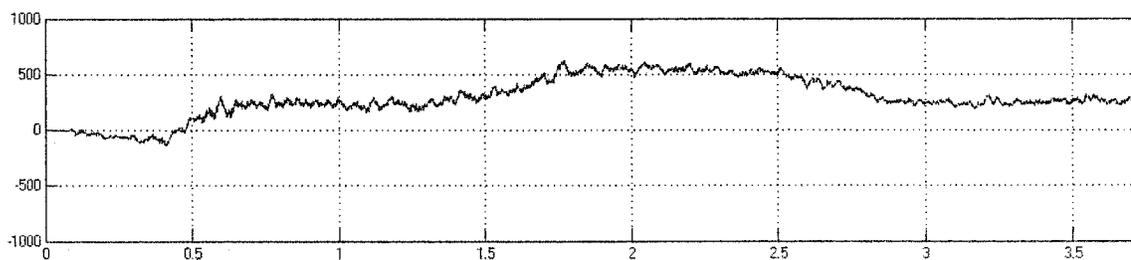


Figure 4.30 Puissance réactive échangée avec le réseau. 10/28/14 kW

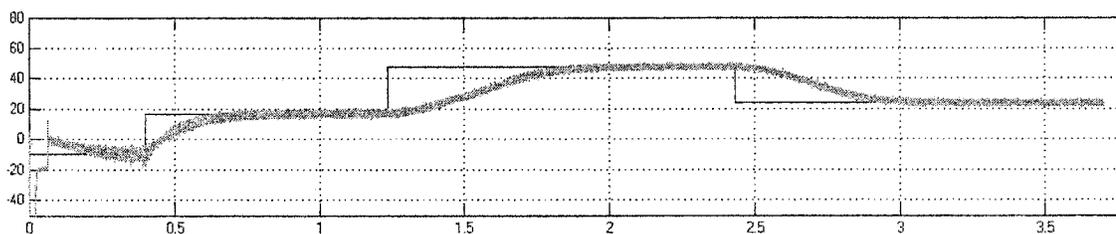


Figure 4.31 Courant I_d circulant dans le réseau. 10/28/14 kW

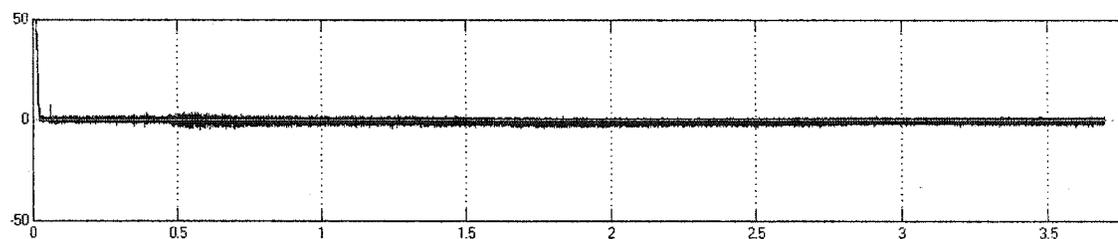


Figure 4.32 Courant I_q circulant dans le réseau. 10/28/14 kW

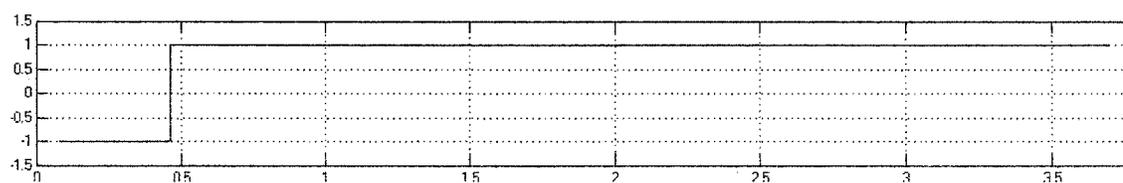


Figure 4.33 Facteur de déplacement côté réseau. 10/28/14 kW

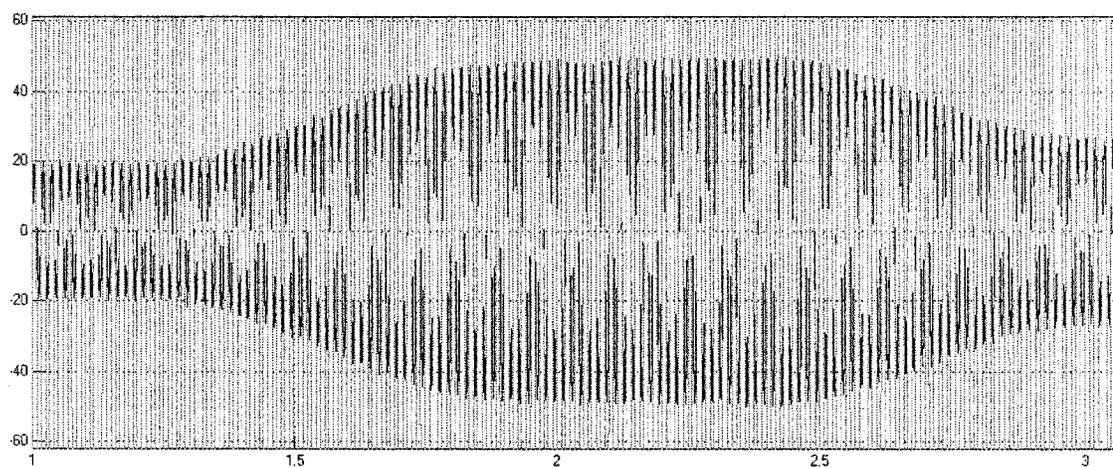


Figure 4.34 Allure du courant de ligne lors des changements de consignes

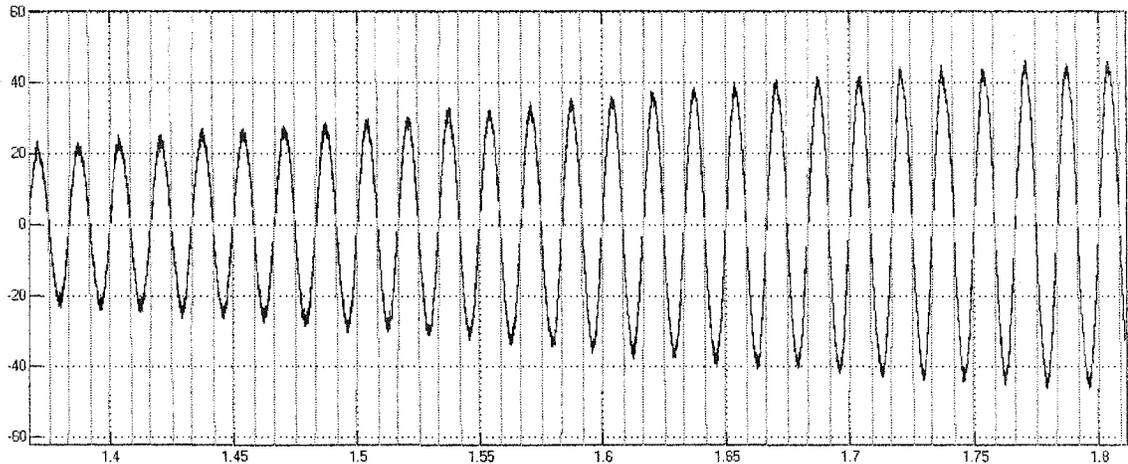


Figure 4.35 Allure du courant de ligne : transition 10 kW/ 28 kW

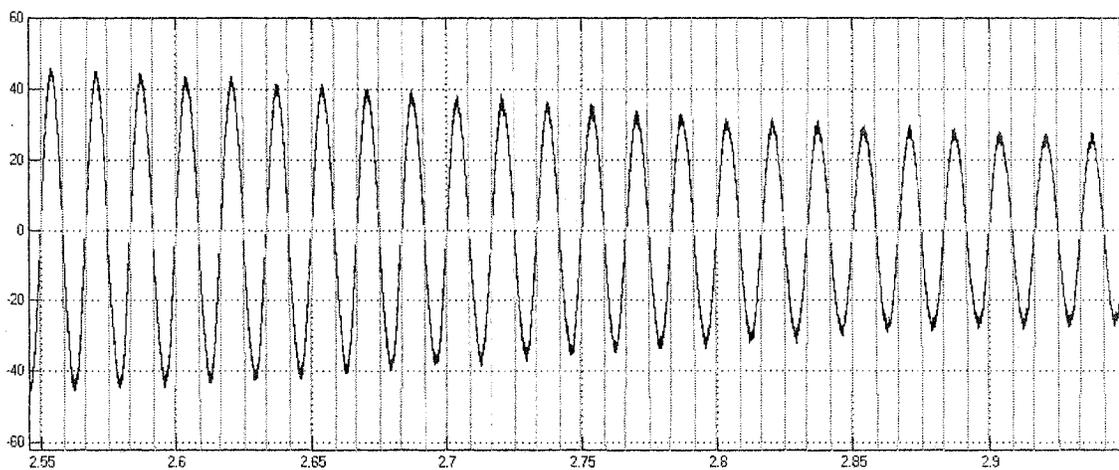


Figure 4.36 Allure du courant de ligne : transition 28 kW/ 14 kW

4.6 Fonctionnement en compensateur

Cette simulation est effectuée pour démontrer que la micro turbine peut fonctionner en compensateur de l'énergie réactive : en plus de l'énergie active, elle peut fournir aussi de l'énergie réactive au réseau.

Au lieu d'imposer une consigne nulle pour I_q qui représente la composante réactive du courant débité par la micro turbine dans le réseau, on peut lui imposer une valeur proportionnelle à l'énergie réactive que l'on désire fournir au réseau.

Dans ce fonctionnement la puissance de la machine est limitée à 28 kVa.

Au début de la simulation, La machine fonctionne avec une consigne puissance de 28 kW, I_q étant nul, à $t = 1,3$ s On impose au contrôleur du convertisseur côté réseau un courant de référence I_q de 34,02 A ce qui correspond à une puissance réactive de 20 kVar à injecter dans le réseau.

Dans cet état de fonctionnement, le facteur de déplacement est de 0,7, le courant étant en avance par rapport à la tension d'un angle de $45^{\circ}34'$, l'énergie active fournie au réseau devient 19,6 kW.

La figure 4.37 montre l'évolution de la vitesse de rotation du générateur a partir du démarrage.

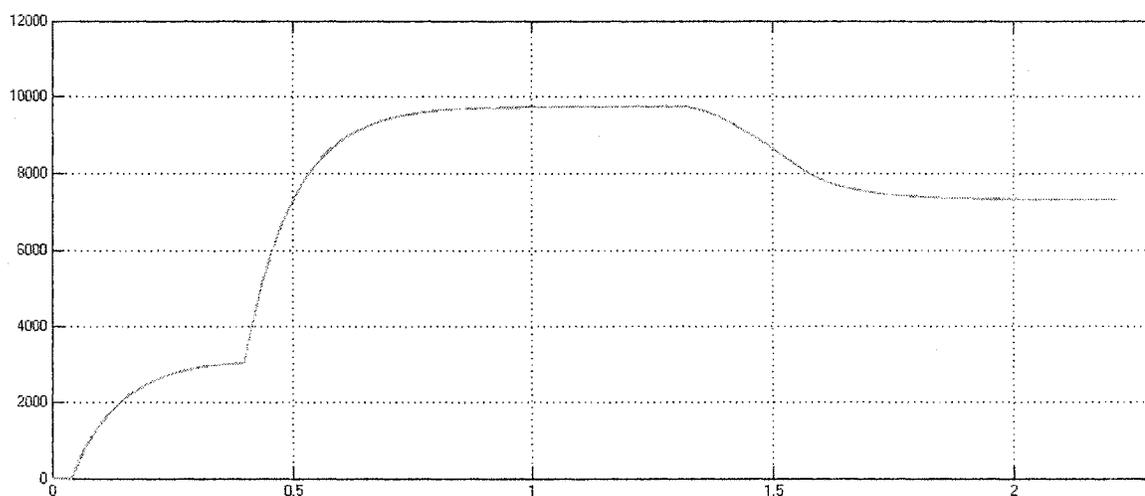


Figure 4.37 Vitesse de rotation (N/Nref) de la machine synchrone. Compensateur

La figure 4.38 montre la tension du bus DC, qui est régulée à une valeur de 760 V.

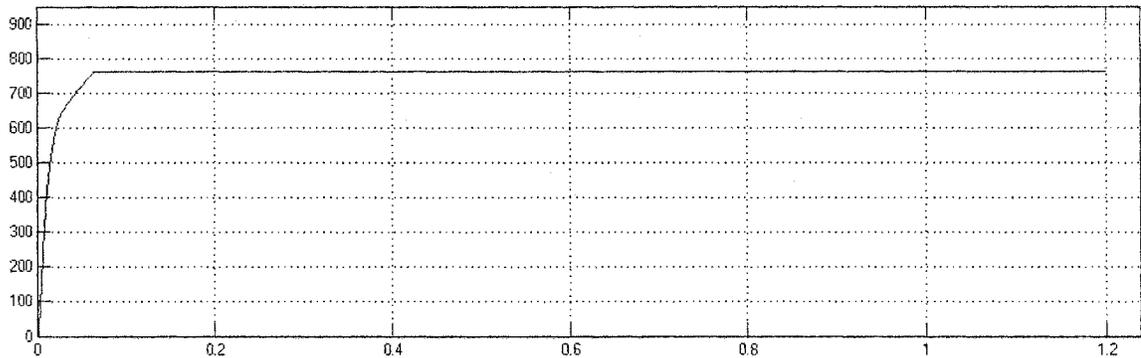


Figure 4.38 Tension du bus DC. Compensateur

La machine débite dans le réseau au début 28 kW sous une tension composée de 480 V de fréquence 60 Hz, la valeur efficace du fondamental du courant de ligne a pour valeur 33,68 A, à partir de 1,3 s le courant garde la même valeur efficace mais devient en avance par rapport à la tension simple du réseau.

L'écart entre la consigne de puissance réactive et celle débitée dans le réseau correspond à l'énergie réactive absorbée lors du fonctionnement à facteur de déplacement unitaire et correspond à l'énergie de distorsion.

Les figures 4.39, 4.40, 4.41, 4.42, 4.43, 4.44 et 4.45 montrent l'allure des puissances active et réactive, du courant dans le référentiel dq, du facteur de déplacement, du courant de ligne.

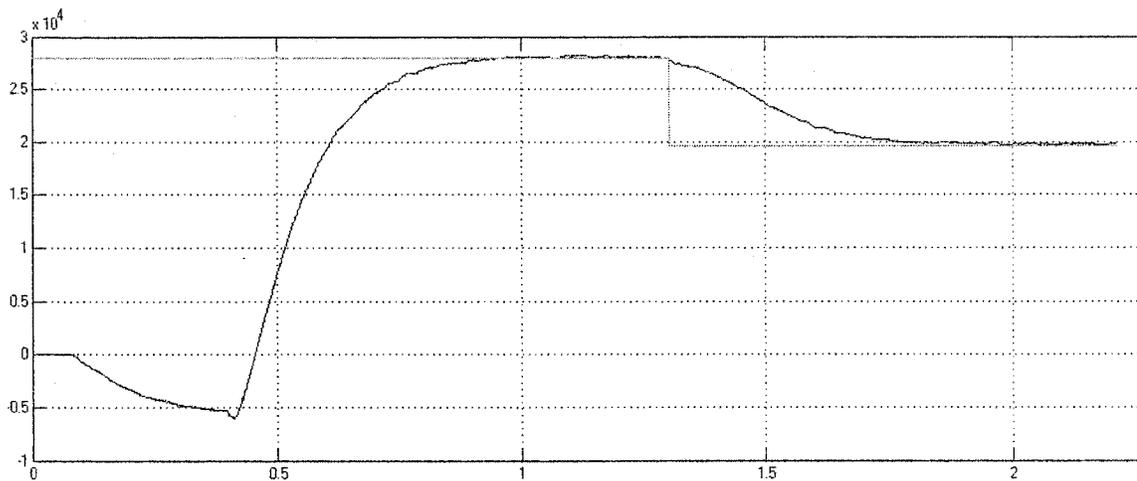


Figure 4.39 Puissance active fournie au réseau. Compensateur

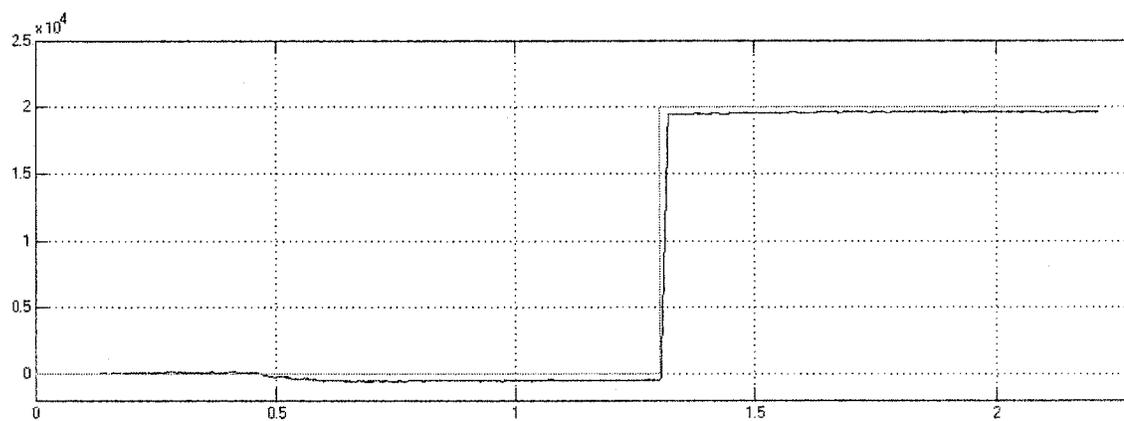


Figure 4.40 Puissance réactive fournie au réseau. Compensateur

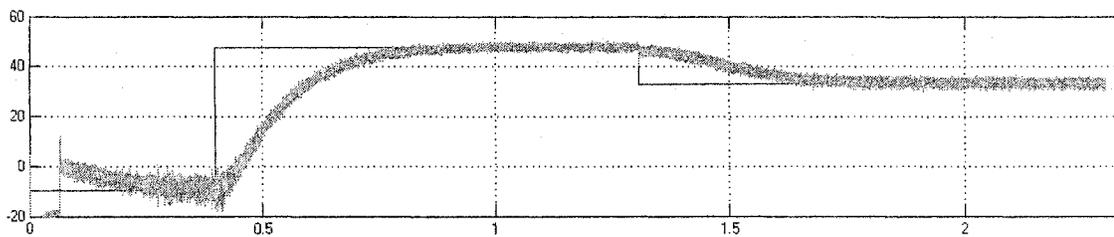


Figure 4.41 Courant I_d circulant dans le réseau. Compensateur

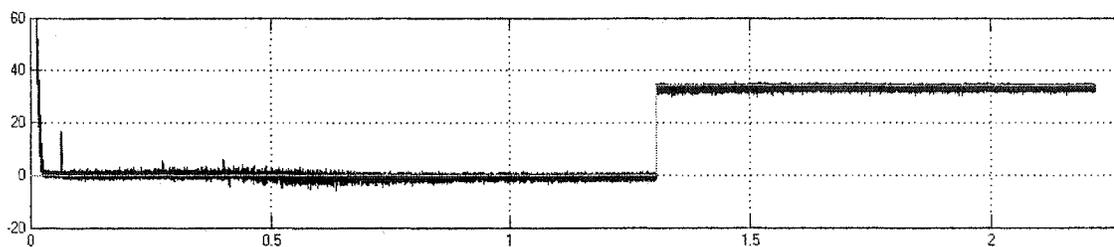


Figure 4.42 Courant I_q circulant dans le réseau. Compensateur

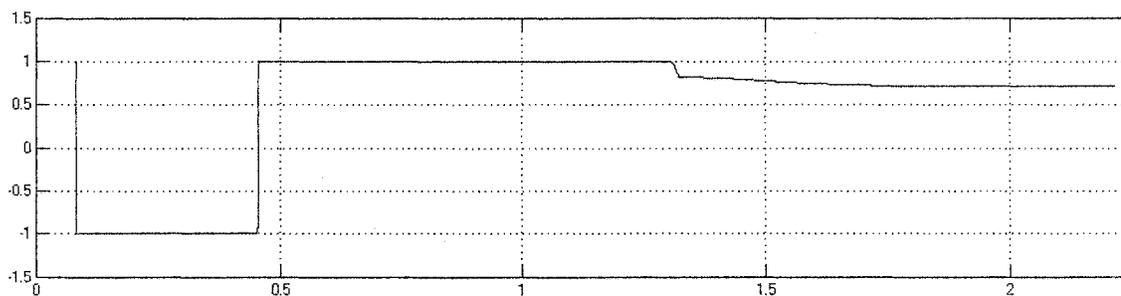


Figure 4.43 Facteur de déplacement côté réseau. Compensateur

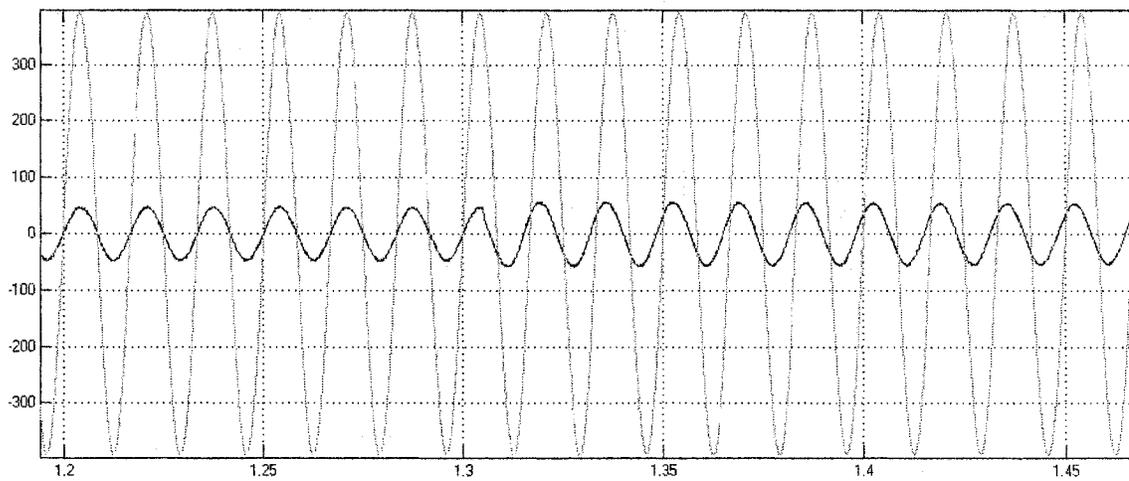


Figure 4.44 Allure du courant de ligne lors de la transition $Q = 0 / Q = 20$ kVar

