

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

جامعة جيجل
المكتبة المركزية
رقم الجرد: TH-1081



N° d'ordre :
Série :

**Université Mohammed Seddik
BENYAHIA - Jijel
Faculté des Sciences et de la Technologie
Département : Génie Electrique**

537/12

**Thèse Présentée
Pour l'obtention du Diplôme de Doctorat en Sciences
Spécialité : Electrotechnique**

1081

**Par :
Daoud REZZAK
Thème :**

Application d'une pile à combustible de type PEM (Proton Exchange Membrane) dans la traction électrique automobile

Soutenue le : 23/05/2017, Devant le Jury composé de :

- | | | |
|----------------------------|---|------------|
| • Mr. Bachir NEKHOUL | <i>Prof. Université de Jijel</i> | Président |
| • Mr. Nasserline BOUDJERDA | <i>Prof. Université de Jijel</i> | Rapporteur |
| • Mr. Mohammed MELIT | <i>M.C.A. Université de Jijel</i> | Examineur |
| • Mr. Toufik REKIOUA | <i>Prof. Université de Bejaia</i> | Examineur |
| • Mr. Hammoud REDJEL | <i>Prof. Université de Sétif</i> | Examineur |
| • Mr. Lazhar RAHMANI | <i>Prof. Université de Sétif</i> | Examineur |
| • Mr. Khaled TOUAFEK | <i>Directeur de recherche à l'URAER</i> | Invité |

Remerciements

Avant tout Nous remercions Dieu Le tout puissant de nous avoir donné le courage, la volonté, la patience et la santé durant toutes ces années et que grâce à lui ce travail a pu être réalisé.

Les travaux présentés dans cette thèse ont été effectués au département d'électrotechnique à l'Université Mohammed Seddik BENYAHIA de Jijel, sous la direction du professeur Nasserine BOUDJERDA à qui j'exprime ma profonde gratitude pour la qualité de son encadrement, son esprit scientifique, ses aides précieuses. Je le remercie également pour sa disponibilité totale, ses encouragements dans toutes les phases du travail et ses conseils objectifs, tout au long de ces années, qu'il trouve ici ma grande reconnaissance.

Je tiens à exprimer ma profonde gratitude et mes vifs remerciements à Monsieur Bachir NEKHOUL, Professeur à l'Université Mohammed Seddik BENYAHIA de Jijel pour m'avoir fait l'honneur de présider le jury de cette thèse.

Mes vifs remerciements et ma haute considération vont également à Monsieur Toufik REKIOUA, Professeur à l'Université Abderrahmane Mira de Bejaia pour l'honneur qu'il m'a fait en acceptant de participer à ce jury.

Monsieur Mohammed MELIT, Maître de Conférences à l'université Mohammed Seddik BENYAHIA de Jijel a bien accepté de participer au jury, je le remercie vivement et je suis très sensible à l'honneur qu'il me fait.

Que Messieurs Hammoud RADJEL et Lazhar RAHMANI, tous deux Professeurs à l'Université Ferhat Abbas de Sétif, trouvent ici l'expression de mon profond respect et de ma reconnaissance pour avoir accepté de faire partie du jury.

Mes vifs remerciements et ma haute considération vont également au Monsieur Khaled TOUAFEK, directeur de recherche à l'URAER-Gardaia, pour avoir accepté l'invitation à ce jury.

Dédicaces

À mes très chers parents, que Dieu les protège.

À ma chère épouse.

À mon cher frère et Ma chère sœur.

À ma grande famille.

Et à tous mes amis.

Sommaire

Abréviations.....	i
Liste des Figures.....	ii
Liste des Tableaux.....	vi
Introduction générale.....	1

Chapitre I: Généralités sur les véhicules électriques hybrides à pile à combustible

I.1. Introduction.....	4
I.2. Différentes configurations des véhicules.....	4
I.2.1. Configuration des véhicules conventionnels.....	4
I.2.2. Configuration des véhicules électriques.....	5
I.2.3. Configuration des véhicules hybrides thermiques électriques.....	7
I.2.3.1 Configuration hybride série.....	7
I.2.3.2 Configuration hybride parallèle.....	8
I.2.3.3 Configuration hybride série-parallèle.....	9
I.2.3.4 Configuration hybride complexe.....	10
I.2.4. Configuration des véhicules électriques hybrides à pile à combustible.....	12
I.2.4.1 Structure directe.....	13
I.2.4.2 Structure à un convertisseur.....	14
I.2.4.3 Structure à deux convertisseurs.....	15
I.3. Conclusion.....	16

Chapitre II: Modélisation du système de pile à combustible et du convertisseur DC-DC qui lui est associé

II.1. Introduction.....	17
II.2. Types de piles à combustible.....	17
II.3. Fonctionnement d'une pile à combustible de type PEMFC.....	19
II.4. Structure d'une pile à combustible type PEMFC.....	20
II.5. Les piles à combustible dans l'industrie automobile.....	21
II.6. Description d'un système à pile à combustible.....	22
II.7. Modèle simplifié du système d'alimentation en réactifs du pack à PàC.....	24

II.7.1. Modèle du système des flux cathodiques.....	25
II.7.1.1. Modèle du compresseur.....	26
II.7.1.2. Modèle de la conduite d'alimentation.....	27
II.7.1.3. Modèle (statique) du refroidisseur d'air.....	28
II.7.1.4. Modèle statique de l'humidificateur.....	28
II.7.1.5. Modèle des flux cathodiques.....	29
II.7.1.6. Modèle de la conduite de retour.....	32
II.7.2. Modèle du système des flux anodiques.....	32
II.7.2.1. Contrôleur de flux d'hydrogène.....	32
II.7.2.2. Modèle des flux anodiques.....	33
II.7.3. Modèle d'hydratation de la membrane.....	33
II.7.4. Modèle de la tension du pack à pile à combustible.....	35
II.7.5. Contrôle et gestion de l'air.....	41
II.8. Convertisseur statique associé à la pile à combustible.....	48
II.8.1. Modélisation et commande du convertisseur.....	48
II.8.2. Calcul de l'inductance de lissage du convertisseur parallèle.....	50
II.9. Conclusion.....	52

Chapitre III: Modélisation du super condensateur et du convertisseur DC-DC qui lui est associé

III.1. Introduction.....	53
III.2. Principe de fonctionnement des super condensateurs.....	53
III.2.1. Principe fondamental.....	53
III.2.2. Différents types de super condensateurs.....	55
III.2.3. Modélisation et caractérisation des super condensateurs.....	56
III.2.3.1 Modélisation du super condensateur.....	56
III.2.3.2 Méthodes de caractérisation.....	56
III.2.3.2.1 Caractérisation temporelle.....	57
III.2.3.2.2 Caractérisation fréquentielle.....	57
III.2.3.3 Choix d'un modèle.....	57
III.2.3.3.1 Modèle RC du constructeur.....	57
III.2.3.3.2 Modèle à deux branches.....	59
III.2.3.3.3 Modèle multi branche.....	61

III.2.3.3.4 Choix du modèle de SC à utiliser dans notre système hybride: (PàC- SC).....	65
III.2.4. Système d'équilibrage.....	66
III.2.4.1 Systèmes passifs d'équilibrage.....	67
III.2.4.1.1 Système d'équilibrage avec résistance.....	67
III.2.4.1.2 Système d'équilibrage avec diodes zener.....	67
III.2.4.2 Systèmes actifs d'équilibrage.....	68
III.3. Modélisation du convertisseur statique bidirectionnel associé aux SCs.....	69
III.3.1. Modélisation et commande du convertisseur.....	69
III.3.2. Calcul de l'inductance de lissage du convertisseur bidirectionnel.....	71
III.3.3. Calcul du condensateur de filtrage du bus " C_{Bus} ".....	73
III.4. Conclusion.....	74

**Chapitre IV: Commande vectorielle de la machine synchrone à aimants permanents:
application au véhicule**

IV.1. Introduction.....	75
IV.2. Machines électriques et véhicules électriques.....	75
IV.3. Modèle de la machine synchrone à aimants permanents.....	76
IV.4. Modélisation de l'onduleur triphasé pour la MSAP.....	78
IV.5. Commande vectorielle de la MSAP.....	80
IV.6. Modélisation de la dynamique du véhicule électrique hybride à PàC.....	84
IV.6.1. Le véhicule.....	84
IV.6.2. Les roues.....	85
IV.6.3. La réduction et la transmission.....	86
IV.7. Profil de vitesse pour les tests des véhicules.....	86
IV.8. Conclusion.....	90

Chapitre V: Hybridation pile à combustible – super condensateur et gestion d'énergie

V.1. Introduction.....	91
V.2. Architecture du véhicule électrique hybride à pile à combustible.....	91
V.3. Système de gestion d'énergie des sources hybrides (PàC/SCs).....	93
V.3.1. Commande en courant du convertisseur associé au pack à PàC.....	94

V.3.2. Commande en courant du convertisseur associé aux super condensateurs.....	97
V.3.3. Boucle de régulation de la tension aux bornes des SCs.....	100
V.3.4. Boucle de régulation de la tension du Bus continu.....	101
V.4. Résultat de simulation du véhicule hybride électrique à pile à combustible.....	105
V.5. Conclusion.....	111
Conclusion générale	112
Annexes	114
Bibliographie	124

Abréviations

<i>AFC</i>	: Alkaline Fuel Cell
<i>DMFC</i>	: Direct Methanol Fuel Cell
<i>DC-DC</i>	: Direct Current - Direct Current
<i>EME</i>	: Electrode - Membrane - Electrode
<i>EUDC (ECE-15)</i>	: Extra Urbain Drive Cycle
<i>FTP</i>	: Federal Test Procedure
<i>IGBT</i>	: Insulated-Gate Bipolar junction Transistor
<i>MCFC</i>	: Molten Carbonate Fuel Cell
<i>MSAP</i>	: Machine Synchrone à Aimants Permanents
<i>MCC</i>	: Machine à Courant Continu
<i>MSI</i>	: Machine Synchrone à Inducteur
<i>MRV</i>	: Machine Synchrone à Réductance Variable
<i>MSDE</i>	: Machines Synchrone à Double Excitation
<i>MAS</i>	: Machine Asynchrone
<i>MT</i>	: Moteur Thermique
<i>MLI</i>	: Modulation a Largeur d'Impulsion
<i>NEDC</i>	: New European Driving Cycle
<i>PEMFC</i>	: Proton Exchange Membrane Fuel Cell
<i>PAFC</i>	: Phosphoric Acid Fuel Cell
<i>PàC</i>	: Pile à Combustible
<i>PI</i>	: Contrôleur Proportionnel Intégral
<i>SOFC</i>	: Solid Oxide Fuel Cell
<i>SA</i>	: Source Auxiliaire
<i>SC</i>	: Super Condensateur
<i>UDC</i>	: Urbain Drive Cycle
<i>UDDS</i>	: Urban Dynamometer Driving Schedule
<i>VEP</i>	: Véhicule Electrique Pur
<i>VEB</i>	: Véhicule Electrique à Batterie
<i>VEH</i>	: Véhicule Electrique Hybride
<i>ZSW</i>	: Zentrum für Sonnenergie-und Wasserstoff-Forschung

Liste des Figures

Figure I.1:	Configuration du moteur conventionnel.....	5
Figure I.2:	Configuration du véhicule électrique à batterie.....	6
Figure I.3:	Configuration du véhicule électrique à pile à combustible.....	7
Figure I.4:	Configuration du véhicule hybride série.....	8
Figure I.5:	Configuration du véhicule hybride parallèle.....	9
Figure I.6:	Configuration du véhicule hybride série-parallèle.....	10
Figure I.7:	Configuration du véhicule hybride complexe.....	11
Figure I.8:	Structures PàC /SCs directe.....	13
Figure I.9:	Structures parallèles PàC /SCs à un convertisseur.....	14
Figure I.10:	Structures PàC /SCs à deux convertisseurs.....	15
Figure II.1:	Production de l'électricité dans une pile à combustible.....	19
Figure II.2:	Vue d'ensemble d'une cellule de pile à combustible.....	20
Figure II.3:	Pack de pile à combustible.....	21
Figure II.4:	Toyota Mirai, un véhicule hybride à pile à combustible.....	22
Figure II.5:	Système à pile à combustible.....	23
Figure II.6:	Système simplifié d'un pack à pile à combustible avec alimentation en réactifs.....	25
Figure II.7:	Cartographie du compresseur.....	27
Figure II.8:	Tension d'une cellule à PàC en fonction de la densité de courant à température constante (80°C) et pour différentes valeurs de la pression cathodique (entre 1 et 3 bars).....	39
Figure II.9:	Tension du pack en fonction du courant à température constante (80°C) et pour différentes valeurs de la pression cathodique (entre 1 et 3 bars).....	39
Figure II.10:	Puissance du pack en fonction du courant à température constante (80°C) et pour différentes pressions cathodiques (entre 1 et 3 bars).....	40
Figure II.11:	Tension du pack en fonction de la densité de courant à pression cathodique constante (2.5 bar) et pour différentes températures (entre 0°C et 100°C).....	40

Figure II.12:	Tension du pack pour une pression cathodique de 2.5 bars pour deux valeurs de la teneur en eau de la membrane.....	41
Figure II.13:	Puissance nette du système à différentes valeurs du courant en fonction de λ_{O_2}	42
Figure II.14:	Schéma de régulation de λ_{O_2} à l'aide d'un régulateur PI classique.....	43
Figure II.15:	Réponses dynamique d'un système à PàC à une série d'échelons de courant.....	46
Figure II.16:	Régulation de λ_{O_2} avec une limitation de pente de i_{FC}	46
Figure II.17:	Performances de λ_{O_2} la régulation de avec et sans limiteur de pente de i_{FC}	47
Figure II.18:	Convertisseur statique unidirectionnel associé au pack à PàC.....	48
Figure II.19:	Modèle à valeur moyenne du convertisseur unidirectionnel en courant....	50
Figure II.20 :	Ondulation du courant du l'inductance L_{FC}	50
Figure III.1:	Structure interne d'un super condensateur.....	54
Figure III.2:	Circuit équivalent simplifié d'un super condensateur.....	55
Figure III.3:	Modèle constructeur d'un super condensateur.....	57
Figure III.4:	Charge et décharge du super condensateur "PC 7223" avec un courant de 100A.....	58
Figure III.5:	Charge et décharge du super condensateur "PC 7223" avec un courant de 400A.....	59
Figure III.6:	Modèle à deux branches d'un super condensateur.....	60
Figure III.7:	Charge et décharge du SC PC7223 selon le modèle à deux branches.....	61
Figure III.8:	Modèle énergétique multi branche d'un SC [69-74].....	62
Figure III.9:	Charge et décharge du modèle multi branches à trois éléments.....	63
Figure III.10:	Charge et décharge du modèle multi branches à quinze éléments.....	64
Figure III.11:	Evolution de la capacité en fonction de la tension du SC [70-71].....	65
Figure III.12:	Comparaison des trois modèles du SC.....	66
Figure III.13:	Système d'équilibrage résistif.....	67
Figure III.14:	Système d'équilibrage avec diodes zener.....	67
Figure III.15:	Equilibrage de 4 cellules à base d'un convertisseur buck-boost.....	69
Figure III.16:	Convertisseur statique bidirectionnel associe au SCs.....	70
Figure III.17:	Modèle à valeur moyenne du convertisseur bidirectionnel en courant.....	71

Figure III.18:	Ondulation du courant.....	71
Figure III.19:	Ondulation de tension.....	73
Figure IV.1:	Transformation de Park: repère a, b, c et repère d, q de Park.....	77
Figure IV.2:	Onduleur de tension triphasé à deux niveaux.....	78
Figure IV.3:	Validation du modèle à valeur moyenne du l'onduleur triphasé.....	79
Figure IV.4:	Commande vectorielle de la MSAP.....	80
Figure IV.5:	Boucles de courant.....	81
Figure IV.6:	Boucles de courant simplifiées.....	82
Figure IV.7:	Boucles de vitesse.....	82
Figure IV.8:	Analyse de la stabilité des boucles de courant et de vitesse.....	83
Figure IV.9:	Schéma des sous-modèles de la chaîne de traction du véhicule.....	84
Figure IV.10:	Bilan des forces s'exerçant sur le véhicule.....	84
Figure IV.11:	Profil de vitesse pour un véhicule suivant un cycle NEDC.....	87
Figure IV.12:	Profil de vitesse pour un véhicule suivant un cycle ECE-15.....	88
Figure IV.13:	Profil de vitesse suivant un cycle combiné ECE-15 et EUDC.....	88
Figure IV.14:	Puissance à fournir pour le véhicule hybride.....	89
Figure V.1:	Architecture du véhicule électrique hybride à pile à combustible.....	92
Figure V.2:	Schéma globale du système de gestion d'énergie des sources hybrides....	93
Figure V.3:	Contrôle en courant du convertisseur associé à la PàC.....	94
Figure V.4:	Fonctions de transfert de la boucle du courant du convertisseur élevateur.....	95
Figure V.5:	Diagramme de Bode de la boucle de courant de la pile à combustible....	96
Figure V.6:	Réponse de la boucle de courant du pack à PàC.....	96
Figure V.7:	Principe du contrôle du convertisseur associé aux supercondensateurs....	97
Figure V.8:	Boucle de courant du convertisseur bidirectionnel.....	98
Figure V.9:	Diagramme de Bode de la boucle de courant des SCs.....	98
Figure V.10:	Réponses de la boucle de courant des SCs.....	99
Figure V.11:	Boucle de régulation de la tension des SCs.....	100
Figure V.12:	Boucle de régulation de la tension du Bus continu.....	101
Figure V.13:	Fonction de limitation du courant des Super condensateurs.....	103
Figure V.14:	Diagramme de Bode de de la boucle de tension du Bus continu.....	104
Figure V.15:	Réponse indicielle normalisée du système.....	104

Figure V.16:	Boucle de tension du Bus continu et boucle de courant du convertisseur des SCs.....	105
Figure V.17:	Diagramme de Bode des fonctions de transferts en cascade.....	105
Figure V.18:	Systèmes de contrôles pour le véhicule hybride électrique à pile à combustible.....	106
Figure V.19:	Les performances de la MSAP.....	107
Figure V.20:	Performances de fonctionnement du système à pile à combustible.....	109
Figure V.21:	Performances de fonctionnement des supercondensateurs.....	109
Figure V.22:	Performances de fonctionnement de Bus continu.....	110
Figure V.23:	Gestion de puissance.....	110
Figure V.24:	Performances de fonctionnement de Bus continu.....	111

Liste des Tableaux

Tableau II.1:	Différents types de piles à combustible.....	18
Tableau II.2:	Caractéristiques des convertisseurs de puissance.....	52
Tableau III.1:	Paramètres du SC PC7223 selon le modèle énergétique de F. Belhachemi [70].....	63
Tableau III.2:	Caractéristiques des convertisseurs de puissance.....	72
Tableau III.3:	Caractéristiques des convertisseurs de puissance.....	74
Tableau IV.1:	Comparaison des technologies de machine électrique.....	76
Tableau IV.2:	Paramètre des contrôleurs PI.....	83
Tableau B.1:	Paramètres de la carte du compresseur.....	119
Tableau B.2:	Coefficients de régression des caractéristiques du compresseur.....	120
Tableau C.1:	Paramètres utilisés dans le modèle du système à pile à combustible.....	121
Tableau C.2:	Paramètres utilisés dans le modèle de la MSAP et la dynamique du véhicule.....	121

Introduction générale

Introduction générale

Le développement rapide dans le secteur de l'industrie automobile et la croissance du nombre de véhicules dans le monde sont à l'origine de graves problèmes pour l'environnement et les ressources en hydrocarbures. La détérioration de la qualité de l'air, le réchauffement de la planète et l'épuisement des ressources pétrolières constituent de sérieuses menaces pour la vie moderne. En effet, une grande partie des émissions de dioxyde de carbone sont dues aux véhicules à base des énergies fossiles [1]. Actuellement, des normes très rigoureuses relatives à l'émission des gaz à effet de serre et à l'amélioration du rendement énergétique stimulent le développement de véhicules plus sûrs, plus propres et plus efficaces. Aujourd'hui il est reconnu que les véhicules à base des piles à combustible sont les solutions les plus prometteuses pour un avenir proche [1]. En effet l'hydrogène produit à partir des sources de nature renouvelable (modules photovoltaïques par exemple) selon le principe de l'électrolyse de l'eau et utilisé par le principe d'oxydoréduction dans des piles à combustible, plutôt qu'une combustion directe de l'hydrogène dans une machine thermique, permet de produire directement de l'électricité avec une utilisation énergétique sans pollution locale ni nuisances sonores [2]. Pour ces raisons, les industriels automobiles accordent beaucoup d'intérêt aux véhicules électriques à base de piles à combustible qui constituent l'objet d'intenses efforts de recherche et développement.

Il existe une multitude de types de piles à combustible, celle dite à membrane échangeuse de protons (de l'anglo-saxon: Proton Exchange Membrane Fuel Cell: PEMFC) est la plus adaptée pour les applications automobiles à cause de sa basse température de fonctionnement, de la structure solide de sa membrane et de sa densité de puissance élevée [3]. Cependant, cette dernière présente toujours des limites sérieuses quand elle est utilisée seule dans une voiture électrique en raison de sa lente dynamique, sa courte durée de vie et sa non réversibilité en courant. Pour cela l'ajout d'une source d'énergie auxiliaire qui permet l'apport et la récupération d'une grande densité de puissance dans un temps très court est indispensable. Parmi les sources auxiliaires les plus utilisées pour le stockage d'énergie à bord d'un véhicule électrique on trouve les batteries et les super condensateurs, ces derniers sont les mieux placés pour ces applications à cause de leurs fortes densités de puissance par rapport aux batteries [1-3].

On appelle un véhicule électrique hybride lorsque deux sources d'énergies ou plus (pile à combustible - super condensateurs dans notre cas) sont utilisées à son bord [4-14].

Cette hybridation pose un autre défi: la gestion du transfert d'énergie entre les différentes sources (PEMFC et SC) et la charge (moteur de propulsion), qui est représentée par la machine synchrone à aimants permanents dans la grande majorité des applications actuelles [15-32]. Parmi les études récentes sur l'hybridation, les différentes configurations des sources ont fait l'objet d'un certain nombre de travaux [4-32]. Plus récemment, les stratégies de gestion d'énergie sont à l'étude [13, 17, 20, 25, 28]. Parmi les objectifs de notre thèse, nous proposons une stratégie de gestion d'énergie simple et efficace, pour cela nous avons procédé à l'aide de régulateurs de type proportionnel-intégral « PI » classiques et les résultats sont très satisfaisants dans des essais normalisés en cycles urbains et extra urbains. Nous avons présenté ce travail en cinq chapitres:

Dans le premier chapitre, *Généralités sur les véhicules électriques hybrides à pile à combustible*, les différentes configurations des véhicules électriques, hybrides thermiques électriques, et électriques hybrides à pile à combustible sont présentées en première partie. La deuxième partie de ce chapitre est consacrée aux différentes structures des véhicules électriques hybrides à pile à combustible. Nous terminons le chapitre par une description de la structure retenue dans notre thèse.

Le second chapitre, *Modélisation d'un système à pile à combustible et du convertisseur DC-DC qui lui est associé*, montre les différents types de piles à combustible, dont celle de type PEMFC retenue pour notre application. Par la suite, nous proposons un modèle dynamique (Anode, cathode, Membrane, tension de la pile) avec les systèmes d'alimentation en réactif (Compresseur, conduite d'alimentation, conduite de retour, humidificateur, refroidisseur, vanne de l'hydrogène), une régulation du rapport d'excès en oxygène est présentée afin d'obtenir un fonctionnement optimal du système. La modélisation et le dimensionnement du convertisseur DC-DC unidirectionnel associé à la pile est effectuée à la fin de ce chapitre.

Le troisième chapitre, *Modélisation du super condensateur et du convertisseur DC-DC qui lui est associé*, traite le principe de fonctionnement, les différents types, la caractérisation et la modélisation des super condensateurs. A la fin de ce chapitre, nous effectuons aussi la modélisation et le dimensionnement du convertisseur DC-DC bidirectionnel associé avec les super condensateurs.

L'avant-dernier chapitre, *Commande vectorielle de la machine synchrone à aimants permanents: application au véhicule électrique*, présente les différents types de machines électriques qui peuvent être utilisées dans le véhicule électrique hybride. Notre choix porte sur la machine synchrone à aimants permanents (MSAP), nous proposons ensuite une commande

vectorielle en vitesse de cette machine avec application à la propulsion automobile. Pour cela une modélisation de la dynamique du véhicule électrique hybride à pile à combustible a été effectuée et le profil de vitesse pour les tests du véhicule a été choisi.

Le dernier chapitre, *Hybridation pile à combustible – super condensateur et gestion d'énergie*, propose une commande pour une gestion efficace de l'énergie électrique qui circule entre les sources hybrides (pile à combustible – super condensateur) et la charge (machine synchrone à aimants permanents), en respectant les contraintes imposées par les différents éléments du véhicule et en minimisant le stress dans la pile à combustible par déviation de la demande fortement variable vers les super condensateurs. Les résultats de simulation sont présentés et discutés.

Enfin, nous terminons par une conclusion générale et des perspectives.

Chapitre I:

Généralités sur les véhicules électriques hybrides à pile à combustible

I.1. Introduction

Le manque des ressources fossiles et les conséquences des gaz à effet de serre ont favorisé le développement de nouvelles configurations de véhicules hybrides (Moteur thermique et électrique) ou tout électrique. Afin d'atteindre l'objectif de zéro émission de gaz à effet de serre, un deuxième concept de véhicule électrique fondé sur l'hybridation tout électrique en utilisant des batteries [5-9] est apparu. Connaissant la faible autonomie des batteries et leur courte durée de vie [9], ces dernières peuvent être remplacées par des piles à combustibles (PàC) qui utilisent l'hydrogène comme source d'énergie principale et produisent de l'eau comme rejet [4, 30-32].

Dans ce chapitre nous allons étudier les configurations les plus importantes des véhicules conventionnels, électriques et hybrides. Nous montrerons ensuite le mode de fonctionnement, les principales caractéristiques, ainsi que les avantages et les inconvénients de telles structures. Le véhicule électrique hybride alimenté par deux sources d'énergie « une pile à combustible comme source d'énergie principale et une batterie de super condensateurs (SC) comme source d'énergie auxiliaire » est aussi présenté, en outre nous allons voir les différentes architectures des véhicules électriques hybrides à piles à combustible et nous allons effectuer un choix justifié d'une architecture comme objet de cette thèse.

I.2. Différentes configurations des véhicules

Afin de choisir la meilleure configuration du véhicule, nous allons présenter les différents types de véhicules (conventionnels, électriques, hybrides et électriques hybrides), qui peuvent être adaptés pour bénéficier du concept de la gestion d'énergie, dans le but d'économiser le carburant, de réduire les émissions de gaz à effet de serre et de prolonger la durée de vie des sources d'énergie [1, 32-34].

L'examen de ces configurations est d'une grande utilité pour bien comprendre le concept des véhicules hybrides. De plus, en fonction des performances de certaines configurations par rapport à d'autres, nous orientons notre travail vers la configuration qui répond le mieux à nos critères de choix.

I.2.1. Configuration des véhicules conventionnels

La figure I.1 représente la configuration d'un véhicule conventionnel, le moteur thermique (MT) fournit toute la puissance de propulsion du véhicule [34]. La transmission d'un véhicule conventionnel comprend l'embrayage, la boîte de vitesses et l'entraînement final.

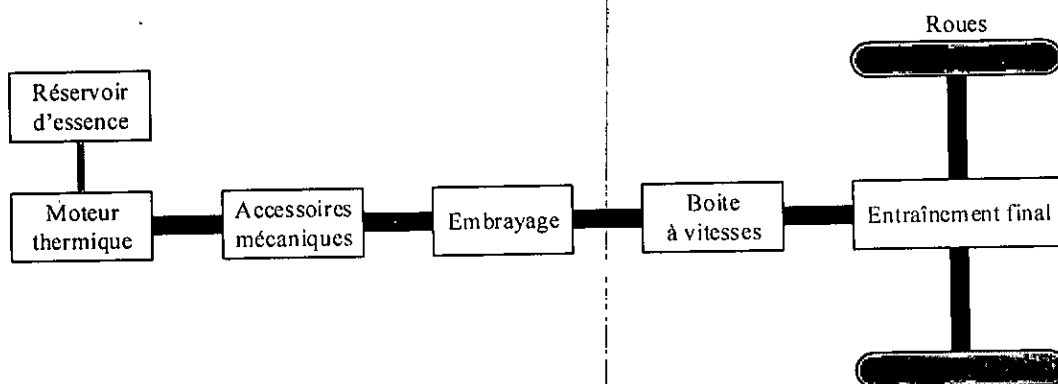


Figure I.1: Configuration du moteur conventionnel

La conversion couple-vitesse est assurée par la transmission mécanique pour la vitesse propre des roues avant ou arrière. Une transmission à plusieurs vitesses est nécessaire en raison des limites du moteur thermique, telles que l'incapacité de tourner en dessous de 800 tours par minute [34] ainsi que l'incapacité de fournir un couple important pour les opérations des véhicules à faible vitesse ou de maintenir une haute efficacité dans certaines conditions de fonctionnement. Plusieurs fabricants sont capables de produire des véhicules conventionnels d'où le large choix actuel à travers le monde.

Comme une solution alternative aux véhicules conventionnels qui sont les principaux contributeurs à la pollution atmosphérique et aux émissions de gaz à effet de serre, les nouvelles technologies de propulsion automobile, en cours de développement incluent les véhicules électriques et les véhicules électriques hybride.

I.2.2. Configuration des véhicules électriques

Contrairement aux véhicules conventionnels entraînés par un moteur thermique (MT), le véhicule électrique est propulsé par l'électricité stockée dans les systèmes de stockage d'énergie, comme les batteries, les super condensateurs ou les volants d'inerties. Les véhicules électriques sont aussi appelés véhicules électriques purs (VEP), ou véhicules électrique à batterie (VEB) dans le cas où la source principale de stockage d'énergie est une batterie.

La configuration du Véhicules Electrique à Batterie (VEB) est représentée dans la figure I.2 [9, 34].

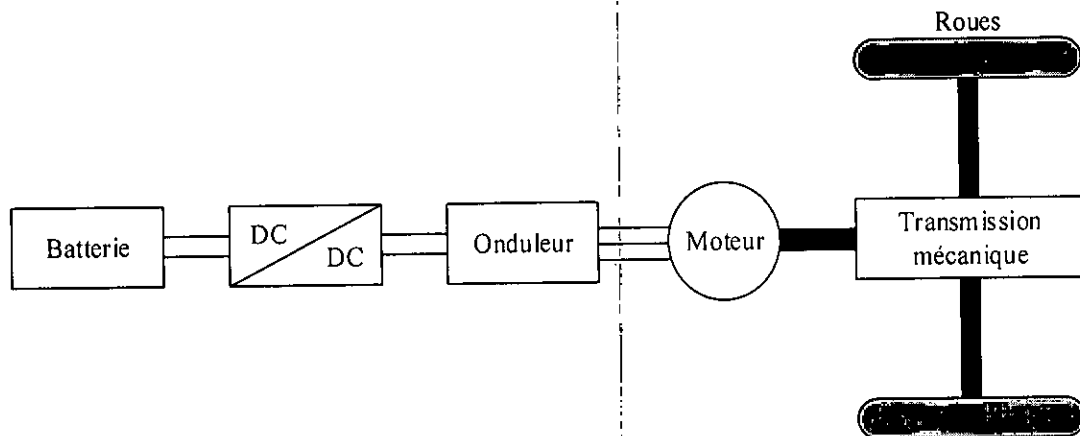


Figure I.2: Configuration du véhicule électrique à batterie

Le véhicule électrique à batterie est constitué d'une batterie pour le stockage d'énergie, d'un moteur électrique et de deux convertisseurs électroniques de puissance à savoir un hacheur et un onduleur.

La batterie est chargée par un chargeur qui peut être soit à bord du véhicule ou monté à l'extérieur au niveau d'un point de charge. L'onduleur est responsable de la direction et la quantité d'énergie fournie vers / par le moteur électrique de telle sorte que la vitesse du véhicule et la direction de déplacement peuvent être commandées. On doit noter qu'au cours du processus de freinage, la batterie est rechargée par une énergie régénérative. Le convertisseur DC-DC est utilisé pour faire correspondre la tension de la batterie à celle du Bus continu de l'onduleur. La transmission mécanique montrée dans la figure I.2 est constituée par l'ensemble des engrenages et des réducteurs de vitesse.

La limite des véhicules électriques à batterie dans les longs voyages (sans recharge) incite à la recherche et au développement des véhicules électriques à pile à combustible (PàC), ces derniers ont presque la même configuration que celle des véhicules électriques à batteries (comme représenté dans la figure I.3) à l'exception de la source d'énergie principale, le carburant utilisé est l'hydrogène pur stocké à bord. Les véhicules à pile à combustible ont une grande autonomie et sont réellement des véhicules à zéro émission de gaz [34].