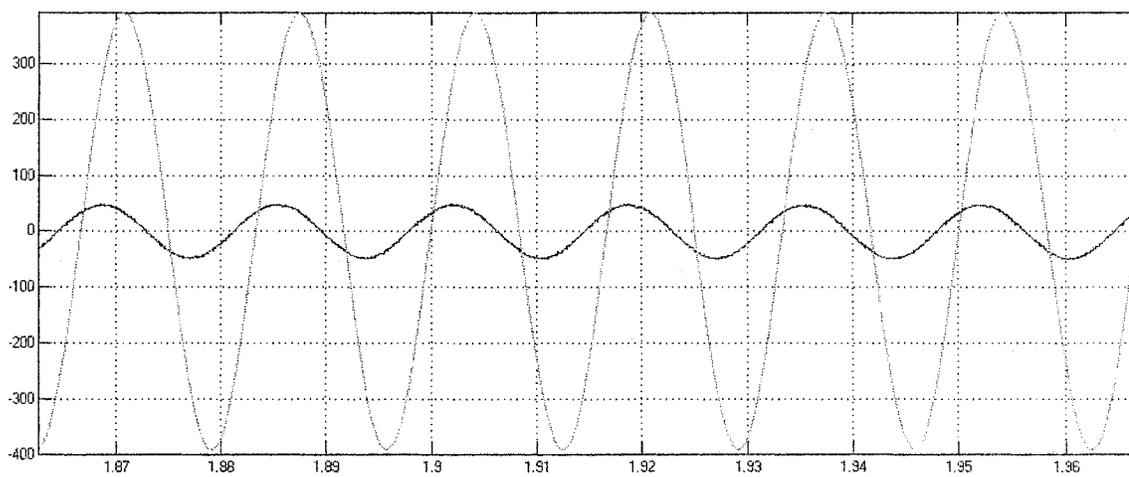


Figure 4.45 Allure du courant de ligne côté réseau pour $Q = 20$ kVar

4.7 Robustesse du PLL

Pour tester la robustesse de la boucle de verrouillage de phase et simuler l'interaction de la micro turbine avec le réseau, on procède à la simulation de la réponse du modèle à une tension déséquilibrée et à une tension polluée.

On se place dans le point de fonctionnement 28 kW.

4.7.1 Déséquilibre en tension

On simule un déséquilibre de la tension réseau sur la phase B. un déséquilibre qui introduit un ΔV de 20 % et un déphasage de $+8^\circ$ par rapport aux phases saines.

A $t = 1$ s, la valeur efficace de B est réduite de 55,42 V et elle est déphasée de $+8^\circ$.

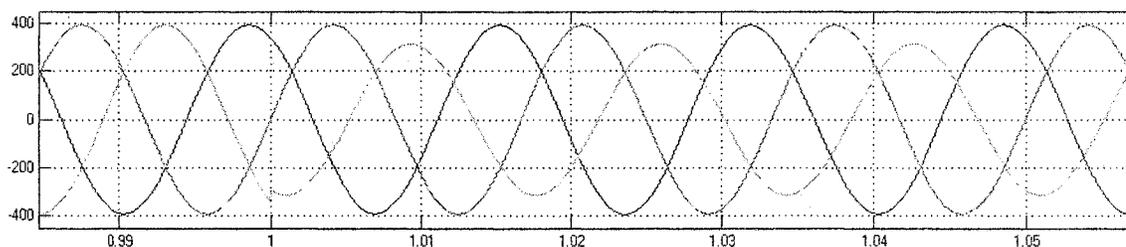


Figure 4.46 Tension simple abc du réseau déséquilibré

Les figures 4.47, 4.48, 4.49, 4.50, 4.51, 4.52 et 4.53 montrent les évolutions de la tension du bus DC, des puissances active et réactive fournies par le générateur, des courants dans le plan dq, ainsi que la forme d'onde du courant de ligne ainsi que la DHT en courant côté réseau.

On note un accroissement de la puissance réactive absorbée, et une ondulation du courant I_d , faisant augmenter légèrement la DHT en courant

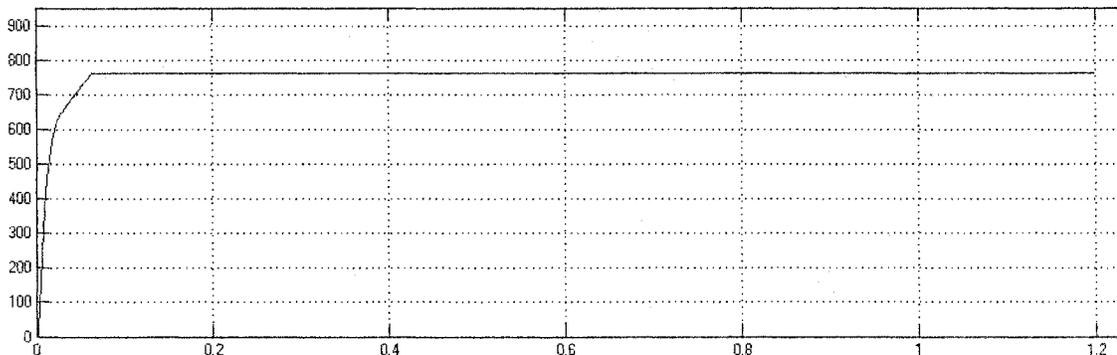


Figure 4.47 Tension du bus DC. Réseau déséquilibré

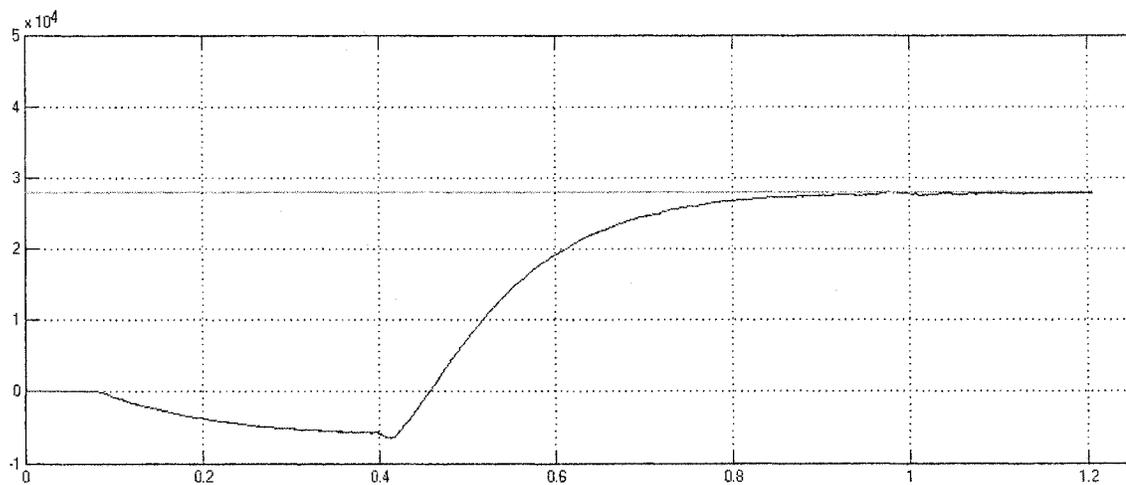


Figure 4.48 Puissance active fournie au réseau. Réseau déséquilibré

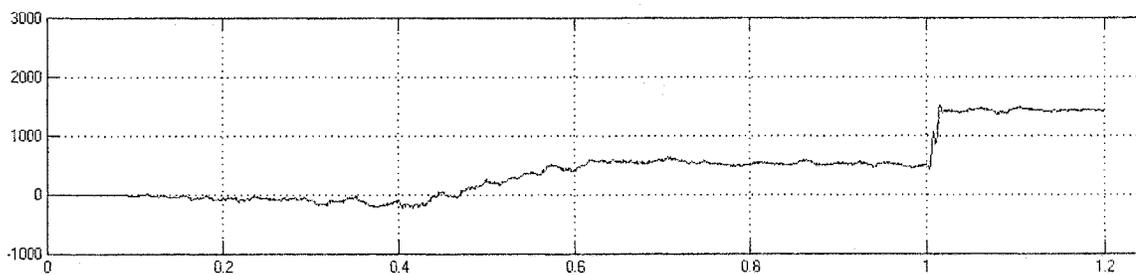


Figure 4.49 Puissance réactive échangée avec le réseau. Réseau déséquilibré

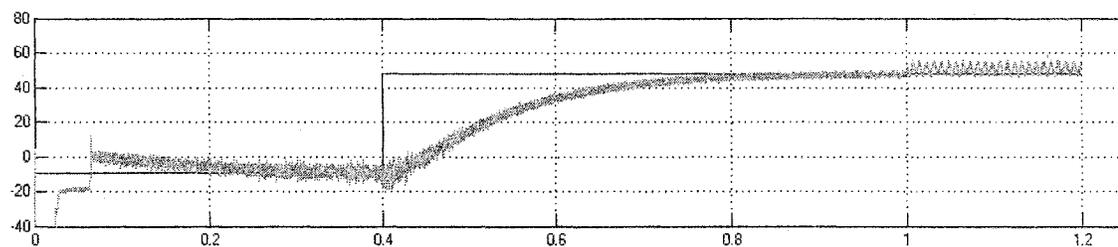


Figure 4.50 Courant I_d circulant dans le réseau. Réseau déséquilibré

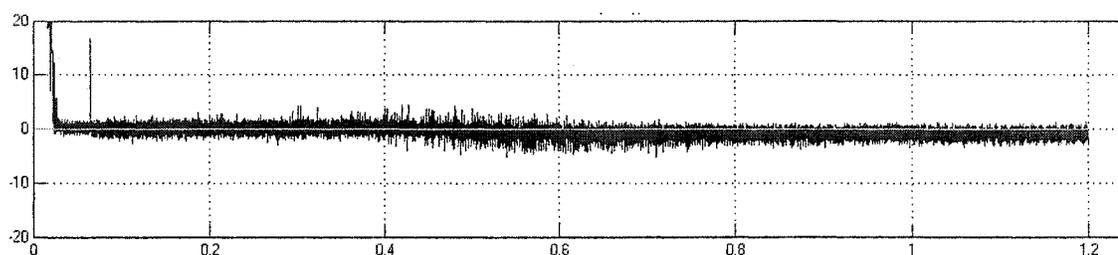


Figure 4.51 Courant I_q circulant dans le réseau. Réseau déséquilibré

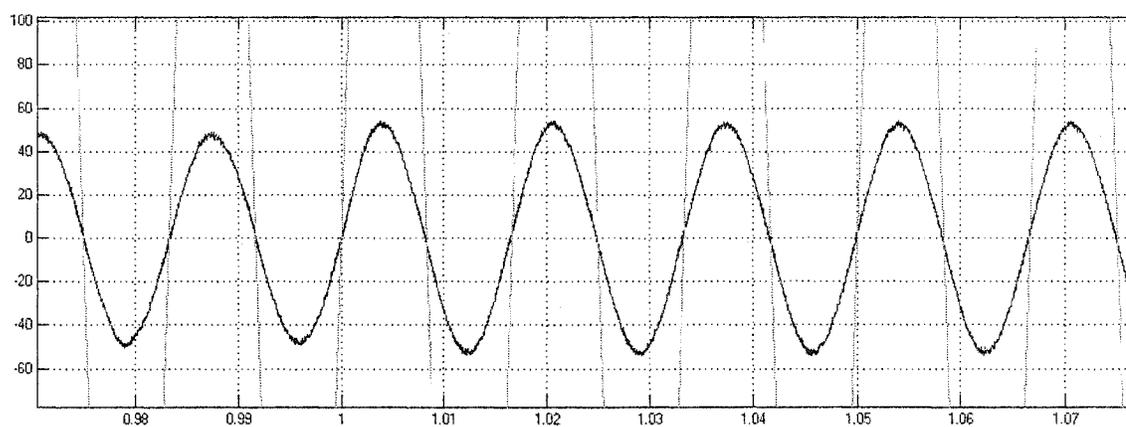


Figure 4.52 Allure du courant de ligne. Réseau déséquilibré

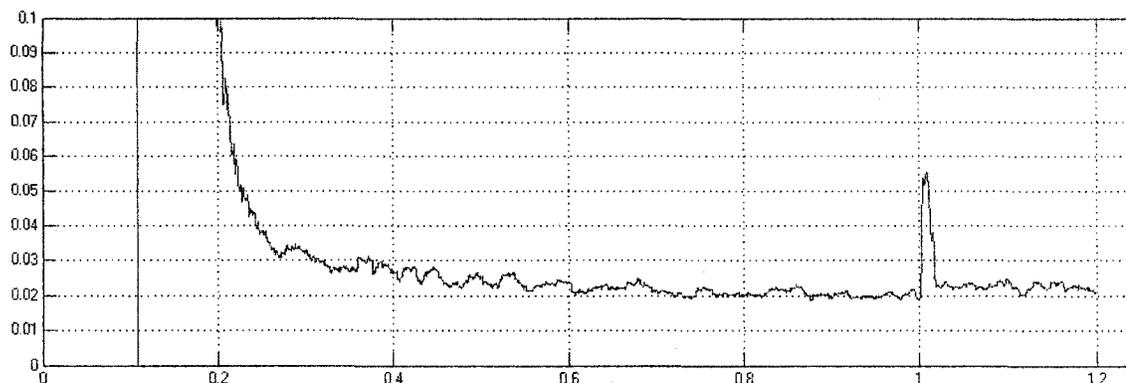


Figure 4.53 Allure de la DHT du courant de ligne côté réseau. Réseau déséquilibré

4.7.2 Tension polluée

Dans le réseau public, la distorsion harmonique totale (DHT) est généralement inférieure à 5 %. Dans les sites industriels elle peut toutefois dépasser 5 % du fait des charges non linéaires, pour en tenir compte on considère une tension dont le DHT est de 9,9 % : à côté du fondamental, elle est constituée de 7 % du 5eme harmonique, de 5 % du 7eme et de 5 % du 11eme harmonique.

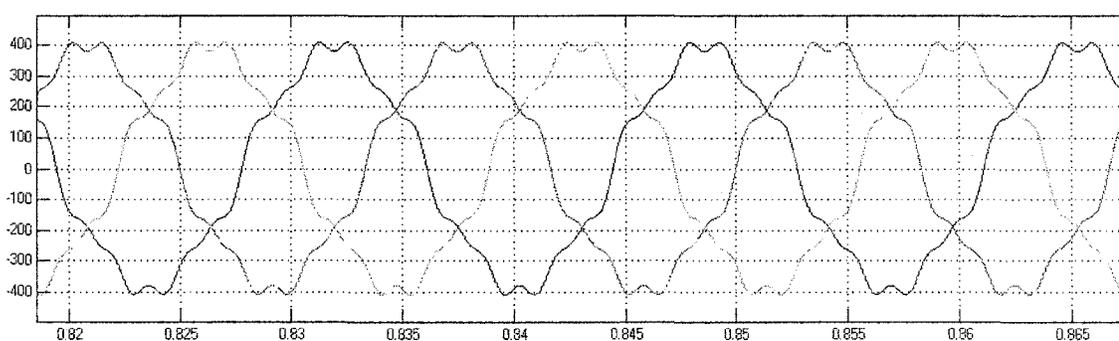


Figure 4.54 Tension simple abc du réseau pollué

Les figures 4.55, 4.56, 4.57, 4.58, 4.59, 4.60 et 4.61 montrent les évolutions de la tension du bus DC, des puissances active et réactive fournies par le générateur, des courants dans le plan dq, ainsi que la forme d'onde du courant de ligne ainsi que la DHT en courant côté réseau.

On note un accroissement sensible de la DHT qui passe de 2 % a 4% lorsque la tension du réseau est fortement polluée.

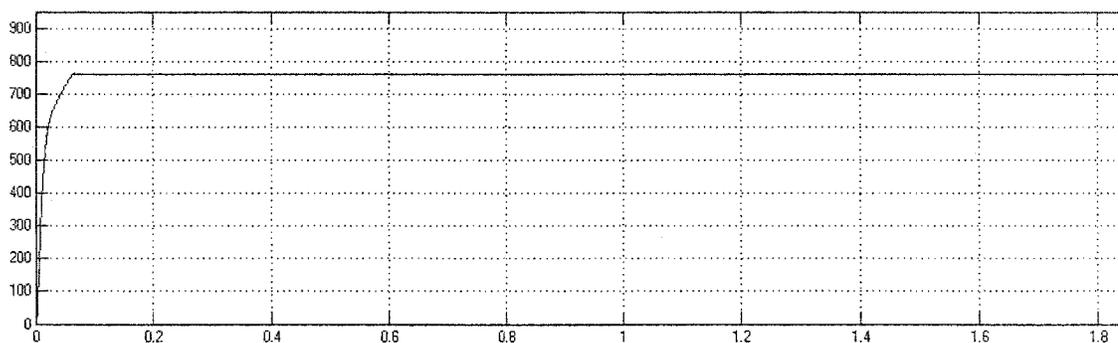


Figure 4.55 Tension du bus DC. Réseau pollué

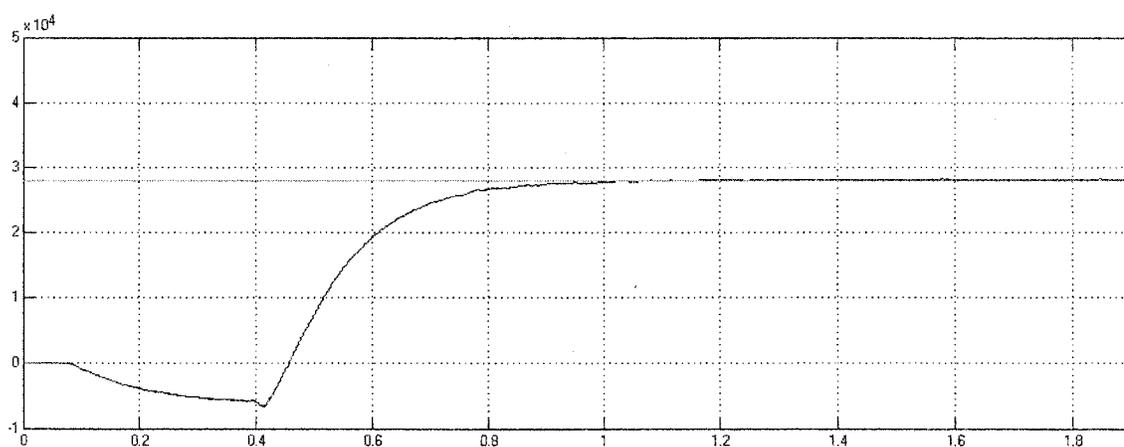


Figure 4.56 Puissance active fournie au réseau. Réseau pollué

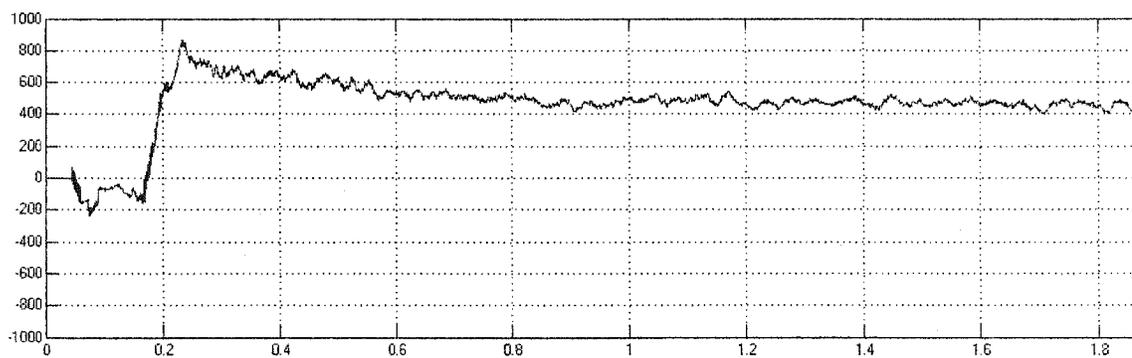


Figure 4.57 Puissance réactive échangée avec le réseau. Réseau pollué

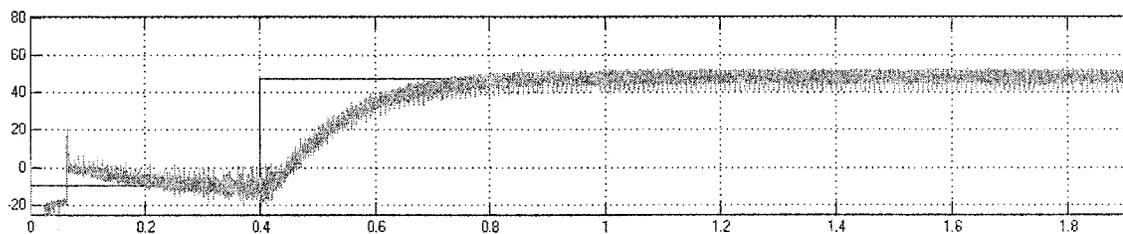


Figure 4.58 Courant I_d circulant dans le réseau. Réseau pollué

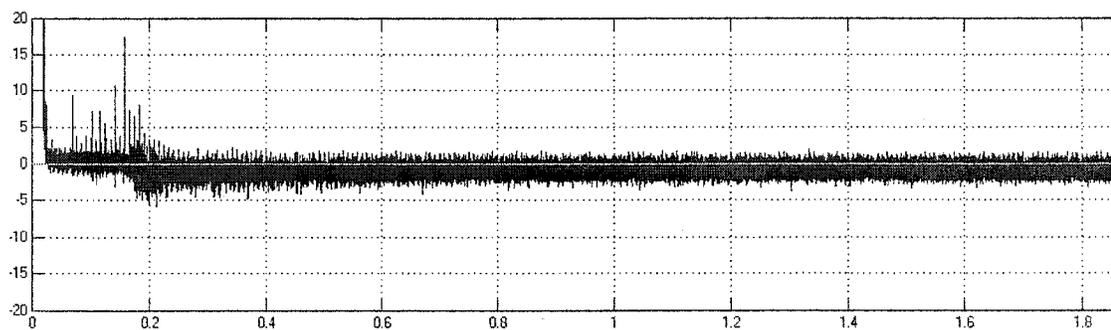


Figure 4.59 Courant I_q circulant dans le réseau. Réseau pollué

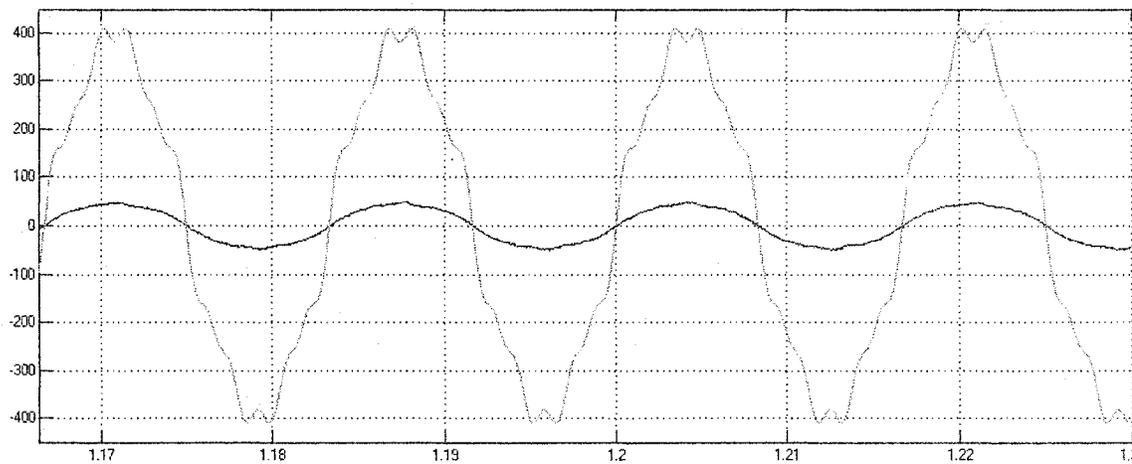


Figure 4.60 Allure du courant de ligne. Réseau pollué

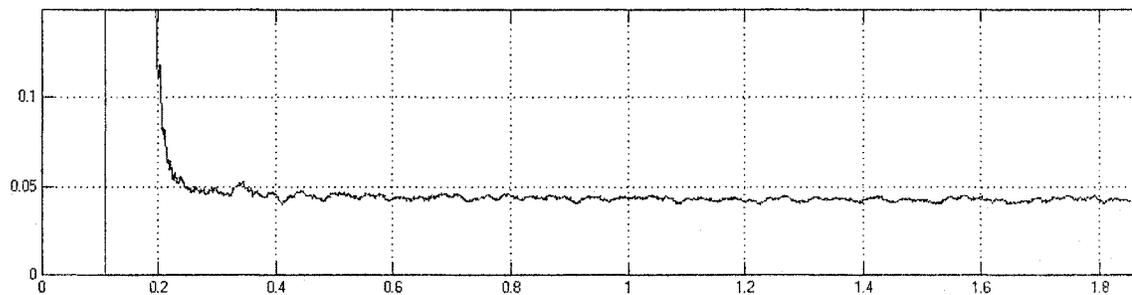


Figure 4.61 Allure de la DHT du courant de ligne côté réseau. Réseau pollué

CHAPITRE 5

INTERPRÉTATION ET DISCUSSION

5.1 Interprétation

L'exploitation des mesures réalisées lors de la caractérisation de la micro turbine en mode connecté [18] ont permis de dresser l'allure des réponses de la micro turbine à plusieurs consignes de puissance, on expose celles relatives aux consignes de puissances 14 kW et 28 kW. Les figures permettent de visualiser le démarrage de la machine jusqu'à atteindre son régime permanent.

Les figures 5.1 et 5.2 représentent le démarrage à partir de l'arrêt de la micro turbine et sa réponse à une consigne de puissance de 14 kW et 28 kW respectivement.

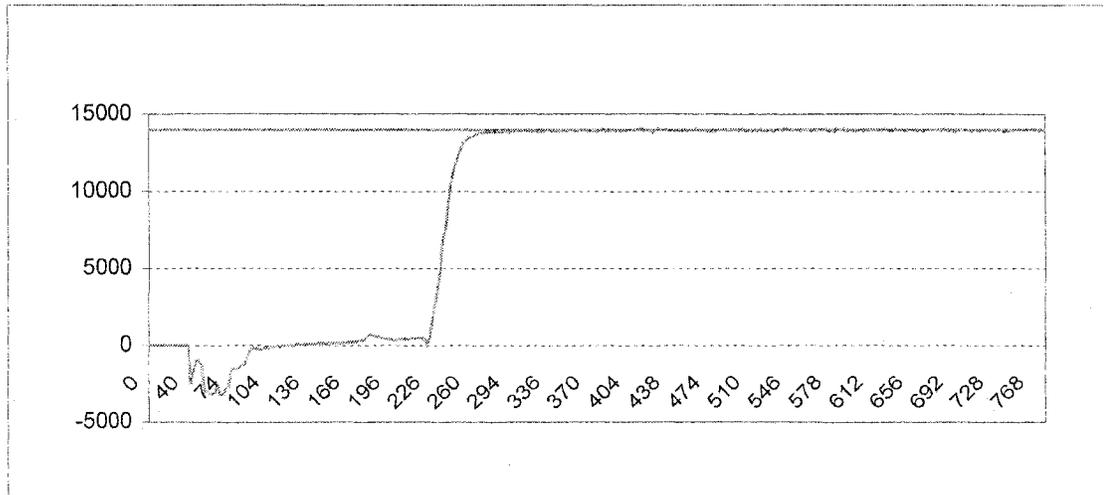


Figure 5.1 Puissance active échangée avec le réseau. 14 kW

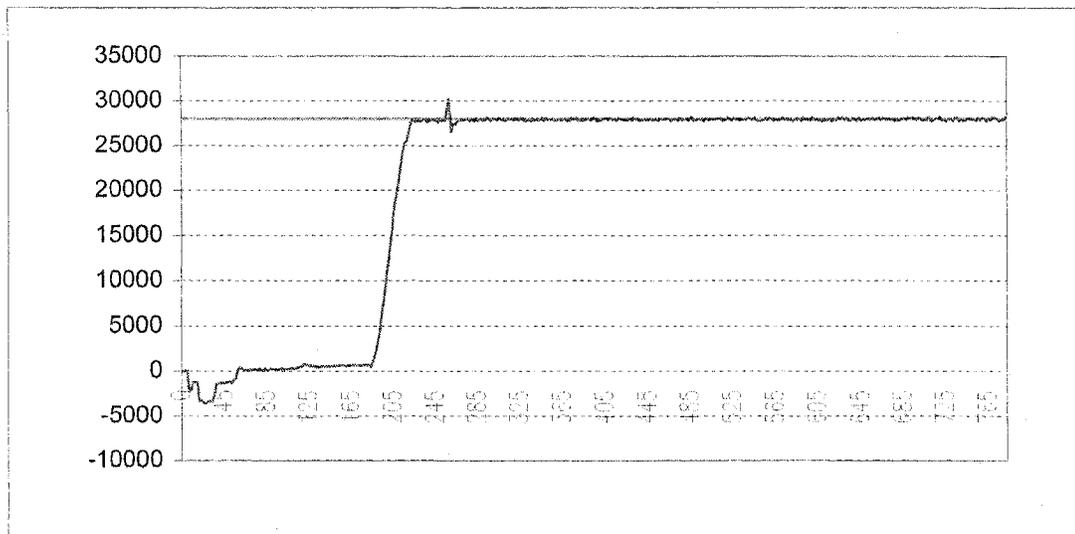


Figure 5.2 Puissance active échangée avec le réseau. 28 kW

Les figures 5.3 et 5.4 représentent la poursuite de la vitesse de la turbine à sa référence pour les deux points de fonctionnement cités, la vitesse est de l'ordre de 80 000 tr/mn pour 14 kW et 96 000 tr/mn pour 28 kW.

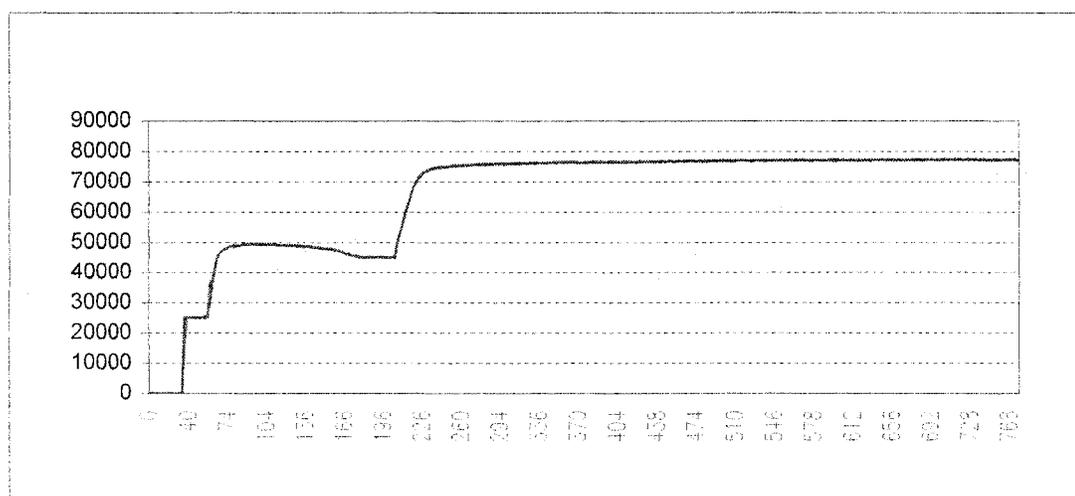


Figure 5.3 Vitesse de rotation (N/Nref) de la micro turbine. 14 kW

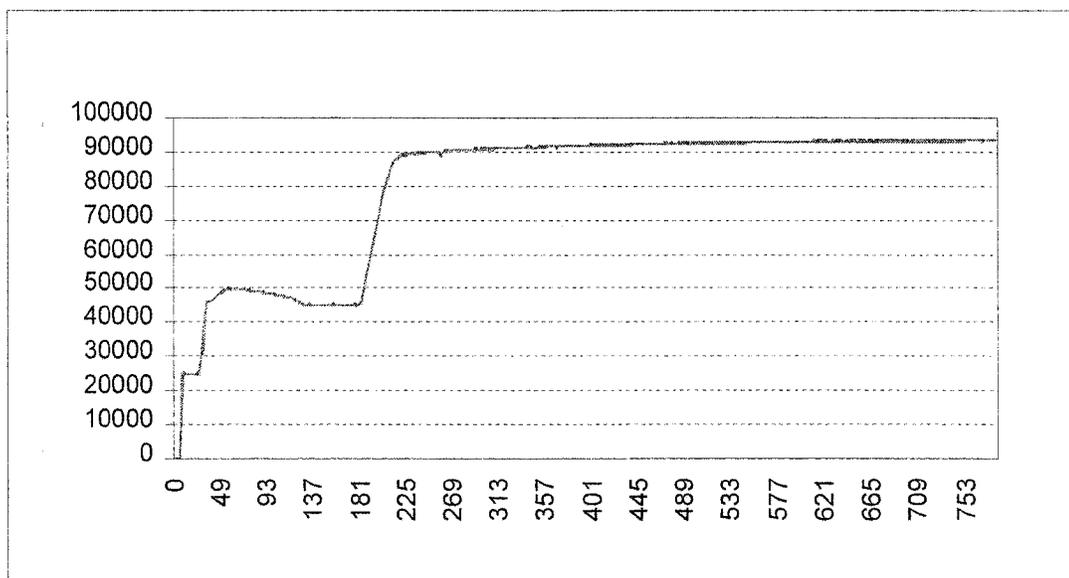


Figure 5.4 Vitesse de rotation (N/Nref) de la micro turbine. 28 kW

Les figures 5.5 et 5.6 représentent la tension du bus DC pour ces deux points de fonctionnement, cette tension a pour consigne 760 V.

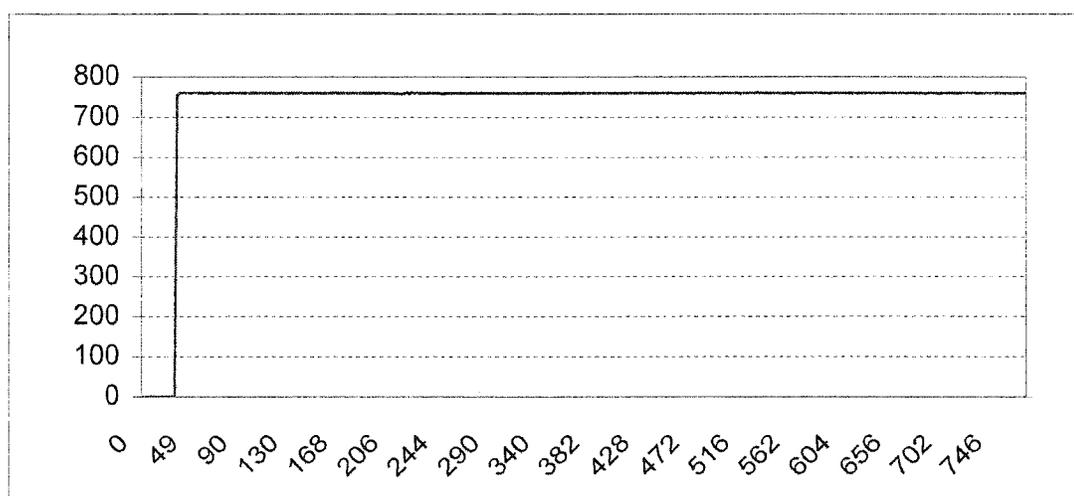


Figure 5.5 Tension du bus DC de la micro turbine. 14 kW

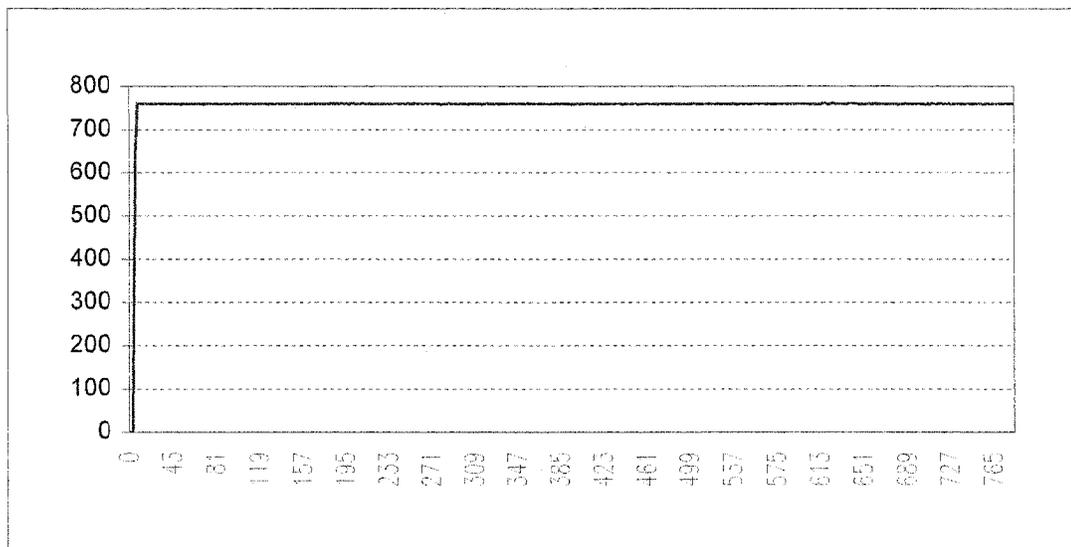


Figure 5.6 Tension du bus DC de la micro turbine. 28 kW

En comparant les figures 5.1 avec 4.16, 5.3 avec A2.39, 5.2 avec 4.8 et 5.4 avec A2.31 on constate une similitude dans le fonctionnement entre la machine réelle et le modèle simulé, la différence provient des temps de démarrage, des temps de régime, qui n'ont pas été respectés au niveau de la simulation. En outre, dans le modèle simulé l'inversion moteur générateur est instantanée ce qui n'est pas le cas dans la machine réelle du fait des inerties, la vitesse de la machine décroît, se stabilise avant de s'accroître.

D'autre part la machine réelle tourne lors du démarrage à une vitesse de 50 000 tr/mn. Dans le modèle, on a adopté 30 000 tr/mn, puisque l'on ne dispose pas du modèle réel de la machine synchrone à aimants permanents.

Aussi, une différence essentielle; pour la simulation nous avons adopté pour une puissance de consigne donnée une vitesse de rotation constante, dans la réalité la vitesse de référence en régime pour une consigne de puissance donnée, varie en fonction de la température et de la pression ambiante [13] pour que la turbine puisse fonctionner à son rendement optimal.

En comparant les figures 5.7 avec 5.8, 5.9 avec 5.10, 5.11 avec 5.12 et 5.13 avec 5.14, qui représentent l'allure des courants de lignes de la machine synchrone à aimants permanents de la machine réelle et celle du modèle simulé on peut constater la similarité de leur forme ce qui valide le choix de la commande adoptée pour la régulation de la vitesse de la turbine par le convertisseur côté machine.