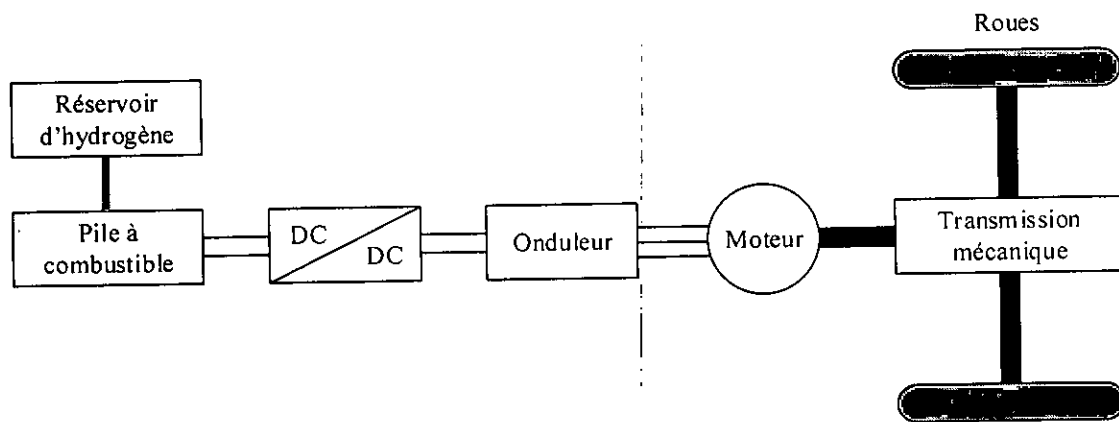


Figure I.3: Configuration du véhicule électrique à pile à combustible

I.2.3. Configurations des véhicules hybrides thermiques électriques

Dans les véhicules hybrides il y a deux ou plusieurs sources d'énergie de natures différentes, dans les types les plus courants on trouve généralement un moteur thermique (MT) combiné avec une batterie, un moteur électrique, et / ou un générateur électrique. Les véhicules hybrides thermiques électriques peuvent être classifiés en quatre types différents, selon la façon dont les composants du groupe propulseur sont arrangés en configuration: série, parallèle, série-parallèle, et complexe [1, 9, 33-35].

I.2.3.1 Configuration hybride série

Ce type de véhicules (Figure I.4), est équipé de deux sources d'énergie, alimentant un ou plusieurs moteurs électriques pour propulser le véhicule. La source d'énergie principale est un réservoir de carburant et le convertisseur d'énergie est un moteur thermique couplé à une génératrice électrique [1, 9, 33-35]. La sortie de la génératrice électrique est reliée à un bus d'alimentation électrique par l'intermédiaire d'un convertisseur électronique (redresseur), qui assure la recharge de la source auxiliaire d'énergie et l'alimentation de la motorisation électrique. La source auxiliaire d'énergie est une source bidirectionnelle, elle peut être une batterie, connectée au Bus continu par l'intermédiaire d'un convertisseur de puissance (convertisseur DC-DC). Le Bus à courant continu est connecté aussi à l'onduleur de la machine électrique qui assure la propulsion du véhicule. La machine de traction peut être contrôlée pour fonctionner soit comme un moteur soit comme une génératrice [1, 9, 33-35].

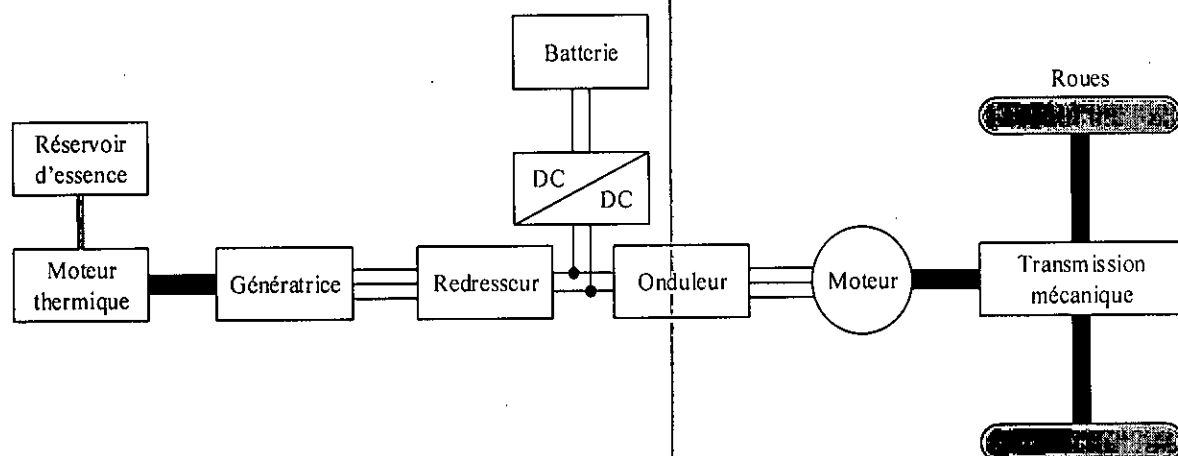


Figure I.4: Configuration du véhicule hybride série

Parmi les avantages du véhicule hybride série nous citons [1, 31, 33-34]:

- Le moteur thermique est entièrement découplé mécaniquement des roues motrices, ce qui lui permet de travailler dans sa plage de rendement maximal avec une émission minimale des gaz à effet de serre.
- La possibilité d'utilisation de stratégies de contrôles simples.
- La possibilité d'utiliser deux moteurs ou même quatre, au lieu d'un, sans complexité au niveau de la transmission de la puissance aux roues.

Parmi les inconvénients, nous pouvons citer [1, 31, 33-34] :

- Un faible rendement global. En effet, la transformation en deux temps de l'énergie mécanique produite par le moteur thermique en énergie électrique via la génératrice, puis en énergie mécanique par le moteur électrique diminue le rendement du véhicule.
- Des frais supplémentaires engendrés par le prix et le poids de la génératrice couplée au moteur thermique.
- Le moteur de traction doit être dimensionné pour répondre à la forte demande de puissance, car il est la seule source d'énergie reliée aux roues.

1.2.3.2 Configuration hybride parallèle

Dans ce type de véhicules, le moteur électrique et le moteur thermique sont reliés à la transmission par l'intermédiaire d'un dispositif de couplage mécanique, comme des embrayages séparés, de sorte que le véhicule puisse être entraîné soit par le moteur thermique, soit par le moteur électrique, soit par les deux en même temps [1]. Les exigences de puissance du moteur thermique dans les configurations hybrides parallèles sont inférieures

à celles d'un véhicule électrique de taille similaire. La configuration du véhicule hybride parallèle est représentée sur la figure I.5 [1, 31, 33, 35].

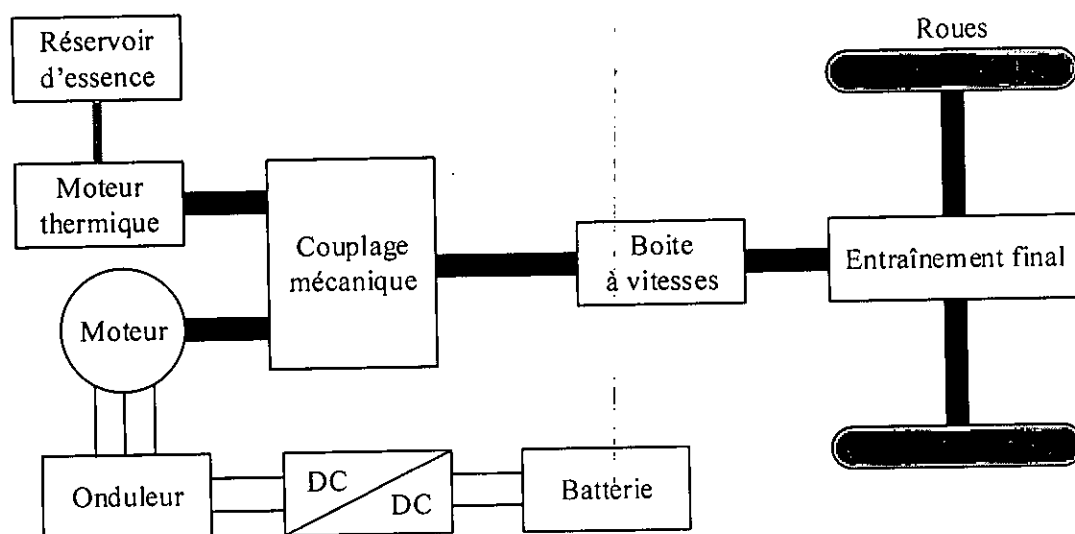


Figure I.5: Configuration du véhicule hybride parallèle

Parmi les avantages du véhicule hybride parallèle nous citons [1, 31, 33-34] :

- Le moteur thermique et le moteur électrique sont reliés directement aux roues sans conversion de l'énergie requise, par conséquent les pertes d'énergie sont moindres par rapport à la configuration série.
- Un petit moteur thermique offre une meilleure économie de carburant et pour avoir plus de puissance le moteur électrique et le moteur thermique fonctionnent ensemble.

Parmi les inconvénients du véhicule hybride parallèle nous citons:

- La liaison rigide entre le moteur thermique et les roues constituent un obstacle pour l'exploitation de celui-ci efficacement.
- La complexité de la conception et de l'architecture contrôle commande.

I.2.3.3 Configuration hybride série-parallèle

Considérant les avantages des deux configurations séries et parallèles, les fabricants et les chercheurs ont mis au point des véhicules électriques hybrides (VEH) série parallèle. Ces VEHs peuvent fonctionner soit par l'utilisation du moteur électrique seul soit avec l'assistance du moteur thermique [36-37]. La configuration des véhicules série-parallèle est représentée dans la figure I.6; les puissances du moteur thermique et du moteur électrique sont

couplées pour conduire le véhicule en fonctionnement parallèle. Pendant que la puissance circule du moteur thermique vers la génératrice et ensuite vers le moteur électrique la configuration peut être considérée en série [34]. Il y a beaucoup de choix pour concevoir l'appareil de "sélection de mode". Le plus simple consiste à utiliser des embrayages à fin de sélectionner l'arbre à relier au moteur thermique, c'est-à-dire pour connecter soit l'entraînement final soit la génératrice au moteur thermique. Un autre choix est celui d'avoir un dispositif de répartition de puissance comme le train planétaire épicycloïdal pour répartir la puissance du moteur thermique entre l'arbre d'entraînement et le générateur électrique.

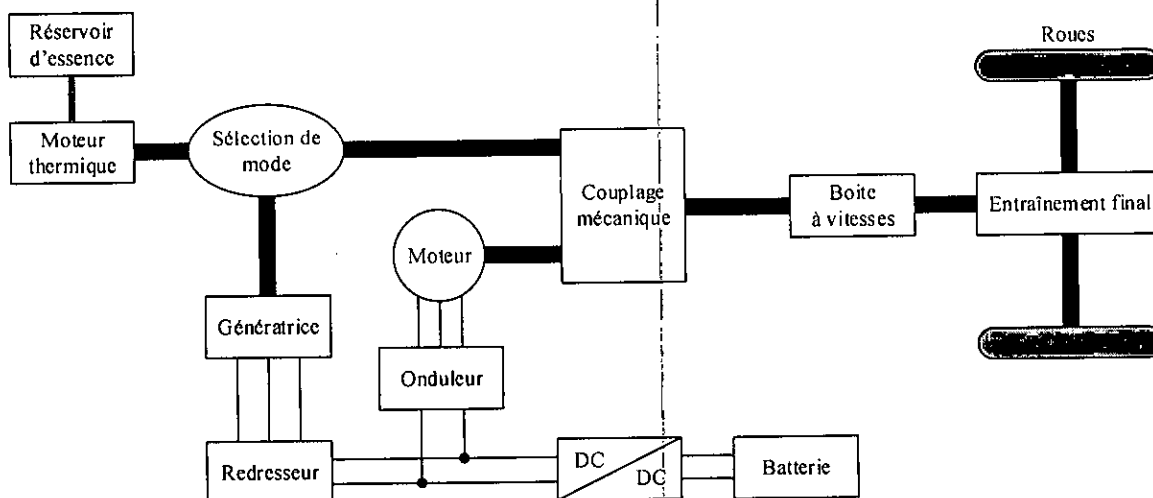


Figure I.6: Configuration du véhicule hybride série-parallèle

La batterie peut être chargée par la puissance fournie par la génératrice. Le moteur électrique peut aussi fournir la puissance aux roues en parallèle avec le moteur thermique. L'unité de contrôle prend en charge la sélection du mode de conduite. Lorsque de courtes rafales de puissance sont nécessaires, le moteur thermique et le moteur électrique fournissent l'ensemble de la puissance requise par la demande du véhicule.

1.2.3.4 Configuration hybride complexe

Il existe d'autres configurations des véhicules hybrides thermiques électriques qui ne peuvent pas être classifiées dans les trois types vus dans les sections précédentes. Un exemple est représenté dans la figure 1.7 [1,9, 33-35]. Il est basé sur deux axes de propulsions, une capacité de quatre roues motrices, plusieurs moteurs électriques et un moteur thermique [34].

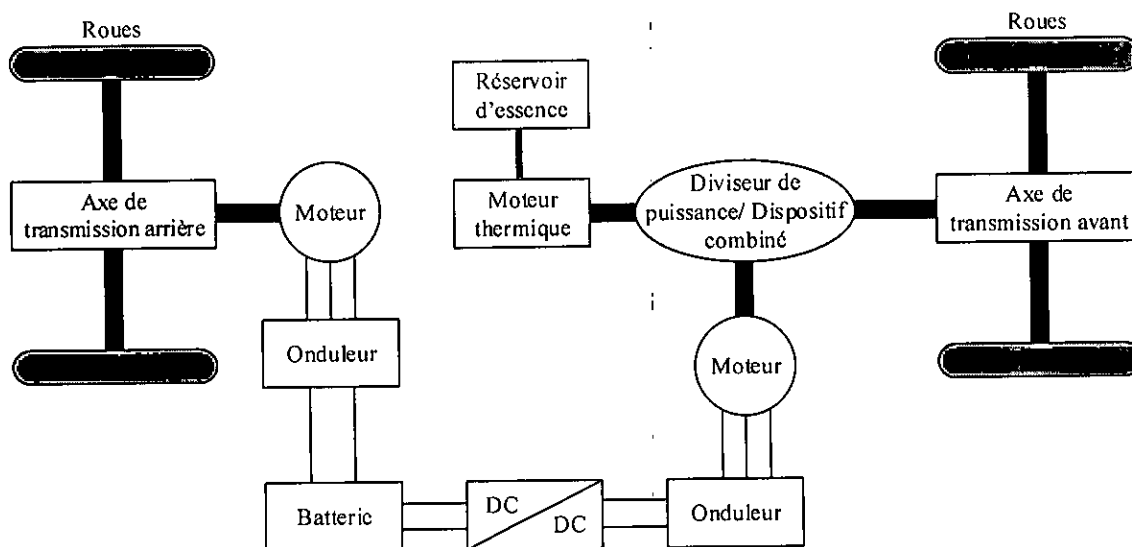


Figure I.7: Configuration du véhicule hybride complexe

Cette configuration est similaire au système hybride série-parallèle. Toutefois, la différence principale est que le moteur électrique connecté au (diviseur de puissance/ dispositif combiné) dans la configuration hybride complexe permet un écoulement d'énergie dans les deux directions, tandis que le générateur dans la configuration hybride série-parallèle permet seulement un écoulement d'énergie dans une seule direction.

Cet écoulement d'énergie en deux directions résulte en un mode de fonctionnement à trois puissances de propulsion (délivrées par le moteur thermique et par les deux moteurs électriques) qui est impossible dans la configuration série-parallèle [35]. Une autre différence est que généralement dans la configuration hybride série-parallèle, le véhicule est propulsé à travers les roues avant par le moteur thermique et/ou un moteur électrique. Néanmoins, dans la configuration hybride complexe, l'axe des roues avant et l'axe des roues arrière sont séparément entraînés par un système hybride : moteur thermique et moteur électrique, respectivement. Dans le mode de fonctionnement normal, la puissance du moteur thermique est divisée pour propulser l'axe avant et pour entraîner le moteur électrique utilisé comme générateur pour charger la batterie.

Quand la demande en charge est faible, la batterie alimente en puissance le moteur électrique avant pour entraîner l'axe avant et il est inutile de faire fonctionner le moteur thermique et le moteur électrique arrière. Si le véhicule circule à une forte charge (accélération par exemple), le moteur thermique et le moteur électrique avant fournissent tous les deux l'énergie nécessaire pour entraîner l'axe avant, pendant que le moteur électrique arrière propulse les roues arrière. Les deux moteurs électriques avant et arrière deviennent

générateurs pour charger la batterie dans le mode de régénération (freinage ou décélération) [34].

I.2.4. Configuration des véhicules électriques hybrides à pile à combustible

La figure I.3 représente le schéma bloc d'un véhicule électrique à pile à combustible typique. Dans ce cas, la seule source d'énergie à bord est composée d'une pile à combustible alimentée par un réservoir d'hydrogène installé à l'intérieur du véhicule.

La contrainte principale qui limite l'utilisation d'une pile à combustible seule en tant que source principale dans un système d'alimentation de véhicule électrique réside dans le fait qu'un système de PàC ne peut pas supporter des dynamiques élevées telles qu'exigées par la dynamique du véhicule [2, 4, 29-30]. Cette contrainte s'avère cruciale sur le choix de l'architecture globale du système d'alimentation et sur la gestion d'énergie et de puissance qui lui est associée. La plus ou moins bonne prise en compte de cette contrainte a des répercussions sur d'autres facteurs fondamentaux comme: la durée de vie, la continuité de service, la fiabilité, l'efficacité énergétique...etc. En effet, la valeur de ces indicateurs de performance dépend essentiellement de la dynamique à laquelle on sollicite la PàC et le niveau de la demande.

Afin de protéger la pile à combustible, il convient donc de lui adjoindre une deuxième source "auxiliaire", pour obtenir ainsi une source électrique hybride, d'où l'appellation d'un véhicule électrique hybride à pile à combustible. Le but de cette source auxiliaire est de soulager la PàC en lui évitant de répondre aux transitoires rapides. Les gains espérés sont donc en premier lieu une économie de combustible et une durée de vie importante pour le système de PàC. Aussi, cette source d'assistance doit satisfaire à quelques critères, à savoir: une densité de puissance élevée, un bon rendement sur un cycle pour ne pas compromettre les performances du système, un coût moindre, un poids et un volume réduits afin de ne pas augmenter la taille et le prix du système complet et également nécessiter une légère maintenance pour des questions de coût, de continuité de service et de fiabilité [2, 4, 29-30].

La source auxiliaire (SA) peut être n'importe quel élément de stockage d'énergie électrique (batterie, super condensateur "SC", volant d'inertie ...etc.). Par conséquent, il existe plusieurs configurations des véhicules électriques hybrides à piles à combustible, cette thèse se limite aux structures utilisant une pile à combustible (PàC) comme source d'énergie principale, assistée d'une source d'énergie impulsionnelle réversible à base de super condensateurs (SCs).

La gestion d'énergie de la source hybride a pour objectifs majeurs: le respect de la dynamique de la pile à combustible (qui est limitée principalement par le temps de réponse du compresseur d'air), de contrôler l'état de charge du dispositif de stockage et d'apporter ou d'absorber la puissance exigée par la charge.

Dans la littérature, on rencontre principalement trois types différents de structures hybrides (PàC / SCs): la structure directe, la structure à un convertisseur et la structure à deux convertisseurs [2, 4, 29-30]. Ces structures vont être décrites dans les paragraphes suivants.

I.2.4.1 Structure directe

La structure directe consiste à interconnecter chaque source directement à la charge via le Bus continu (Figure I.8) [2, 4, 29-30].

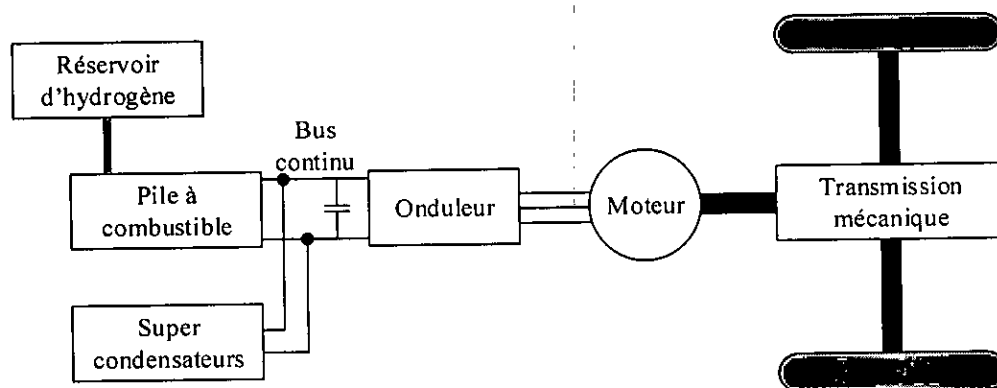


Figure I.8: Structure PàC / SC directe

En régime permanent, la pile fournit la puissance nécessaire à la charge, en même temps le banc de super condensateurs se charge à la valeur de tension résultant de ce point de fonctionnement. En régime transitoire, le principe consiste à profiter de la différence entre la valeur de la tension de la pile et celle du super condensateur ainsi que de leurs constantes de temps; le but est que les courants transitoires de la charge circulent préférentiellement dans les super condensateurs plutôt que dans la pile à combustible. Pour rendre la solution intéressante, il faut donc que, dans la gamme des fréquences visées (des centaines de mHz jusqu'aux hautes fréquences), l'impédance du banc de super condensateur soit nettement inférieure à celle de la pile [38].

Parmi les avantages de la structure directe nous citons:

- Les SCs permettent une circulation réversible de la puissance.

- Sa structure simple permet l'association de deux sources hybrides (PàC – SC) sans aucune gestion d'énergie.

Parmi les inconvénients de la structure directe nous citons:

- Le dimensionnement des SCs est fortement couplé à celui de la PàC (en plus du cahier des charges fixé par la source).
- Les transitoires de la charge peuvent être transmis partiellement à la PàC.
- Les SCs sont surdimensionnés, ce qui provoque un excès dans le volume, le poids et le coût du véhicule.
- La charge doit supporter les variations de tension de la PàC.

I.2.4.2 Structure à un convertisseur

Cette structure consiste à connecter directement la PàC à la charge en utilisant un seul convertisseur bidirectionnel « d'interface » pour régler les puissances. Ce convertisseur n'est utilisé que de manière intermittente, puisqu'il assure l'adaptation des grandeurs électriques (tension / courant) entre les SCs et la charge (Figure I.9) [2, 4, 29-30].

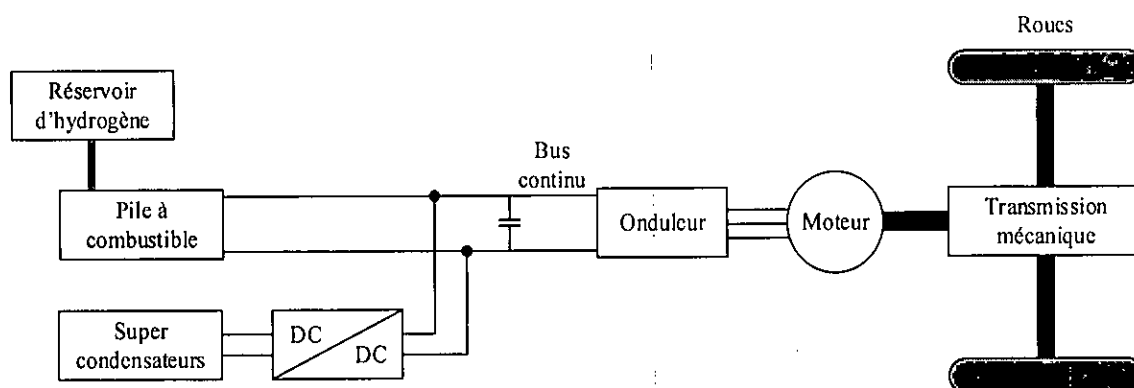


Figure I.9: Structure parallèle PàC /SCs à un convertisseur

Ses avantages principaux sont la simplicité ainsi que la réduction des pertes et des coûts liés aux interfaces de gestion de puissance (convertisseurs statiques). Techniquement, nous pouvons énumérer les avantages suivants :

- Les SCs permettent une circulation réversible de la puissance.
- Structure relativement simple.
- Découplage fort des caractéristiques des SCs et celles de la PàC.
- Maîtrise potentiellement parfaite de la répartition de puissance.

Parmi les inconvénients de la structure directe nous citons:

- La charge doit supporter les variations de tension de la PàC.
- Contrôle et gestion d'énergie complexe.

I.2.4.3 Structure à deux convertisseurs

Cette structure consiste à associer à chaque source un convertisseur statique (Figure I.10) [2, 4, 29-32].

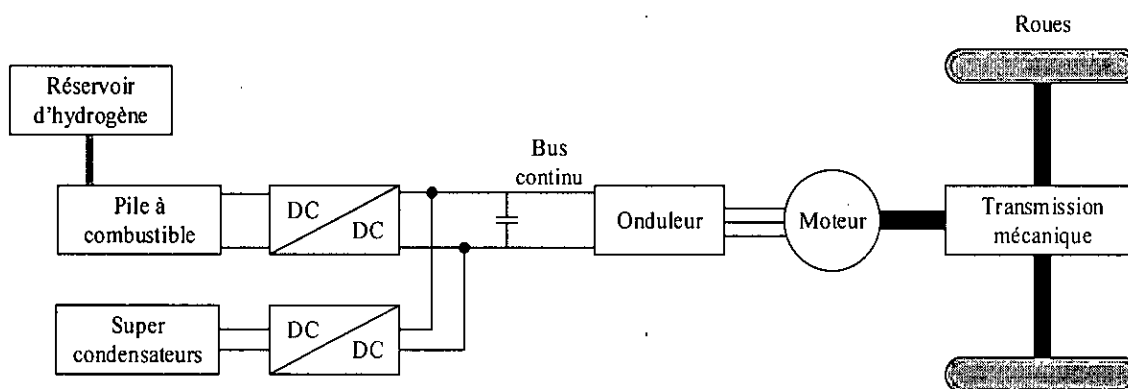


Figure I.10: Structure PàC /SCs à deux convertisseurs

Le convertisseur dédié à la PàC est unidirectionnel en puissance et fonctionne en mode élévateur de tension. Le convertisseur connecté aux SCs fonctionne en survolteur lorsque ceux-ci fournissent transitoirement une partie de la puissance motrice, et opère en dévolteur lorsque les SCs récupèrent l'énergie de freinage ou lorsqu'ils sont chargés par la PàC. Cette structure permet de maîtriser parfaitement la puissance de chaque source.

Malgré le fait que dans cette configuration, on est obligé d'utiliser deux convertisseurs statiques, il y a deux avantages principaux : on peut maintenir constante la tension du Bus continu pour obtenir un bon réglage de vitesse du moteur d'entraînement en plus d'une bonne maîtrise de la gestion d'énergie entre la PàC et les SCs.

Nous rappelons les exigences d'un bon fonctionnement du système hybride qui sont déjà discutées au paragraphe I.2.4:

- Soulagement du stress de la PàC lors des régimes transitoires.
- Satisfaction de la demande en énergie en régime permanent et en régime transitoire avec une bonne gestion des deux sources.
- Récupération de l'énergie de freinage.

Par conséquent, les architectures données en figures I.8 et I.9 ne peuvent pas répondre convenablement à ces exigences vu leurs limites, contrairement à la configuration donnée en figure I.10 qui peut parfaitement répondre à ces exigences. En effet, elle permet d'ajuster et de régler la tension aux bornes de la capacité du Bus continu à une valeur désirée constante pour atteindre la tension nominale du moteur électrique en plus de la récupération de l'énergie de freinage avec une gestion flexible de l'énergie entre les deux sources. Pour ces raisons, nous adoptons cette configuration dans la suite des travaux de cette thèse.

I.3. Conclusion

L'objectif de ce chapitre consiste tout d'abord à présenter quelques aspects caractérisant les véhicules électriques, hybrides thermiques électriques et électriques hybrides. Ensuite, le véhicule électrique hybride est traité avec une attention particulière afin de poser la problématique de nos travaux de thèse à savoir: une gestion efficace des flux énergétiques dans un véhicule électrique hybride à pile à combustible.

Dans la première partie de ce chapitre nous avons présenté brièvement plusieurs architectures de véhicules électriques et hybrides qui présentent des performances et des fonctionnalités variées.

Dans la deuxième partie nous avons étudié les différentes structures des véhicules électriques hybrides à pile à combustible, en utilisant deux sources d'énergie: la pile à combustible comme source d'énergie principale et le super condensateur comme source d'énergie secondaire. Les principaux avantages apportés par cette source secondaire sont l'augmentation de la puissance disponible, l'autonomie et la durée de vie de la pile à combustible ainsi que la récupération efficace de l'énergie au freinage.

La structure du véhicule électrique hybride à pile à combustible choisie pour la suite de notre travail, garantit une souplesse pour la gestion efficace des flux énergétiques entre les sources hybrides et la charge, en plus elle permet d'assurer une tension de Bus continu réglable à une valeur désirée, ce qui permet un réglage de vitesse facile du moteur électrique basé sur la tension et la fréquence d'alimentation.

Chapitre II:

Modélisation du système de pile à combustible (PEMFC) et du convertisseur DC-DC qui lui est associé

II.1. Introduction

La modélisation des piles à combustible prend une part très importante dans leur développement car elle facilite la compréhension des phénomènes mis en jeu en leur sein. Il existe ainsi un grand nombre de modèles de piles à combustible, chacun a généralement ses propres spécificités et utilités, suivant les phénomènes étudiés.

Les modèles varient en fonction de leur niveau de complexité et des échelles de temps et de distance sur lesquelles se déroulent les phénomènes étudiés. Ils deviennent très, voire trop compliqués (temps de calcul informatique rédhibitoire) lorsque l'on tente de tenir compte de l'ensemble des phénomènes. La modélisation doit donc être faite dans une optique précise, en trouvant un juste équilibre dans le degré de finesse à adopter lors de la description des différents phénomènes et en gardant à l'esprit les limites du modèle.

Ce chapitre débute par une description des différents types des piles à combustible, puis nous allons voir le principe de fonctionnement, la structure et l'application dans le secteur automobile d'une pile à combustible de type PEMFC.

Ensuite nous proposons un modèle détaillé qui tient compte des différents phénomènes dynamiques comme le transport des charges et de la matière dans les différentes couches de la pile à combustible électrode-membrane-électrode, ainsi que le comportement non linéaire tension-courant de la pile à combustible modélisé par des équations empiriques. Pour assurer un bon fonctionnement de la pile à combustible, des auxiliaires sont indispensables (compresseur, conduite d'alimentation et de retour, refroidisseur, humidificateur et électrovanne d'hydrogène), ces derniers seront aussi décrits et modélisés.

Afin d'adapter la tension de la pile à combustible à celle du Bus continu et de charger le SC à sa tension de référence, un convertisseur DC-DC unidirectionnel en courant de type élévateur est généralement utilisé. Pour cet effet nous présentons son modèle instantané, puis son modèle à valeur moyenne que nous allons utiliser afin de ne pas alourdir la simulation ainsi que le dimensionnement de l'inductance de lissage nécessaire à son entrée.

II.2. Types de piles à combustible

La pile à combustible (PàC) est un générateur d'électricité transformant l'énergie chimique dégagée d'un gaz ou d'un liquide combustible en énergie électrique en présence d'une chaleur. Dans la plupart des cas, le combustible est l'hydrogène. Les PàCs sont classés selon le choix de l'électrolyte et du combustible utilisé. Le choix de ces deux éléments détermine les réactions aux électrodes et le type d'ions qui traversent l'électrolyte et

conditionnent la température de fonctionnement de la pile. Le Tableau II.1 énumère les différents types de piles à combustible existantes [3, 39-42].

	Nom	Electrolyte	Plage de puissance	Température de fonctionnement	Domaines d'applications
PàC à basses températures	DMFC (Direct methanol fuel cell)	Membrane polymère	1mW à 100KW	60-90°C	Portable
	PEMFC (Proton exchange membrane fuel cell)	Membrane polymère	100W à 500KW	60-90°C	Transport Portable Stationnaire
	AFC (Alcaline fuel cell)	Solution alcaline aqueuse	10KW à 100KW	50-250°C	Transport Spatial
	PAFC (Phosphoric acid fuel cell)	Acide phosphorique	Jusqu'à 10MW	160-220°C	Stationnaire
PàC à hautes températures	MCFC (Molten carbonate fuel cell)	Carbonate fondu	Jusqu'à 100MW	650°C	Stationnaire
	SOFC (Solid oxide fuel cell)	Oxyde solide	Jusqu'à 100MW	750-1050°C	Stationnaire

Tableau II.1: Différents types de piles à combustible

Chaque type de PàC a un domaine d'application privilégié. Parmi les divers types de piles, c'est la pile PEMFC (*Proton Exchange Membrane Fuel Cell*) qui se développe le plus vite [43]. Elle se présente comme le choix le plus adéquat pour des applications dans le domaine du transport et ceci, pour trois raisons essentielles [3] :

- Température de fonctionnement: la pile fonctionne à basse température, (entre 60°C et 90°C), ce qui est adapté à un usage automobile. A haute température, la dégradation des matériaux est assez élevée.
- Structure solide: sa membrane en polymère solide garantit une certaine résistance mécanique vis à vis des contraintes liées à l'environnement automobile; elle empêche notamment les fuites dues aux vibrations.
- Densité de puissance : la propulsion d'un véhicule requiert une puissance de quelques kilowatts à une centaine de kilowatts. En outre, le groupe motopropulseur doit avoir une masse et un encombrement acceptable. La PàC de type PEMFC répond le mieux à ces contraintes avec une densité de puissance comprise entre 1kg/kW et 3kg/kW.