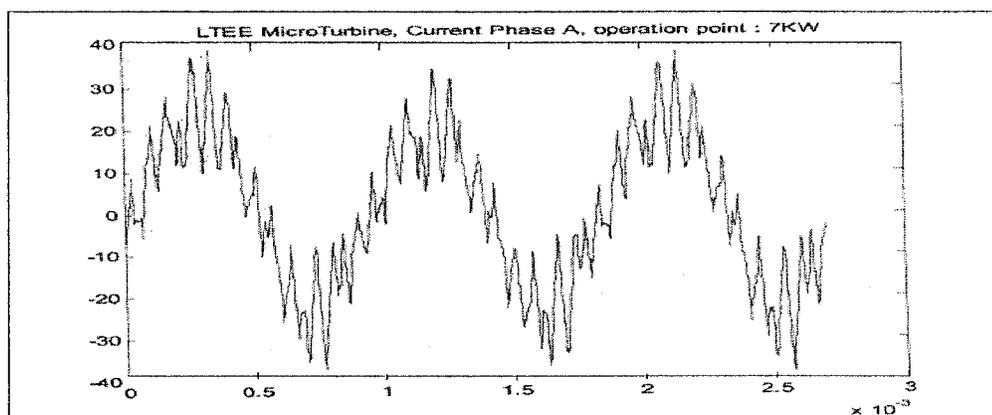


Figure 5.7 Courant de ligne côté machine synchrone, machine réelle. 7 kW

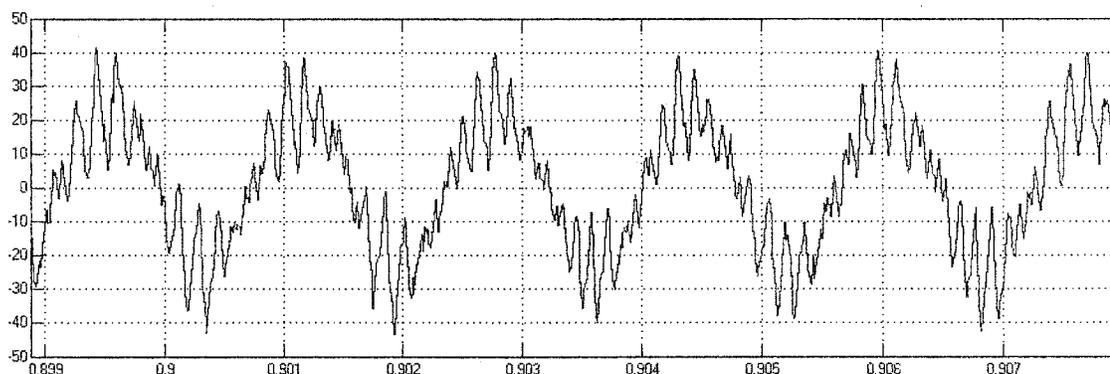


Figure 5.8 Courant de ligne côté machine synchrone, simulation. 7 kW

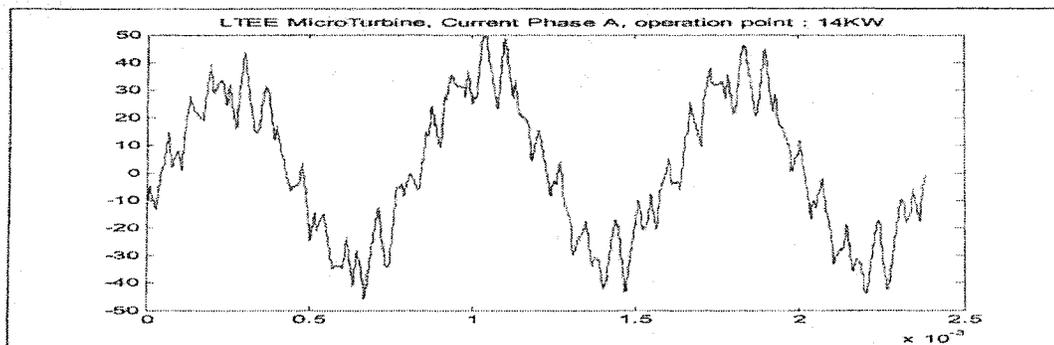


Figure 5.9 Courant de ligne côté machine synchrone, machine réelle. 14 kW

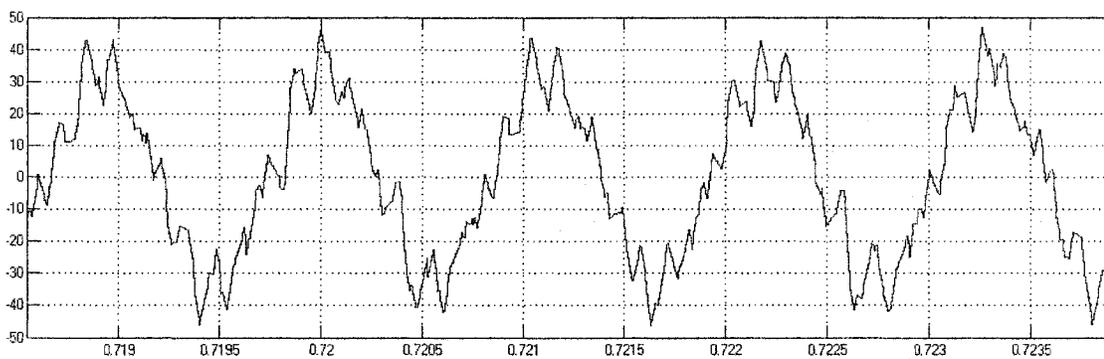


Figure 5.10 Courant de ligne côté machine synchrone, simulation. 14 kW

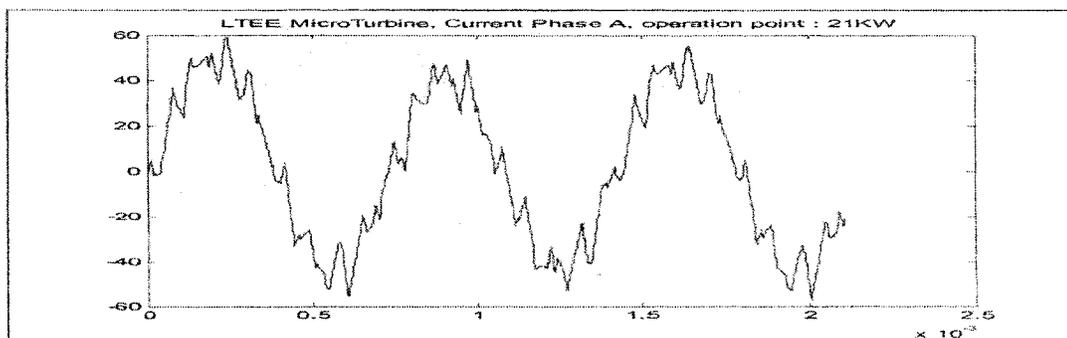


Figure 5.11 Courant de ligne côté machine synchrone, machine réelle. 21 kW

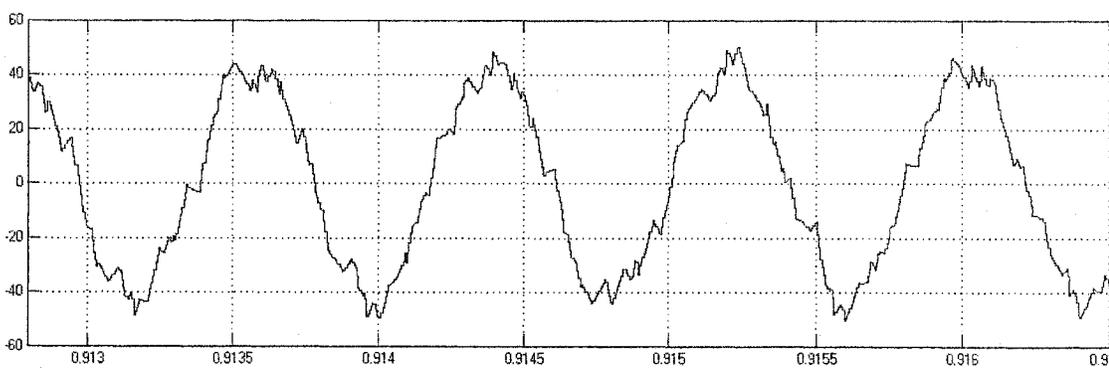


Figure 5.12 Courant de ligne côté machine synchrone, simulation. 21 kW

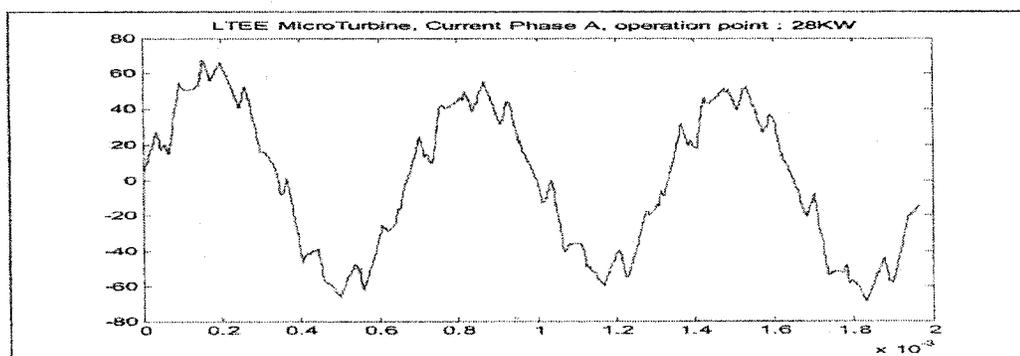


Figure 5.13 Courant de ligne côté machine synchrone, machine réelle. 28 kW

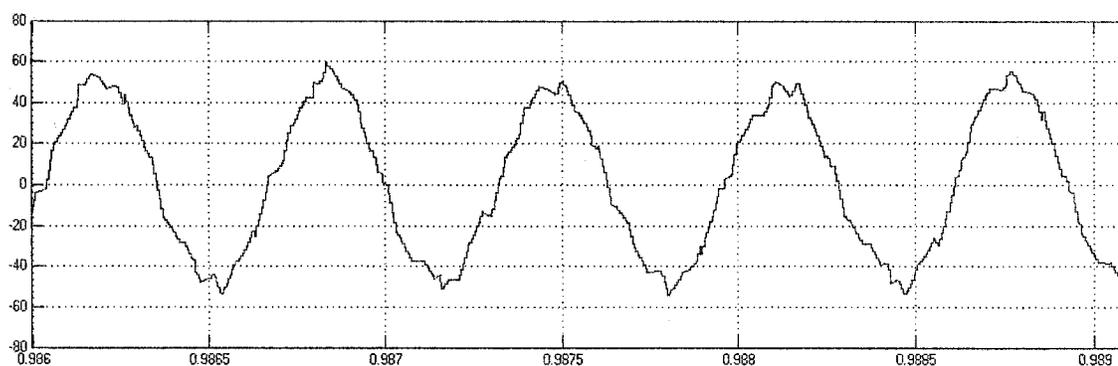


Figure 5.14 Courant de ligne côté machine synchrone, simulation. 28 kW

En comparant les figures 5.15 avec 5.16, 5.17 avec 5.18, 5.19 avec 5.20 et 5.21 avec 5.22, qui représentent l'allure des courants de lignes côté réseau de la machine réelle et celle du modèle simulé on peut constater que leurs formes d'onde ne sont pas similaires, bien qu'elles conduisent toutes les deux au même résultat, à savoir débiter la puissance produite par le générateur dans le réseau. Cette différence est probablement due au choix de la commande adoptée dans la simulation qui est différente de la commande de la machine réelle.