II.3. Fonctionnement d'une pile à combustible de type PEMFC

Dans une PàC de type PEMFC (figure II.1), la fabrication de l'électricité se fait grâce à l'oxydation sur l'électrode négative d'un réducteur, couplée à la réduction sur l'autre électrode d'un oxydant [39-42]. Elle possède une cathode et une anode séparées par un électrolyte qui assure entre autres le passage du courant par transfert ionique des charges. Comme une pile classique, la pile à combustible consomme son oxydant, l'oxygène (O_2) et son réducteur, l'hydrogène (H_2) et continue de fonctionner tant qu'elle est approvisionnée en hydrogène et en oxygène. Chaque réaction produit de l'eau et libère des électrons et de la chaleur.

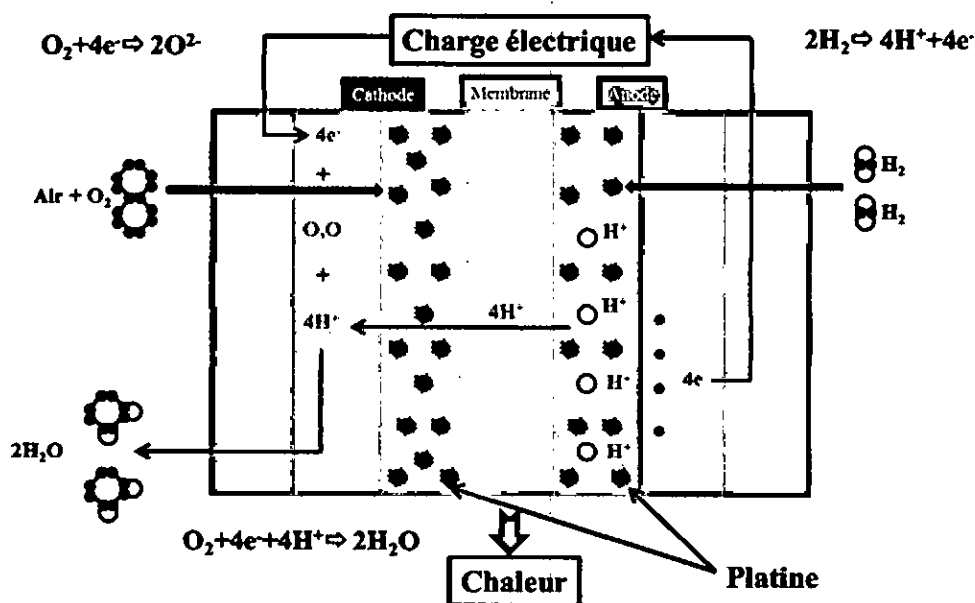


Figure II.1: Production de l'électricité dans une pile à combustible

L'efficacité de l'hydrogène provient de sa grande réactivité électrochimique par rapport aux autres carburants, tels que les hydrocarbures ou les alcools. De plus, l'oxygène est l'oxydant le plus commun en raison de son abondance dans l'air. Les équations chimiques d'oxydoréduction sont les suivantes:



En combinant les deux équations de réaction, on obtient la réaction globale:



L'électricité est produite par les deux électrons libérés par la molécule d'hydrogène, lors de l'oxydation à l'anode. Les protons d'hydrogène H^+ traversent la membrane séparant l'anode de la cathode et se recombinaient à la cathode avec les électrons et les atomes d'oxygène. Idéalement, les seuls produits secondaires de la réaction sont l'eau et la chaleur.

II.4. Structure d'une pile à combustible type PEMFC

La réaction électrochimique a lieu au sein d'une cellule élémentaire. Cette dernière consiste en un assemblage Electrode-Membrane-Electrode (EME) pressé entre deux plaques bipolaires comme représenté dans la figure II.2 [39-42].

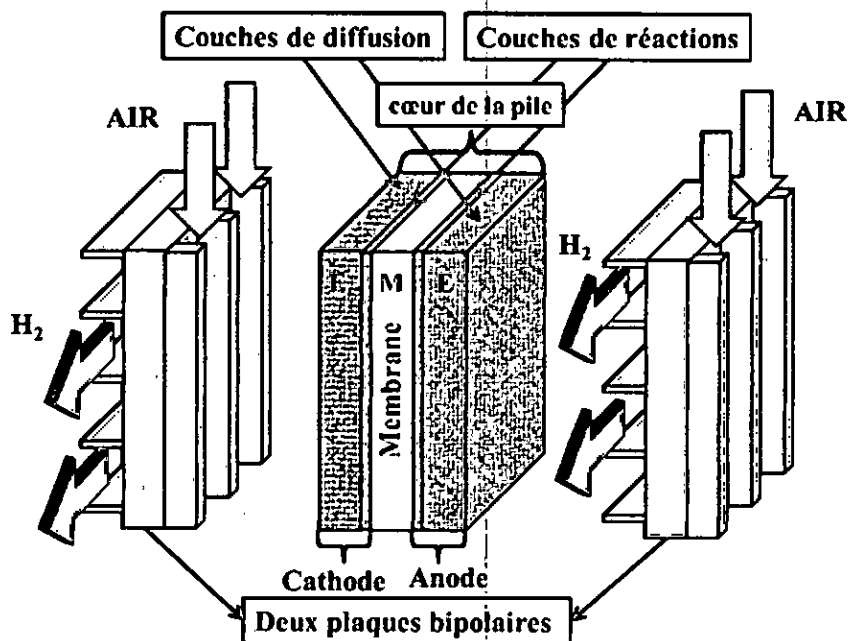
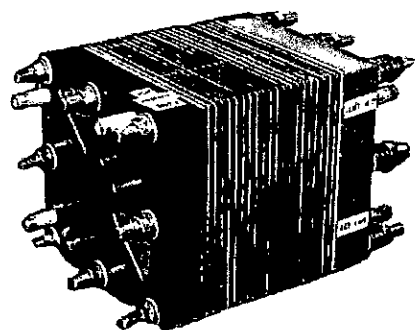


Figure II.2: Vue d'ensemble d'une cellule de pile à combustible

La membrane constitue le cœur de la cellule élémentaire; c'est un électrolyte perméable aux protons d'hydrogène H^+ et imperméable aux gaz.

Un assemblage EME comporte, outre la membrane, deux électrodes : l'anode et la cathode exposées à un flux de gaz qui leur fournit l'apport en réducteur et en oxydant, à savoir l'hydrogène et l'oxygène.

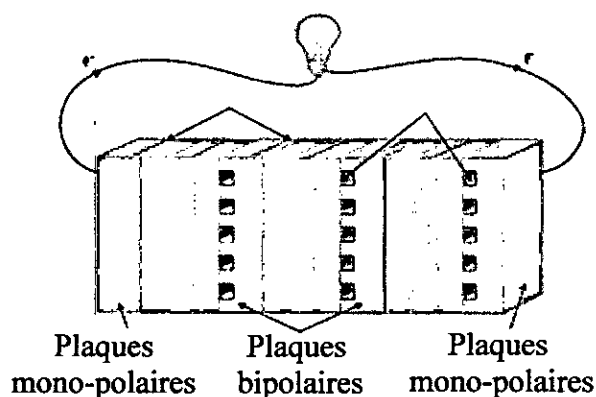
La tension obtenue avec une cellule élémentaire est inférieure à 1 volt, ce qui est insuffisant pour la majorité des applications. Dans le but d'obtenir une source de tension suffisamment élevée, plusieurs cellules sont assemblées en série pour former ce qu'on appelle le pack de pile à combustible (figure II.3).



a) Pack à pile à combustible

Pile "ZSW à 20 cellules"

ZSW : (Zentrum für Sonnenenergie-
und Wasserstoff-Forschung)



b) Pack à 3 cellules
élémentaires

Figure II.3: Pack de pile à combustible

II.5. Les piles à combustible dans l'industrie automobile

Comme la production de l'énergie électrique est réalisée sans émissions de gaz à effet de serre, ce type de véhicules est considéré non polluant et apparaît donc comme une solution intéressante de mobilité durable. Plusieurs programmes de véhicules à PàC ont été lancés au début des années 90.

General Motors a démarré son programme en 1990 et a présenté ses premiers prototypes en 1998. Deux concepts baptisés Hy-Wire et Sequel ont été présentés en 2002 et 2005 respectivement [3].

Toyota Motor Corporation a présenté son premier prototype en 1996 en utilisant une base du véhicule RAV-4 LV. En 2002, elle a commercialisé le premier véhicule à PàC : la

Toyota FCHV. Parmi les derniers concepts de véhicules hybrides à PàC, la Toyota FCV-R a été présentée au salon de Genève en 2012 [3], en 2015 la Toyota Mirai a été introduite dans le marché américain, allemand, belge, britannique et danois, ce qui a fait progresser la production de cette berline, initialement fixée à 700 unités par an (figure II.4) [44].



Figure II.4: Toyota Mirai, un véhicule hybride à pile à combustible

II.6. Description d'un système à pile à combustible

Un pack à pile à combustible doit être intégré avec plusieurs composants auxiliaires pour former un système à pile à combustible complet. Le diagramme de la figure II.5 représente un exemple de systèmes à pile à combustible dont les composants auxiliaires fondamentaux sont:

- Le système d'alimentation en hydrogène.
- Le système d'alimentation en air.
- Le système de refroidissement.
- Le système d'humidification.

Dans la figure II.5, l'hydrogène est fourni par un réservoir à haute pression et le débit est commandé par une vanne. Puisque le stockage à haute pression agit comme une source de grande énergie, le débit d'hydrogène peut être ajusté rapidement. L'air est fourni par un compresseur utilisé pour augmenter la densité de puissance de tout le système. La figure II.5 représente aussi un système d'humidification externe pour les gaz anodiques et cathodiques [45-48].

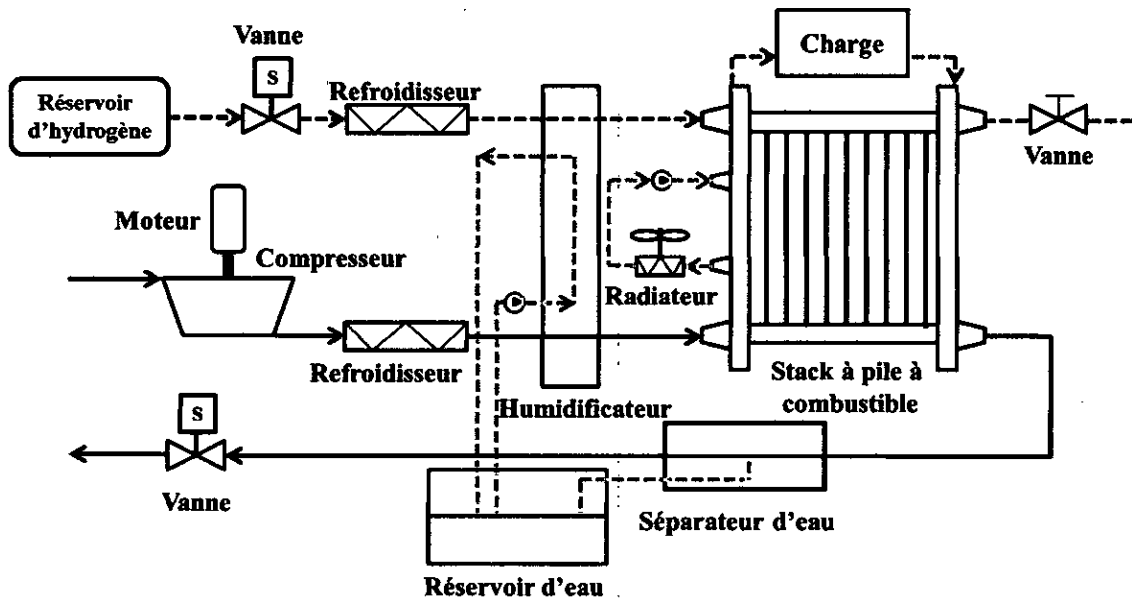


Figure II.5: Système à pile à combustible

La puissance du pack à pile à combustible est le produit de la tension résultante par le courant du pack. La tension d'une cellule est à la fois fonction du courant du pack, des pressions partielles des réactifs sous chaque cellule, de la température d'une cellule et de l'humidité de la membrane.

Dans cette thèse, nous considérons que les cellules à pile à combustible sont conçues pour fonctionner de la même façon, on peut alors les étudier de la même manière et les rassembler sous forme d'un pack de plusieurs cellules. Ainsi, toutes les températures des cellules sont considérées identiques (température maintenue constante pour tout le pack à pile à combustible). De plus, si la déshydratation de la membrane survient, elle se produit simultanément en chaque cellule et toutes les cellules sont représentées ainsi par les mêmes courbes de polarisation. Ces hypothèses de l'invariabilité des performances d'une cellule à une autre sont nécessaires pour pouvoir poser des modèles d'ordres réduits pour tout le système.

Pendant que le courant électrique est tiré de la PàC, l'oxygène et l'hydrogène sont consommés et l'eau et la chaleur sont produites. Pour maintenir la pression partielle désirée d'hydrogène, le niveau de celui-ci doit être complété par son circuit d'alimentation, qui inclut le réservoir d'hydrogène à haute pression et une servovalve d'alimentation. De même, le niveau d'air doit être complété par le système d'air afin de maintenir la pression partielle de l'oxygène. Le système d'air se compose d'un compresseur d'air, d'un moteur électrique et de pipes (ou conduites) entre les composants.

Le compresseur fournit non seulement le flux d'air désiré mais augmente également la pression atmosphérique ce qui améliore de manière significative la vitesse de réaction au niveau de la cathode, et donc le rendement générale et la densité de puissance. Puisque le flux d'air compressé quittant le compresseur est à haute température, un refroidisseur d'air est nécessaire pour réduire la température d'air entrant dans le pack.

Un humidificateur est utilisé pour prévenir la déshydratation de la membrane de pile à combustible. L'eau utilisée dans l'humidificateur est fournie à partir du réservoir d'eau. Le niveau d'eau dans le réservoir est maintenu en accumulant l'eau produite par le pack, qui est transportée avec le flux d'air.

La chaleur excessive libérée dans la réaction de pile à combustible est réduite par le système de refroidissement, qui fait circuler l'eau dés-ionisée à travers le pack à pile à combustible et enlève la chaleur excessive par l'intermédiaire d'un échangeur de chaleur.

II.7. Modèle simplifié du système d'alimentation en réactifs du pack à PàC

Afin de simplifier l'étude du système à pile combustible représenté par la figure II.5 nous présentons en figure II.6 un système simplifié sur la base des hypothèses simplificatrices suivantes:

- **Température de pile constante:** Cette hypothèse est justifiée par le fait que les changements de la température du pack sont relativement lents par rapport à la dynamique transitoire incluse dans le modèle à développer.
- **Température et humidité des flux des réactifs à l'entrée parfaitement commandées,** par une bonne conception des systèmes d'humidification et de refroidissement.
- **Les volumes des cathodes et des anodes de toutes les cellules sont réunis dans un seul volume cathodique et un seul volume anodique du pack.**
- **Les volumes de la conduite d'alimentation et de retour anodique sont très petits, ce qui permet de réunir leurs volumes avec celui de " l'anode ".**

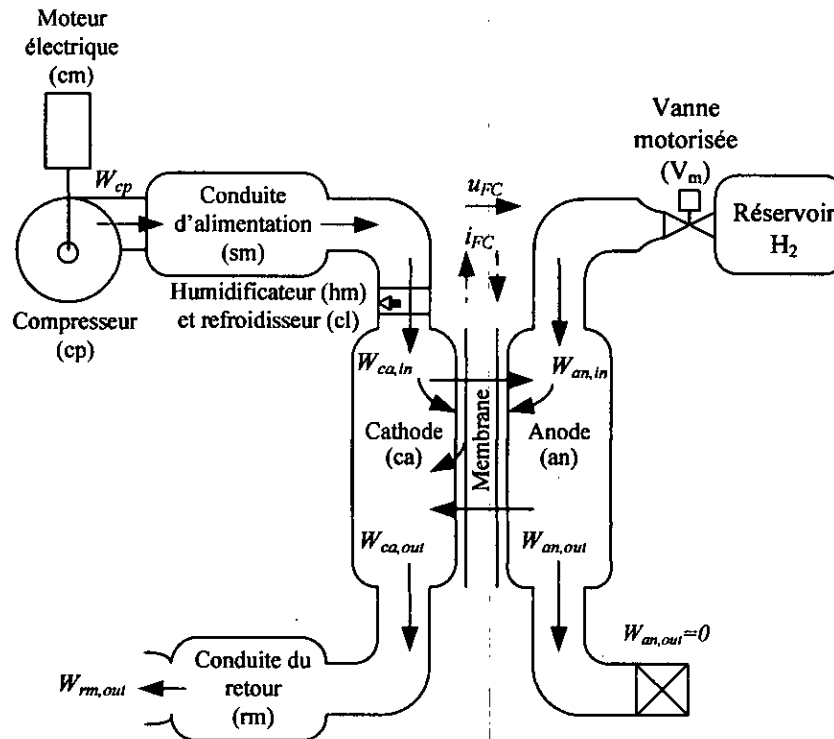


Figure II.6: Système simplifié d'un pack à PàC avec alimentation en réactifs

Nous dénotons toutes les variables liées au volume anodique avec un indice (*an*). La conduite d'alimentation cathodique (*sm*: de l'anglo saxon supply manifold) réunit tous les volumes des pipes et des connexions entre le compresseur et la zone des flux cathodiques (*ca*). La conduite de retour cathodique (*rm*: return manifold) représente le volume des pipes en aval de la cathode du pack. Nous supposons que les propriétés des flux quittant le volume sont les mêmes à l'intérieur du volume, les indices (*cp*) et (*cm*) dénotent respectivement les variables associées au compresseur et au moteur du compresseur.

II.7.1. Modèle du système des flux cathodiques

Le modèle présenté dans [45-49] est adopté dans cette thèse. Ce modèle permet la prise en compte des interactions dynamiques à l'intérieur du système de flux d'air, car cette dynamique ainsi que le rendement des réactions chimiques à l'intérieur de la pile à combustible sont très liés au débit d'alimentation en réactifs et en particulier l'oxygène.

Une description du système ainsi que les équations permettant d'établir ce modèle sont données en détail dans la référence [45-49]. Nous avons jugé utile de présenter ce modèle avec assez de détails dans ce paragraphe afin de permettre une meilleure compréhension du fonctionnement dynamique du système global de la PàC.

II.7.1.1. Modèle du compresseur

Le système d'alimentation en air est composé d'un compresseur centrifuge, d'une conduite d'alimentation, des canaux de la cathode et d'une conduite de retour (figure II.6). Le compresseur fournit le flux d'air en agissant sur la commande de son moteur. La conduite d'alimentation, les canaux de la cathode et la conduite de retour agissent en tant que volume de stockage des gaz. L'extrémité de la conduite de retour est reliée à l'atmosphère par une vanne de commande.

Le comportement dynamique du compresseur est exprimé par l'équation mécanique :

$$J_{cp} \frac{d\omega_{cp}}{dt} = (\tau_{cm} - \tau_{cp}) \quad (\text{II. 1})$$

Où: τ_{cm} est le couple fourni par le moteur électrique (cm) du compresseur (N.m), τ_{cp} est le couple résistant exigé pour entrainer le compresseur (N.m).

La vitesse du compresseur est obtenue en intégrant l'équation II.1 et le couple du moteur électrique à courant continu du compresseur est calculé en utilisant l'équation statique d'un moteur à courant continu:

$$\tau_{cm} = \eta_{cm} \frac{k_t}{R_{cm}} (u_{cm} - K_u \omega_{cp}) \quad (\text{II. 2})$$

Où: k_t , R_{cm} et K_u sont les constantes du moteur électrique à courant continu qui entraine le compresseur, η_{cm} est le rendement mécanique du moteur électrique.

Le couple résistant exigé pour entrainer le compresseur est calculé en utilisant les équations de la thermodynamique:

$$\tau_{cp} = \frac{C_p}{\omega_{cp}} \frac{T_{atm}}{\eta_{cp}} \left[\left(\frac{p_{sm}}{p_{atm}} \right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} - 1 \right] W_{cp} \quad (\text{II. 3})$$

Où: C_p est la chaleur spécifique de l'air donnée par ($C_p = 1004 \text{ J. kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$), $\gamma = 1.4$ est le coefficient adiabatique de l'air, η_{cp} est le rendement du compresseur, p_{sm} est la pression à l'intérieur de la conduite d'alimentation, p_{atm} et T_{atm} sont respectivement la pression et la température atmosphériques de l'air,

La Cartographie du compresseur (figure II.7) est utilisée pour déterminer le débit massique de l'air à travers le compresseur W_{cp} . Les caractéristiques du flux du compresseur

$W_{cp} \left(\frac{P_{sm}}{P_{atm}}, \omega_{cp} \right)$ sont modélisées par la méthode d'ajustage non linéaire de Jensen &

Kristensen [50], les équations utilisées pour tracer la figure II.7 sont données dans l'annexe B.

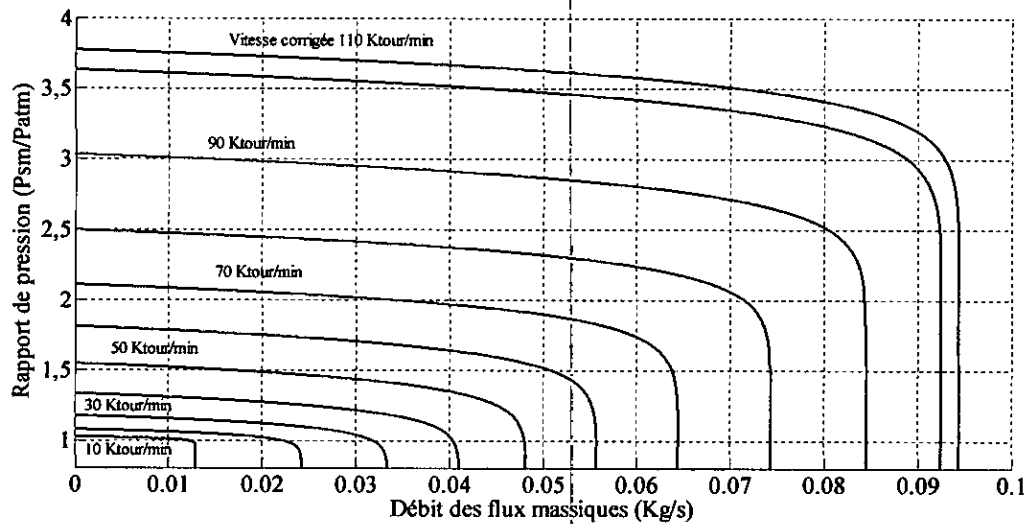


Figure II.7: Cartographie du compresseur

La figure II.7 montre que l'allure de la courbe d'ajustement représente fidèlement le comportement du compresseur indiqué dans les références [45-48], les équations de la thermodynamique sont utilisées pour calculer la température d'air à la sortie du compresseur [45-48].

$$T_{cp,out} = T_{atm} + \frac{T_{atm}}{\eta_{cp}} \left[\left(\frac{P_{sm}}{P_{atm}} \right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} - 1 \right] \quad (\text{II. 4})$$

II.7.1.2. Modèle de la conduite d'alimentation

La conduite d'alimentation de la cathode (sm) inclut le volume des pipes et les conduites du pack entre le compresseur et les cellules de la pile à combustible (figure II.6), la pression de la conduite d'alimentation p_{sm} est régie par les équations de la conservation des masses et de l'énergie comme suit [45-48] :

$$\begin{cases} \frac{dm_{sm}}{dt} = W_{cp} - W_{sm,out} \\ \frac{dp_{sm}}{dt} = \frac{\gamma R_a}{V_{sm}} (W_{cp} T_{cp,out} - W_{sm,out} T_{sm}) \end{cases} \quad (\text{II. 5})$$

Où: R_a est la constante du gaz d'air, V_{sm} est le volume de la conduite, T_{sm} est la température d'air de la conduite d'alimentation calculée à partir de m_{sm} et p_{sm} en utilisant la loi des gaz parfaits. Le débit massique à la sortie de la conduite d'alimentation, $W_{sm,out}$ est calculé par l'équation suivante :

$$W_{sm,out} = K_{sm,out} (p_{sm} - p_{ca}) \quad (\text{II. 6})$$

II.7.1.3. Modèle (statique) du refroidisseur d'air

La température d'air dans la conduite d'alimentation est élevée ; elle résulte de la température élevée de l'air quittant le compresseur. Pour protéger la membrane, l'air doit être refroidi à la température de fonctionnement de la pile à combustible. Les effets de transfert de chaleur ne faisant pas l'objet de cette étude, nous supposons qu'un refroidisseur d'air représenté par l'indice cl (cl : de l'anglo saxon « cooler ») approprié maintient la température d'air entrant dans la pile à $T_{cl} = 80^\circ$. On suppose qu'il n'y a aucune chute de pression dans le refroidisseur, donc $p_{cl} = p_{sm}$. Puisque le changement de température modifiera l'humidité des gaz, celle des gaz quittant le refroidisseur est calculée selon la formule suivante [45-48]:

$$\phi_{cl} = \frac{p_{v,cl}}{p_{sat}(T_{cl})} = \frac{p_{cl} \cdot p_{v,atm}}{p_{atm} \cdot p_{sat}(T_{cl})} = \frac{p_{cl} \cdot \phi_{atm} \cdot p_{sat}(T_{atm})}{p_{atm} \cdot p_{sat}(T_{cl})} \quad (\text{II. 7})$$

Où: $\phi_{atm} = 0.5$ est l'humidité moyenne de l'air ambiant et $p_{sat}(T_i)$ est la pression de saturation de la vapeur en fonction de la température T_i .

II.7.1.4. Modèle statique de l'humidificateur

L'écoulement de l'air à partir du refroidisseur est humidifié avant l'entrée au pack de la PàC en utilisant un injecteur d'eau au flot d'air dans l'humidificateur. Notons que le volume de l'humidificateur est petit, par conséquent on peut le considérer comme un élément du volume de la conduite d'alimentation. Un modèle statique de l'humidificateur est utilisé pour calculer le changement de l'humidité de l'air due à l'eau additionnelle injectée. La température du flux est supposée constante : $T_{hm} = T_{cl}$. On considère que l'eau injectée est sous forme de vapeur. Dans l'humidificateur, la quantité d'eau injectée dans le flux de l'air $W_{v,inj}$ est

supposée être la quantité exacte exigée pour maintenir l'humidité désirée à l'entrée du pack de la pile à combustible ϕ^{des} . Cette quantité peut être calculée en connaissant les conditions de flux à l'entrée de l'humidificateur, elle correspond au flux à la sortie de refroidisseur. En calculant le débit massique d'air sec $W_{a,cl}$, le débit massique de la vapeur $W_{v,cl}$, et la pression d'air sec $p_{a,cl}$. Le débit massique de la vapeur injectée peut être calculé à l'aide de l'équation suivante [45-48] :

$$W_{v,inj} = \frac{M_v \phi^{des} P_{sat}(T_{cl})}{M_a P_{a,cl}} W_{a,cl} - W_{v,cl} \quad (II. 8)$$

Où: M_v et M_a sont les masses molaires de la vapeur et de l'air sec respectivement.

Le débit massique des flux et la pression à l'entrée de la cathode sont calculés à l'aide des deux équations suivantes:

$$W_{ca,in} = W_{cl} + W_{v,inj} \quad (II. 9)$$

$$p_{ca,in} = p_{a,cl} + \phi^{des} P_{sat}(T_{cl}) \quad (II. 10)$$



II.7.1.5. Modèle des flux cathodiques

Le modèle des débits massiques cathodiques représente le comportement du flux d'air à l'intérieur de la cathode de la pile à combustible. Ce modèle est développé en utilisant le principe de conservation des masses et les propriétés thermodynamiques et physique de l'air. Plusieurs conditions simplificatrices sont utilisées [45-48]:

- On suppose que tous les gaz se comportent comme des gaz parfaits.
- La température est maintenue constante à 80°C par un système externe de refroidissement.
- Les propriétés des flux qui sortent de la cathode comme la température $T_{ca,out}$, la pression $p_{ca,out}$, l'humidité $\phi_{ca,out}$ et la fraction molaire de l'oxygène $y_{O_2,ca,out}$ sont supposés les mêmes que ceux à l'intérieur de la cathode.
- Quand l'humidité relative du gaz de la cathode dépasse 100%, la vapeur se condense sous une forme liquide. Cette eau liquide se maintient dans la pile et se vaporisera dans les gaz de la cathode si l'humidité des gaz baisse en-dessous de 100% ou s'accumulera dans la cathode.
- La conduite des flux et la couche de support de la cathode sont prises dans un seul volume, c.-à-d. les variations spatiales sont ignorées.

- Le principe de la continuité des masses est utilisé pour équilibrer les masses des trois éléments (l'oxygène, l'azote et l'eau) à l'intérieur du volume de la cathode.

$$\begin{cases} \frac{dm_{O_2,ca}}{dt} = W_{O_2,ca,in} - W_{O_2,ca,out} - W_{O_2,ca,reacted} \\ \frac{dm_{N_2,ca}}{dt} = W_{N_2,ca,in} - W_{N_2,ca,out} \\ \frac{dm_{w,ca}}{dt} = W_{v,ca,in} - W_{v,ca,out} + W_{v,ca,reacted} \end{cases} \quad (II. 11)$$

Avec :

$$W_{v,ca,reacted} = W_{v,ca,gen} + W_{v,membr} - W_{l,ca,out} \quad (II. 12)$$

Le débit massique d'eau à travers l'électrolyte $W_{v,membr}$ est déterminé à partir du modèle d'hydratation de la membrane. Nous supposons que le débit massique du flux d'eau liquide à la sortie de la cathode égal zéro ($W_{l,ca,out} = 0$).

En utilisant les masses de l'oxygène $m_{O_2,ca}$, de l'azote $m_{N_2,ca}$ et de la vapeur $m_{w,ca}$ ainsi que la température du pack T_{FC} , on peut déterminer les pressions partielles de l'oxygène du nitrogène, de la vapeur et de l'humidité des gaz à l'intérieur de la cathode à l'aide des lois des gaz parfait et les propriétés de la thermodynamique comme suit:

$$p_{O_2,ca} = \frac{m_{O_2,ca} R_{O_2} T_{FC}}{V_{ca}} \quad (II. 13)$$

$$p_{N_2,ca} = \frac{m_{N_2,ca} R_{N_2} T_{FC}}{V_{ca}} \quad (II. 14)$$

$$p_{v,ca} = \frac{m_{v,ca} R_v T_{FC}}{V_{ca}} \quad (II. 15)$$

Où: R_{O_2} , R_{N_2} et R_v sont les constantes des gaz : oxygène, azote et vapeur respectivement.

La pression partielle de l'air sec est la somme des pressions partielles de l'oxygène et de l'azote :

$$p_{a,ca} = p_{O_2,ca} + p_{N_2,ca} \quad (II. 16)$$

La pression totale de la cathode p_{ca} est la somme des pressions partielles d'air et de la vapeur :

$$P_{ca} = P_{a,ca} + P_{v,ca} \quad (\text{II. 17})$$

La fraction molaire de l'oxygène est déterminée à partir de la pression partielle de l'oxygène et de la pression partielle de l'air sec :

$$y_{O_2,ca} = \frac{P_{O_2,ca}}{P_{a,ca}} \quad (\text{II. 18})$$

L'humidité relative des gaz cathodiques peut être calculée à partir de l'équation suivante :

$$\phi_{ca} = \frac{P_{v,ca}}{P_{sat}(T_{sat})} \quad (\text{II. 19})$$

Où p_{sat} est la pression de saturation de la vapeur en fonction de la température.

Les débits massiques de l'oxygène, de l'azote et de la vapeur d'eau à l'entrée (*in*) et à la sortie (*out*) de la cathode peuvent être calculés à partir des conditions des flux cathodiques en utilisant les propriétés de la thermodynamique (Annexe A). Le débit massique à l'entrée de la cathode est calculé dans le modèle de l'humidificateur, Le débit massique total à la sortie de la cathode est déterminé en utilisant les équations simplifiées de l'ouverture [45-48]:

$$W_{ca,out} = K_{ca,out} (p_{ca} - p_{rm}) \quad (\text{II. 20})$$

Les principes de l'électrochimie sont utilisés pour calculer le taux de consommation de l'oxygène et de l'eau produits par les réactions de la pile à combustible qui sont en fonction du courant des cellules de la pile comme suit [45-48]:

$$W_{O_2,ca,reacted} = M_{O_2} \times \frac{n \cdot i_{FC}}{4F} \quad (\text{II. 21})$$

$$W_{v,ca,gen} = M_v \times \frac{n \cdot i_{FC}}{2F} \quad (\text{II. 22})$$

Où: n désigne le nombre des cellules dans la PàC, F est le nombre de Faraday ($F = 96485$ coulombs), M_{O_2} et M_v sont respectivement les masses molaires de l'oxygène et de l'eau.

II.7.1.6. Modèle de la conduite de retour

La température dégagée par la pile à combustible est relativement basse par rapport à la température des gaz à la sortie du compresseur. Par conséquent, les changements de la température de l'air dans la conduite de retour sont négligeables [45-48] et la pression de la conduite de retour peut être exprimée par [45-48]:

$$\frac{dp_{rm}}{dt} = \frac{R_a \cdot T_{rm}}{V_m} (W_{ca,out} - W_{rm,out}) \quad (\text{II. 23})$$

Les équations non linéaires (A.2) et (A.3) de l'annexe A sont utilisées pour calculer le débit massique à la sortie de la conduite de retour en fonction de la pression de la conduite de retour et la section de la conduite de retour des gaz $A_{T,rm}$.