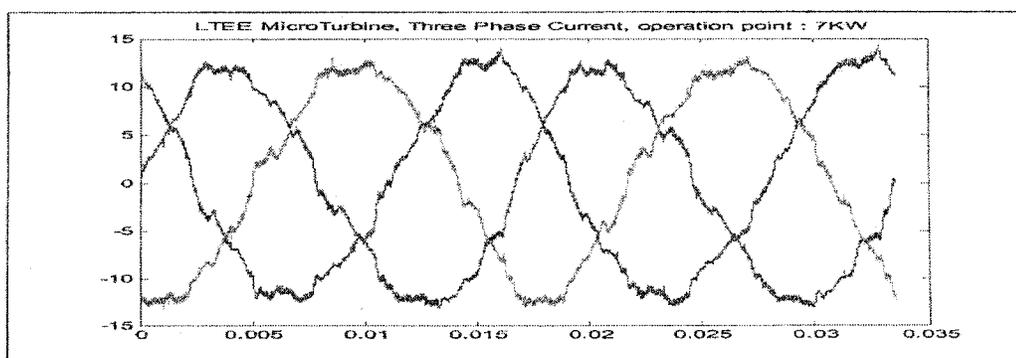


Figure 5.15 Courant de ligne côté réseau, machine réelle. 7 kW

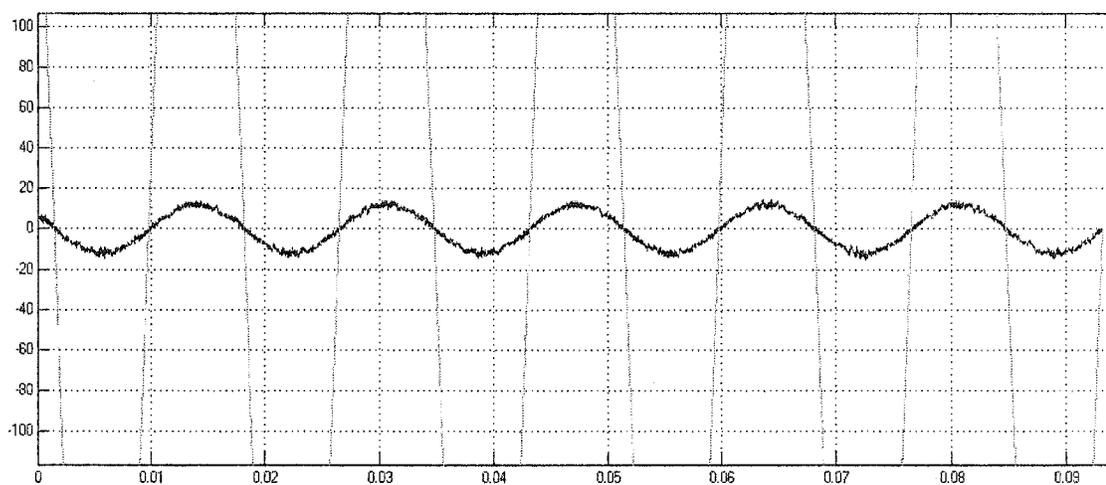


Figure 5.16 Courant de ligne côté réseau, simulation. 7 kW

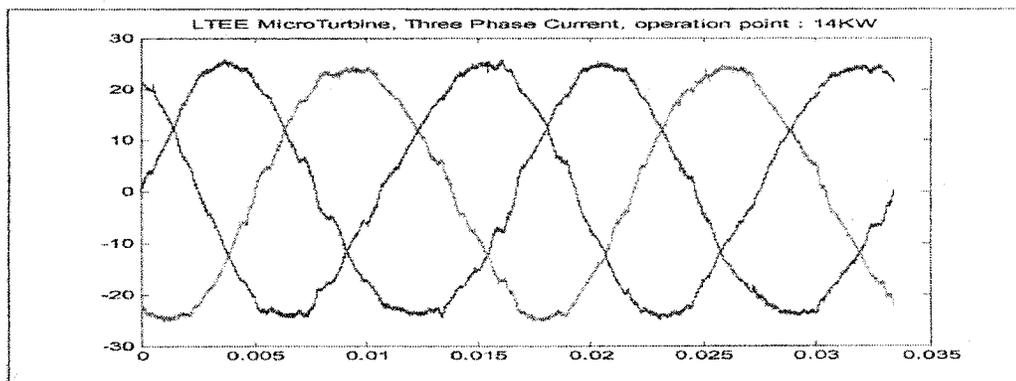


Figure 5.17 Courant de ligne côté réseau, machine réelle. 14 kW

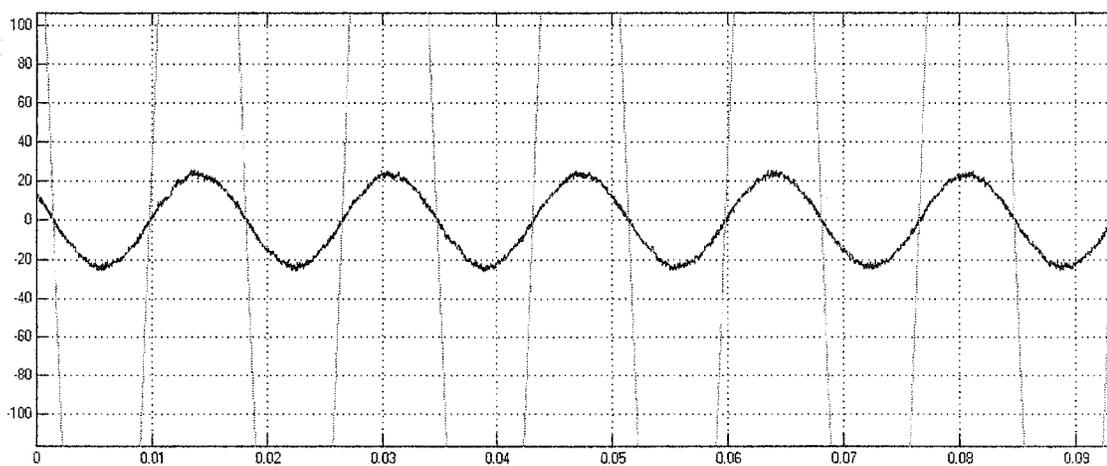


Figure 5.18 Courant de ligne côté réseau, simulation. 14 kW

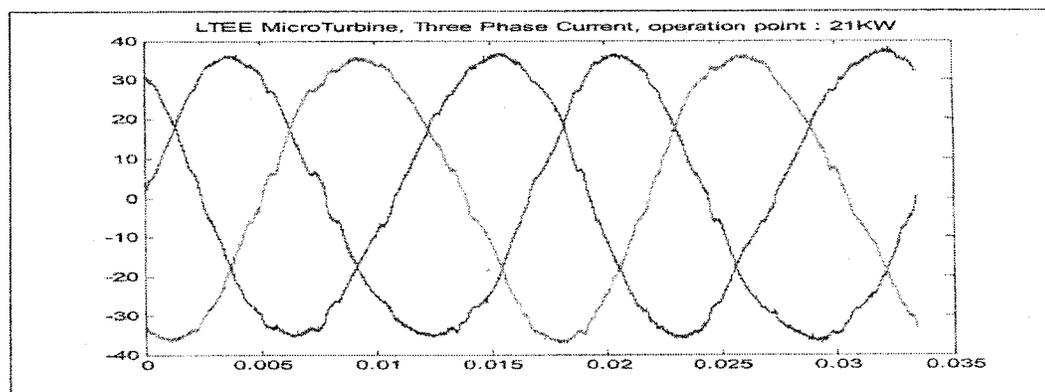


Figure 5.19 Courant de ligne côté réseau, machine réelle. 21 kW

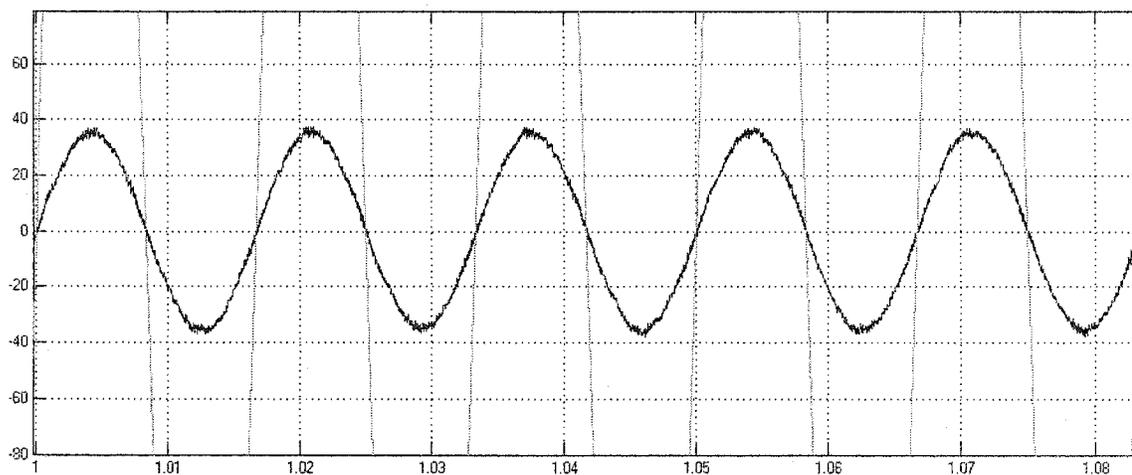


Figure 5.20 Courant de ligne côté réseau, simulation. 21 kW

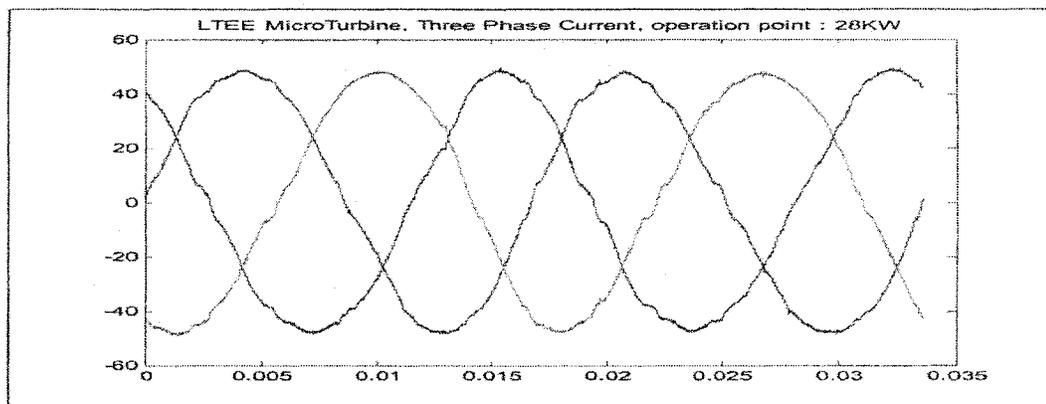


Figure 5.21 Courant de ligne côté réseau, machine réelle. 28 kW

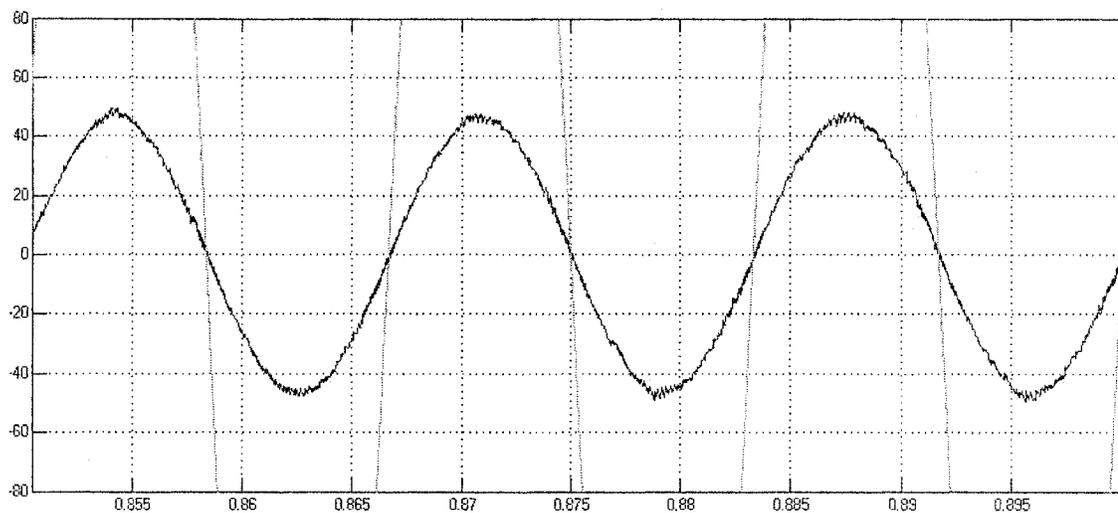


Figure 5.22 Courant de ligne côté réseau, simulation. 28 kW

D'autre part, la mesure des émissions harmoniques en courant côté réseau de la machine réelle [18] a fourni les résultats suivants pour la phase A.

Tableau II

Distorsion harmonique en courant, micro turbine

Puissance kW	DHTi %
5	13,04
10	5,08
15	2,99
20	2,07
25	1,64
28	1,59

La mesure de la DHT en courant, dans le modèle simulé a fourni les résultats suivants pour la même phase :

Tableau III

Distorsion harmonique en courant, simulation

Puissance kW	DHTi %
7	9
14	4,2
21	2,6
28	1.9

En comparant les valeurs des tableaux, on constate aussi bien pour le modèle simulé que pour la machine réelle, la DHT en courant augmente lorsque l'on s'éloigne du point de fonctionnement nominal, en plus la DHT en courant est très élevée pour les faibles consignes de puissance ce qui est en contradiction avec la norme IEEE 519 qui stipule que la DHT en courant doit être inférieure à 5 %.

5.2 Conclusion

On peut valider le modèle simulé au vu des analogies qu'il présente avec le fonctionnement de la machine réelle.

CONCLUSION

Le travail présenté dans ce rapport a consisté à modéliser et à simuler le fonctionnement d'une micro turbine raccordée au réseau et à confronter les résultats de la simulation au comportement de la machine réelle.

On s'est attaché à faire le modèle et la simulation pour un fonctionnement où la turbine ne débite que de l'énergie active identique au fonctionnement du modèle testé. De la comparaison des formes d'ondes et des réponses à différentes consignes de puissance, il s'est avéré que le modèle reflète dans une large mesure le comportement réel.

Afin de vérifier la possibilité de fonctionnement en compensateur de l'énergie réactive, une simulation avec une consigne de puissance réactive à été réalisé. Au vu de la simulation, la micro turbine est capable de débiter en plus de l'énergie active, de l'énergie réactive dans le réseau.

On peut suggérer qu'à partir du modèle réalisé, on puisse dériver le modèle de la micro turbine en fonctionnement autonome, en introduisant une batterie entre les deux convertisseurs qui maintiendrait la tension du bus DC à une valeur constante, la génération des trois tensions alternatives peut être réalisée entre autres par une commande MLI sinusoïdale à injection harmonique puisque la machine devient une source de tension pour ce type de fonctionnement.

Un modèle réel de la turbine à gaz qui tient compte des caractéristiques du compresseur, de la chambre de combustion, de la turbine, de l'échangeur et des différentes inerties, ainsi que les paramètres réels de la machine synchrone à aimants permanents utilisés, permettrait d'avoir un modèle précis et complet de la micro turbine en vue d'étudier son comportement et son interaction avec le réseau surtout en mode connecté.

Avec un niveau significatif de pénétration des micros turbines, il est difficile de prévoir les performances de la régulation de tension du réseau, puisque l'IEEE prescrit qu'un DG ne doit pas causer à la tension du réseau des variations en dehors des limites prescrites.

Le modèle pourrait servir à étudier des stratégies de protection contre l'anti-flotage. Éventuellement, le modèle développé pourrait servir à étudier et à qualifier son interaction avec le réseau quant à :

- ◆ Son impact potentiel sur la qualité de la puissance.
- ◆ Son impact potentiel sur la régulation de tension du réseau : maintenir au point de connexion pour chaque utilisateur un intervalle de tolérance acceptable pour la variation de la tension $\pm 5\%$ de la valeur de base:
(120 Volts pour la catégorie A)
- ◆ Sa réaction à des déséquilibres en tension au cours de défauts
- ◆ Sa contribution à la pollution du réseau : injection de courant harmonique
- ◆ Sa contribution au courant de défaut qui peut être plus élevé pour le courant de défaut monophasé à la terre que celui triphasé ceci étant en conflit avec la norme IEEP1547.

ANNEXE 1

Schémas blocks du modèle simulé

Discrete system
Ts=5e-006

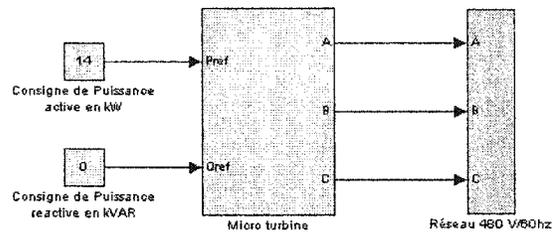


Figure A1.1 Présentation du système.

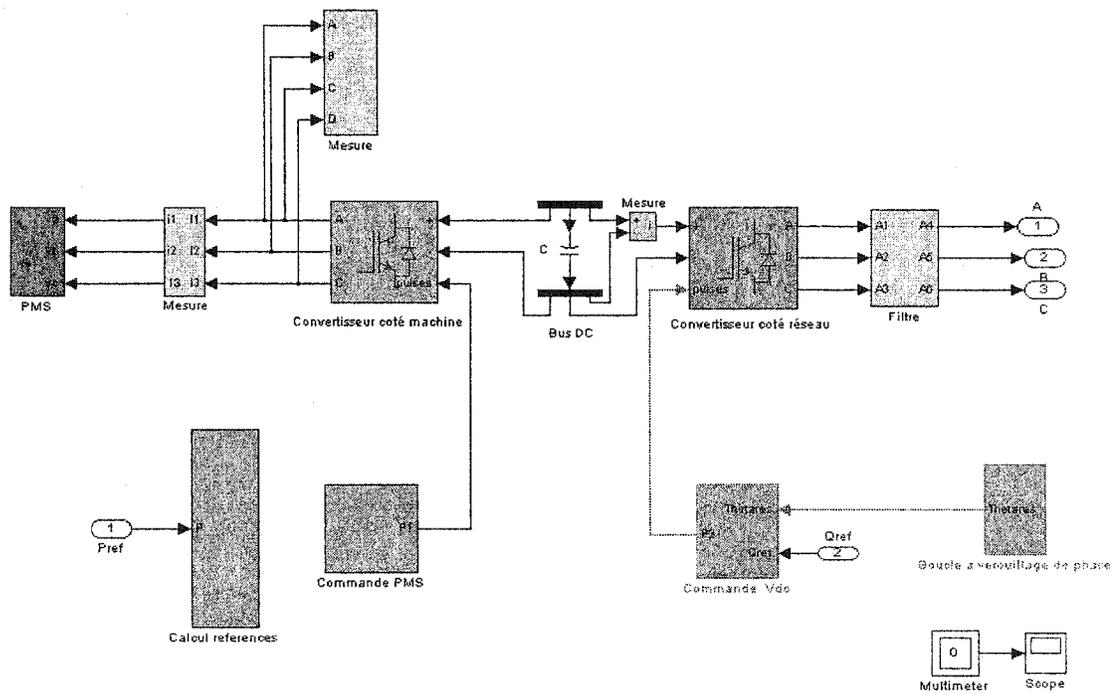


Figure A1.2 Schéma de principe.

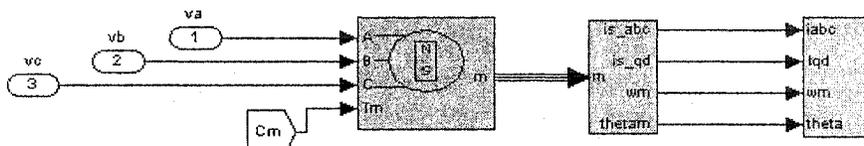


Figure A1.3 Machine synchrone à aimants permanents.

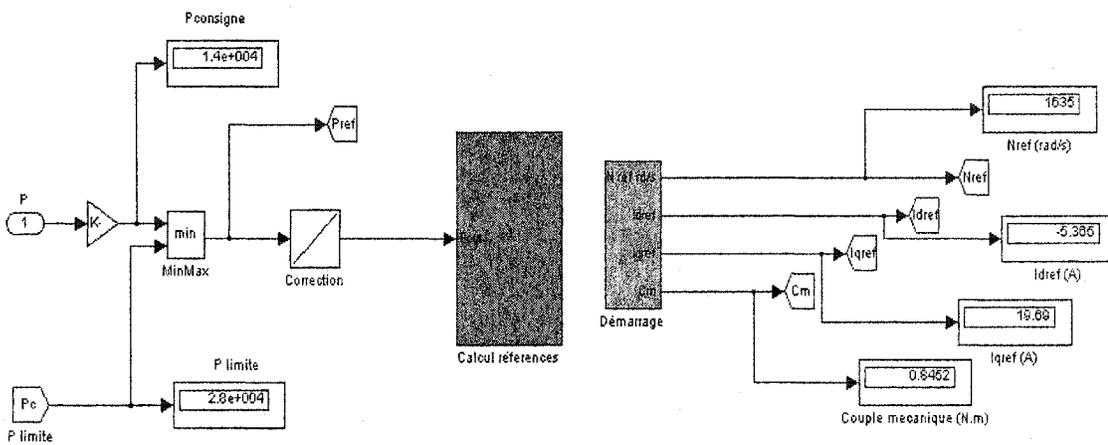


Figure A1.4 Block démarrage.

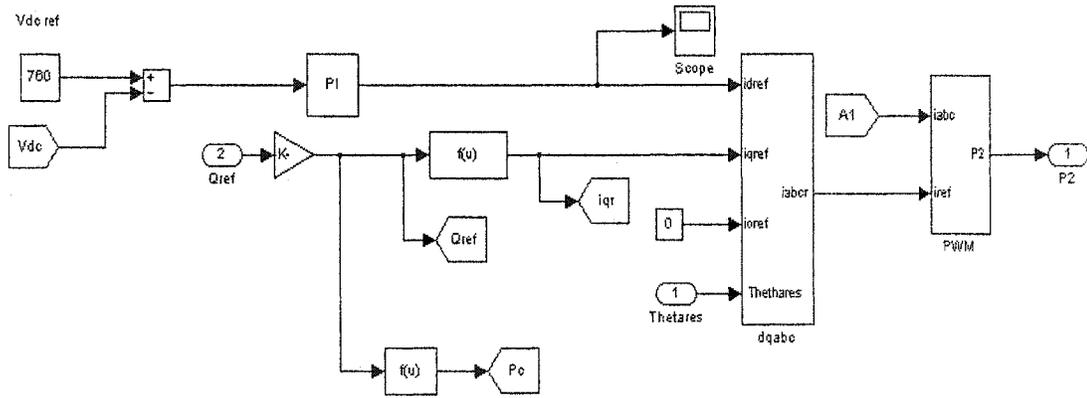


Figure A1.7 Block régulation tension Vdc.

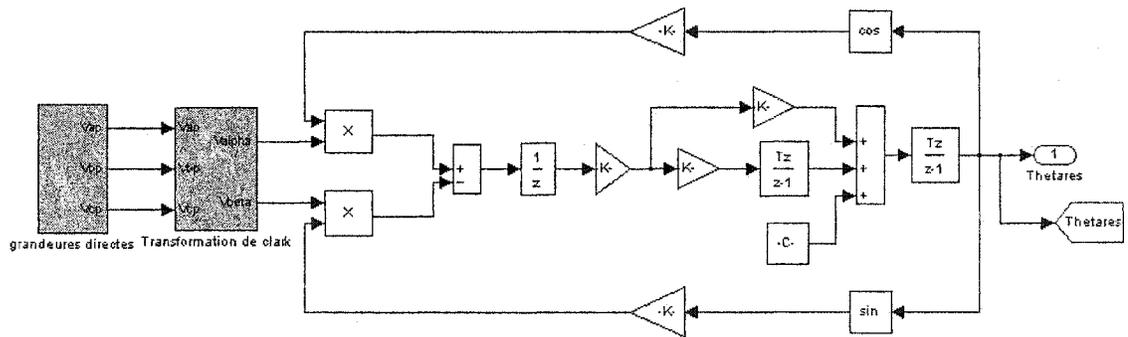


Figure A1.8 Block boucle de verrouillage de phase (PLL).

ANNEXE 2

Résultats des simulations effectuées pour les consignes de 7 kW, 21 kW et 28 kW

A2.1 Point de fonctionnement: 7 kW

Pour ce point de fonctionnement, un couple de $-1,93$ Nm est appliqué à la machine, pour une vitesse de rotation de $36\ 864$ tr/mn. A cette vitesse, la tension composée aux bornes du générateur est de 232 V, sous une fréquence de $614,4$ Hz, le fondamental du courant débité par la machine a pour valeur efficace $17,43$ A.

Pour assurer cet état de fonctionnement et avoir un facteur de déplacement unitaire; la vitesse de consigne est de $3\ 860$ rad/s, la consigne pour le courant direct I_d est de $-7,22$ A la consigne pour le courant I_q est de $-23,38$ A.

Les figures A2.1, A2.2, A2.3, A2.4, A2.5 et A2.6 montrent les évolutions de la vitesse de rotation du générateur, des courants dans le plan dq, des puissances active et réactive fournies par la machine, du facteur de déplacement, ainsi que la forme d'onde du courant de ligne coté machine synchrone à aimants permanents.

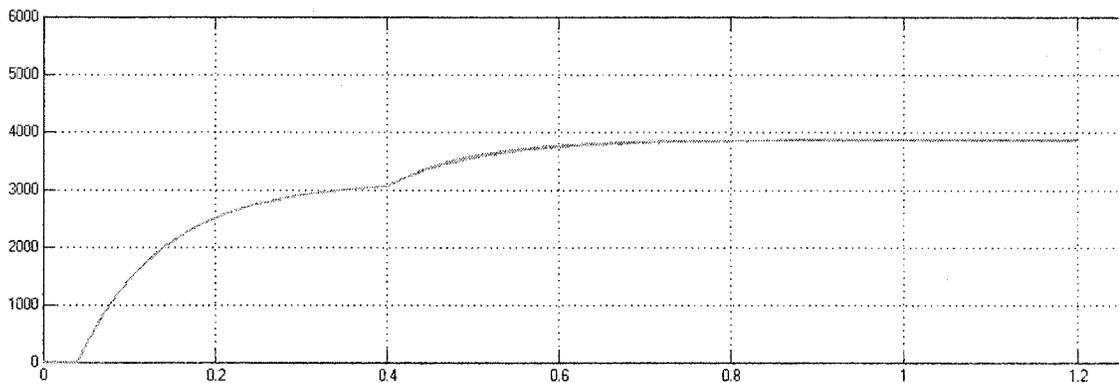


Figure A2.1 Vitesse de rotation (N/Nref) de la machine synchrone. 7 kW

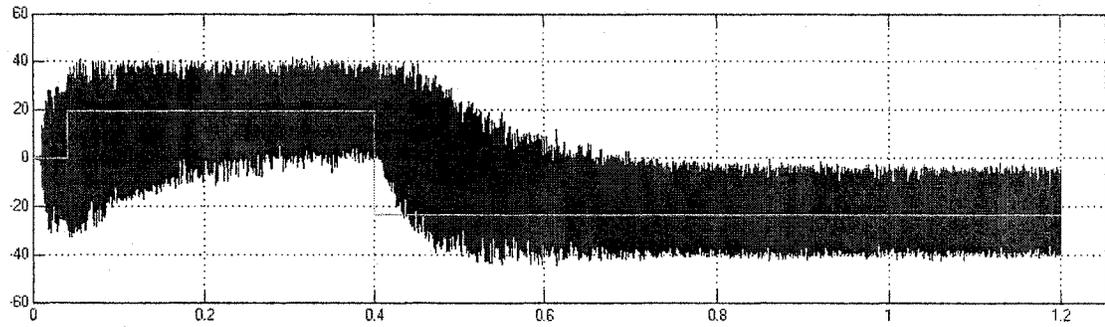


Figure A2.2 Courants (I_q/I_{qref}) de la machine synchrone. 7 kW

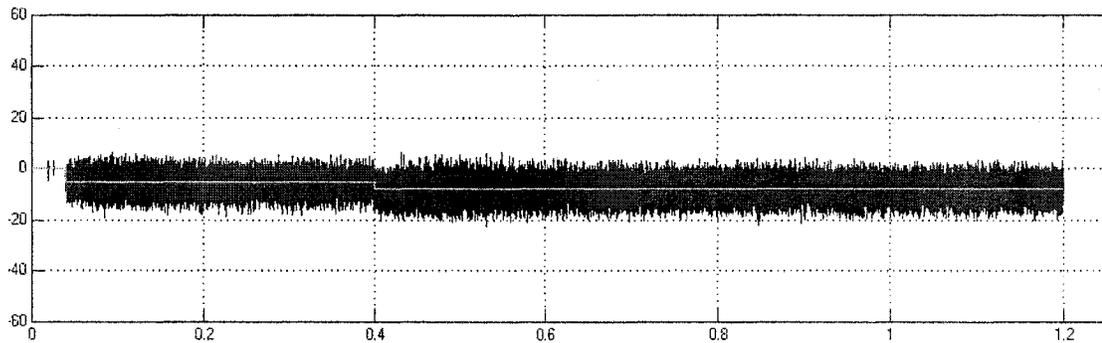


Figure A2.3 Courants (I_d/I_{dref}) de la machine synchrone. 7 kW.

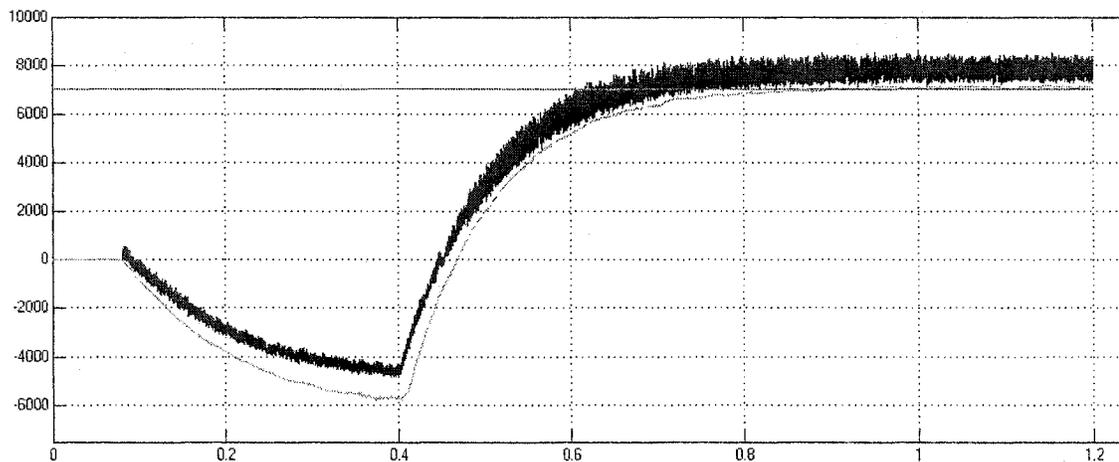


Figure A2.4 Puissance active fournie par la machine synchrone et fournie au réseau.

7 kW

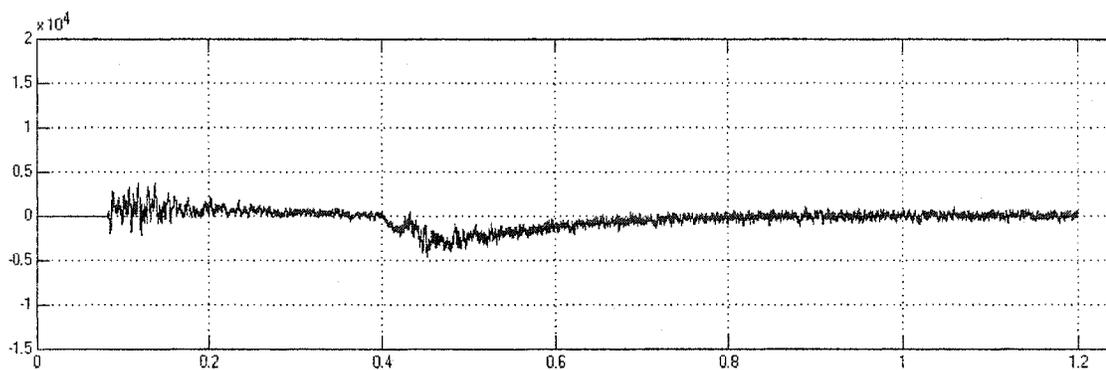


Figure A2.5 Puissance réactive fournie par la machine synchrone. 7 kW

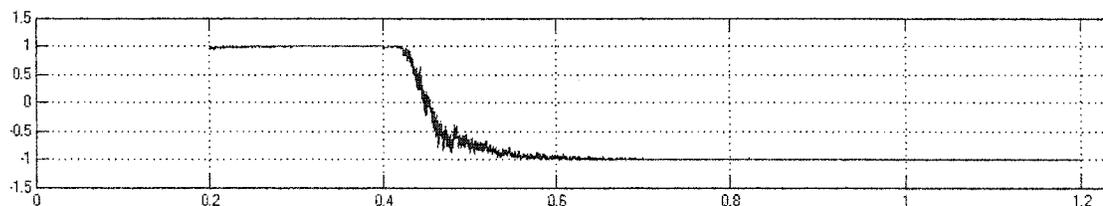


Figure A2.6 Facteur de déplacement côté machine synchrone. 7 kW

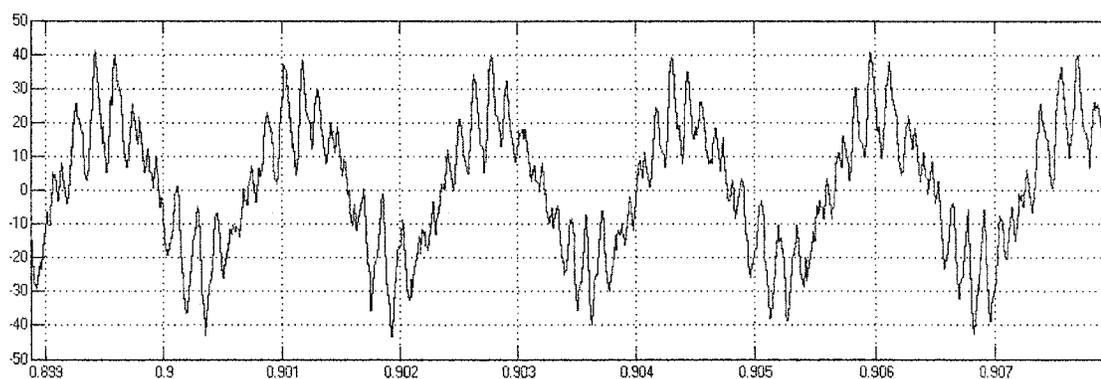


Figure A2.7 Courant de ligne côté machine synchrone. 7 kW

La figure A2.8 montre la tension du bus DC, qui est régulée à une valeur de 760 V.

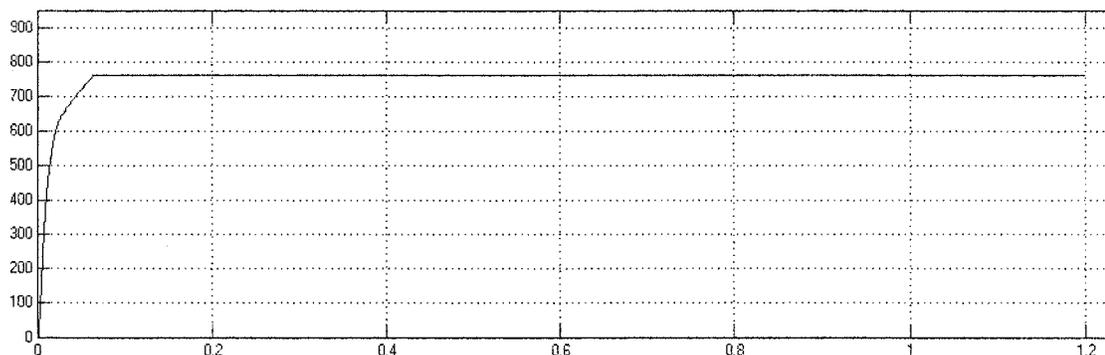


Figure A2.8 Tension du bus DC. 7 kW

La machine débite dans le réseau 7 kW sous une tension composée de 480 V de fréquence 60 hz, la valeur efficace du fondamental du courant de ligne a pour valeur 8,42 A et présente une distorsion harmonique (DHT) de 9% en moyenne.

Les figures A2.8, A2.9, A2.10, A2.11, A2.12, A2.13, A2.14 et A2.15 montrent l'allure des puissances active et réactive, du courant dans le référentiel dq, du facteur de déplacement, du courant de ligne côté réseau ainsi que la DHT.

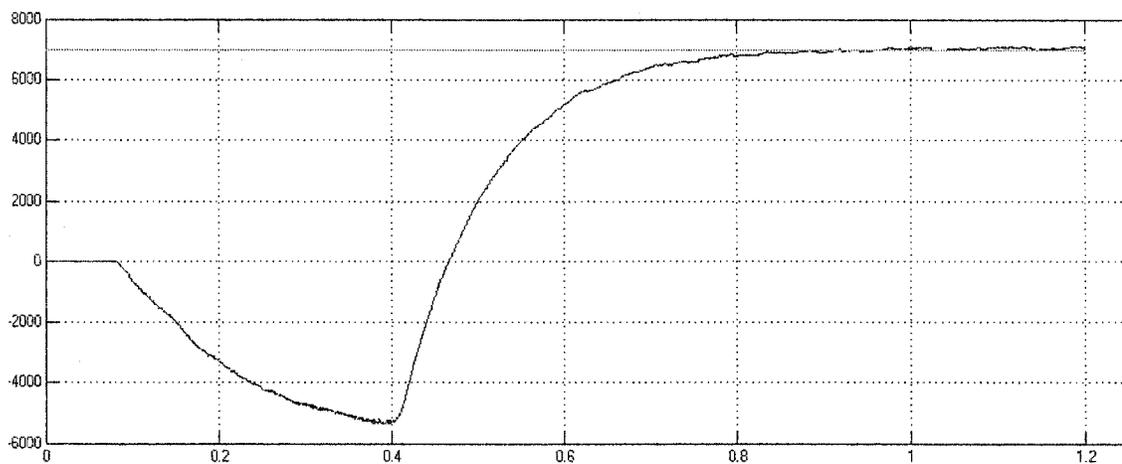


Figure A2.9 Puissance active fournie au réseau. 7 kW

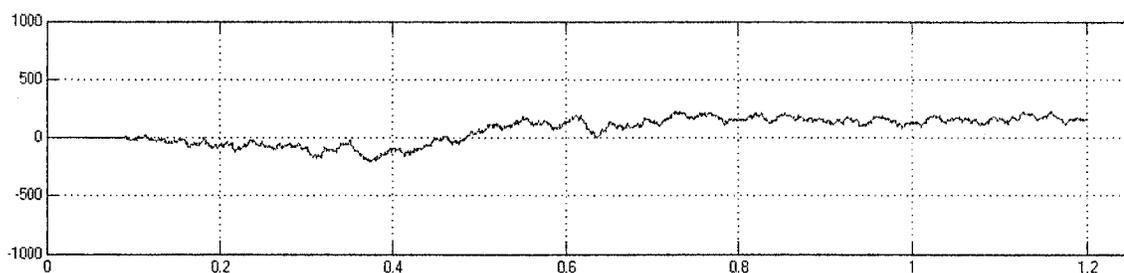


Figure A2.10 Puissance réactive échangée avec le réseau. 7 kW

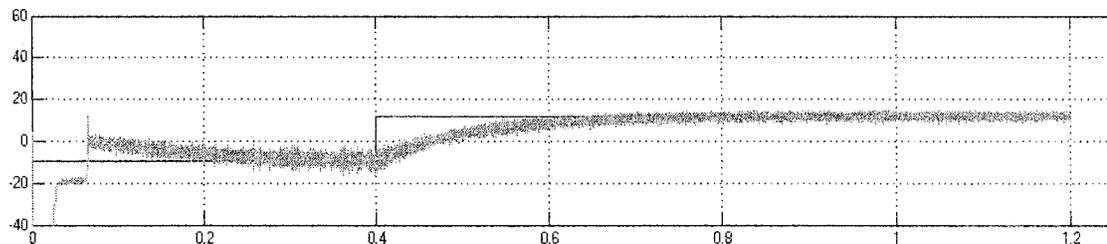
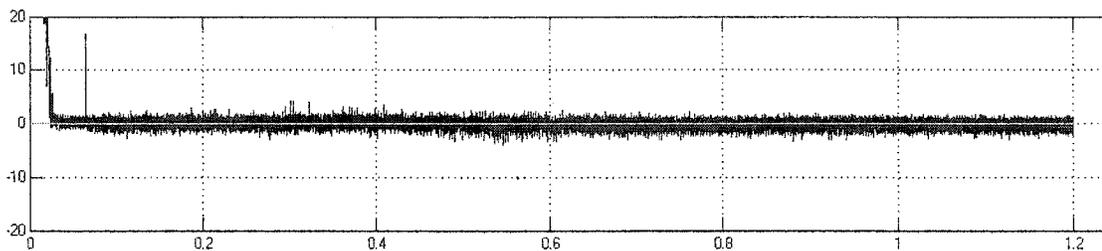
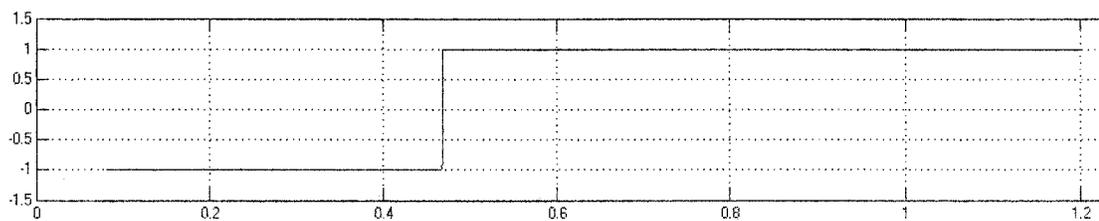
Figure A2.11 Courant I_d circulant dans le réseau. 7 kWFigure A2.12 Courant I_q circulant dans le réseau. 7 kW

Figure A2.13 Facteur de déplacement côté réseau. 7 kW

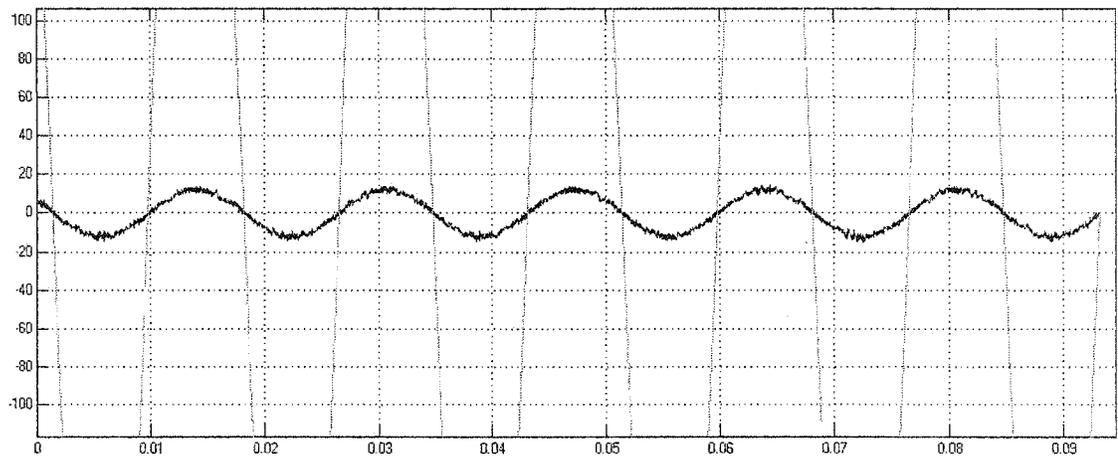


Figure A2.14 Courant de ligne côté réseau. 7 kW

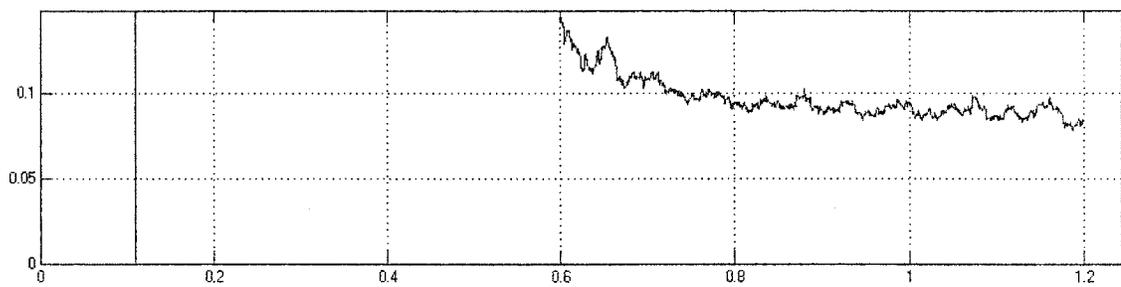


Figure A2.15 Allure de la DHT du courant de ligne côté réseau. 7 kW

A2.2 Point de fonctionnement: 21kW

Pour ce point de fonctionnement, un couple de $-2,98$ Nm est appliqué à la machine, pour une vitesse de rotation de $73\,560$ tr/mn. A cette vitesse, la tension composée aux bornes du générateur est de $405,8$ V, sous une fréquence de $1\,226$ Hz, le fondamental du courant débité par la machine a pour valeur efficace $30,5$ A.

Pour assurer cet état de fonctionnement et avoir un facteur de déplacement unitaire, la vitesse de consigne est de $7\,703$ rad/s, la consigne pour le courant direct I_d est de $-23,96$ A la consigne pour le courant I_q est de $-35,87$ A.

Les figures A2.16, A2.17, A2.18, A2.19, A2.20, A2.21 et A2.22 montrent les évolutions de la vitesse de rotation du générateur, des courants dans le plan dq, des puissances active et réactive fournies par la machine, du facteur de déplacement, ainsi que la forme d'onde du courant de ligne côté machine synchrone à aimants permanents.

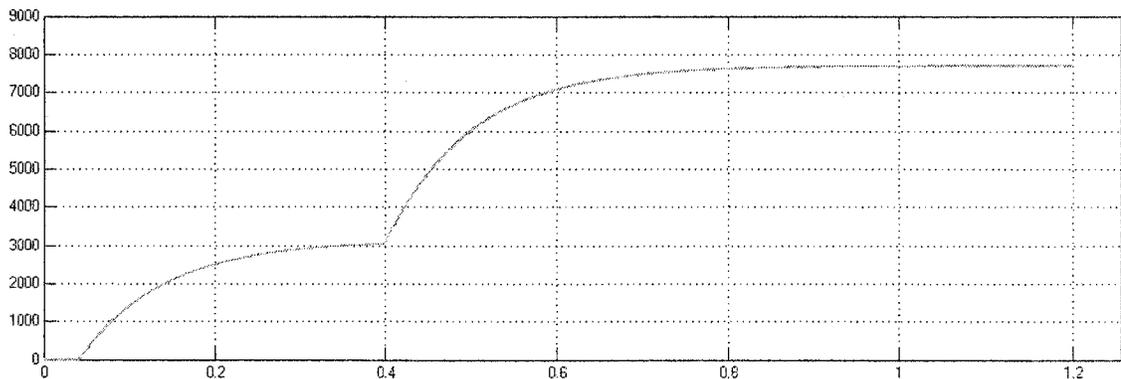


Figure A2.16 Vitesse de rotation (N/Nref) de la machine synchrone. 21 kW

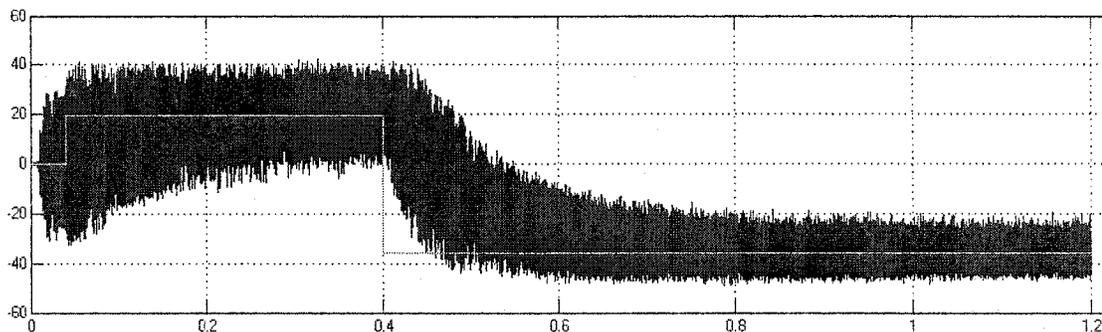


Figure A2.17 Courants (I_q / I_{qref}) de la machine synchrone. 21 kW

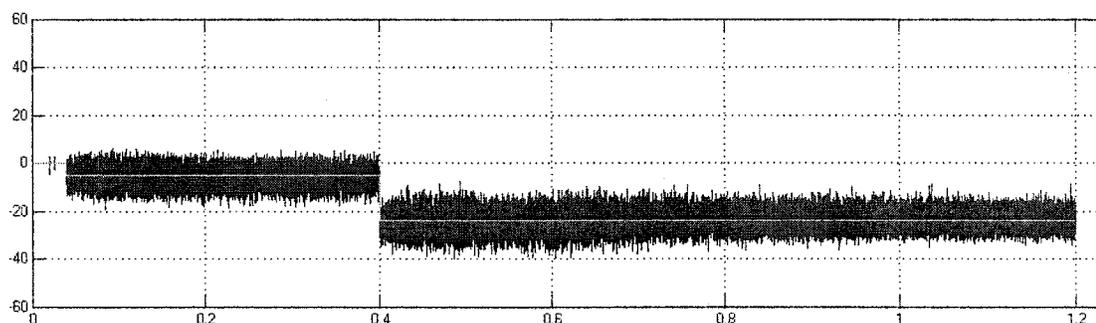


Figure A2.18 Courants (I_d / I_{dref}) de la machine synchrone. 21 kW

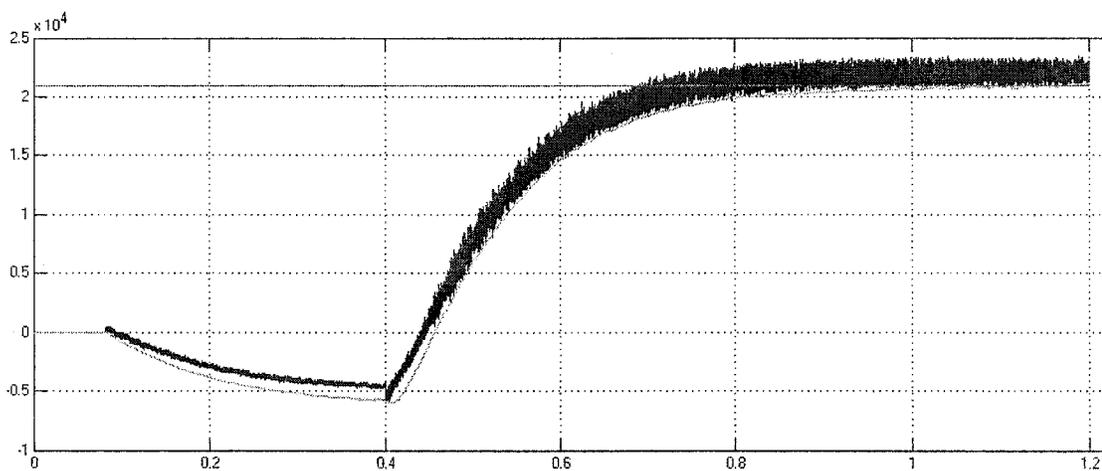


Figure A2.19 Puissance active fournie par la machine synchrone et fournie au réseau.
21 kW