II.7.2. Modèle du système des flux anodiques

II.7.2.1. Contrôleur de flux d'hydrogène

Dans le système étudié, l'hydrogène est fourni par un réservoir à haute pression et le débit est commandé par une vanne motorisée V_m (figure II.6). Puisque le stockage à haute pression agit comme une source de grande énergie, le débit d'hydrogène peut être ajusté rapidement. Avec le déclencheur rapide et la dynamique rapide du volume d'anode, le contrôle de flux d'hydrogène d'anode peut avoir une boucle avec une grande largeur de bande. Le but de contrôler le flux d'hydrogène est de réduire au minimum la différence de pression à travers la membrane, c.-à-d., la différence entre les pressions anodique et cathodique. Puisque la vanne motorisée est rapide, nous supposons que le débit massique d'hydrogène peut être directement contrôlé en utilisant le signal de retour de la différence de pression entre la pression de la cathode et de l'anode.

Le contrôleur est sous la forme suivante:

$$W_{an,in} = K_1 (K_2 p_{sm} - p_{an}) \quad (\text{II. 24})$$

Où: $K_1 = 2.1 \left(\frac{Kg/s}{KPa} \right)$ est le gain proportionnel $K_2 = 0,94$ tient en compte d'une chute de pression nominale entre la conduite d'alimentation et la cathode ($p_{ca} = K_2 \cdot p_{sm}$).

II.7.2.2. Modèle des flux anodiques

Comme pour le modèle des flux cathodiques, les pressions partielles de l'hydrogène et l'humidité des flux anodiques sont déterminées par le principe de la conservation des masses de l'hydrogène $m_{H_2,an}$ et de l'eau $m_{w,an}$ dans l'anode [45-48].

$$\begin{cases} \frac{dm_{H_2,an}}{dt} = W_{H_2,an,in} - W_{H_2,an,out} - W_{H_2,an,reacted} \\ \frac{dm_{w,an}}{dt} = W_{v,an,in} - W_{v,an,out} - W_{v,membr} \end{cases} \quad (II. 25)$$

Dans notre modèle, l'hydrogène est fourni à l'anode de la pile à combustible à partir d'un réservoir. On suppose que le débit à l'entrée de l'anode peut être instantanément contrôlé par une vanne pour maintenir une différence de pression minimale à travers la membrane comme mentionné au paragraphe précédent. Ceci a été réalisé en utilisant un contrôleur proportionnel à gain élevé, discuté dans la section précédente, afin de commander le débit massique d'hydrogène pour que la pression d'anode p_{an} suive la pression de la cathode p_{ca} . On suppose que le flux d'hydrogène à l'entrée a une humidité relative de 100%. Les flux anodique à la sortie représentent les purges possibles et sont généralement égale à zéro ($W_{v,an,out}=0$). La température des flux est supposée égale à la température du pack à piles à combustible. Le taux de l'hydrogène consommé dans la réaction $W_{H_2,an,reacted}$ est en fonction du courant de pack i_{FC} .

$$W_{H_2,an,reacted} = M_{H_2} \times \frac{n \cdot i_{FC}}{2F} \quad (II. 26)$$

Où M_{H_2} est la masse molaire de l'hydrogène.

II.7.3. Modèle d'hydratation de la membrane

Le modèle d'hydratation de la membrane représente la teneur en eau dans la membrane et le débit massique de l'eau à travers celle-ci. La teneur en eau et les débits massiques sont supposés être uniformes sur toute la surface de la membrane et sont en fonction du courant de pack et de l'humidité relative à l'intérieur des conduites anodiques et cathodiques.

Le transport de l'eau à travers la membrane s'effectue par deux phénomènes distincts:

- Le phénomène d'électro-osmose où les molécules d'eau sont entraînées à travers la membrane de l'anode vers la cathode par les protons d'hydrogène. La quantité d'eau

transportée est représentée par un coefficient électro-osmotique n_d défini comme le nombre de molécules entraînées par chaque proton.

- Dans notre membrane, il y a un gradient de concentration de l'eau à travers celle-ci causé par la différence de l'humidité des flux anodique et cathodique. Ce gradient de concentration d'eau, cause à son tour le phénomène de « diffusion arrière » de l'eau de la cathode vers l'anode.

En combinant les deux phénomènes de transport de l'eau, le flux résultant de l'eau à travers la membrane peut être écrit comme suit (la valeur positive est dans la direction de l'anode vers la cathode) [45-48]:

$$W_{v,membr} = M_v \cdot A_{fc} \cdot n \cdot \left(n_d \frac{i_{fc}}{F} - D_w \frac{(c_{v,ca} - c_{v,an})}{t_m} \right) \quad (\text{II. 27})$$

Où A_{fc} est la surface active de la pile à combustible, i_{fc} est la densité de courant de la pile à combustible donnée par ($i_{fc} = i_{FC} / A_{fc}$), la variable n_d est le coefficient électro-osmotique, D_w est le coefficient de diffusion et t_m est l'épaisseur de la membrane.

Le coefficient électro-osmoseur n_d et le coefficient de diffusion D_w varient en fonction de la teneur en eau dans la membrane λ_m , qui dépend de la teneur en eau des gaz à côté de la membrane. La teneur en eau dans la membrane est calculée par la moyenne entre la teneur en eau dans les flux anodiques (λ_{an}) et les flux cathodiques (λ_{ca}), λ_{an} et λ_{ca} . Ces derniers sont calculés à partir de l'activité de l'eau a_i comme à l'aide de l'équation II.29:

$$\lambda_i = \begin{cases} 0.043 + 17.81a_i - 39.85a_i^2 + 36.0a_i^3 & \text{pour } 0 < a_i \leq 1 \\ 14 + 1.4(a_i - 1) & \text{pour } 1 < a_i \leq 3 \end{cases} \quad (\text{II. 8})$$

Avec :

$$a_i = \frac{y_{v,i} P_i}{P_{sat,i}} = \frac{P_{v,i}}{P_{sat,i}} \quad : i \in [an, ca] \quad (\text{II.29})$$

Le coefficient d'électro-osmose n_d et le coefficient de diffusion D_w sont calculés à partir de la teneur en eau de la membrane λ_m comme suit:

$$n_d = 0.0029\lambda_m^2 + 0.05\lambda_m - 3.4 \times 10^{-19} \quad (\text{II. 28})$$

$$D_w = D_\lambda \exp\left(2416\left(\frac{1}{303} - \frac{1}{T_{fc}}\right)\right) \quad (\text{II. 29})$$

$$D_\lambda = \begin{cases} 10^{-6} & , \lambda_m < 2 \\ 10^{-6}(1 + 2(\lambda_m - 2)) & , 2 \leq \lambda_m < 3 \\ 10^{-6}(3 - 1.67(\lambda_m - 3)) & , 3 \leq \lambda_m < 4.5 \\ 1.25 \times 10^{-6} & , \lambda_m \geq 4.5 \end{cases} \quad (\text{II. 30})$$

Où: T_{fc} (Egale à T_{st} dans notre modèle) est la température de la PàC en degré Kelvin.

La concentration de l'eau dans la membrane du côté anode et cathode, est en fonction de la teneur en eau à la surface de la membrane λ_{an} et λ_{ca} . Spécifiquement,

$$c_{v,i} = \frac{\rho_{m,dry}}{M_{m,dry}} \lambda_i \quad i \in [an, ca] \quad (\text{II. 31})$$

Où: $\rho_{m,dry}$ (kg/cm^3) désigne la densité sèche de la membrane et $M_{m,dry}$ (kg/mol) désigne le poids équivalent sec de la membrane.

Note: Les équations empiriques sont développées en se basant sur les mesures expérimentales pour une membrane de type Nafion117 [51].

II.7.4. Modèle de la tension du pack à pile à combustible

La tension du pack à PàC est calculée en fonction de son courant, de la pression cathodique, des pressions partielles des réactifs, de la température de la pile à combustible et de l'humidité de la membrane. La relation courant-tension est généralement donnée par une courbe de polarisation, qui est tracée comme une tension de cellule, u_{fc} en fonction de la densité du courant, i_{fc} (voir figure II.8 comme exemple). Comme plusieurs cellules sont empilées en série pour former un pack à PàC, la tension totale u_{FC} est obtenue par la sommation des tensions élémentaires des cellules et le courant de pack i_{FC} est égal au courant d'une cellule. La densité de courant est alors définie comme le courant de pack par unité de surface active de la cellule, $i_{fc} = i_{FC}/A_{fc}$. En supposant que toutes les cellules sont identiques, la tension de pack peut être calculée par la multiplication de la tension d'une cellule (u_{fc}) par le nombre de cellules n comme suit :

$$u_{FC} = n \cdot u_{fc} \quad (\text{II. 32})$$

La tension d'une cellule de la pile à combustible est calculée en utilisant des relations physiques et empiriques, elle est donnée par l'expression [39-40, 45-48] :

$$u_{fc} = E - u_{act} - u_{ohm} - u_{conc} \quad (\text{II. 33})$$

Où : E représente la tension à vide de la pile à combustible (potentiel de Nerst) $u_{act}, u_{ohm}, u_{conc}$ représentent respectivement les surtensions d'activation, ohmiques et de concentration; elles sont exprimées comme suit:

1. Tension à vide E : Elle est calculée à partir du bilan énergétique entre les réactifs et les produits et la constante de Faraday, comme suit :

$$E = 1.229 - 0.85 \times 10^{-3} (T_{fc} - 298.15) + 4.308 \times 10^{-5} T_{fc} \left[\ln(p_{H_2}) + \frac{1}{2} \ln(p_{O_2}) \right] \quad (\text{II. 34})$$

Où T_{fc} est la température de la pile exprimée en (Kelvin), p_{H_2}, p_{O_2} sont les pressions d'hydrogène et d'oxygène exprimées en bar.

2. Pertes d'activation u_{act} : Elles sont dues principalement aux cinétiques des réactions chimiques [40]. La relation entre les pertes d'activation et la densité du courant est décrite par l'équation de Tafel qui est approximée comme suit [45-48] :

$$u_{act} = u_0 + u_a (1 - e^{-c_1 i}) \quad (\text{II. 35})$$

Où u_0 représente la chute de tension à densité de courant nulle, u_a (volts) et c_1 sont constantes ; ces trois paramètres peuvent être déterminés empiriquement [26-29]:

$$c_1 = 10$$

$$u_0 = 0.279 - 0.85 \times 10^{-3} (T_{fc} - 298.15) + 4.3085 \times 10^{-5} T_{fc} \times \dots$$

$$\left[\ln \left(\frac{p_{ca} - p_{sat}}{1.01325} \right) + \frac{1}{2} \ln \left(\frac{0.1173 (p_{ca} - p_{sat})}{1.01325} \right) \right]$$

$$u_a = (-1.618 \times 10^{-5} T_{fc} + 1.618 \times 10^{-2}) \left(\frac{p_{O_2}}{0.1173} + p_{sat} \right)^2 + \dots$$

$$(1.8 \times 10^{-4} T_{fc} - 0.166) \left(\frac{p_{O_2}}{0.1173} + p_{sat} \right) + (-5.8 \times 10^{-4} T_{fc} + 0.5736)$$

3. Pertes ohmiques u_{ohm} : Elles sont dues d'une part à la résistance de contact des différentes couches de la pile et d'autre part à la résistance que rencontrent les particules chargées : les ions H^+ dans l'électrolyte et les électrons e^- dans les électrodes, les plaques bipolaires et les connexions [39-40, 45-48]. D'après la loi d'Ohm, les pertes ohmiques peuvent être exprimées par la relation suivante :

$$u_{ohm} = i_{fc} \cdot R_{ohm} \quad (\text{II. 36})$$

La résistance ohmique R_{ohm} peut être exprimée en fonction de la conductivité de la membrane σ_m ($\Omega \cdot cm$)⁻¹, sous la forme suivante :

$$R_{ohm} = \frac{t_m}{\sigma_m} \quad (\text{II. 37})$$

Où: t_m et σ_m sont respectivement l'épaisseur et la conductivité de la membrane, sachant que la conductivité dépend à la fois de la teneur en eau de la membrane λ_m et de la température de la pile à combustible T_{fc} . La valeur de λ_m varie entre 0 et 14 pour une humidité relative entre 0% et 100%. La variation de la conductivité de la membrane en fonction de l'humidité et de la température est donnée sous la forme suivante [45-48] :

$$\sigma_m = b_1 \exp \left(b_2 \left(\frac{1}{303} - \frac{1}{T_{fc}} \right) \right) \quad (\text{II. 38})$$

b_2 est une constante et b_1 peut être exprimée en fonction de la teneur en eau de la membrane λ_m , comme suit:

$$b_1 = (b_{11} \lambda_m - b_{12}) \quad (\text{II. 39})$$

Les constantes b_{11} , b_{12} et b_2 sont habituellement déterminées empiriquement. Pour la membrane de type Nafion 117 [45-48]: $b_{11} = 0.005139$, $b_{12} = 0.00326$ et $b_2 = 350$.

4. Les pertes de concentrations apparaissent à des densités de courant élevées, la faible vitesse de transport des réactifs ou des produits vers le site de la réaction est la principale cause de la chute de concentration. Pour calculer ces pertes nous utilisons une équation empirique approximative comme [45-48] :

$$u_{conc} = i \left(c_2 \frac{i_{fc}}{i_{fcmax}} \right)^{c_3} \quad (\text{II. 40})$$

Où: c_2, c_3 et i_{fcmax} sont des constantes qui dépendent de la température et de la pression partielle des réactifs et peuvent être déterminées empiriquement comme suit [45-48]:

$$c_2 = \begin{cases} \left(7.16 \times 10^{-4} T_{fc} - 0.622 \right) \left(\frac{P_{O_2}}{0.1173} + P_{sat} \right) + (-1.45 \times 10^{-3} T_{fc} - 1.68) \\ \text{pour } \left(\frac{P_{O_2}}{0.1173} + P_{sat} \right) < 2 \text{ atm} \\ \left(8.66 \times 10^{-5} T_{fc} - 0.068 \right) \left(\frac{P_{O_2}}{0.1173} + P_{sat} \right) + (-1.6 \times 10^{-4} T_{fc} - 0.54) \\ \text{pour } \left(\frac{P_{O_2}}{0.1173} + P_{sat} \right) > 2 \text{ atm} \end{cases}$$

$$c_3 = 2$$

$$i_{fcmax} = 2.2$$

Afin de tester les performances du modèle de la tension du pack à pile à combustible, des simulations sous le logiciel Matlab/Simulink ont été effectuées et nous avons relevé les caractéristiques suivantes :

- a. La figure II.8 montre la courbe de polarisation à une température fixe égale à (80°C) et pour différentes pressions cathodiques (entre 1 et 3 bars) pour une seule cellule à pile à combustible (Equation II.35).

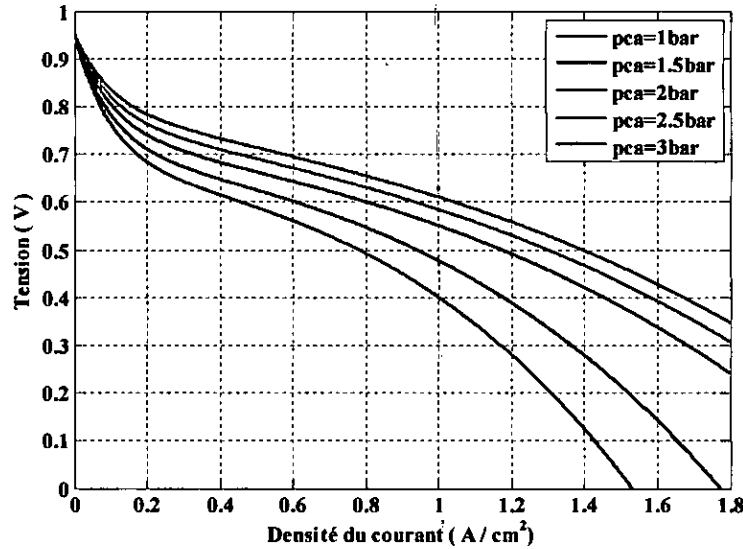


Figure II.8: Tension d'une cellule à PàC en fonction de la densité de courant à température constante (80°C) et pour différentes valeurs de la pression cathodique (entre 1 et 3 bars)

- b. La figure II.9 montre la tension du pack à PàC complet ($n = 381$) en fonction du courant ($A_{fc} = 280 \text{ cm}^2$) à température constante et pour différentes pressions cathodiques ; cette figure montre bien que la caractéristique courant-tension d'une pile à combustible est fortement non linéaire ; nous constatons une très forte chute de tension quand la charge de la pile (courant) augmente, cette chute est non linéaire.

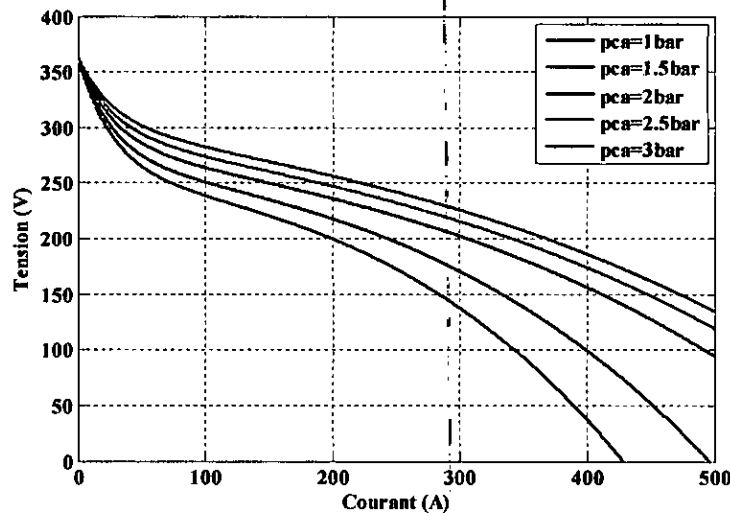


Figure II.9: Tension du pack en fonction du courant à température constante (80°C) et pour différentes valeurs de la pression cathodique (entre 1 et 3 bars)

- c. La figure II.10 présente la puissance du pack en fonction du courant de charge pour différentes pressions cathodiques à température constante (80°C). On peut considérer une zone de fonctionnement pratiquement linéaire comprise la valeur nulle de la puissance et la puissance maximale.

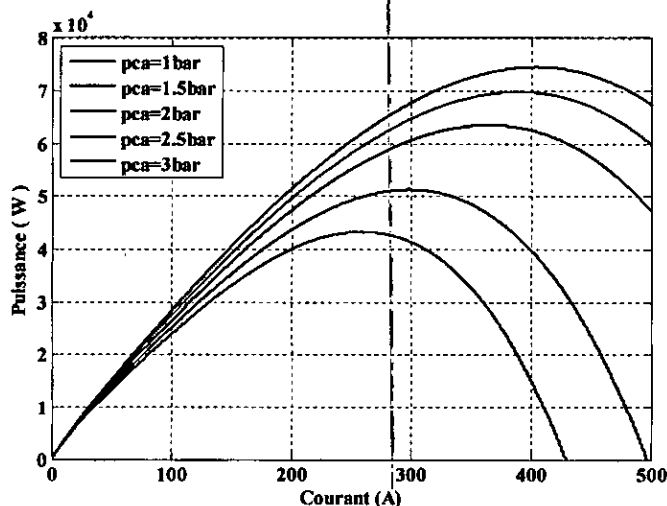


Figure II.10: Puissance du pack en fonction du courant à température constante (80°C) et pour différentes pressions cathodiques (entre 1 et 3 bars)

- d. La figure II.11 représente la courbe de la tension du pack à pression cathodique constante égale à 2.5 bar et à différentes valeurs de la température de fonctionnement. On remarque que la tension augmente avec la température de fonctionnement, raison pour laquelle on choisit généralement une température de fonctionnement de 80°C. Notons que le compromis nécessaire entre la diminution des pertes et le fonctionnement à une basse température ne permet pas d'adopter la température de 100 °C [48].

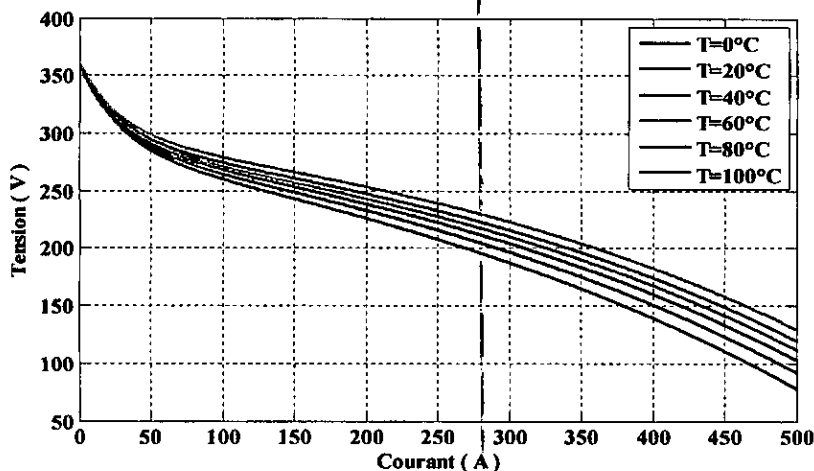


Figure II.11: Tension du pack en fonction du courant à pression cathodique constante (2.5 bar) et pour différentes températures (entre 0°C et 100°C)

e. La figure II.12 représente l'effet de l'humidité de la membrane sur la tension du pack. A titre indicatif, la courbe en bleu correspond à une membrane humidifiée à 100% et la courbe en rouge représente une membrane humidifiée à 50%. La tension du pack pour une membrane humidifiée à 50% est inférieure à celle d'une membrane humidifiée à 100%, pour cette raison il faut bien humidifier la membrane en injectant de l'eau avec les réactifs.

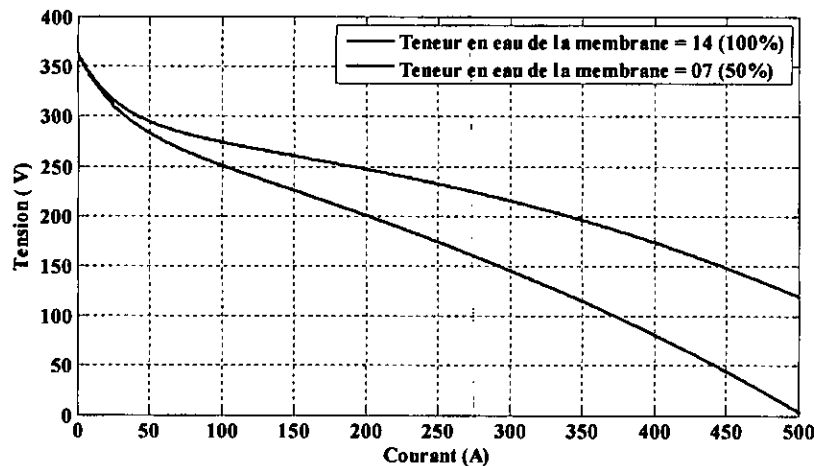


Figure II.12: Tension du pack pour une pression cathodique de 2.5 bars pour deux valeurs de la teneur en eau de la membrane

II.7.5. Contrôle et gestion de l'air

La dynamique de la pile à combustible est gouvernée principalement par la dynamique du système d'alimentation en air. Les deux variables considérées pour les performances de contrôle sont : la concentration de l'oxygène dans la cathode et la puissance nette de la pile à combustible. Cette dernière est la différence entre la puissance produite par le pack de la pile à combustible P_{FC} et la puissance parasite exigée pour entraîner les systèmes auxiliaires. La majorité de la puissance parasite est consommée par le compresseur d'air; elle est la seule perte considérée dans notre étude.

Pour connaître l'effet de la concentration de l'oxygène de la cathode sur la puissance nette, on définit le paramètre λ_{O_2} comme étant le rapport de l'oxygène fourni à la cathode sur l'oxygène utilisé en réaction [48, 52-58]:

$$\lambda_{O_2} = \frac{W_{O_2,ca,in}}{W_{O_2,ca,reacted}} \quad (\text{II. 41})$$

La figure II.13 montre la variation de la puissance nette P_{net} en fonction du paramètre λ_{O_2} pour différentes valeurs du courant du pack.

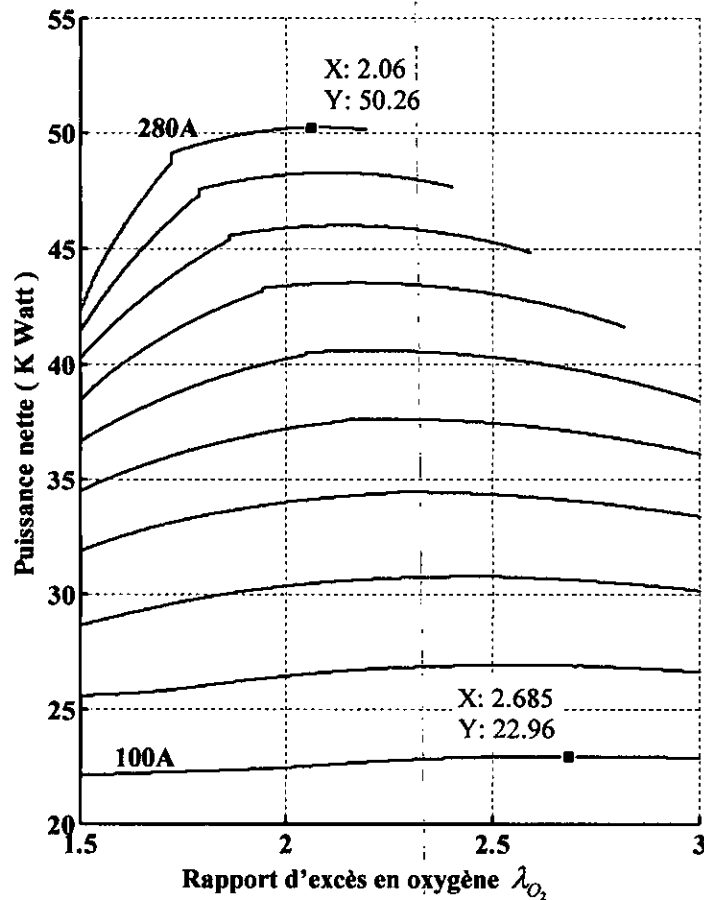


Figure II.13: Puissance nette du système à différentes valeurs du courant en fonction de λ_{O_2}

On voit bien que pour certaines valeurs du courant, la tension du pack augmente avec la vitesse de flux d'air du pack (indiqué par le paramètre λ_{O_2}), donc la pression partielle de la cathode augmente. Un rapport d'excès en oxygène λ_{O_2} très élevé et donc une pression partielle d'oxygène élevée, améliore P_{net} et P_{FC} . Cependant, la croissance de λ_{O_2} à partir d'une valeur optimale atteinte, peut causer une augmentation de la puissance du compresseur, ceci détériore la puissance nette du système. La figure II.13 montre bien cette valeur optimale de λ_{O_2} , pour différentes valeurs de i_{FC} .

Pour notre système à pile à combustible, on obtient une puissance nette maximale pour une valeur de λ_{O_2} comprise entre 2 et 2.7 en fonction du courant du pack. Pour simplifier l'étude, il est généralement préférable de contrôler le système à une valeur de $\lambda_{O_2} = 2$, [48, 52-58]. Le réglage de ce paramètre a fait partie d'un certain nombre de travaux. Dans cette thèse

nous nous contentons d'un réglage PI pour obtenir une valeur de consigne $\lambda_{O_2}^* = 2$. Le schéma de réglage est donné en figure II.14. Le dimensionnement du régulateur PI est basé sur la méthode essais et erreur et les valeurs trouvées sont comme suit (le gain proportionnel G_{PFC} est égale à 50 et le gain intégrateur G_{IFC} est égale à 300). L'erreur de comparaison entre $\lambda_{O_2}^*$ et λ_{O_2} est utilisée dans le PI pour générer la tension de compresseur u_{cm} comme représenté dans la figure II.14.

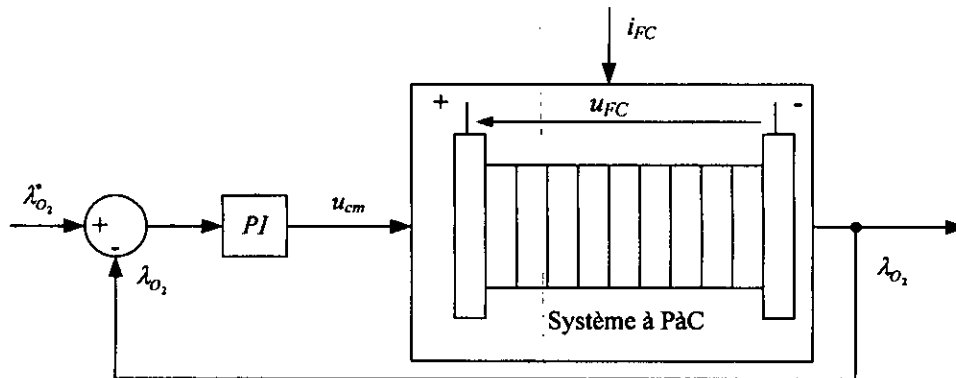
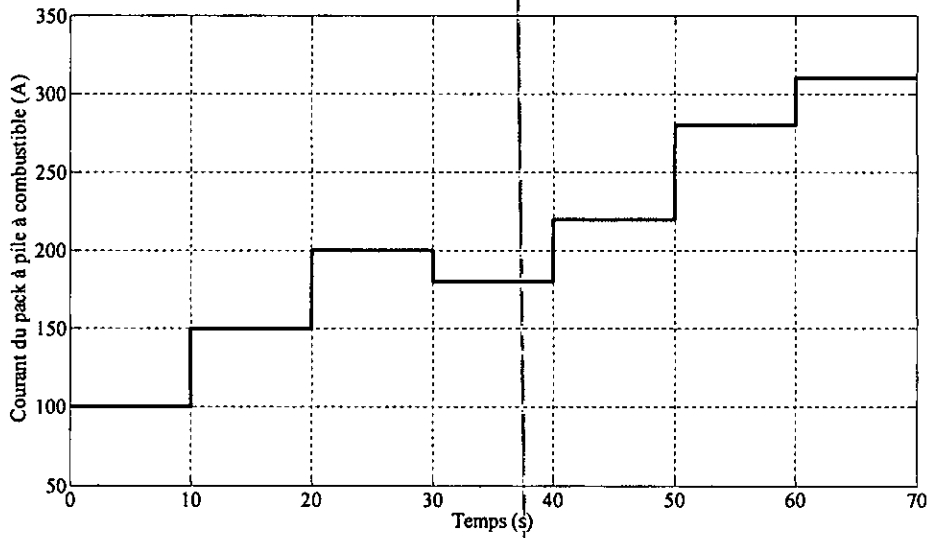
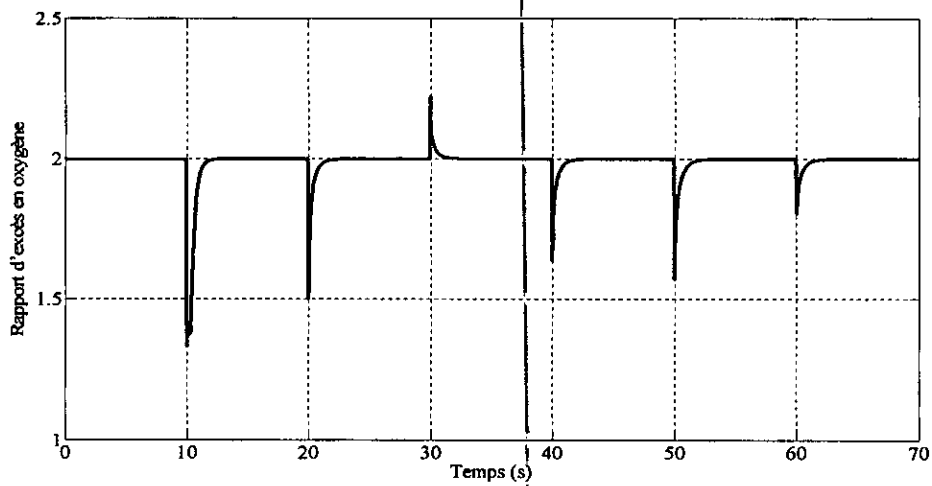


Figure II.14: Schéma de régulation de λ_{O_2} à l'aide d'un régulateur PI classique

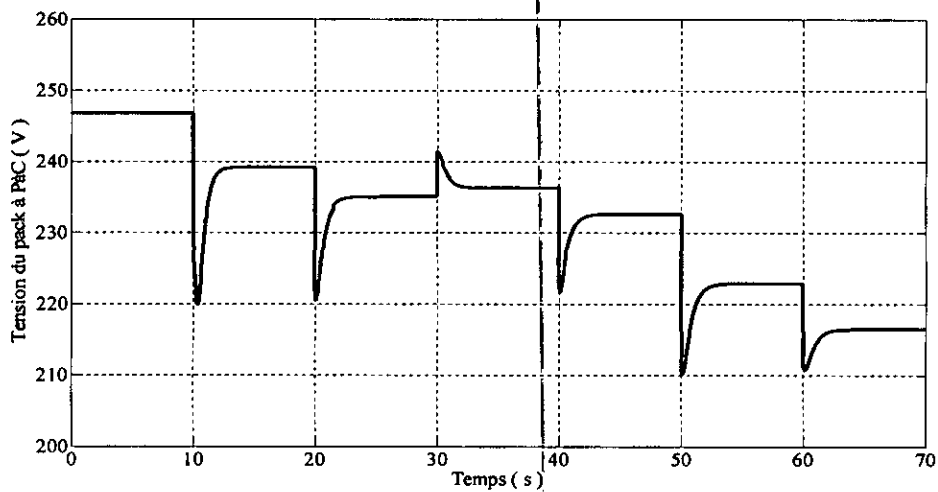
Pour tester la réponse dynamique du modèle à pile à combustible avec réglage du paramètre λ_{O_2} sous le logiciel Matlab/Simulink, nous avons appliqué une série d'échelons de courant i_{FC} à l'entrée de notre modèle représentant une variation de la charge et nous fixons une référence $\lambda_{O_2}^* = 2$. Les résultats obtenus sont donnés en (figure II.15). La série d'échelons du courant i_{FC} est montrée en figure II.14.a. En figure II.14.b, la valeur réglée de λ_{O_2} suit bien la consigne malgré des pics importants aux moments des variations du courant de charge i_{FC} . Il y a lieu de noter qu'une variation positive du courant i_{FC} cause une importante chute de tension du pack (figure II.15.c) ; pour garder une puissance nette maximale (figure II.15.d) on doit maintenir λ_{O_2} à l'intérieur de l'intervalle $2 \div 2.7$, (dans notre cas nous avons choisi une valeur de consigne égale à 2), ce qui nécessite l'augmentation de la pression de l'oxygène pour compenser son manque (figure II.15.e); ceci est réalisé par une augmentation de la tension du compresseur (figure II.15.f). Les pressions cathodique et anodique données en figure II.15.g restent très proches, en effet la pression anodique suit très bien la pression cathodique, ce qui prouve que le réglage proportionnel proposé dans le paragraphe II.7.2.1 donne des résultats satisfaisants. Notons que globalement, ces résultats sont en parfait accord avec d'autres travaux [52, 58].



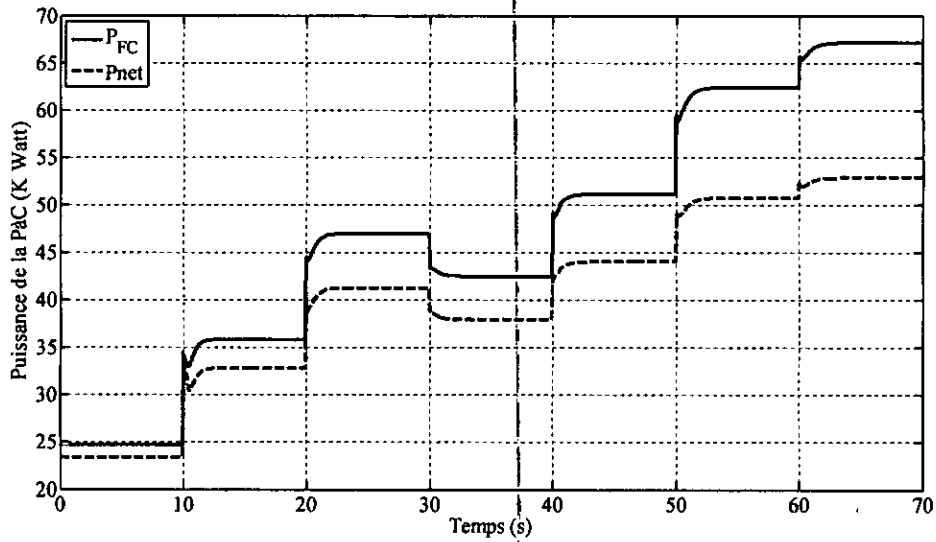
a. Série d'échelons de courant i_{FC}



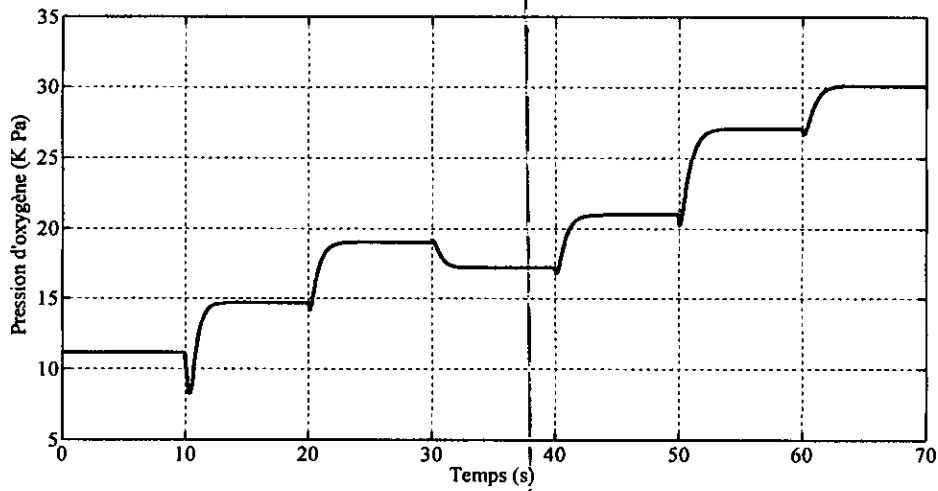
b. Paramètre λ_{O_2}



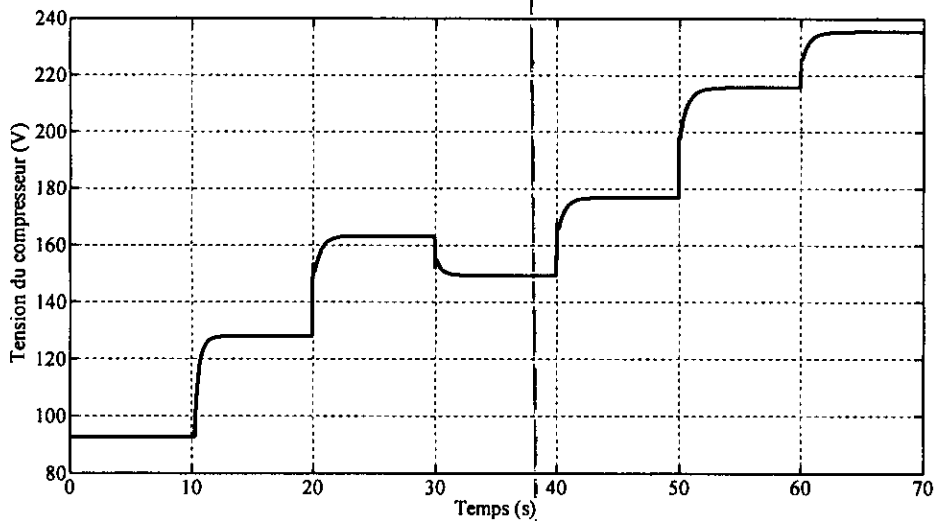
c. Tension du pack à PaC



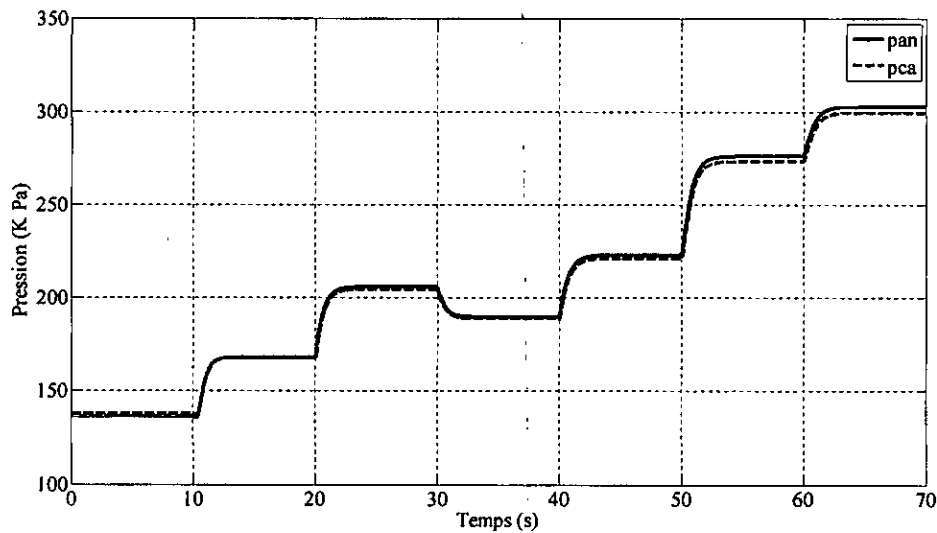
d. Puissance de la PaC



e. Pression d'oxygène



f. Tension du compresseur



g. Pressions anodique et cathodique

Figure II.15: Réponses dynamiques du système à PàC à une série d'échelons de courant

Remarque : Les variations rapides (pics) de la tension du pack à PàC (figure 15.b) sont à l'origine d'un vieillissement prématuré de la pile à combustible, [59]. Dans le but d'éviter ces variations, nous introduisons un limiteur de la pente du courant de charge i_{FC} (figure II.16); ce qui conduit à la fois à un prolongement de la durée de vie et une amélioration de l'efficacité du système à PàC [59].

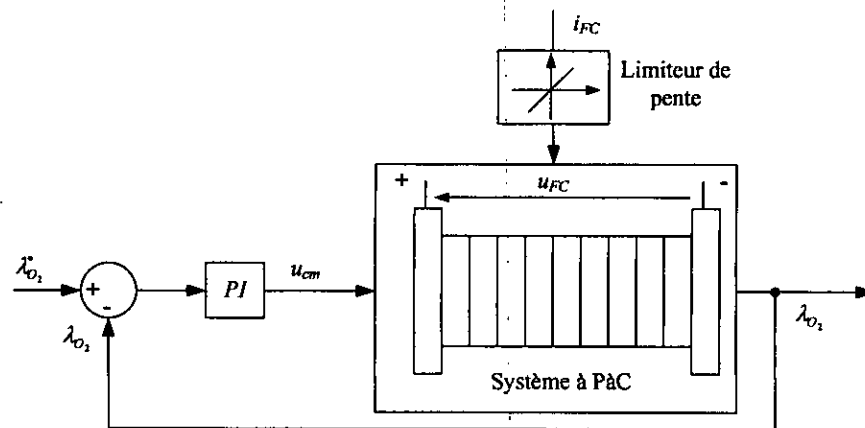
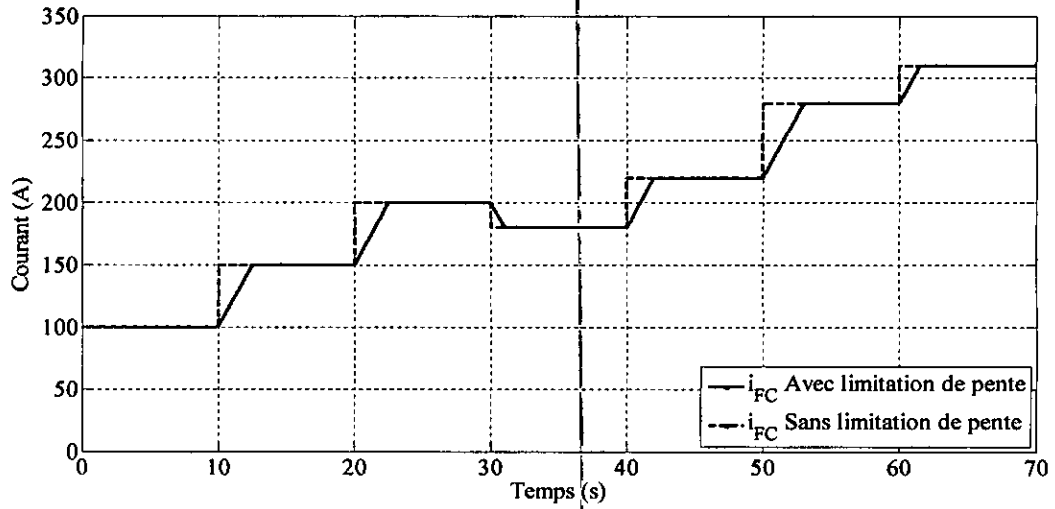
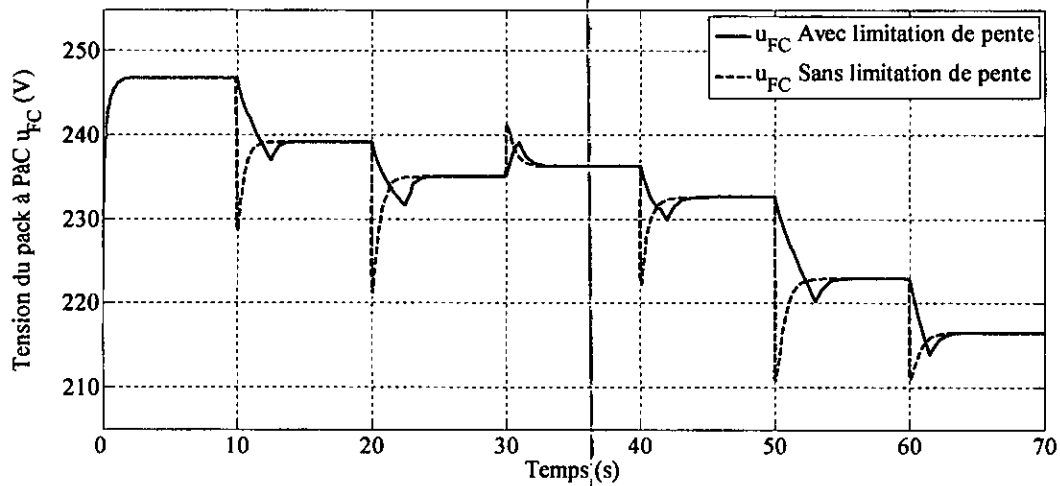


Figure II.16: Régulation de λ_{O_2} avec une limitation de pente de i_{FC}

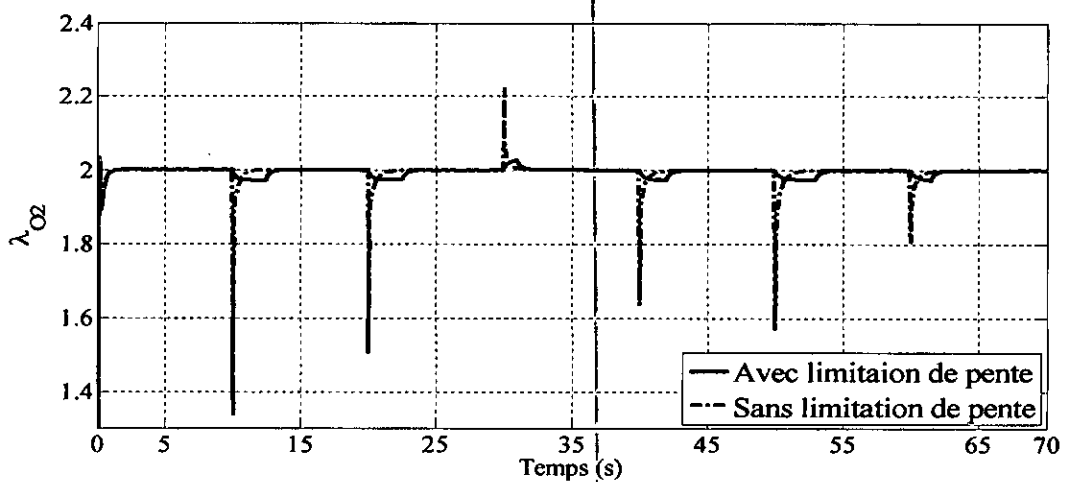
Les résultats de simulation sont donnés en figure 17 pour une limitation de la pente du courant i_{FC} égale à 20 A/s (figure 17.a). Les pics de la tension diminuent de manière très significative (figure 17.b) et conduisent bien une amélioration du rapport d'excès en oxygène λ_{O_2} (figure II.17.c), ce qui signifie une augmentation du rendement du système [52, 58].



a. Courant du pack i_{FC} avec et sans limiteur



b. Tension du pack avec et sans limiteur



c. Paramètre λ_{O_2} avec et sans limiteur

Figure II.17: Performances de la régulation de λ_{O_2} avec et sans limiteur de pente de i_{FC}

Remarque: Le modèle de la pile à combustible utilisé dans cette thèse est basé sur un pack de 75KW utilisé dans un véhicule du prototype FORD P2000, les paramètres de cette dernière sont mentionnés dans l'annexe C (tableau C.1) [45-48].

II.8. Convertisseur statique associé à la pile à combustible

II.8.1. Modélisation et commande du convertisseur

Comme nous avons déjà vu dans les sections précédentes, la tension à la sortie du pack à PàC est variable en fonction du courant fourni, sachant que la PàC n'est pas réversible en courant, un convertisseur survolteur (parallèle) unidirectionnel en courant est inséré à la sortie pour adapter la tension (qui est approximativement égale 220V à puissance nominale), à la tension du Bus continu qui est en général plus grande. Nous notons que dans notre cas elle vaut 500V, pour permettre d'obtenir la tension nominale de la MSAP à la sortie de l'onduleur, comme on le verra au chapitre IV.

Le schéma de base du convertisseur statique unidirectionnel en courant utilisé dans notre travail est représenté dans la figure II.18. La relation qui caractérise le convertisseur parallèle sans pertes, reliant la tension du pack u_{FC} à celle du Bus continu u_{Bus} en fonction du rapport cyclique d_{FC} associé à la conduction de l'interrupteur commandé, est donnée par l'équation suivante [2]:

$$\frac{u_{Bus}}{u_{FC}} = \frac{1}{1-d_{FC}} \quad (\text{II. 42})$$

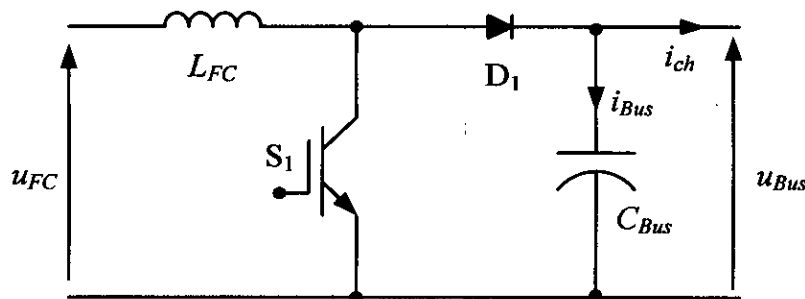


Figure II.18: Convertisseur statique unidirectionnel associé au pack à PàC

Afin de contrôler le convertisseur statique, un signal selon le principe classique de la MLI (Modulation de Largeur d'Impulsion) est appliqué à la grille de l'interrupteur S_1 . Le rapport cyclique $0 \leq d_{FC} \leq 1$ de la MLI représente l'entrée de commande du système.

En fonction de l'état de l'interrupteur S_1 (fermé ou ouvert), nous pouvons analyser le fonctionnement de ce convertisseur et le représenter par un modèle instantané comme suit:

S_1 fermé:

$$\begin{cases} L_{FC} \frac{di_{FC}(t)}{dt} = u_{FC}(t) \\ i_{ch}(t) + C_{Bus} \frac{du_{Bus}(t)}{dt} = 0 \end{cases} \quad (\text{II. 43})$$

S_1 ouvert:

$$\begin{cases} L_{FC} \frac{di_{FC}(t)}{dt} + u_{Bus}(t) = u_{FC}(t) \\ i_{ch}(t) + C_{Bus} \frac{du_{Bus}(t)}{dt} = i_{FC}(t) \end{cases} \quad (\text{II. 44})$$

Nous pouvons ainsi représenter le convertisseur par un système d'équations unique basé sur un modèle aux valeurs moyennes (modèle moyenné). Nous considérons ici les interrupteurs parfaits:

$$\begin{cases} L_{FC} \frac{di_{FC}}{dt} = u_{FC} - (1 - d_{FC})u_{Bus} \\ C_{Bus} \frac{du_{Bus}}{dt} = (1 - d_{FC})i_{FC} - i_{ch} \end{cases} \quad (\text{II. 45})$$

Ce modèle est directement utilisable pour une simulation du convertisseur. En posant $D_{FC} = 1 - d_{FC}$, l'équation II.47 devient :

$$\begin{cases} L_{FC} \frac{di_{FC}}{dt} = u_{FC} - D_{FC}u_{Bus} \\ C_{Bus} \frac{du_{Bus}}{dt} = D_{FC}i_{FC} - i_{ch} \end{cases} \quad (\text{II. 46})$$

Dans notre thèse nous avons utilisé un cycle de roulements très long qui dépasse les 200 s afin de simuler et étudier les performances d'un véhicule hybride électrique à pile à combustible avec tous les sous systèmes. Si on utilise des modèles instantanés pour les convertisseurs statiques avec une fréquence de commutation égale à 25 KHz on va rencontrer un problème de saturation de mémoire au bout de quelques secondes. Afin d'éviter ce problème nous avons utilisé le modèle à valeur moyenne donné par l'équation II.48 et présenté sous forme de schéma électrique dans la figure II.19 [11-12, 60-62].

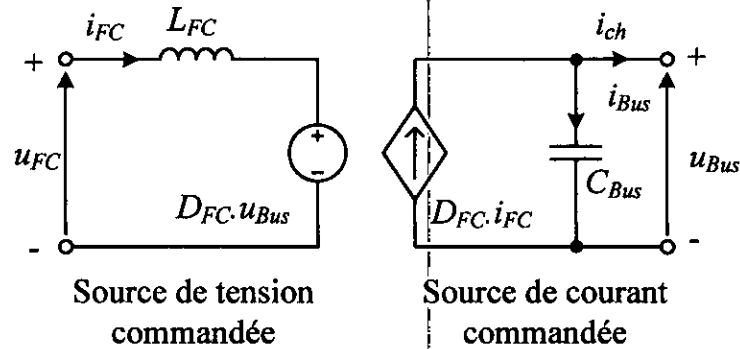


Figure II.19: Modèle à valeur moyenne du convertisseur unidirectionnel en courant

Ce modèle nous permet de reproduire la réponse dynamique du modèle instantané avec une bonne fidélité et une très bonne précision en bénéficiant d'un temps de simulation beaucoup plus long.

Note : Dans ce modèle, nous considérons une source de tension continue parfaite ($D_{FC} \cdot u_{Bus}$) et une source de courant continu parfaite ($D_{FC} \cdot i_{FC}$).

II.8.2. Calcul de l'inductance de lissage du convertisseur parallèle

La figure II.20 représente les ondulations du courant au niveau de l'inductance à la sortie du convertisseur élévateur unidirectionnel en courant considéré.

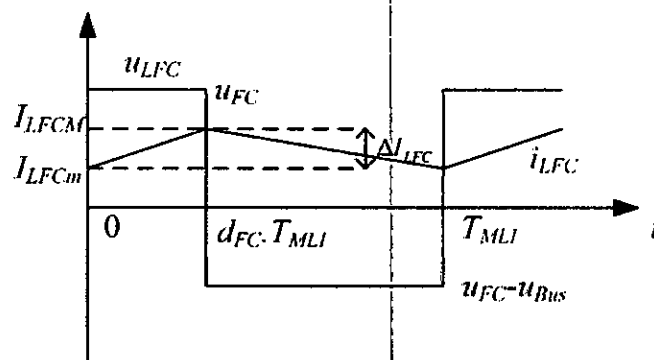


Figure II.20: Ondulation du courant de l'inductance L_{FC}

En négligeant l'ondulation de tension autour de la valeur moyenne, l'ondulation de courant dans l'inductance est calculée comme suit [63].

Pour $0 < t < d_{FC} \cdot T_{MLI}$:

$$i_{LFC}(t) = \frac{u_{FC}}{L_{FC}} t + I_{LFCm} \tag{II. 47}$$

A l'instant $t = d_{FC} \cdot T_{MLI}$:

$$i_{LFC}(d_{FC}T_{MLI}) = \frac{u_{FC}}{L_{FC}} d_{FC}T_{MLI} + I_{LFCm} = I_{LFCM} \quad (\text{II. 48})$$

D'où:

$$\Delta I_{LFC} = I_{LFCM} - I_{LFCm} = \frac{u_{FC}}{L_{FC}f_{MLI}} d_{FC} \quad (\text{II. 49})$$

Or:

$$u_{Bus} = \frac{u_{FC}}{1 - d_{FC}} \quad (\text{II. 50})$$

Nous pouvons donc écrire:

$$\Delta I_{LFC} = \frac{d_{FC}(1 - d_{FC})u_{Bus}}{L_{FC}f_{MLI}} \quad (\text{II. 51})$$

Paramètre:

u_{FC} : Tension aux bornes du pack de PàC (V).

u_{Bus} : Tension du bus continu (V).

T_{MLI} : Période de commutation du signal de commande de l'interrupteur $T_{MLI} = 1/f_{MLI}$

d_{FC} : Rapport cyclique du signal de l'interrupteur $d_{FC} = t_{on}/T_{MLI}$.

I_{LFCm} : Courant minimum dans l'inductance (A).

I_{LFCM} : Courant maximum dans l'inductance (A).

ΔI_{LFC} : Ondulation de courant dans l'inductance (A).

L_{FC} : Valeur de l'inductance de lissage (H).

L'inductance est calculée en fonction de l'ondulation maximale de courant souhaitée.

L'ondulation maximale est obtenue pour un rapport cyclique de 0.5 car : $\frac{\delta \Delta I_{LFC}}{\delta d_{FC}} = 0$ pour un

rapport cyclique : $d_{FC} = 0.5$, elle est donc donnée par:

$$\Delta I_{LFC} = \frac{u_{Bus}}{4L_{FC}f_{MLI}} \quad (\text{II. 52})$$

Ainsi l'inductance minimale pour un hacheur survolteur est donnée par la relation:

$$L_{FC\min} = \frac{u_{Bus}}{4f_{MLI}\Delta I_{LFC\max}} \quad (\text{II. 53})$$

Le tableau ci dessous résume les valeurs numériques pour les caractéristiques retenues de l'inductance du convertisseur de puissance pour le fonctionnement nominal du système.

U_{Bus}	f_{MLI}	ΔI_{LFCmax}	L_{FC}
500V	25KHz	7,14A	700 μ H

Tableau II.2: Caractéristiques des convertisseurs de puissance

Note : Nous avons considéré une même fréquence MLI (25 kHz) pour les deux convertisseurs DC-DC associés à la source hybride (PàC + SC) lors du dimensionnement des filtres.

II.9. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons expliqué le fonctionnement d'une pile à combustible de type PEM et nous avons présenté les équations nécessaires qui nous permettent d'établir un modèle à la fois simple pour obtenir une simulation rapide et suffisant pour montrer les effets intérieurs associés aux transferts de masses et de charges.

Pour le fonctionnement de la pile à combustible, un grand nombre d'appareils auxiliaires est nécessaire, leurs influences sur le système doivent être prises en considération dans la modélisation du système à pile à combustible. Nous avons donc considéré:

- Le modèle dynamique du compresseur.
- Les conduites d'alimentation.
- Les conduites de retour.
- Le modèle statique de l'humidificateur.
- Le modèle statique du refroidisseur.

Nous avons effectué aussi des simulations dynamiques sous Matlab/Simulink® de tout le système à pile à combustible étudié, avec contrôle du flux d'air à la sortie du compresseur par action sur le rapport d'excès en oxygène λ_{O_2} dans le but d'améliorer les performances du système à PàC. Afin de prolonger la durée de la vie du pack à pile à combustible et augmenter le rendement global du système un limiteur en pente a été ajouté pour limiter les variations brusques du courant fourni par le pack à pile à combustible.

A la fin de ce chapitre nous avons proposé un modèle à valeurs moyennes pour le convertisseur parallèle associé au système à pile à combustible, ce dernier à l'avantage de reproduire la réponse dynamique du modèle avec une bonne précision sans alourdir la simulation globale du véhicule électrique.

Chapitre III:

Modélisation du super condensateur et du convertisseur DC-DC qui lui est associé

III.1. Introduction

Au chapitre précédent, nous nous sommes intéressés à la modélisation de la pile à combustible de type PEMFC et du convertisseur DC-DC élévateur qui lui est associé dans notre application.

Ce chapitre est consacré à la modélisation et à la simulation sous Matlab/Simulink du super condensateur (SC) et du convertisseur que nous lui avons associé dans notre application. Ce dernier est un convertisseur DC-DC bidirectionnel en courant afin de permettre le contrôle des flux énergétiques dans les deux sens.

Concernant le SC, il est très important pour nous de bien choisir un modèle équivalent parmi ceux qui sont proposés dans la littérature qui convient dans notre application. Dans cette optique, nous allons commencer par présenter le principe de fonctionnement et la physique assez particulière des SCs. Ensuite, plusieurs modèles des super condensateurs sont proposés afin de choisir, celui dont le degré de complexité ne pénalise ni la fidélité (précision du modèle), ni l'accessibilité (détermination et mesure des paramètres du modèle), ni l'exploitation (utilisation et intégration du modèle dans les outils et supports de simulation propre à notre application).

Dans la deuxième partie du chapitre, nous nous intéressons au convertisseur bidirectionnel en courant. En premier, nous détaillons le modèle instantané de ce convertisseur, ensuite nous présentons un modèle simple à valeurs moyennes qui n'amplifie pas la complexité de notre système, tout en permettant de reproduire la réponse dynamique du modèle instantané avec une bonne précision, en plus d'une intégration facile dans le modèle global de notre véhicule électrique hybride sans provoquer un surplus de temps de simulation, qui est déjà important.

III.2. Principe de fonctionnement des super condensateurs

III.2.1. Principe fondamental

Les super condensateurs ont un fonctionnement identique à celui des capacités électrostatiques classiques, ils reposent sur le concept de la double couche (figure III.1). Ils sont typiquement constitués d'un électrolyte (conducteur purement ionique, isolant électronique) placé entre deux électrodes (conductrices électroniques).

L'application d'une différence de potentiel entre leurs deux électrodes induit le déplacement des ions positifs ou négatifs dans l'électrolyte et permet de former au voisinage

de l'interface électrode-électrolyte de chaque côté une accumulation de charges électriques, comme indiqué dans (la figure III.1) [64].

On appelle capacitance ou capacité, le rapport de la charge stockée sur la tension appliquée, elle représente l'aptitude du dispositif à stocker de l'énergie. Les relations de base pour une capacité linéaire sont données par les équations suivantes:

$$C = \frac{Q}{U} = \varepsilon \frac{S}{e} \quad (\text{III. 1})$$

$$E = \frac{1}{2} CU^2 \quad (\text{III. 2})$$

Avec : C étant la capacitance, Q la charge électrique, U la tension appliquée, ε la constante diélectrique du matériau isolant, S sa surface, e son épaisseur, et E l'énergie électrostatique stockée.

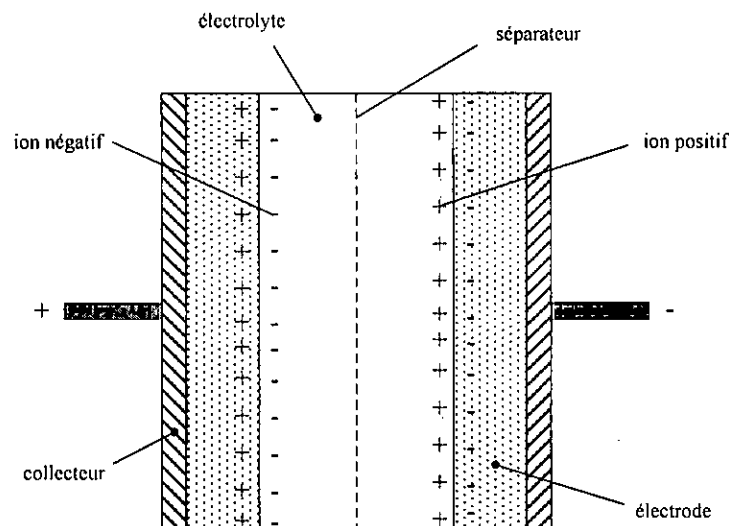


Figure III.1: Structure interne d'un super condensateur

Un super condensateur est composé donc, comme schématisé en figure III.1, de deux électrodes poreuses imprégnées d'électrolyte, et séparées par une membrane isolante et poreuse (pour assurer la conduction ionique). La couche double électrique se développe sur chaque interface électrode-électrolyte, de sorte que l'on peut voir, de façon simplifiée, un super condensateur comme l'association série de deux capacités (figure III.2): l'une, C_1 développée à l'électrode positive, et l'autre C_2 à l'électrode négative.

La capacité totale C est alors calculée comme étant la mise en série de deux capacités C_1 et C_2 , (figure III.2), [64]:

$$\frac{1}{C} = \frac{1}{C_1} + \frac{1}{C_2} \quad (\text{III. 3})$$

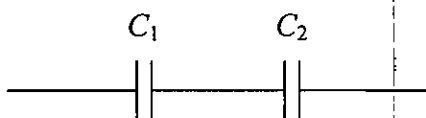


Figure III.2: Circuit équivalent simplifié d'un super condensateur

III.2.2. Différents types de super condensateurs

La nature du matériau utilisé pour les électrodes divise les super condensateurs (SCs) en deux familles [63]:

- Les SCs électrostatiques: dans ce type de condensateurs, le stockage de l'électricité s'effectue par un simple déplacement de charges électroniques et ioniques. L'énergie est donc stockée dans la double couche électrique. Les électrodes sont à base de carbone activé, qui est la technologie d'électrode la plus répandue car elle permet une puissance spécifique élevée (plusieurs kW.kg⁻¹), une durée de vie théoriquement infinie (plus de 100000 cycles de charge-décharge en pratique).
- Les super condensateurs électrochimiques combinent entre le fonctionnement des super condensateurs électrostatiques et celui des accumulateurs. Leurs électrodes sont en effet susceptibles de subir des réactions redox réversibles et donc de mettre en œuvre, en plus des processus électrostatiques, des processus faradiques. Selon la nature des matériaux d'électrodes, les super condensateurs électrochimiques peuvent être classés en deux familles: les super condensateurs à base d'oxydes métalliques et les super condensateurs à base des polymères conducteurs [6].