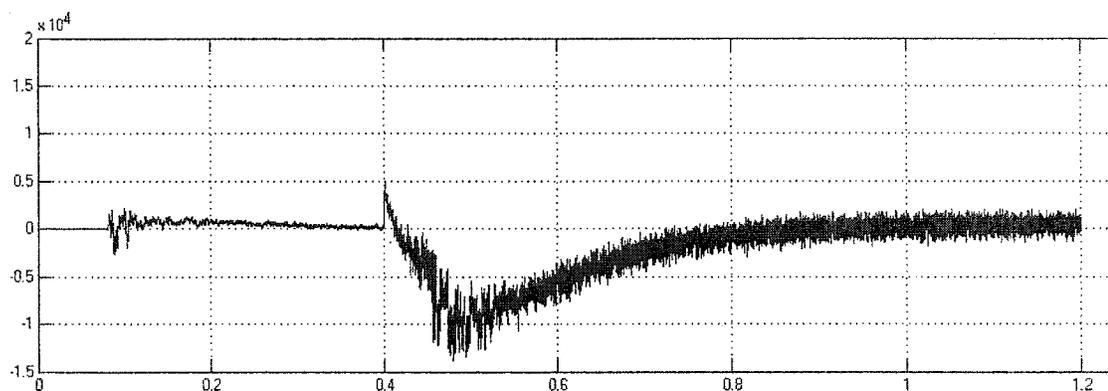


Figure A2.20 Puissance réactive fournie par la machine synchrone. 21 kW

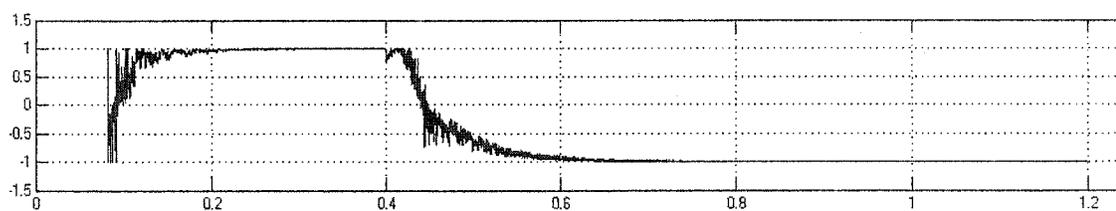


Figure A2.21 Facteur de déplacement côté machine synchrone. 21 kW

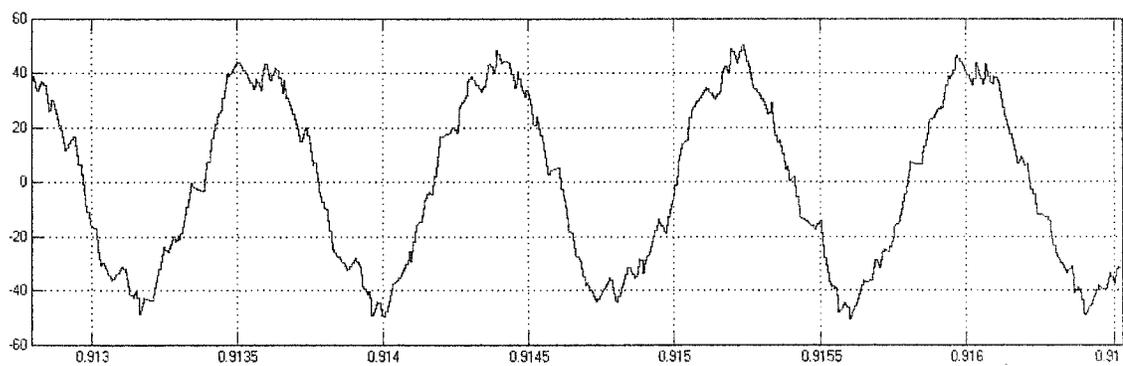


Figure A2.22 Courant de ligne côté machine synchrone. 21 kW

La figure A2.23 montre la tension du bus DC, qui est régulée à une valeur de 760 V.

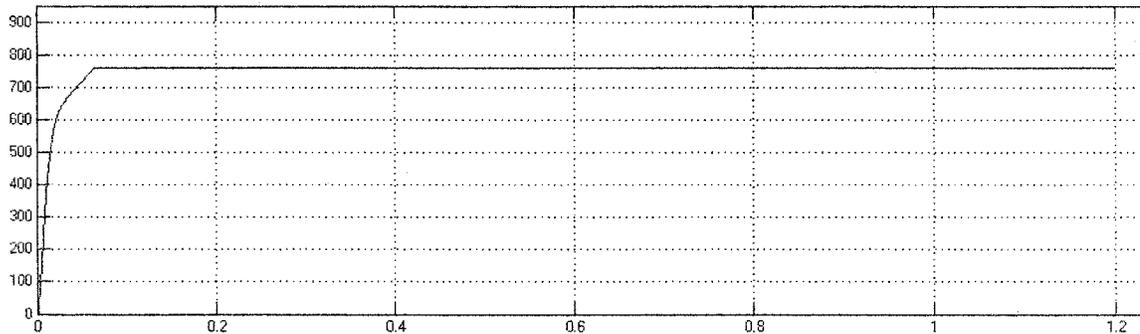


Figure A2.23 Tension du bus DC. 21 kW

La machine débite dans le réseau 21 kw sous une tension composée de 480 V de fréquence 60 hz, la valeur efficace du fondamental du courant de ligne a pour valeur 25,26 A et présente une distorsion harmonique (DHT) de 2,6% en moyenne.

Les figures A2.24, A2.25, A2.26, A2.26, A2.27, A2.28, A2.29 et A2.30 montrent l'allure des puissances active et réactive, du courant dans le référentiel dq, du facteur de déplacement, du courant de ligne ainsi que la DHT.

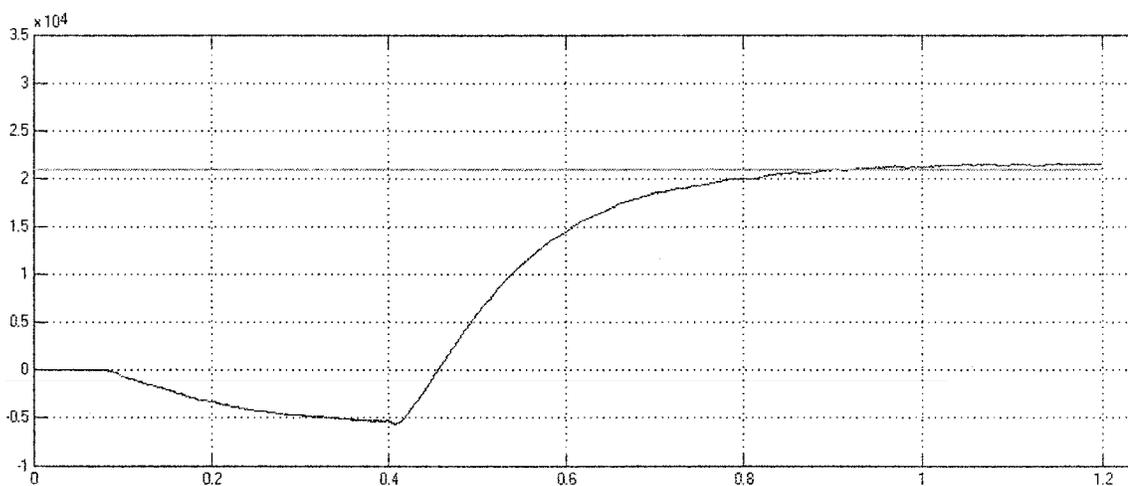


Figure A2.24 Puissance active fournie au réseau. 21 kW

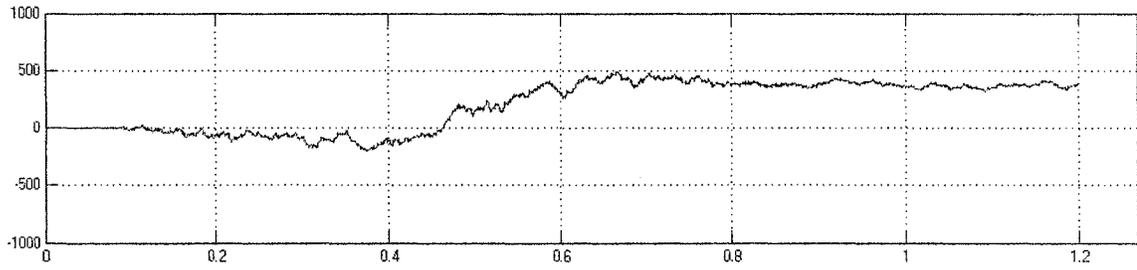


Figure A2.25 Puissance réactive échangée avec le réseau. 21 kW

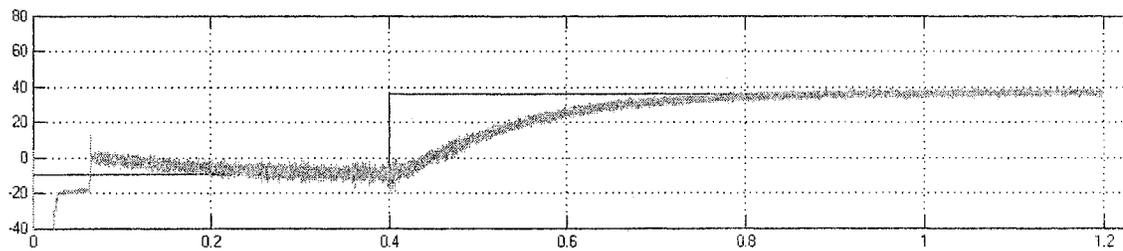


Figure A2.26 Courant I_d circulant dans le réseau. 21 kW

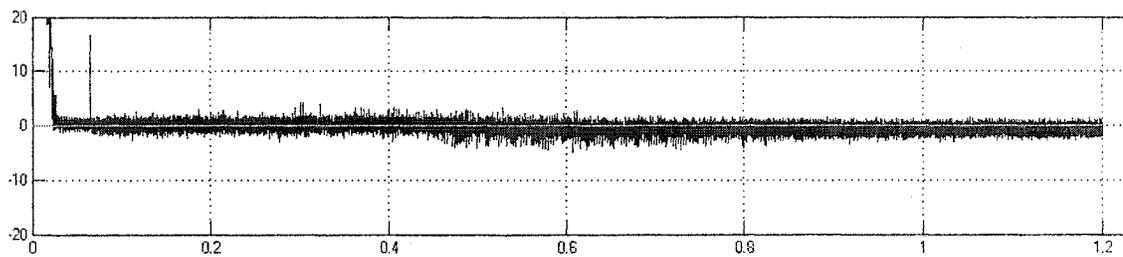


Figure A2.27 Courant I_q circulant dans le réseau. 21 kW

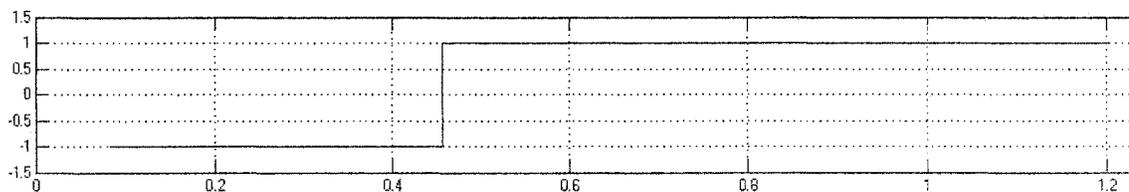


Figure A2.28 Facteur de déplacement côté réseau. 21 kW

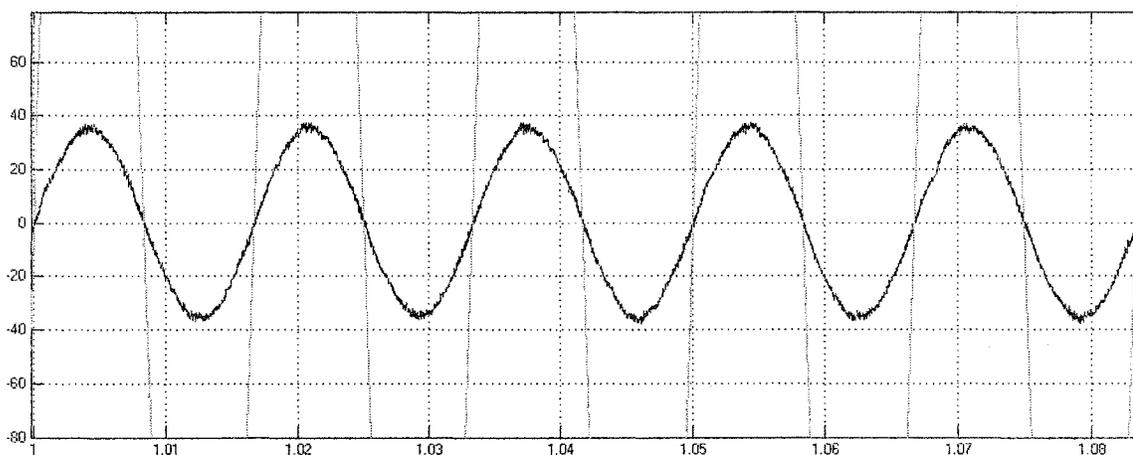


Figure A2.29 Courant de ligne côté réseau. 21 kW

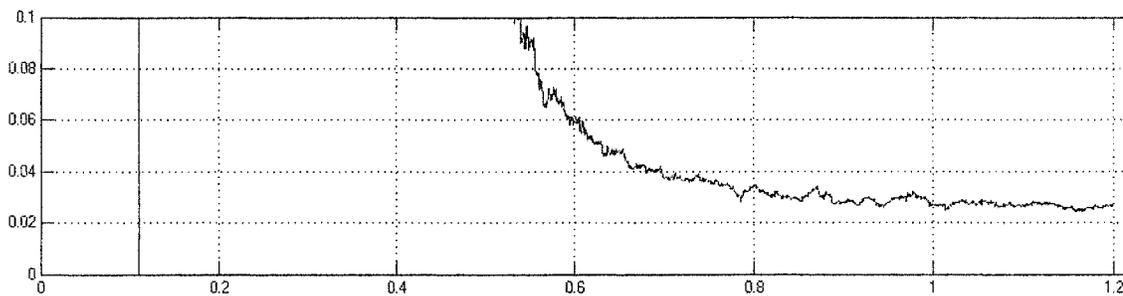


Figure A2.30 Allure de la DHT du courant de ligne côté réseau. 21 kW

A2.3 Point de fonctionnement: 28 kW

Pour ce point de fonctionnement, un couple de $-3,21$ Nm est appliqué à la machine, pour une vitesse de rotation de 93 180 tr/mn. A cette vitesse la tension composée aux bornes du générateur est de 471,9 V, sous une fréquence de 1 553 Hz, le fondamental du courant débité par la machine a pour valeur efficace 35,47 A.

Pour assurer cet état de fonctionnement et avoir un facteur de déplacement unitaire; la vitesse de consigne est de 9 759 rad/s, la consigne pour le courant direct I_d est de $-32,4$ A et la consigne pour le courant I_q est de $-38,3$ A.

Les figures A2.31, A2.32, A2.33, A2.34, A2.35, A2.36 et A2.37 montrent les évolutions de la vitesse de rotation du générateur, des courants dans le plan dq, des puissances active et réactive fournies par la machine, du facteur de déplacement, ainsi que la forme d'onde du courant de ligne côté machine synchrone à aimants permanents.

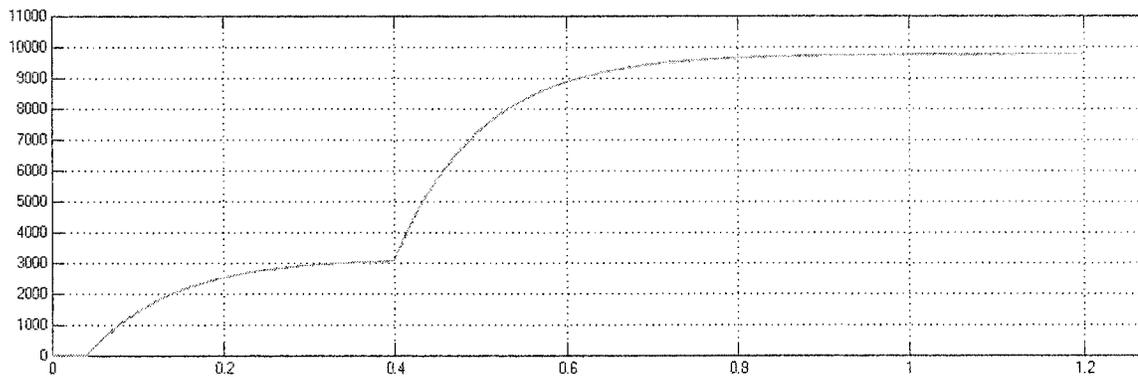


Figure A2.31 Vitesse de rotation (N/Nref) de la machine synchrone. 28 kW

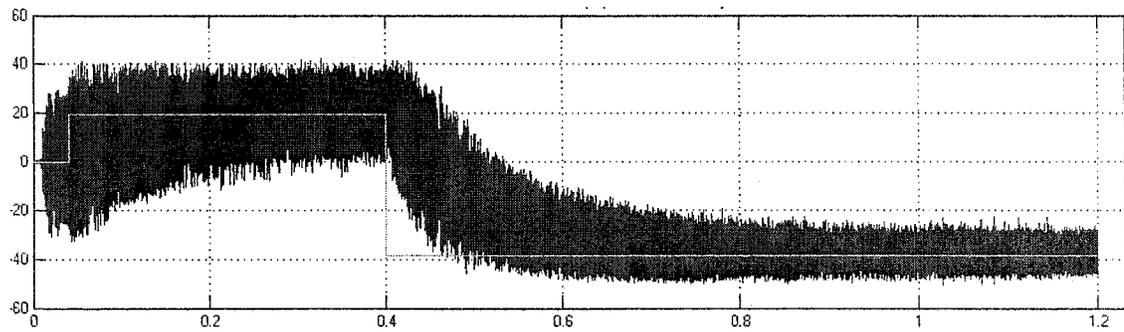


Figure A2.32 Courants (I_q / I_{qref}) de la machine synchrone. 28 kW

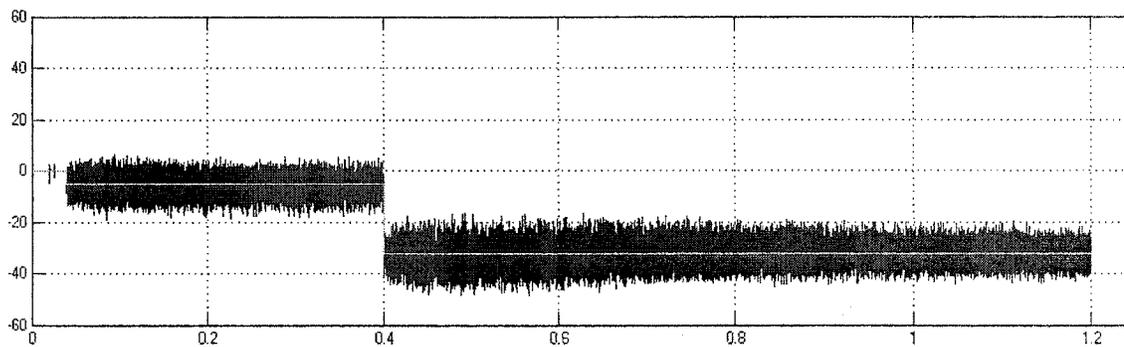


Figure A2.33 Courants (I_d / I_{dref}) de la machine synchrone. 28 kW

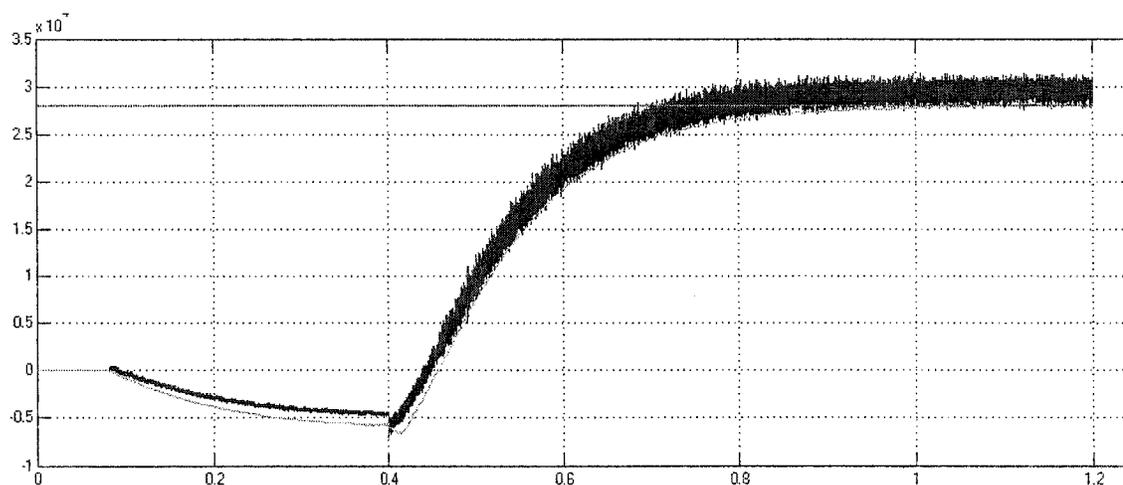


Figure A2.34 Puissance active fournie par la machine synchrone et fournie au réseau.