On peut aussi différencier les SCs par:

- Leurs électrolytes, qui conditionnent la tenue en tension du dispositif, et donc leurs énergies spécifiques et leurs puissances spécifiques. On trouve deux types d'électrolyte pour super condensateurs: les électrolytes aqueux, tels que l'acide sulfurique ou la potasse, et les électrolytes organiques, tels que le carbonate de propylène ou l'acétonitrile.

- Leurs séparateurs (membrane isolante poreuse), qui permettent de séparer les deux électrodes imprégnées d'électrolyte, on utilise généralement un polymère ou du papier en milieu organique, une céramique ou de la fibre de verre en milieu aqueux.

III.2.3. Modélisation et caractérisation des super condensateurs

III.2.3.1 Modélisation des super condensateurs

La modélisation des super condensateurs permet de prévoir leur comportement dans différentes applications à partir d'une représentation des principaux phénomènes physiques apparaissant au sein du composant. Les modèles de super condensateur peuvent être classés en trois catégories:

- Les modèles électrochimiques "microscopiques": ils représentent d'une manière locale les phénomènes mis en jeu [65-66].
- Les modèles fréquentiels: ils sont basés sur l'utilisation de la réponse fréquentielle du dispositif [65-66].
- Les modèles de type circuit électrique, dits "macroscopiques": ils représentent les phénomènes d'une manière plus globale. Dans notre travail, nous utilisons ce type de modèles car il s'intègre naturellement dans notre système électrique, de plus les caractéristiques requises sont électriques.

Nous présentons sommairement dans le paragraphe suivant quelques généralités sur les deux méthodes de caractérisation des SCs (qui ne sont pas l'objectif principal de ce chapitre), ainsi que quelques modèles de type circuits électriques existants pour ce composant. Bien entendu, le but est de choisir un modèle qui se rapproche le plus possible de la réalité et qui est moins gourmand en temps de calcul afin de ne pas alourdir la simulation du modèle global de notre système du véhicule électrique hybride à pile à combustible.

III.2.3.2 Méthodes de caractérisation

Deux méthodes de caractérisation (caractérisation temporelle et caractérisation fréquentielle) sont utilisées afin d'une part, de déterminer les paramètres des modèles, et d'autre part, de comprendre le fonctionnement des super condensateurs et comparer les performances des différents modèles.

III.2.3.2.1 Caractérisation temporelle

Cette méthode consiste à identifier les paramètres du composant via des mesures temporelles du courant et de la tension. Elle a l'avantage d'être simple à mettre en œuvre et de faire fonctionner l'élément à des niveaux de courant proches de la réalité. Par contre, elle ne permet pas d'identifier les différentes constantes de temps régissant le fonctionnement du super condensateur.

III.2.3.2.2 Caractérisation fréquentielle

La caractérisation fréquentielle consiste à appliquer au super condensateur une faible tension sinusoïdale superposée à une tension continue et à analyser la sortie en courant. La fréquence du signal sinusoïdal peut varier et ceci permet de déduire le comportement du super condensateur dans un domaine fréquentiel assez large autour d'un point de fonctionnement (tension, courant). Cette méthode est réalisée grâce à un appareil spécifique, dénommé "spectromètre d'impédance".

III.2.3.3 Choix d'un modèle

III.2.3.3.1 Modèle RC du constructeur

De par leur fonctionnement principalement électrostatique, les super condensateurs à double couche sont des dispositifs capacitifs. Pour cela on peut dans une première approximation modéliser un super condensateur par une capacité de stockage C en série avec une résistance R (Figure III.3). Les constructeurs utilisent généralement ce modèle simple dans les spécifications de leurs super condensateurs. Cependant, la physique associée au stockage d'énergie dans les super condensateurs fait apparaître des phénomènes que le modèle RC série n'est guère à même de décrire.

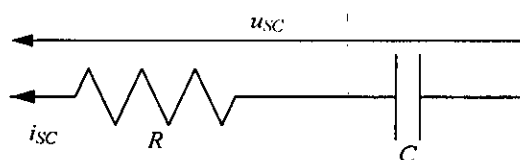


Figure III.3: Modèle constructeur d'un super condensateur

Pour effectuer la caractérisation d'un élément super condensateur, des indications sur la procédure expérimentale peuvent être données par certains constructeurs (MAXWELL par exemple) [66]. Ainsi, la simulation sous le logiciel Matlab/Simulink de la charge/décharge d'un super condensateur en utilisant les paramètres du produit (PC 7223) [66], qui sont: $R =$

0.85 m Ω , $C = 2700$ F, $I_{SCnom} = 400$ A et $U_{SCmax} = 2.7$ V, a donné les résultats présentés en figure III.4. Cette figure présente la tension de charge et la tension de décharge, en appliquant deux échelons de courant; le premier est négatif et le deuxième est positif avec une amplitude de 100 A chacun pendant 60 secondes (le quart du courant nominal). A l'instant $t = 5$ s, la tension de charge au bornes du SC augmente directement de 0 V à une valeur égale à $u_r = R \cdot i_{SC}$, puis elle augmente linéairement jusqu'à la fin du temps de charge associée à l'évolution de l'énergie à stocker dans l'élément capacitif, à l'instant $t = 65$ s lorsque le courant de charge atteint une valeur nulle la tension du SC chute d'une valeur égale à 2,307 V et se stabilise à une valeur égale à 2,222 V qui représente la tension de charge finale du SC. A l'instant $t = 125$ s, la tension de décharge du SC chute directement par une valeur faible u_r puis elle chute linéairement jusqu'à la fin de temps de décharge, à l'instant $t = 185$ s le courant de décharge est égale à zéro et la tension du SC revient à une valeur presque nulle. Ce résultat montre que le temps de charge et de décharge d'un SC est très rapide (comparativement à celui des batteries d'accumulateurs), il est de l'ordre de 60 s en utilisant seulement un quart du courant de charge nominale de ce dernier.

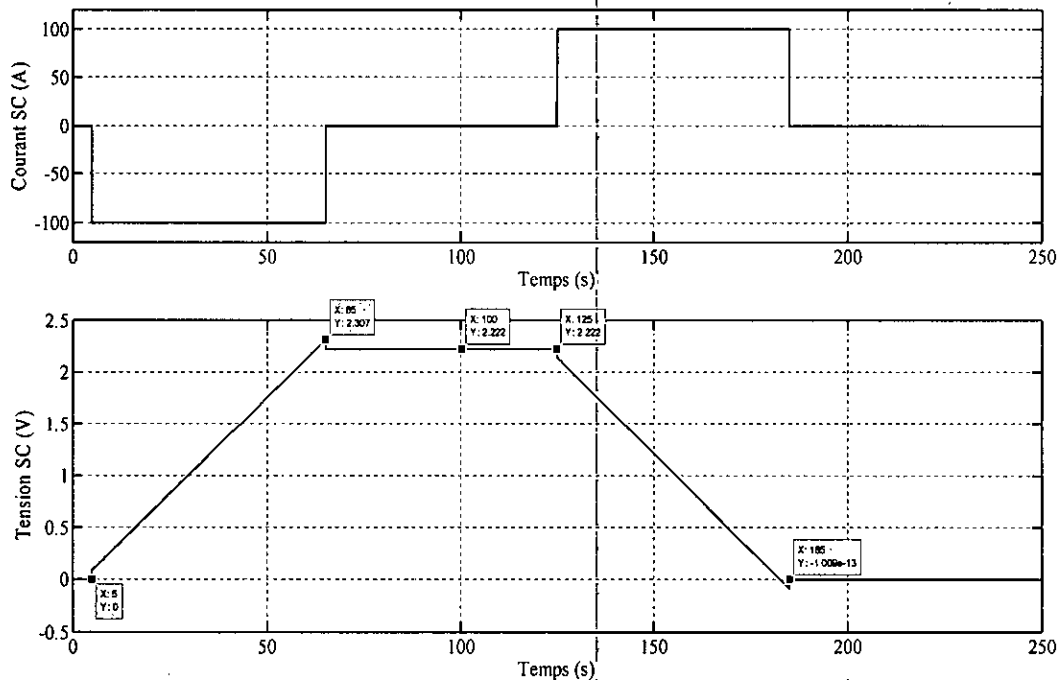


Figure III.4: Charge et décharge du super condensateur "PC 7223" avec un courant de 100A

D'autre part, nous présentons en figure III.5 les mêmes résultats (tensions de charge et de décharge de ce dernier), en appliquant deux échelons de courant ; le premier est négatif et le deuxième est positif avec une amplitude de 400 A (courant nominal) pendant 15 secondes.

A partir de cette figure on peut confirmer que la charge et la décharge d'un super condensateur est très rapide (15 s environs). De ce fait, nous pouvons affirmer que les SCs sont très adaptés pour des applications de transfert d'énergie à fortes densités de puissance, ils conviennent donc très bien comme systèmes de stockage rapides dans des véhicules électriques hybrides à piles à combustible qui exigent de fortes densités de puissance.

Cependant, il y a lieu de noter que ce modèle ne tient pas compte de la variation de la résistance et de la capacité en fonction des contraintes électriques. Il n'est donc pas valable dans tous les domaines de courant et de tension, par conséquent nous n'allons pas nous contenter de ce modèle simple dans notre travail, d'autres modèles plus élaborés vont être étudiés dans les paragraphes suivants.

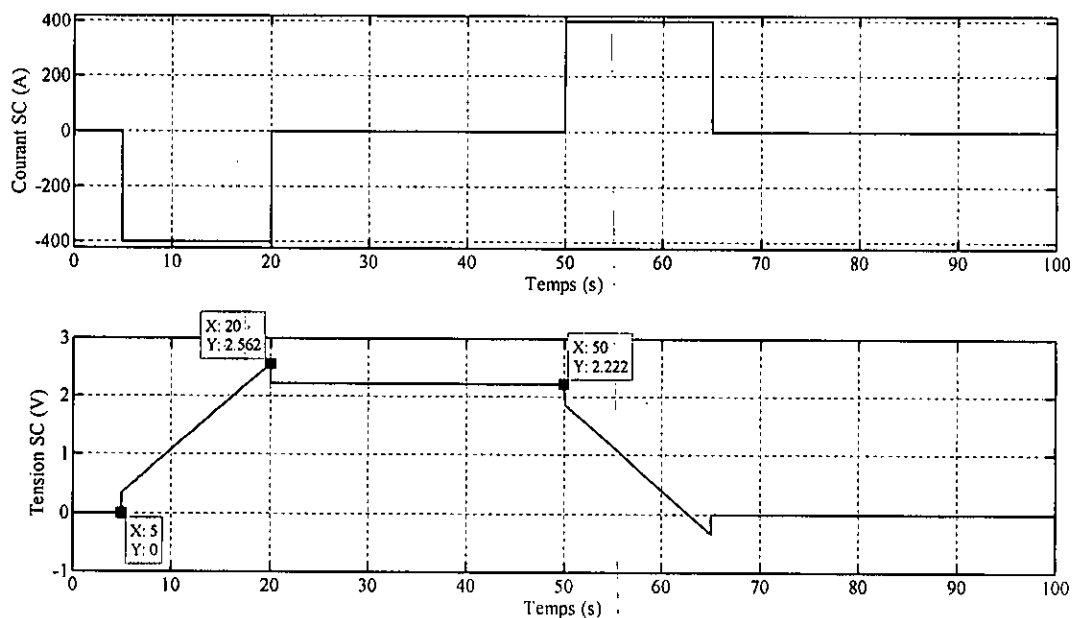


Figure III.5: Charge et décharge du super condensateur "PC 7223" avec un courant de 400A

III.2.3.3.2 Modèle à deux branches

Afin de tenir compte de la variation de la capacité de stockage en fonction de la tension, un modèle à deux branches basé sur des considérations énergétiques est proposé par R. Bonert et L. Zubieta [67-68]. C'est un modèle qui repose sur la partition de l'énergie électrostatique en deux termes: une énergie rapidement stockée ou déchargée et une énergie lentement stockée ou déchargée. Ce modèle comporte donc deux branches RC (figure III.6) :

- La première branche (R_{b1} et C_{b1}) dite principale, tient compte de l'évolution de l'énergie durant les événements de charge ou de décharge. La capacité C_{b1} est non linéaire afin de représenter la dépendance de la capacité à la tension (ou à la charge).

- La deuxième branche (R_{b2} et C_{b2}) dite lente, décrit la redistribution interne de l'énergie durant les phases de repos.

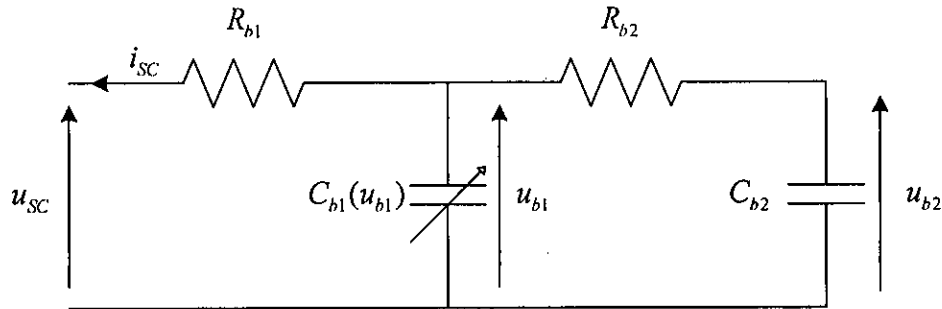


Figure III.6: Modèle à deux branches d'un super condensateur

Il est important de rappeler que la capacité C_{b1} est variable en fonction de la tension u_{b1} , (figure III.6). Ce modèle représente correctement les phénomènes de charge et de décharge, ses paramètres sont identifiés à l'aide d'essais temporels [69-70].

La capacité de la branche principale est choisie variable en fonction de la tension à ses bornes, pour simplifier le modèle, la loi de variation adoptée étant linéaire:

$$C_{b1}(u_{b1}) = C_{b0} + C_{bv} \cdot u_{b1} \quad (\text{III. 4})$$

Pour la simulation sous Matlab/Simulink, nous avons utilisé les paramètres relatifs au super condensateur Maxwell PC7223 ci-dessous, ces paramètres sont identifiés à l'aide d'essais effectués par F. Belhachemi & all. [69-70]:

- Pour la branche principale: $R_{b1} = 0,8 \text{ m}\Omega$, $C_{b0} = 2030 \text{ F}$, $C_{bv} = 750 \text{ F.V}^{-1}$.
- Pour la branche lente: $R_{b2} = 1 \Omega$, $C_{b2} = 150 \text{ F}$.

La figure III.7 montre la tension de charge suivie par la tension de décharge (SC PC7223) en utilisant le modèle à deux branches de la figure III.6. À l'instant $t = 5 \text{ s}$, on charge le SC par un courant de -100 A jusqu'à l'instant $t = 65 \text{ s}$, on remarque que la tension à la sortie du SC augmente rapidement avec une pente non linéaire causée par la première branche du SC. A l'instant $t = 65 \text{ s}$ le courant de charge du SC s'annule et la tension du SC est égale à $2,394 \text{ V}$, cette dernière continue à diminuer malgré la nullité du courant de charge, elle atteint une valeur de $2,361$ à $t = 125 \text{ s}$, cette chute de tension est due à la deuxième branche dite lente qui décrit la redistribution interne de l'énergie durant les phases de repos. La même chose se reproduit mais dans le sens contraire lorsqu'on décharge le SC avec un courant égale 100 A , en effet à l'instant $t = 125 \text{ s}$ le SC se décharge avec une pente non linéaire jusqu'à la fin de

l'étape de décharge à $t = 185s$, à cet instant la tension du SC atteint une valeur égale à $(-0.08184V)$ et continue à augmenter jusqu'à $(-0.05128V)$, on remarque que la tension du SC ne revient pas rapidement au même point de départ.

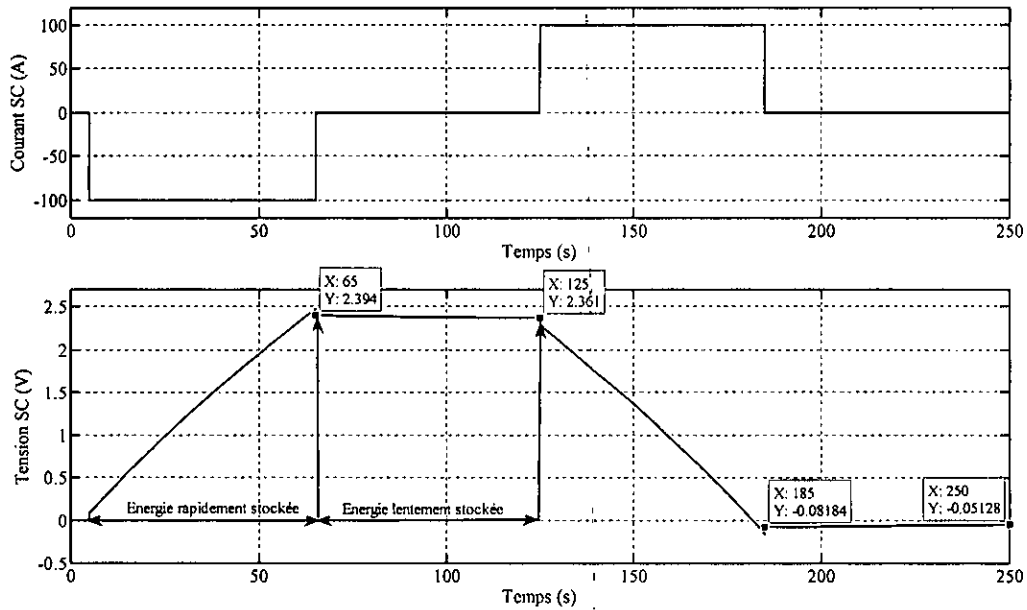


Figure III.7: Charge et décharge du SC PC7223 selon le modèle à deux branches avec un courant de 100A

Note: Il y a lieu de noter qu'en pratique, la loi de variation non linéaire de la capacité principale (loi linéairement croissante) n'est physiquement pas conforme à ce que peut donner la théorie de la couche double qui prévoit une variation de la capacité beaucoup plus forte aux faibles potentiels qu'aux potentiels plus élevés [50-51], cet aspect fait défaut dans le modèle à deux branches de R. Bonert et L. Zubieta dès lors que l'on s'écarte notablement des conditions expérimentales utilisées dans l'identification des paramètres du SC. Dans le paragraphe suivant nous présentons le modèle multi branches proposé par F. Belhachemi [69-70] dans le but d'améliorer la précision du modèle précédent à deux couches.

III.2.3.3.3 Modèle multi branche

F. Belhachemi améliora la précision du modèle à deux branches, par un modèle à plusieurs branches (Figure III.8), qui se compose de [69-74]:

- Une ligne de transmission non-linéaire de résistance totale R_t et de capacité totale C_t , permettant une description fine du comportement électrique et énergétique des super condensateurs dans les temps courts.

- Quelques branches RC pour bien représenter les phénomènes lents.

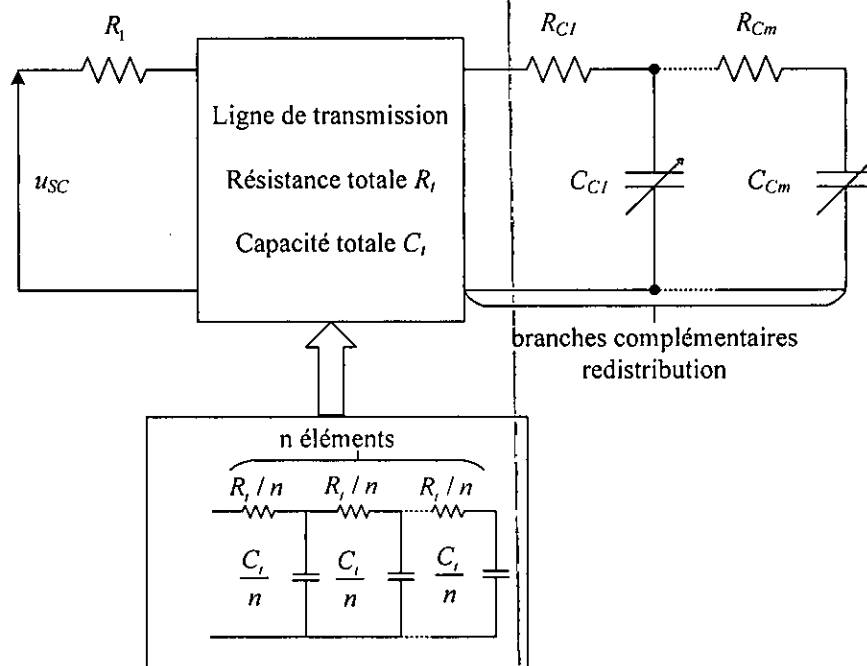


Figure III.8: Modèle énergétique multi branche d'un SC [69-74]

Dans le modèle donné en figure III.8, les différents paramètres correspondent à :

- R_1 : Résistance d'accès à la ligne de transmission.
- R_t et C_t : Résistance totale et capacité totale de la ligne de transmission.
- n : Nombre d'éléments dans la ligne de transmission.
- C_{Cm} et R_{Cm} : Résistances et capacités des branches complémentaires.
- M : Nombre de branches complémentaires.

La détermination des valeurs des résistances et des capacités est effectuée en analysant la tension aux bornes du SC lors d'essais de charge suivie de décharge. Cette détermination est détaillée dans la thèse de Belhachemi [70] et les résultats trouvés sont résumés dans le tableau III.1.

En utilisant les paramètres du tableau III.1, nous avons simulé le fonctionnement du modèle énergétique multi branche de F. Belhachemi sous le logiciel Matlab/Simulink. Dans un premier temps nous avons utilisé un modèle avec trois ($n = 3$) éléments dans sa ligne de transmission et deux éléments dans ses branches complémentaires et dans un deuxième temps nous avons utilisé un modèle avec quinze éléments dans la ligne de transmission en gardant les mêmes éléments dans les branches complémentaires, les résultats de simulation sont donnés dans les figures III.9 et III.10 respectivement.

	ligne de transmission	branche (R_{C1}, C_{C1})	branche (R_{C2}, C_{C2})
résistances	$R_l = 1,1 \text{ m}\Omega$	$R_{C1} = 100 \text{ m}\Omega$	$R_{C2} = 1 \Omega$
capacités (F) pour $u \in [0 \text{ V}, 0,5 \text{ V}]$	$C_l = 2000 + 700.u$	$C_{C1} = 90 + 30.u$	$C_{C2} = 31 + 11.u$
capacités (F) pour $u \in [0,5 \text{ V}, 1 \text{ V}]$	$C_l = 2350 + 700.(u - 0,5)$	$C_{C1} = 105 + 30.(u - 0,5)$	$C_{C2} = 36,5 + 11.(u - 0,5)$
capacités (F) pour $u \in [1 \text{ V}, 1,5 \text{ V}]$	$C_l = 2700 + 500.(u - 1)$	$C_{C1} = 120 + 22.(u - 1)$	$C_{C2} = 42 + 8.(u - 1)$
capacités (F) pour $u \in [1,5 \text{ V}, 2 \text{ V}]$	$C_l = 2950 + 200.(u - 1,5)$	$C_{C1} = 131 + 5.(u - 1,5)$	$C_{C2} = 46 + 3.(u - 1,5)$
capacités (F) pour $u > 2 \text{ V}$	$C_l = 3050$	$C_{C1} = 133,5$	$C_{C2} = 51$
résistance d'accès à la ligne (mΩ)	$R_l = 0.5$		

Tableau III.1: Paramètres du SC PC7223 selon le modèle énergétique de F. Belhachemi [70]

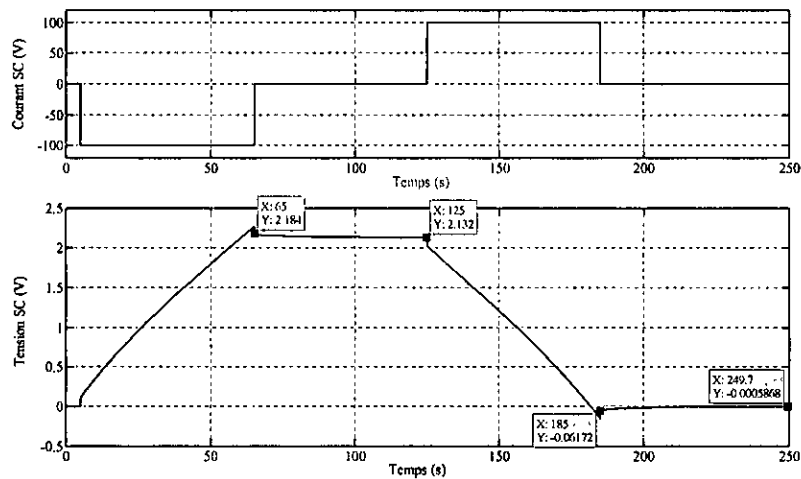


Figure III.9: Charge et décharge du modèle multi branches à trois éléments

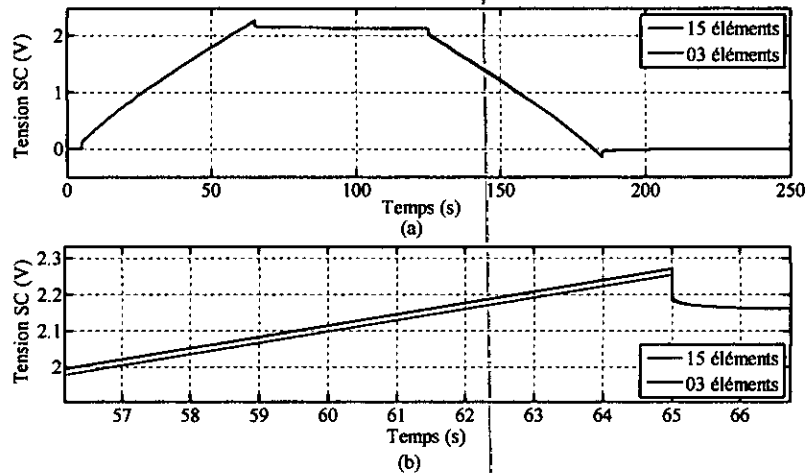


Figure III.10: Charge et décharge du modèle multi branches à quinze éléments

Pour le modèle à 3 éléments (figure III.9), à l'instant $t = 5s$ on charge le SC par un courant de $-100 A$ jusqu'à l'instant $t = 65s$, on remarque que la tension à la sortie du SC augmente rapidement avec une pente non linéaire causée par les branches de la ligne de transmission du SC. A l'instant $t = 65s$, le courant de charge du SC s'annule et sa tension est égale à $2,184V$, cette dernière continue à diminuer malgré la nullité du courant de charge, elle atteint une valeur de $2,132V$ à $t = 125s$, cette chute de tension est due aux branches complémentaires qui décrivent la redistribution interne de l'énergie durant les phases de repos. La même chose se reproduit dans le sens contraire lorsqu'on décharge le SC avec un courant égal à $100 A$, à l'instant $t = 125s$ le SC se décharge avec une pente non linéaire jusqu'à la fin de l'étape de décharge à $t = 185s$, à cette instant la tension du SC atteint une valeur égale à $(-0.06172 V)$ et continue à augmenter jusqu'à $(-0.0005868 V)$, on remarque que la tension du SC revient lentement au même point de départ.

Si on compare les résultats de la figure III.9 avec ceux de la figure III.7 en se basant sur les résultats expérimentaux du SC (PC7223) données dans les références [69-70], nous trouvons que le modèle de F. Belhachemi est plus précis que celui de R. Bonert et L. Zubieta.

Dans la figure III.10 nous avons fait une comparaison entre la tension de charge et de décharge du SC avec 03 éléments dans sa ligne de transmission, à celle avec 15 éléments, il apparait que l'augmentation du nombre d'éléments de la ligne de transmission n'a pas un grand effet sur la tension (figure 10.a), cependant il révèle un petit ajustement de la partie où la variation de la tension du SC est rapide (figure 10.b). A noter que les deux modèles (à 3 et à 15 éléments) sont assez compliqués et consomment beaucoup de temps calcul.

III.2.3.3.4 Choix du modèle du SC à utiliser dans le système hybride: (PàC - SC)

Pour ne pas alourdir la simulation du système hybride et afin de gagner plus de temps et éviter le problème de saturation de la mémoire de l'outil de calcul, nous avons choisi le modèle à deux branches représenté par la Figure III.6. Pour que notre modèle soit fiable et se rapproche le plus de la réalité, nous avons choisi une variation de la capacité C_{b1} en fonction de la tension entre ses bornes, similaire à celle de C_i trouvée par F. Belhachemi pour son modèle à trois branches dont les paramètres sont donnés dans le tableau III.1; cette loi de variation est représentée par la figure III.11.

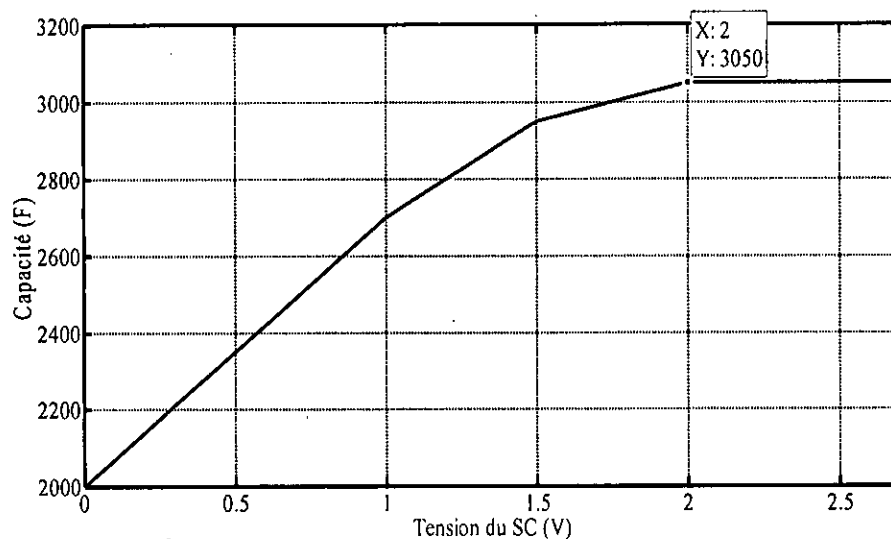


Figure III.11: Evolution de la capacité en fonction de la tension du SC [70-71]

Le modèle non linéaire avec deux branches du SC de type PC7223 peut facilement être écrit sous la forme de l'équation d'état suivante :

$$\begin{cases} \frac{dx}{dt} = Ax + Bu \\ y = Cx + Du \end{cases} \quad (\text{III. 5})$$

Avec :

$$u = i_{sc}, \quad y = u_{sc}, \quad x = \begin{bmatrix} u_{b2} \\ u_{b1} \end{bmatrix},$$

$$A = \begin{bmatrix} \frac{-1}{R_{b2}C_{b2}} & \frac{1}{R_{b2}C_{b2}} \\ \frac{1}{R_{b2}C_{b1}} & \frac{-1}{R_{b2}C_{b1}} \end{bmatrix}, \quad B = \begin{bmatrix} 0 \\ \frac{-1}{C_{b1}} \end{bmatrix}, \quad C = [0 \quad 1], \quad D = -R_{b1}$$

$$R_{b1} = 0.8 \text{ m}\Omega, \quad R_{b2} = 1 \Omega, \quad C_{b2} = 150 \text{ F}$$

III.2.4.1 Systèmes passifs d'équilibrage

III.2.4.1.1 Système d'équilibrage avec résistance

La structure de ce système est très simple ; elle consiste à connecter une résistance en parallèle à chaque élément de super condensateur comme représenté par la figure III.13 :

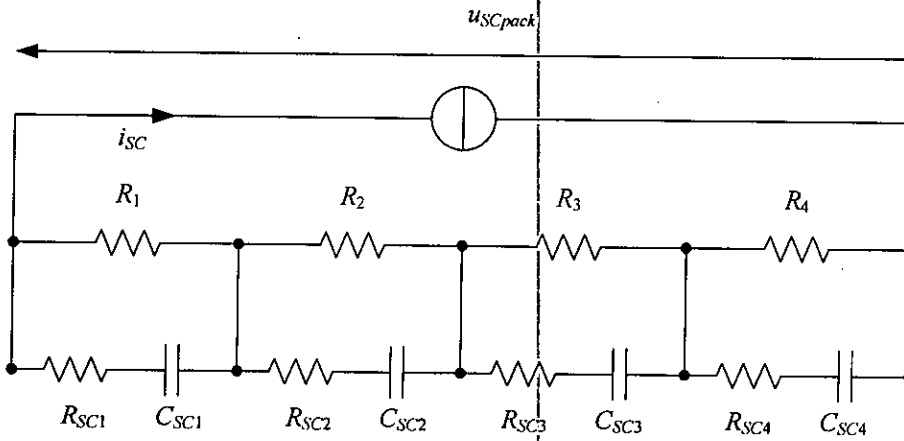


Figure III.13: Système d'équilibrage résistif

La valeur de la résistance est déterminée par plusieurs critères. Le critère principal est de limiter la valeur maximale de la tension aux bornes de l'élément. Parmi les inconvénients de cette structure [3, 63, 75]:

- La limitation de la dynamique du Pack de super condensateur.
- Le rendement très faible (10 %) lié à la dissipation d'énergie dans les résistances.