28 kW

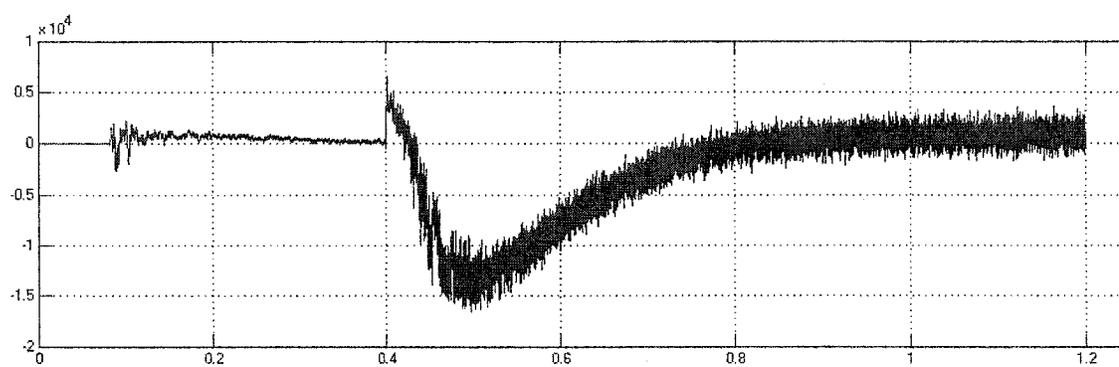


Figure A2.35 Puissance réactive fournie par la machine synchrone. 28 kW

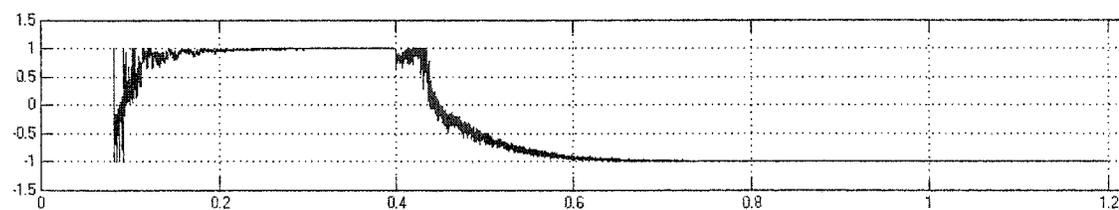


Figure A2.36 Facteur de déplacement côté machine synchrone. 28 kW

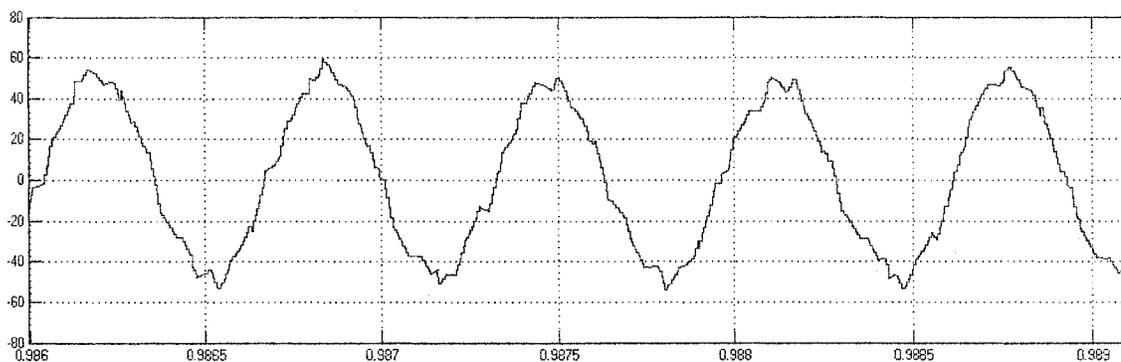


Figure A2.37 Courant de ligne côté machine synchrone. 28 kW

La figure A2.38 montre la tension du bus DC, qui est réglée à une valeur de 760 V.

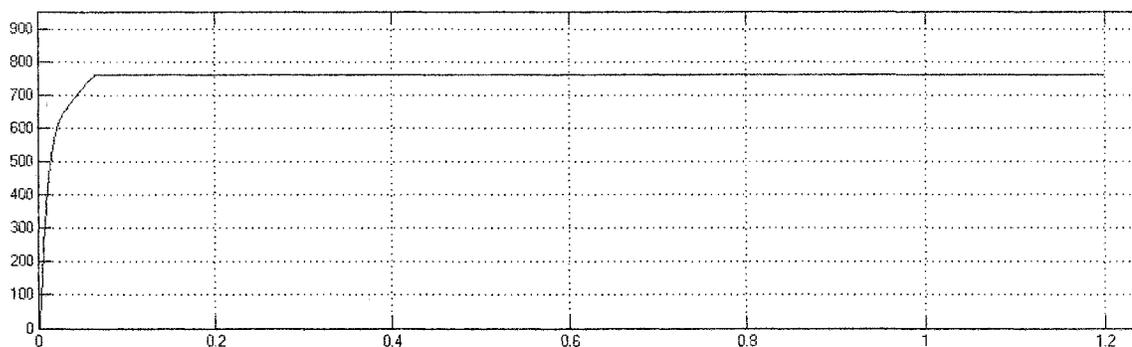


Figure A2.38 Tension du bus DC. 28 kW

La machine débite dans le réseau 28 kW sous une tension composée de 480 V de fréquence 60 hz, la valeur efficace du fondamental du courant de ligne a pour valeur 33,68 A et présente une distorsion harmonique (DHT) de 1,9 % en moyenne.

Les figures A2.39, A2.40, A2.41, A2.42, A2.43, A2.44, A2.45 et A2.46 montrent l'allure des puissances active et réactive, du courant dans le référentiel dq, du facteur de déplacement, du courant de ligne ainsi que la DHT.

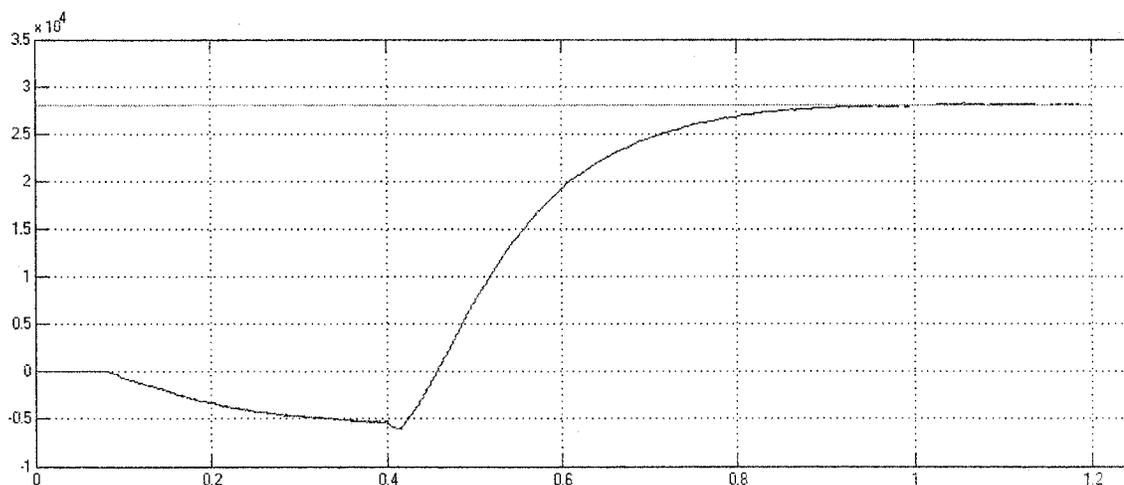


Figure A2.39 Puissance active fournie au réseau. 28 kW

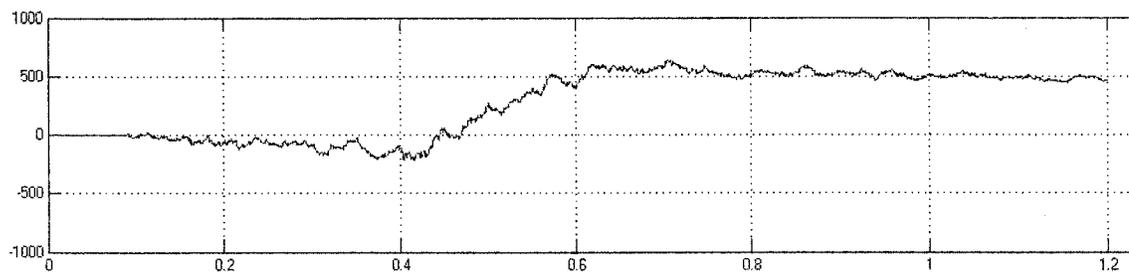


Figure A2.40 Puissance réactive échangée avec le réseau. 28 kW

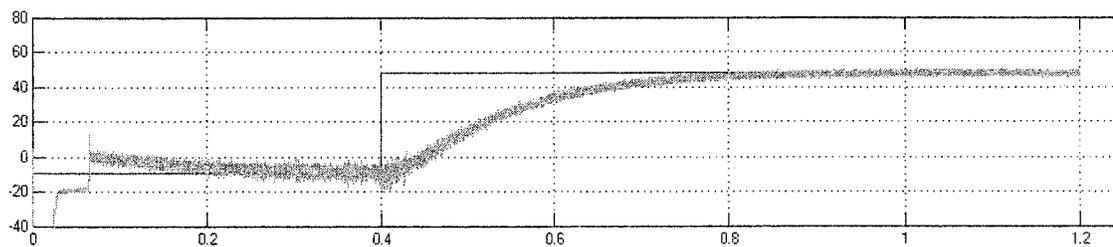


Figure A2.41 Courant I_d circulant dans le réseau. 28 kW

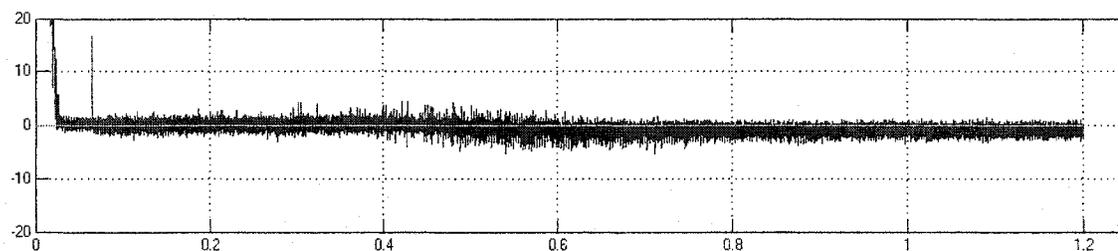


Figure A2.42 Courant I_q circulant dans le réseau. 28 kW

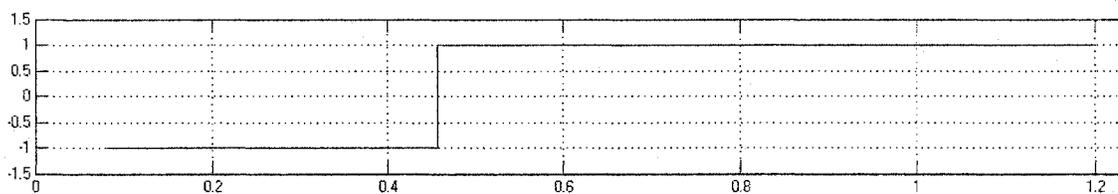


Figure A2.43 Facteur de déplacement côté réseau. 28 kW

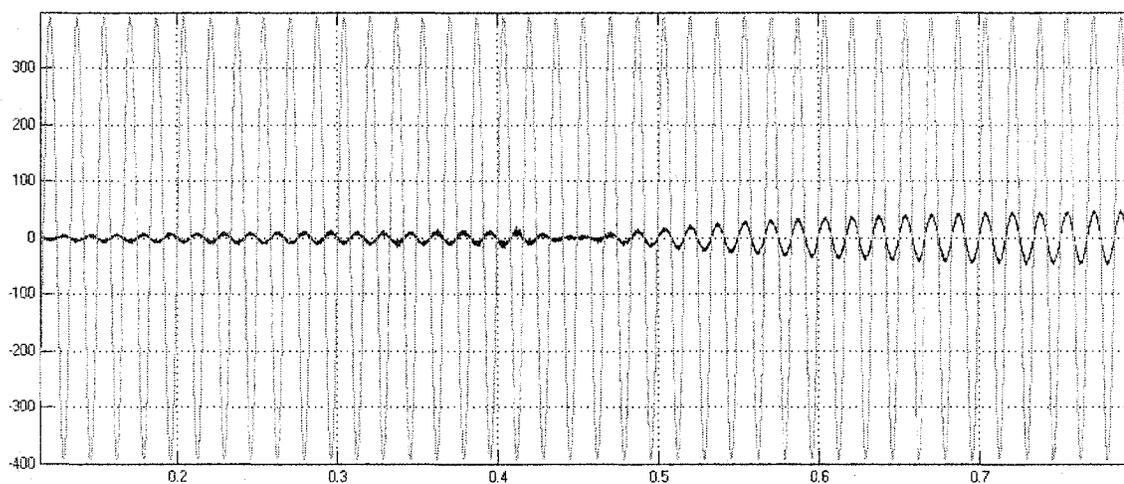


Figure A2.44 Allure du courant de ligne transition moteur/générateur. 28 kW

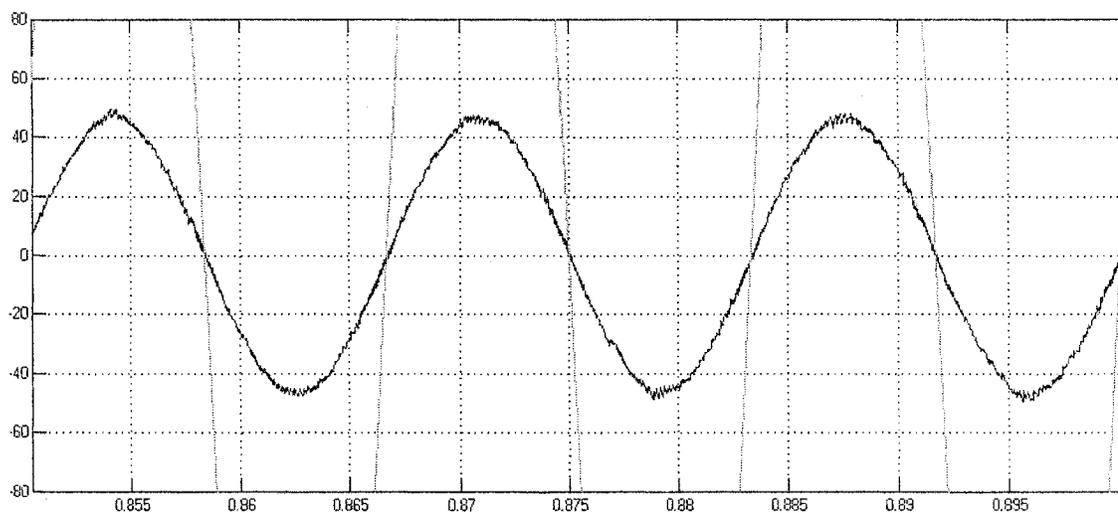


Figure A2.45 Courant de ligne côté réseau. 28 kW

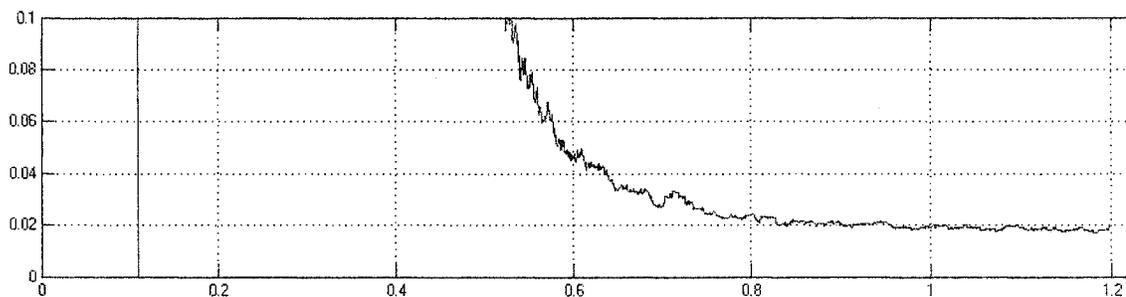


Figure A2.46 Allure de la DHT du courant de ligne côté réseau. 28 kW

BIBLIOGRAPHIE

- [1] O. Aglén, " A high - speed generator for microturbines", Proceedings of the international conference on electrical engineering and technology (ICEET01), Dar Essalam, Tanzanie, septembre 2001
- [2] Capstone Turbine Corporation, "Technical reference, Component descriptions : Capstone model 330 microturbine", N° 410012-001 Rev.A, avril 2002.
- [3] Cengel Y.A. and Boles M.A., " Thermodynamics, an engineering approach", WCB/McGraw-Hill, 3^{ème} édition. New York, 1998.
- [4] Cohen H., Rogers GFC et Saravanamuttoo HIH., " Gaz turbine theory", Longman group Ltd. 4^{ème} ed. Londres 1996.
- [5] Ceri Evans, " Testing and modelling aircraft gas turbines : An introduction and overview" IEE Conference publication N° 455, 1998, pp.1361-1366.
- [6] A. Chiba et T. Fukao, " Super high - speed electrical machines" résumé traduit en anglais de " Super high - speed drive technology" IEEJ Gijutu Houkoku N° 749, 1999, ISSN 0919-9195.
- [7] B.K. Bose, " Power electronics and AC drives" Prentice Hall, New Jersey 1986.
- [8] J. Chatelin, " Volume X : Machines électriques " Presse Polytechniques Romandes, Lausanne, 1983.
- [9] H. Hippner et R.G. Harley, " High speed synchronous homopolar and permanent magnet machines : comparative study" IEE transaction, 1992, pp.74-78
- [11] H.Y. Kanaan, " Contribution à la modélisation et au réglage des redresseurs triphasés non polluants unidirectionnels de type élévateur et à fréquence de commutation fixe" AAT NQ 67420, École de Technologie Supérieure, Montréal 2002.
- [12] Capstone turbine corporation, " Electrical performance specification" software version X.XX, révisé décembre 21, 2001.
- [13] G. Sybille (IREQ) et E. Le Courtois (LTE), " Capstone microturbine information"
- [14] L.A. Dessaint, " ELE 472 : Commande numérique par microprocesseur" Département du génie électrique, École de Technologie Supérieure, Montréal.

- [15] B.C. Kuo, " Digital control systems" HRW series in electrical and computer engineering, New York 1980.
- [16] V.Blasko et V. Kaura, " A new mathematical model and control of a three AC-DC voltage source converter" IEE transactions on Industry Applications,1997, pp.116-123
- [17] J.Hu, " Deadbeat controlled pwm converter" AAT MQ 64227, Université McGill, 2000.
- [18] M. Normandeau, " Caractérisation de la micro turbine de Capstone 30 kW " École de Technologie Supérieur, département du génie électrique, mai 2002, Montréal.
- [19] N. Mohan, T.M. Undeland, W.P. Robbins, " Power electronics" John Wiley & sons, New York, 1995.