III.2.4.1.2 Système d'équilibrage avec diodes zener

Les diodes zener sont mises en parallèle sur les éléments de SC (figure III.14):

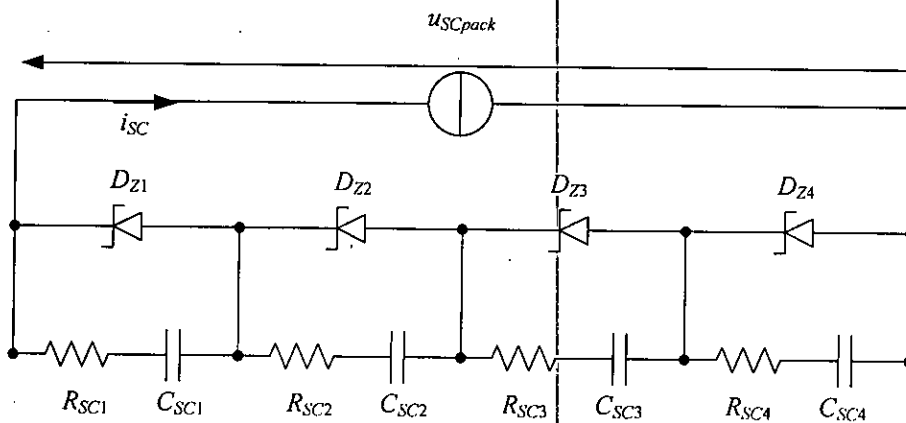


Figure III.14: Système d'équilibrage avec diodes zener

La tension maximale acceptée par les éléments de super condensateur détermine la tension zener des diodes. Une difficulté de ce système d'équilibrage est de trouver la diode zener qui convient pour une application donnée (I_{nom} , U_{Cmax}). Cette solution offre cependant un meilleur rendement (90%) et une meilleure dynamique que le système résistif. Le principal inconvénient de cette solution est l'utilisation des diodes zener qui dissipent de l'énergie quand la tension aux bornes de l'élément atteint sa valeur maximale. Cette dissipation peut être très importante si beaucoup d'éléments atteignent leur tension limite [3, 63, 75]. Pour pallier à ces problèmes, on peut utiliser des structures basées des convertisseurs statiques permettant de limiter les pertes par dissipation dans le système d'équilibrage.

III.1.1.1 Systèmes actifs d'équilibrage

La réalisation du système d'équilibrage actif est plus compliquée que celle du système passif. Dans le cas d'une association en série de plus de deux SCs, le principe de ce système consiste à placer un circuit buck-boost pour chaque paire de cellules, (figure III.15). Ce circuit à base de deux interrupteurs (MOS) permet de dévier une partie du courant de charge afin d'obtenir une dynamique de charge identique pour l'ensemble des SCs. La commande des deux interrupteurs (T_1 et T_2 par exemple) est basée sur la comparaison des niveaux des tensions des SCs (u_{SC1} et u_{SC2} par exemple) avec un rapport cyclique de 50%. La logique de cette commande est résumée ci-dessous :

- $u_{SC1} > u_{SC2}$, le transistor T_2 se bloque (OFF) et T_1 s'amorce (ON) ;
- $u_{SC1} < u_{SC2}$, le transistor T_1 se bloque (OFF) et T_2 s'amorce (ON).

Le principe de la commande est identique pour tous les circuits buck-boosts. La fréquence de commutation étant constante, l'inductance est dimensionnée pour obtenir une valeur moyenne de $(2 \cdot i_{eq})$ avec un bon rendement. Les expressions résultantes de ces considérations sont définies par les équations III.6 et III.7 [3].

$$i_{eq} = \frac{C_{SC2} - C_{SC1}}{C_{SC2} + C_{SC1}} i_{SC} = \frac{\chi}{200 + \chi} i_{SC} \quad (\text{III. 6})$$

$$L_{eq} = \frac{u_{SC1}}{16 \cdot i_{eq} \cdot f} \cdot \left\{ 1 + \frac{u_{SC1}}{u_{SC2} + U_d} \right\} \quad (\text{III. 7})$$

Avec :

- χ : La différence relative en % entre C_{SC2} et C_{SC1} par rapport à la capacité de base (C_{SC1}).
- U_d : la tension de seuil des diodes.

- f : la fréquence de commutation des transistors.

Pour réaliser ce type de systèmes d'équilibrage actif, il est nécessaire d'avoir $(n_{SC} - 1)$ circuits pour n_{SC} super condensateurs mis en série. Ce système d'équilibrage (figure III.15), offre un rendement très élevé (environ 97 %) et une très bonne dynamique d'équilibrage [3].

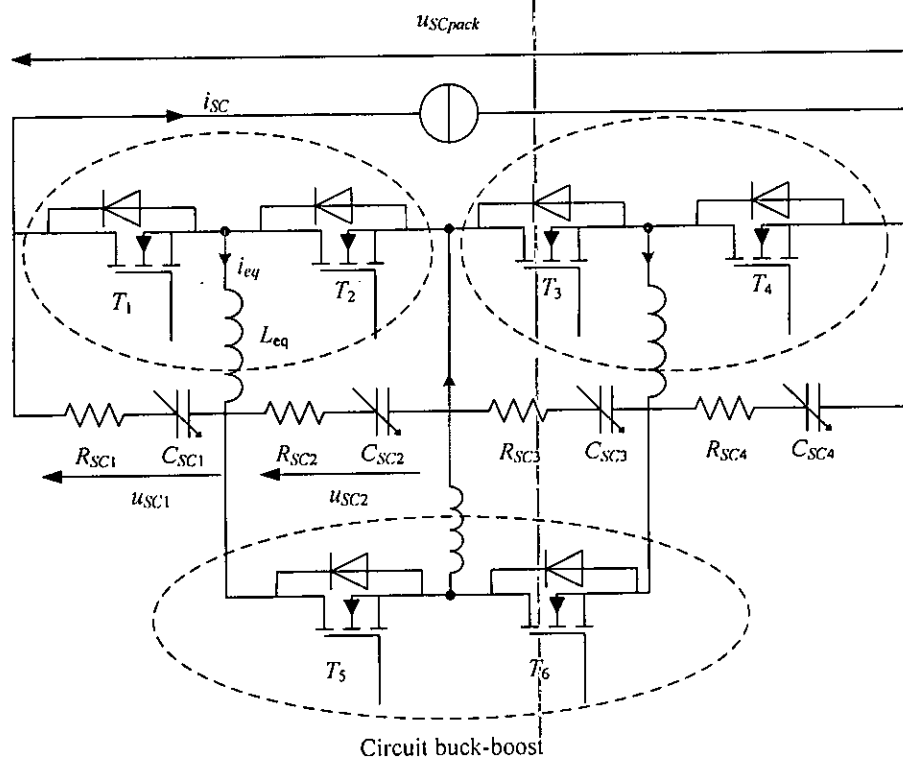


Figure III.15: Equilibrage de 4 cellules à base de convertisseurs buck-boost

III.3. Modélisation du convertisseur statique bidirectionnel associé aux SCs

III.1.1. Modélisation et commande du convertisseur

Le convertisseur de puissance bidirectionnel en courant est nécessaire comme interface entre les SCs sources d'énergie électrique réversible en courant et le Bus continu, pour assurer l'adaptation des niveaux de tension des SCs au bus continu ainsi que le transfert d'énergie bidirectionnel entre les SCs et le bus continu de façon à permettre le stockage et la restitution d'énergie.

Le schéma de base du convertisseur statique bidirectionnel en courant utilisé dans notre travail est présenté en figure III.16. On retrouve la même structure du convertisseur survolteur unidirectionnel mais avec un interrupteur S_3 (IGBT) à la place de la diode qui est commandé par un signal complémentaire à celui de l'interrupteur S_2 (IGBT). Cela permet une circulation bidirectionnelle du courant entre les SCs et le Bus continu.

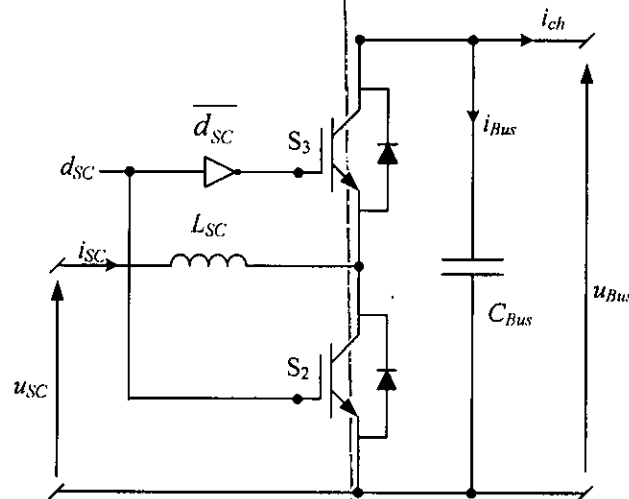


Figure III.16: Convertisseur statique bidirectionnel associé aux SCs

L'équation caractéristique de ce convertisseur (rapport de transformation), qui permet de relier la tension d'entrée des SCs (u_{SC}) avec la tension de sortie du Bus continu (u_{Bus}) en fonction des rapport cycliques (d_{SC}) et \overline{d}_{SC} des interrupteurs (S_2 et S_3) a la même expression, donnée par l'équation II.22 du chapitre II et reprise ici:

$$\frac{u_{Bus}}{u_{SC}} = \frac{1}{1 - d_{SC}} \quad (\text{III. 8})$$

Le principe classique de la MLI (Modulation de Largeur d'Impulsion) sera utilisé afin de commander le convertisseur bidirectionnel via le signal de grille des interrupteurs S_2 et S_3 , d'une façon complémentaire. Le rapport cyclique $0 \leq d_{SC} \leq 1$ représente l'entrée de commande du système. Le modèle aux valeurs moyennes de ce convertisseur est décrit par l'équation suivante:

$$\begin{cases} L_{SC} \frac{di_{SC}}{dt} = u_{SC} - (1 - d_{SC}) u_{Bus} \\ C_{Bus} \frac{du_{Bus}}{dt} = (1 - d_{SC}) i_{SC} - i_{ch} \end{cases} \quad (\text{III. 9})$$

En considérant $1 - d_{SC} = D_{SC}$ l'équation III.9 devient comme suit :

$$\begin{cases} L_{SC} \frac{di_{SC}}{dt} = u_{SC} - D_{SC} u_{Bus} \\ C_{Bus} \frac{du_{Bus}}{dt} = D_{SC} i_{SC} - i_{ch} \end{cases} \quad (\text{III. 10})$$

Comme pour le convertisseur survolteur unidirectionnel associé à la pile à combustible (Chapitre II) et pour les mêmes raisons, le modèle à valeurs moyennes est utilisé dans notre thèse pour le convertisseur bidirectionnel en courant; ce modèle est représenté dans la figure III.17 [2, 11-12, 41-43, 61]. En se basant sur l'équation III.10, ce modèle (schémas électrique) nous permet de reproduire la réponse dynamique du modèle instantané avec une bonne fidélité en profitant d'un temps de simulation beaucoup plus court que celui du modèle instantané. Comme dans le chapitre II, ce convertisseur est modélisé par une source de tension et une source de courant.

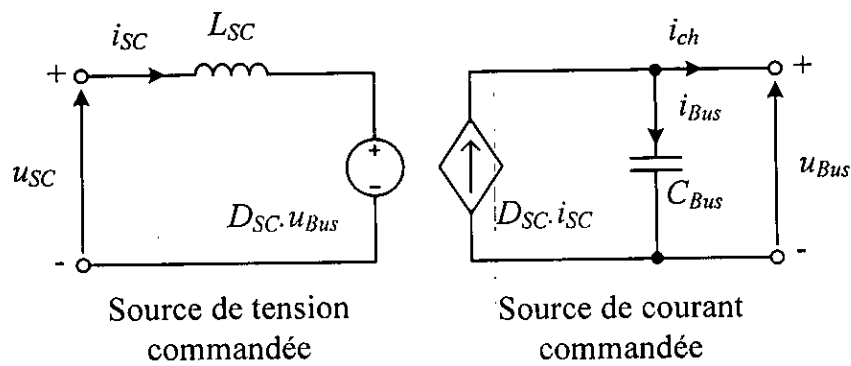


Figure III.17: Modèle à valeurs moyennes du convertisseur bidirectionnel en courant

III.3.1. Calcul de l'inductance de lissage du convertisseur bidirectionnel

Le calcul de l'inductance de lissage est réalisé comme dans la section II.8.2 du chapitre II, à la seule différence que ce convertisseur possède deux modes de fonctionnement distincts, soit en dévolteur soit en survolteur, comme indiqué en figure III.18.

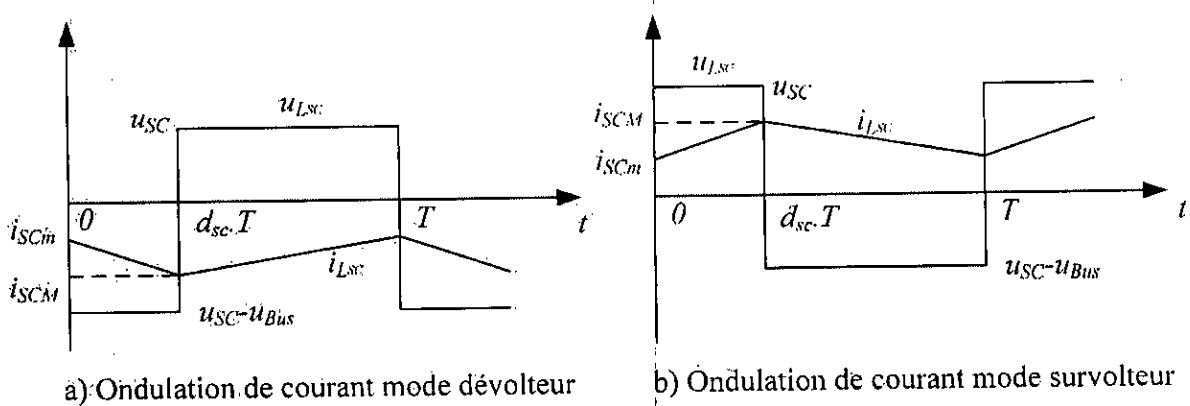


Figure III.18: Ondulation du courant

En appliquant la même démarche que pour le convertisseur survolteur associé à la PàC au chapitre II (paragraphe II.8.2), nous pouvons déterminer l'ondulation du courant dans les deux cas: survolteur et dévolteur [63, 76-78].

- Dans le cas survolteur, nous avons $\Delta i_{SC} = \frac{u_{SC}}{L_{SC} f_{MLI}} d_{SC}$ avec $u_{Bus} = \frac{u_{SC}}{1-d_{SC}}$, ce qui donne:

$$\Delta i_{SC} = \frac{d_{SC} (1-d_{SC}) u_{Bus}}{L_{SC} f_{MLI}} \quad (III. 11)$$

- Dans le cas dévolteur, nous avons $\Delta i_{SC} = \frac{u_{Bus} - u_{SC}}{L_{SC} f_{MLI}} d_{SC}$ avec $u_{SC} = d_{SC} u_{Bus}$, ce qui donne:

$$\Delta i_{SC} = \frac{d_{SC} (1-d_{SC}) u_{Bus}}{L_{SC} f_{MLI}} \quad (III. 12)$$

Où :

- u_{SC} : Tension aux bornes du Pack de super condensateur (V).
- Δi_{SC} : Ondulation du courant dans l'inductance (A).
- L_{SC} : Valeur de l'inductance de lissage (H).

On constate qu'on a la même ondulation pour les deux modes. Pour une fréquence MLI donné, l'ondulation maximale est obtenue pour un rapport cyclique $d_{SC} = 0.5$, elle vaut:

$$\Delta I_{SC,max} = \frac{U_{Bus}}{4 L_{SC} f_{MLI}} \quad (III. 13)$$

Ce qui permet d'exprimer l'inductance minimale en fonction de l'ondulation maximale donnée pour un rapport cyclique de $d_{SC} = 0.5$ comme suit:

$$L_{SC} = \frac{U_{Bus}}{4 f_{MLI} \Delta I_{SC,max}} \quad (III. 14)$$

Le tableau ci dessous résume les valeurs numériques pour les caractéristiques retenues de l'inductance du convertisseur de puissance pour le fonctionnement nominal du système.

U_{Bus}	f_{MLI}	$\Delta I_{SC,max}$	L_{SC}
500V	25KHz	10A	500 μ H

Tableau III.2: Caractéristiques des convertisseurs de puissance

III.3.2. Calcul du condensateur de filtrage du bus "C_{Bus}"

Ce condensateur doit pouvoir supporter les variations des pics de puissance. L'ondulation de tension en sortie résulte du courant alternatif dans le condensateur (Figure III.19), [63, 76-78].

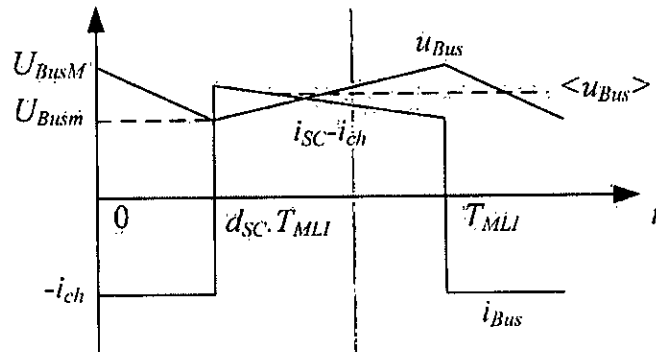


Figure III.19: Ondulation de tension

Le calcul de l'ondulation de tension peut être effectué comme suit:

Pour $0 < t < d_{SC} \cdot T_{MLI}$:

$$u_{Bus}(t) = U_{BusM} - \frac{i_{ch}}{C_{Bus}} t \quad (III. 15)$$

A l'instant $t = d_{SC} \cdot T_{MLI}$, l'équation III.15 devient:

$$u_{Bus}(d_{SC} T_{MLI}) = U_{BusM} - \frac{i_{ch}}{C_{Bus}} d_{SC} T_{MLI} = U_{Busm} \quad (III. 16)$$

D'où :

$$\Delta u_{Bus} = U_{BusM} - U_{Busm} = \frac{i_{ch}}{C_{Bus} \cdot f_{MLI}} d_{SC} \quad (III. 17)$$

Or $i_{SC} = \frac{i_{ch}}{1 - d_{SC}}$, nous pouvons donc écrire :

$$\Delta u_{Bus} = \frac{d_{SC} (1 - d_{SC}) i_{SC}}{C_{Bus} f_{MLI}} \quad (III. 18)$$

Avec:

- C_{Bus} : Valeur du condensateur de filtrage (F).
- i_{SC} : Courant dans l'inductance (A).
- U_{Busm} : Tension minimum aux bornes du condensateur (V).
- U_{BusM} : Tension maximum aux bornes du condensateur (V).

- Δu_{Bus} : Ondulation de tension aux bornes du condensateur (V).

L'ondulation maximale de tension est obtenue pour un courant maximal et un rapport cyclique $d_{SC} = 0.5$, soit :

$$\Delta u_{BusM} = \frac{i_{SC}}{4C_{Bus}f_{MLI}} \quad (III. 19)$$

La valeur minimale du condensateur est donc donnée par la relation :

$$C_{Bus\min} = \frac{i_{SC}}{4f_{MLI}\Delta u_{BusM}} \quad (III. 20)$$

Le tableau ci dessous résume les valeurs numériques pour les caractéristiques retenues de l'inductance du convertisseur de puissance pour le fonctionnement nominal du système.

i_{SC}	f_{MLI}	Δu_{BusM}	C_{Bus}
400A	25KHz	0.20V	0.07 F

Tableau III.3: Caractéristiques des convertisseurs de puissance

III.4. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons commencé par détailler le principe de fonctionnement ainsi que les différents types des super condensateurs. Nous avons ensuite étalé quelques modèles de ces derniers. Enfin nous avons choisi un modèle simple bien adapté à notre modèle global du véhicule hybride à pile à combustible. Nous avons en outre adopté un modèle à valeur moyenne du convertisseur de puissance associé, plus facile à utiliser. L'intégration de ce modèle sera effectuée au chapitre V.

Malgré quelques inconvénients des super condensateurs utilisés comme systèmes de stockage d'énergie, comme la faible tension de service qui exige la mise en série de plusieurs cellules avec un contrôle permanent de leurs niveaux de tensions par des circuits d'équilibrages, ils restent très avantageux par rapport à d'autres systèmes de stockage notamment pour l'application véhicule électrique hybride. Parmi les avantages: un stockage direct et électrostatique rapide, un contrôle aisé de l'énergie stockée par conversion électronique de puissance, une densité de puissance élevée et une durée de vie élevée.

Le chapitre IV sera dédié à la commande vectorielle de la machine synchrone à aimants permanents qui sera utilisée comme moteur de propulsion de notre véhicule.

Chapitre IV:

**Commande vectorielle de la machine
synchrone à aimants permanents :
application au véhicule**

IV.1. Introduction

Ce chapitre est consacré à la commande vectorielle en vitesse de la machine synchrone à aimants permanents (MSAP) en tenant compte des spécificités du véhicule.

Nous allons commencer par présenter un modèle détaillé des différents sous-systèmes qui décrivent le comportement électrique et mécanique de la traction du véhicule électrique hybride à pile à combustible. Ces sous-systèmes peuvent être séparés comme suit:

- Le sous-système électrique qui regroupe le moteur électrique et le circuit d'alimentation en tension.
- Le sous-système de commande du moteur.
- Le sous-système mécanique qui inclut le système de transmission et de réduction du couple, les roues, le véhicule lui-même ainsi que le modèle du profil de la vitesse proposé.

A la fin du chapitre nous proposons quelques résultats de simulation concernant le réglage de la vitesse et la puissance requise lors du fonctionnement du véhicule en charge.

IV.2. Machines électriques et véhicules électriques

Dans le domaine de la traction électrique (domaine des fortes puissances), on utilise généralement trois grands types de machines électriques :

- Les machines à courant continu: moteurs à courant continu de différents types (moteur série, à excitation séparée ou à aimants permanents) [9].
- Les machines synchrones: dans la catégorie des machines synchrones les technologies les plus fréquentes dans le langage courant sont : les machines synchrone à aimants permanents (MSAP), les machines synchrones à inducteur ou à excitation contrôlée (MSI), les machines synchrones à réluctance variable (MRV) et les machines synchrone à double excitation série et parallèle (MSDE) [9].
- Les machines asynchrones [9].

Le Tableau IV.1 synthétise une comparaison des machines électriques dans le domaine de transport (véhicules électriques et hybrides thermiques) [9]. Actuellement, les machines synchrones à aimants permanents sont les plus utilisées dans ce domaine [9].

	MCC	MAS	MSI	MSAP	MRV
Rendement	Moyen	Bon	Bon	Très Bon	Bon
Vitesse maximale	Passable	Bon	Bon	Bon	Bon
Fiabilité	Bonne	Excellente	Bonne	Bonne	Bonne
Coût du moteur	Passable	Bon	Moyen	Moyen	Très Bon
Coût électronique de puissance	Très Bon	Moyen	Moyen	Moyen	Bon

Tableau IV.1: Comparaison des technologies de machine électrique

IV.3. Modèle de la machine synchrone à aimants permanents

Dans la traction de notre voiture électrique hybride à pile à combustible, nous avons utilisé une machine synchrone à aimants permanents (MSAP) triphasée à distribution sinusoïdale du flux, elle porte ce nom parce que le rotor tourne en synchronisme avec le champ tournant du stator.

Cette partie du chapitre est consacrée à la modélisation d'une MSAP par des équations électriques et mécaniques en utilisant la transformation de Park (figure IV.1). Cette transformation permet de changer les tensions et les courants pour chaque bobine dans le référentiel (a, b, c) en deux composantes dans le référentiel (d, q, O) . De plus, cette représentation est inévitable car les modèles dynamiques des machines à courant alternatif sont relativement lourds et complexes. Afin de les simplifier, on procède à l'aide de cette transformation. Le nouveau référentiel (d, q, O) peut être stationnaire ou lié au champ tournant ; il est généralement choisi lié au champ tournant de telle sorte que les courants statoriques (i_{sd} et i_{sq}) soient constants.

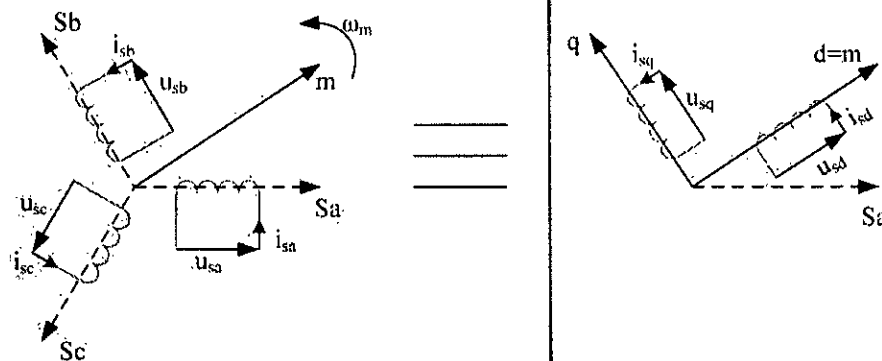


Figure IV.1: Transformation de Park: repère a, b, c et repère d, q de Park

Dans le repère de Park, les équations électriques de la MSAP sont les suivantes [80-86]:

$$\psi_{sd} = L_{sd}i_{sd} + \Psi \quad (\text{IV. 1})$$

$$\psi_{sq} = L_{sq}i_{sq} \quad (\text{IV. 2})$$

$$u_{sd} = R_s i_{sd} + L_{sd} \frac{di_{sd}}{dt} - \omega_r L_{sq} i_{sq} \quad (\text{IV. 3})$$

$$u_{sq} = R_s i_{sq} + L_{sq} \frac{di_{sq}}{dt} + \omega_r (L_{sd} i_{sd} + \Psi) \quad (\text{IV. 4})$$

$$T_e = \frac{3}{2} P [\psi_{sd} i_{sq} - \psi_{sq} i_{sd}] \quad (\text{IV. 5})$$

Où ψ_{sd} , ψ_{sq} , u_{sd} , u_{sq} , i_{sd} et i_{sq} sont respectivement les flux, les tensions et les courants du moteur dans le repère $d-q$, ω_r est la vitesse angulaire électrique et T_e est le couple électromagnétique. Ψ est le flux des aimants permanents, P est le nombre de paires de pôles, R_s est la résistance du stator. Les inductances du stator peuvent être décomposées en deux composantes différentes L_{sd} et L_{sq} ; si le moteur a un rotor à pôle lisse, Les deux inductances ont des valeurs similaires et peuvent être considérées comme égales comme c'est le cas dans notre travail.

Le modèle est complété par les équations mécaniques définies comme suit [80-86] :

$$J \frac{d\omega_m}{dt} = T_e - T_l - \beta \omega_m \quad (\text{IV. 6})$$

$$\omega_r = P \omega_m \quad (\text{IV. 7})$$

Où, J est le moment d'inertie du moteur et la charge couplée, T_l le couple résistant, β le coefficient de frottement et ω_m la vitesse mécanique angulaire.

Les paramètres de la MSAP correspondent à celle utilisée dans la Toyota Prius, (voir annexe C tableau C.2) [36].

IV.4. Modélisation de l'onduleur triphasé pour la MSAP

Afin d'alimenter la MSAP avec un courant alternatif, un onduleur triphasé à deux niveaux (figure IV.3.a) est inséré entre le Bus continu (500V) et cette dernière. Là encore, l'emploi d'un modèle à valeurs moyennes de l'onduleur est préféré pour les mêmes raisons citées dans le deuxième et le troisième chapitre, à savoir une consommation minimale du temps de calcul et de l'espace mémoire.

Dans le modèle à valeurs moyennes de l'onduleur triphasé à deux niveaux que nous avons utilisé, nous considérons que le convertisseur est une source de tension triphasée parfaite, (figure IV.3.b) [87]. Notons que ce modèle est utilisé dans un exemple de Simulink sous la dénomination « Space Vector PWM VSI Induction Motor Drive » [87].

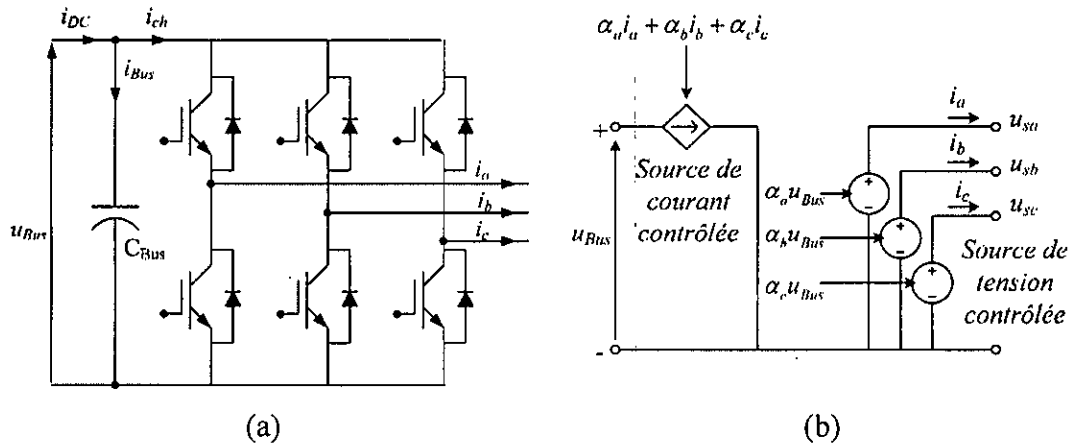


Figure IV.2: Onduleur de tension triphasé à deux niveaux

Il est composé d'une source de courant contrôlée du côté du Bus continu et de trois sources de tension contrôlées au côté alternatif. La source à courant continu permet de représenter le comportement moyen du courant de charge fourni par le Bus continu.

$$i_{ch} = \alpha_a i_a + \alpha_b i_b + \alpha_c i_c \tag{IV. 8}$$

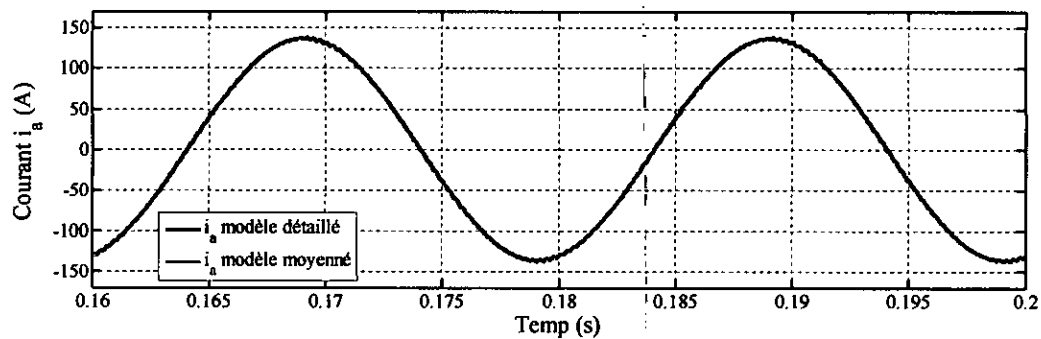
Où $(\alpha_a, \alpha_b, \alpha_c)$ sont respectivement les rapports cycliques de la MLI des bras d'onduleur a, b et c et (i_a, i_b, i_c) sont les courants triphasés correspondants. Les trois sources de tension à courant alternatif représentent les valeurs moyennes des tensions de l'onduleur triphasé (u_{sa}, u_{sb}, u_{sc}) en fonction de la tension du Bus continu u_{Bus} , donnée par l'équations suivante:

$$\begin{cases} u_{sa} = \alpha_a u_{Bus} \\ u_{sb} = \alpha_b u_{Bus} \\ u_{sc} = \alpha_c u_{Bus} \end{cases} \tag{IV. 9}$$

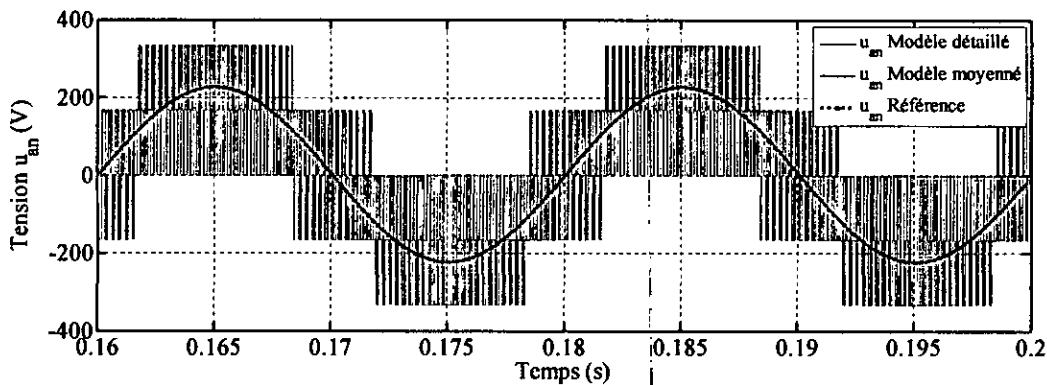
Pour valider le modèle de l'onduleur triphasé proposé nous avons simulé et superposé les résultats trouvés à l'aide de ce modèle avec ceux trouvés à l'aide du modèle triphasé détaillé. Les résultats de la comparaison donnés en figure IV.4 sont obtenus dans les conditions suivantes:

- Tension de référence d'amplitude de 225 V et de fréquence de 50 Hz.
- Fréquence de la MLI égale à 7 kHz.
- Charge (R, L) avec ($R = 0.5 \Omega$ et $L = 0.005$ H).
- Tension du bus continu constante égale à 500V.

La comparaison montre que le modèle de l'onduleur à valeur moyenne reproduit les valeurs des courants et des tensions de phases du modèle détaillé avec une bonne précision.



(a) Courant i_a



(b) Tension u_{an}

Figure IV.3: Validation du modèle à valeur moyenne du l'onduleur triphasé

IV.5. Commande vectorielle de la MSAP

Pour entraîner la MSAP, nous avons choisi la régulation de sa vitesse en utilisant un régulateur de type PI classique (figure IV.5), similaire au moteur asynchrone, un contrôle découplé entre le couple et les flux peut être obtenu dans la MSAP, en émulant le principe de la commande d'une machine à courant continu à excitation séparée par le moyen de la commande vectorielle.

A cause du flux constant des aimants permanents, on n'a pas besoin de le générer au moyen du courant i_{sd} , ce dernier peut être maintenu à une valeur égale à zéro, qui à son tour permet d'augmenter l'efficacité de l'entraînement [36, 82-86].

Le schéma de la commande vectorielle de la MSAP est représenté par la figure IV.4

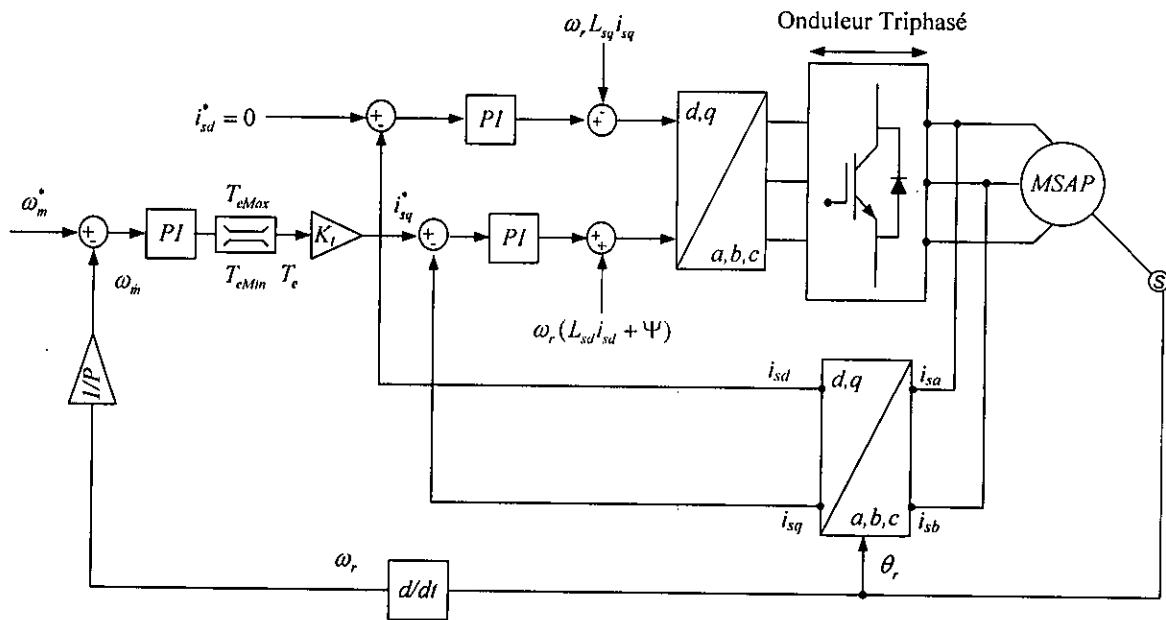


Figure IV.4: Commande vectorielle de la MSAP

Le système de commande est divisé en trois boucles différentes qui sont :

- La boucle de courant i_{sd} pour le contrôle du flux.
- La boucle de courant i_{sq} pour le contrôle du couple.
- La boucle de vitesse pour le contrôle de la vitesse de rotation du moteur.

Le fait que le couple peut être commandé par le biais de i_{sq} vient de la simplification des équations IV.1 et IV.5 lorsque i_{sd}^* est égal à zéro [82-86].

$$T_e = K_t * i_{sq} \tag{IV. 10}$$

Où: $K_t = \frac{3}{2} \cdot P \cdot \Psi$

À partir des équations des tensions (IV.3 et IV.4) de la MSAP, on peut voir que les axes d et q ne sont pas complètement indépendants et qu'il y a un terme de couplage qui dépend des courants des autres axes. Afin d'assurer une régulation complètement

indépendante des courants i_{sd} et i_{sq} , il est nécessaire de compenser l'effet du terme de couplage à la sortie des correcteurs PI de ces derniers (équations IV.11, IV.12) [86].

$$u_{sd} = \underbrace{\left[R_s i_{sd} + L_{sd} \frac{di_{sd}}{dt} \right]}_{\text{terme linéaire}} - \underbrace{\omega_r L_{sq} i_{sq}}_{\text{terme de couplage (à compenser)}} \quad (\text{IV. 11})$$

$$u_{sq} = \underbrace{\left[R_s i_{sq} + L_{sq} \frac{di_{sq}}{dt} \right]}_{\text{terme linéaire}} + \underbrace{\omega_r (L_{sd} i_{sd} + \Psi)}_{\text{terme de couplage (à compenser)}} \quad (\text{IV. 12})$$

Les figures IV.5.a et IV.5.b représentent les deux boucles de courant i_{sd} et i_{sq} dans le domaine de Laplace, un terme de découplage est ajouté pour compenser le couplage entre i_{sd} et i_{sq} , les boucles simplifiées obtenues sont données en figure IV.6.a et IV.6.b, [80-81, 86].

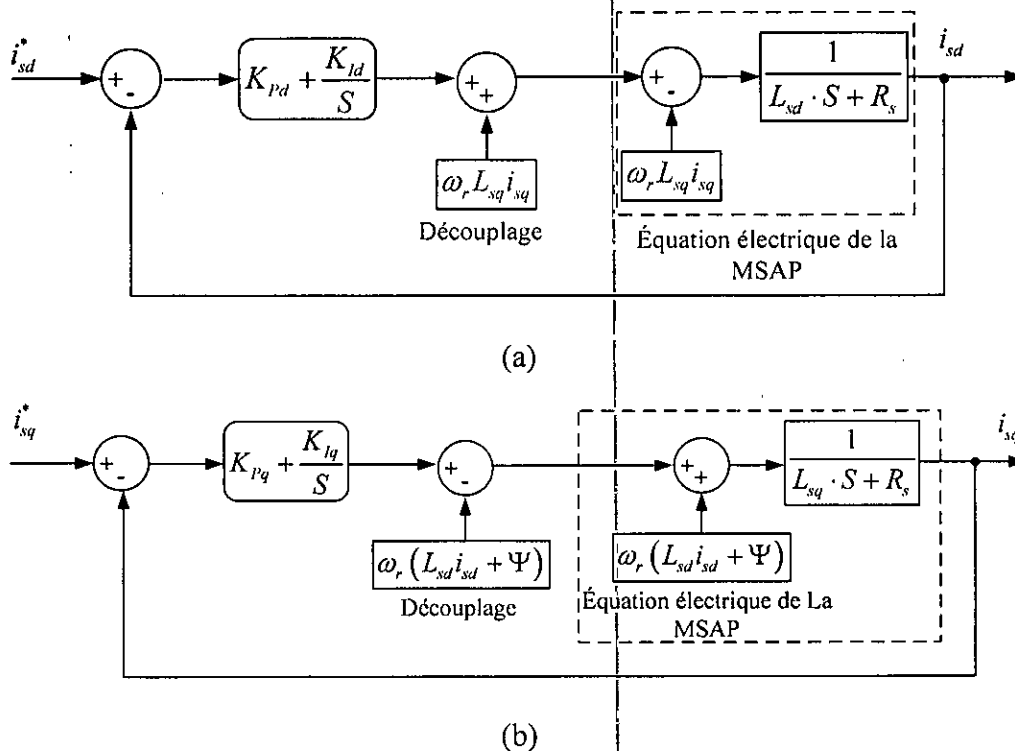
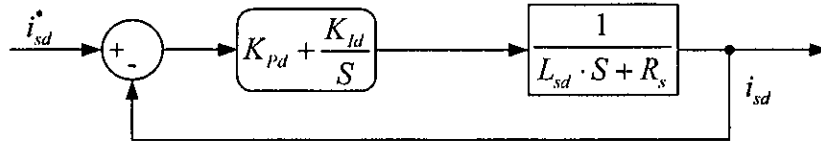
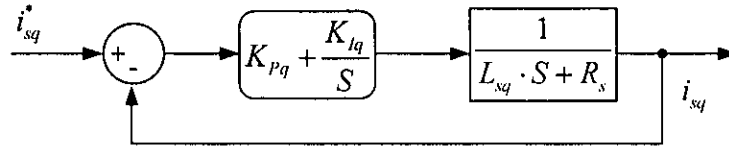


Figure IV.5: Boucles de courant



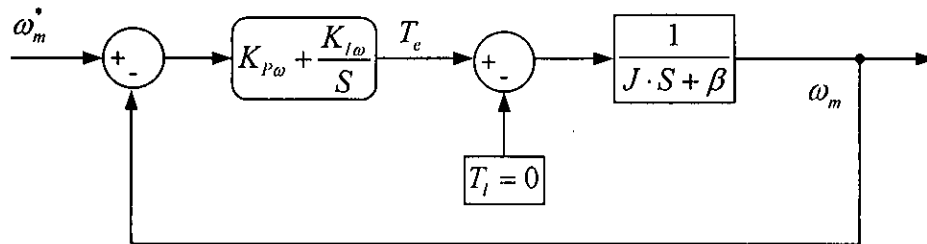
(a)



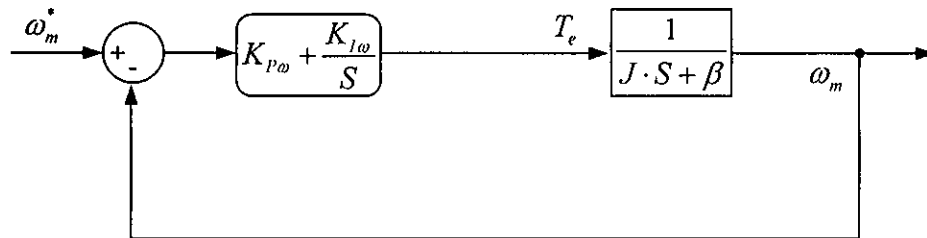
(b)

Figure IV.6: Boucles de courant simplifiées

En outre, en posant le couple résistant T_l égal à zéro, la boucle de vitesse dans le domaine de Laplace représentée par la figure IV.7.a se simplifie pour donner la boucle de la figure IV.7.b [80-81].



(a)



(b)

Figure IV.7: Boucles de vitesse

Les contrôleurs PI sont dimensionnés pour achever une bonne dynamique et une grande précision avec une stabilité acceptable. Les paramètres sont préalablement calculés à l'aide de l'utilitaire SISOTOOL de MATLAB, ensuite nous avons procédé à un ajustement par la méthode dite « essais et erreurs » pour obtenir les performances recherchées; cette méthode est très adaptée pour les systèmes dont les paramètres ne sont pas connus avec une

bonne précision. Les paramètres des contrôleurs PI sélectionnés sont donnés dans le tableau IV.2.

	Boucle de courant i_{sd}	Boucle de courant i_{sq}	Boucle de vitesse
Proportionnel (K_p)	0,4	0,4	100
Intégral (K_I)	9	9	200

Tableau IV.2: Paramètre des contrôleurs PI

En utilisant les paramètres des régulateurs sélectionnés dans le tableau IV.2, nous avons analysé la stabilité de la boucle de courant i_{sq} (identique à la boucle de courant i_{sd} car $L_{sd} = L_{sq}$) et la boucle de vitesse, à l'aide du diagramme de Bode tracé directement dans l'utilitaire SISOTOOL de MATLAB (figure IV.8.a et figure IV.8.b) ; nous avons trouvé que les deux boucles sont stables, avec des marges de phases acceptables : 90° pour chacune.

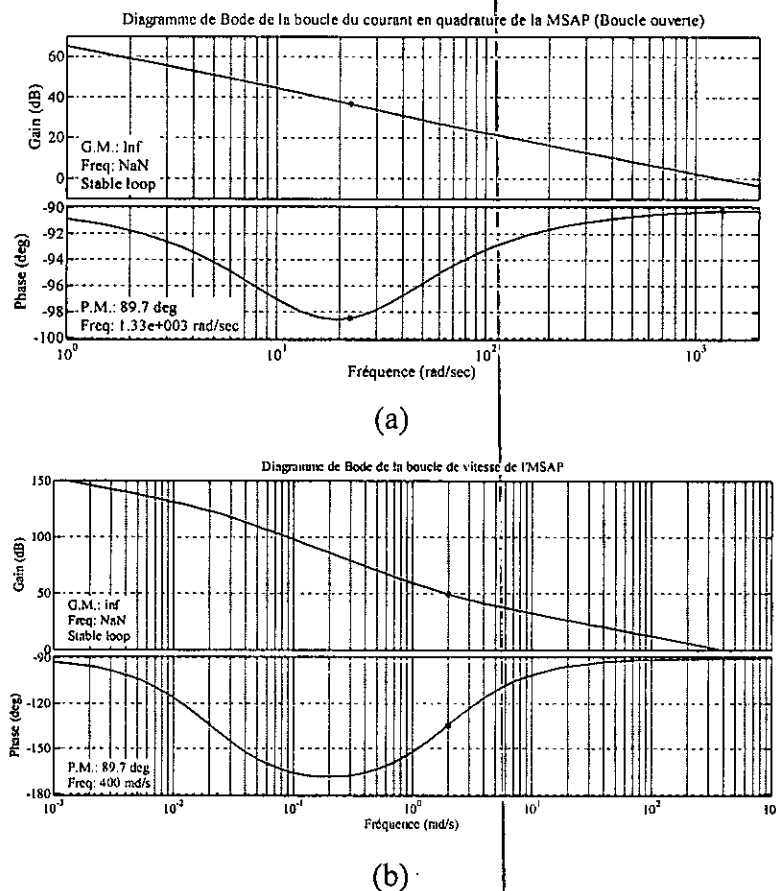


Figure IV.8: Analyse de la stabilité des boucles de courant i_{sq} et de vitesse

IV.6. Modélisation de la dynamique du véhicule électrique hybride à PàC

Afin d'assurer la propulsion du véhicule, la partie mécanique de la MSAP est associée à celui ci par des réducteurs et des transmetteurs de mouvement vers les roues; pour cela le modèle de la dynamique du véhicule électrique hybride à pile à combustible est décomposé en quatre (04) sous-modèles : la MSAP déjà modélisée dans la section précédente, l'ensemble réducteur/transmission, les roues et le véhicule (figure IV.9) [32]. Dans cette figure, nous avons sur l'arbre de la machine électrique un couple mécanique T_l et une vitesse ω_m . Après réduction et transmission, le couple et la vitesse transmis aux roues (T_{roue} et ω_{roue}), enfin nous récoltons la force de traction et la vitesse linéaire du véhicule ($F_{traction}$ et V_{veh}). L'ensemble des paramètres du véhicule retenus sont donnés dans le tableau C.2 en Annexe C.

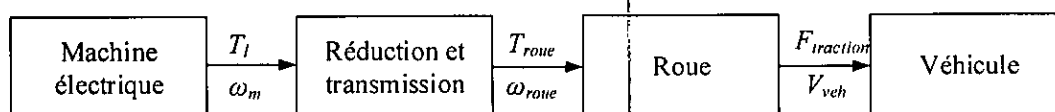


Figure IV.9: Schéma des sous-modèles de la chaîne de traction du véhicule

Le modèle du véhicule à une seule dimension est pris en compte. Nous avons négligé les effets des mouvements latéraux et les mouvements de caisse (suspensions). On outre, seule la résultante de l'effort généré par les pneumatiques est prise en considération [32]. De plus nous avons supposé que la vitesse du vent est nulle, par conséquent nous avons tenu compte seulement de la résistance aérodynamique de l'air ambiant.

IV.6.1. Le véhicule

Le véhicule est considéré comme un solide en déplacement soumis à 4 efforts selon l'axe longitudinal (Ox), (figure IV.10) [2, 32, 88-90] :

1. L'effort de traction $F_{traction}$ résultant de l'action des roues motrices sur la chaussée ;
2. L'effort de résistance aérodynamique F_{aero} provenant des frottements de l'air sur la caisse ;

$$F_{aero}(t) = \frac{1}{2} \cdot \rho_{air} \cdot A_f \cdot C_x \cdot V_{veh}(t)^2 \quad (IV. 13)$$

Où ρ_{air} est la densité de l'air (kg/m^3), A_f est la surface frontale (m^2) et C_x est le coefficient de résistance aérodynamique.

3. La résistance de montée en côte F_{gx} exprimée par :

$$F_{gx}(t) = M_{veh} \cdot g \cdot \sin(\alpha(t)) \quad (IV. 14)$$

Où α désigne la pente (rad) et M_{veh} la masse totale du véhicule (kg).

4. L'interface entre le pneumatique et la chaussée est le siège de forces de frottement des roues F_{roue} qui s'opposent à l'avancée du véhicule.

$$F_{roue} = M_{veh} \cdot g \cdot C_r \cdot (V_{veh}(t) \cdot \cos(\alpha(t))) \quad (IV. 15)$$

Où M_{veh} désigne la masse totale du véhicule (kg), g la constante de gravité (m/s^2), C_r le coefficient de frottement des pneumatiques et α la pente de la chaussée (rad).

En utilisant le principe fondamental de la dynamique qui lie les forces et les accélérations d'un solide, il vient:

$$M_{veh} \cdot \dot{V}_{veh} = F_{traction} - F_{aero} - F_{gx} - F_{roue} \quad (IV. 16)$$

On obtient alors l'équation de la force de traction comme suit :

$$F_{traction} = F_{acc} + F_{aero} + F_{gx} + F_{roue} \quad (IV. 17)$$

Où $F_{acc} = M_{veh} \cdot \dot{V}_{veh}$ est la force d'accélération.

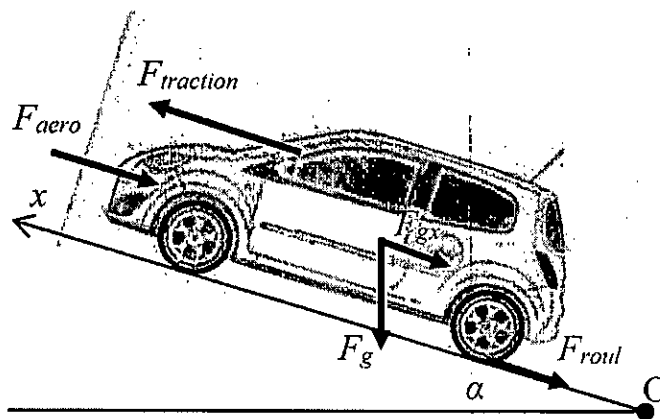


Figure IV.10: Bilan des forces s'exerçant sur le véhicule

IV.6.2. Les roues

Le modèle considéré est un modèle simplifié ne prenant en compte que la résultante des efforts générés par les 4 pneumatiques. Une unique roue virtuelle est donc suffisante pour représenter le comportement moyen des 4 roues. Le couple généré par cette roue peut être calculé en utilisant la force de traction du véhicule et le rayon de la roue à l'aide de la relation suivante [2, 32]:

$$T_{roue} = F_{traction} \cdot R_{roue} \quad (IV. 18)$$

Le glissement entre la chaussée et le pneumatique étant supposé négligeable (roulement sans glissement), la relation liant la vitesse linéaire du véhicule V_{veh} à la vitesse de rotation de la roue ω_{roue} est donnée par :

$$\omega_{roue} = \frac{V_{veh}(t)}{R_{roue}} \quad (IV. 19)$$

IV.6.3. La réduction et la transmission

Le réducteur permet l'adaptation des vitesses de rotation et des couples entre l'arbre de la MSAP (ω_m et T_l) et les roues motrices (ω_{roue} et T_{roue}). La transmission est composée principalement du bloc différentiel chargé de répartir équitablement le couple de sortie du réducteur aux roues motrices. Un rapport de réduction globale $G > 1$ est considéré entre l'arbre de la machine électrique et la roue. Le rendement μ de l'ensemble réducteur/transmission est supposé constant. Selon les hypothèses retenues, les relations entre les couples et les vitesses sont données par [2, 32]:

$$T_l(t) = \frac{T_{roue}(t)}{G \cdot \mu} \quad (IV. 20)$$

$$\omega_m = G \cdot \omega_{roue} \quad (IV. 21)$$

IV.7. Profil de vitesse pour les tests des véhicules

La littérature offre de nombreux standards pour diverses applications car l'usage d'un véhicule automobile diffère selon la zone géographique (Afrique, Europe,...), le type de voie (urbain ou autoroutier) et le type de véhicule (véhicule léger ou poids lourd). Pour notre véhicule, les cycles de référence peuvent être classés en deux catégories [2].

- Les cycles normalisés : ils sont imposés par les normes et ils sont établis à partir d'une étude portant sur des missions de circulation. A titre d'exemple, le cycle le plus utilisé en Europe est le Nouveau Cycle Européen de Conduite (NEDC: New European Driving Cycle). Pour les Etats-Unis d'Amérique, le cycle le plus commun est le UDDS (Urban Dynamometer Driving Schedule) appelé aussi FTP (Federal Test Procedure) [91].
- Les cycles d'usage réel : ils sont issus des mesures dans des conditions d'études réelles ayant pour objet de caractériser des usages types, à l'image des cycles (Hyzem et

Artemis) conçus par l'INRETS (Institut national de recherche sur les transports et leur sécurité) dans le cadre de projets européens [92].

Le cycle NEDC est largement adopté au sein de la communauté européenne (Figure IV.11) [91]. Il présente un parcours mixte incluant quatre segments consécutifs (similaires) de Cycle de Conduite Urbain (UDC Urbain Drive Cycle), parcours typique d'un véhicule dans un environnement urbain (de 0 à 800 s) avec des arrêts et des démarrages fréquents, suivis d'un segment du Cycle de Conduite Extra Urbain (EUDC Extra Urbain Drive Cycle), parcours typique d'un véhicule dans un environnement suburbain (de 800 à 1 200 s) avec des vitesses plus importantes et plus soutenues.

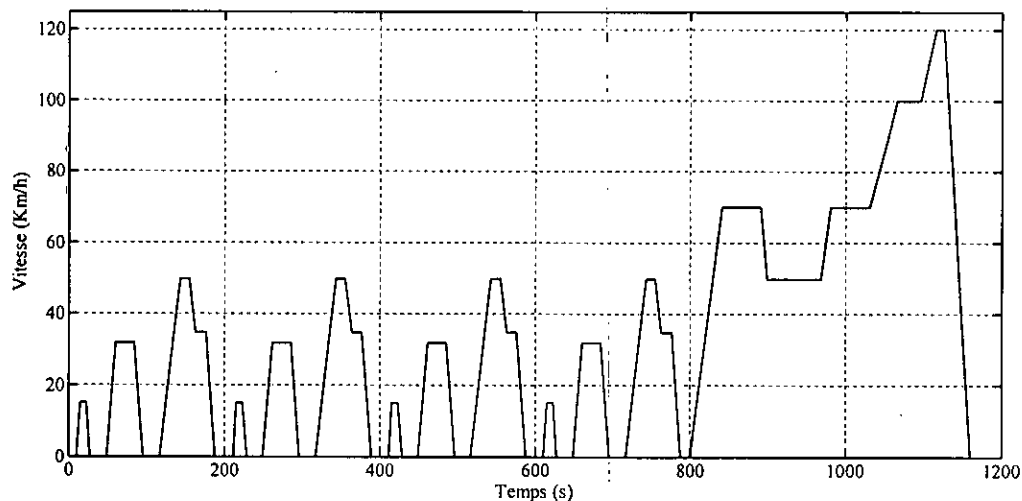


Figure IV.11: Profil de vitesse pour un véhicule suivant un cycle NEDC

Le cycle urbain (UDC: Urban Driving Cycle) ou encore ECE-15 a été développé pour représenter les conditions de fonctionnement en ville. Il est caractérisé par une vitesse basse avec des arrêts fréquents (Figure IV.12) [2, 32].

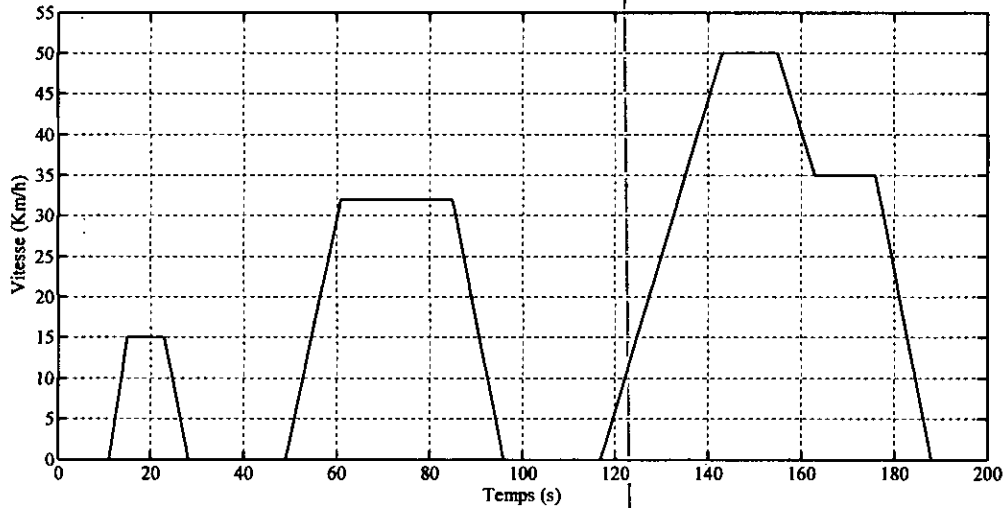


Figure IV.12: Profil de vitesse pour un véhicule suivant un cycle UDC

Dans la suite de cette thèse nous avons utilisé un cycle combiné entre l'UDC et l'EUDC (figure IV.13), afin de tester les performances de notre véhicule électrique hybride à pile à combustible en urbain et en extra urbain [2, 32]. Ce ci revient à utiliser le cycle NEDC une seule fois au lieu de quatre (en supprimant la partie entre 200s et 800s) dans le but d'alléger notre simulation en temps calcul et en espace mémoire. Notons que la partie supprimée (entre 200s et 800s dans NEDC) n'est autre que de la partie située entre 0s et 200s répétée trois fois. Dans cette figure, nous avons aussi représenté la vitesse réglée du véhicule comme exigé par le cycle proposé, mais en supposant une alimentation de l'onduleur parfaite (tension du Bus continue parfaitement constante). Le réglage est excellent, ce qui laisse prévoir de bons résultats dans le système global du véhicule électrique en tenant compte de la source hybride (PàC avec SC).

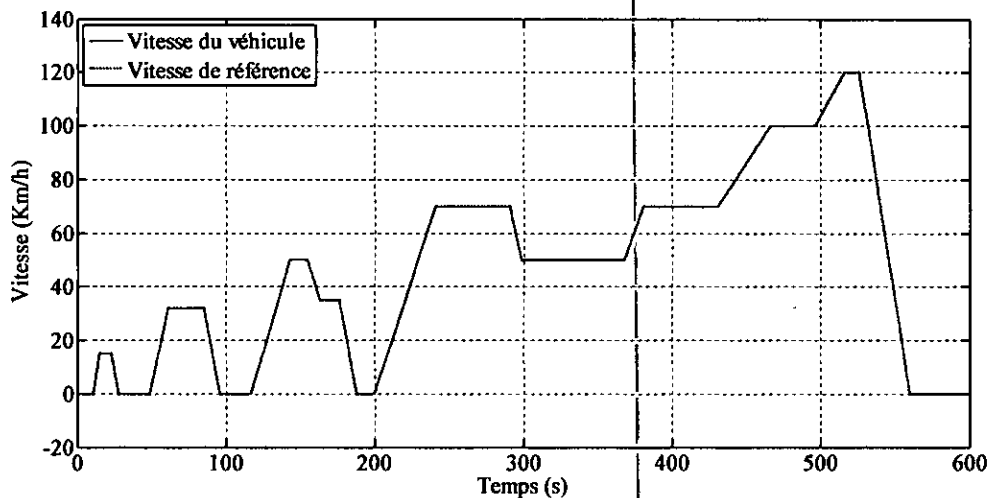


Figure IV.13: Profil de vitesse suivant un cycle combiné UDC et EUDC

En utilisant le profil de la figure IV.13 et les équations (IV.13-IV.21) avec un parcours plat ($\alpha = 0$) nous avons simulé (figure IV.14) la puissance à fournir pour le véhicule hybride en charge (quatre passagers), voir annexe C.

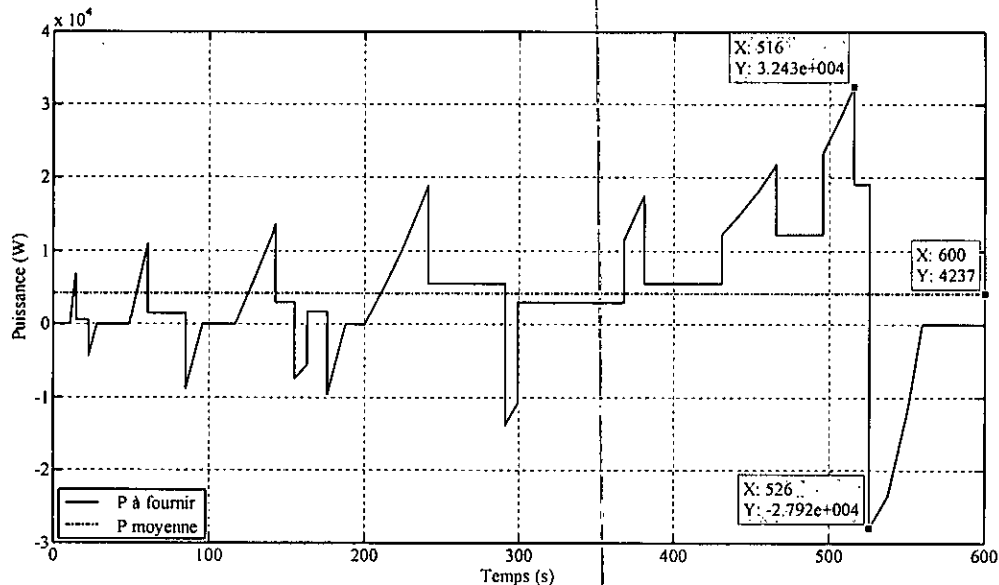


Figure IV.14: Puissance à fournir pour le véhicule hybride

On peut remarquer des changements de puissance brutaux à chaque fois que le conducteur exige un changement de vitesse. En effet, le changement de vitesse exige un couple d'accélération ou de freinage important pour vaincre l'inertie du véhicule. Dans cet exemple, la puissance moyenne exigée par la voiture est réduite (valeur de 4237 kW), par rapport à la puissance maximale qui atteint une valeur d'environ 32 kW dans les transitoires. On constate donc un rapport (P_{Max}/P_{Moy}) très élevé qui atteint ici une valeur de 8 ; ceci constitue une contrainte de conception très forte si on adopte, pour tous les constituants, la puissance crête comme puissance nominale. Ajoutons que les contraintes dynamiques imposées ne sont pas celles qu'on peut rencontrer en réalité et elles ne représentent pas toute la diversité des comportements qu'un véhicule peut présenter (pente du terrain et comportement plus dynamique du conducteur selon la situation). Pour ces raisons, nous avons surdimensionné nos sources d'énergie hybride (PàC – SCs) afin de tenir en compte le surplus en puissance en cas de changement du cycle de roulement par un profil plus sévère utilisant une succession d'échelons de puissance, caractérisé par des accélérations et des freinages plus marqués, ou de modification de la pente du terrain.

IV.8. Conclusion

Le modèle de la traction électrique et mécanique du véhicule électrique hybride à pile à combustible basé sur une commande vectorielle en vitesse de la machine synchrone à aimants permanents a été présenté en deux parties:

Dans la première partie nous avons présenté le modèle de la machine ainsi que sa commande vectorielle en utilisant trois boucles de régulation: deux boucles pour les courants et une boucle pour la vitesse. Ensuite nous avons dimensionné les correcteurs PI utilisés dans les boucles de régulations puis nous avons analysé la stabilité de ces boucles.

Dans la deuxième partie nous avons illustré le modèle mécanique du véhicule électrique avec ses trois sous-systèmes (transmission-réduction, roue, véhicule) puis nous avons proposé un profil de vitesse suivant un cycle combiné urbain (UDC) et extra urbain (EUDC) bien adapté à la puissance à fournir et aux contraintes de simulation afin de l'utiliser dans les tests des performances du véhicule électrique hybride dans le chapitre suivant. Les essais du réglage de vitesse de la MSAP en tenant compte de la charge du véhicule et de sa dynamique sont excellents.

Chapitre V:

Hybridation pile à combustible – super condensateur et gestion d'énergie

V.1. Introduction

Aux chapitres précédents nous avons proposé des modèles pour les différents éléments constituant un véhicule hybride électrique à pile à combustible, (PàC, SCs, MSAP avec commande vectorielle en vitesse et dynamique du véhicule).

L'analyse du comportement électrique du pack à pile à combustible nous a montré que ce dernier a une dynamique lente, raison pour laquelle nous avons utilisé une source auxiliaire (SCs) caractérisée par une énergie de stockage faible (faible autonomie), une forte densité de puissance et une dynamique rapide. Nous allons donc, dans ce chapitre, traiter le problème du pilotage des sources hybrides (PàC/SCs). En effet, traditionnellement dans un système à une source d'énergie, la demande de la charge est gérée directement par cette dernière, pour une source hybride, le problème est plus complexe: connaissant la puissance exigée par la charge, il faut ensuite partager cette énergie entre les deux sources en satisfaisant la demande instantanée de puissance sans dégrader ou détériorer les éléments au bord du véhicule hybride. Ces stratégies de pilotage visent à améliorer les performances du système (*efficacité énergétique, durée de vie, disponibilité de l'énergie*); ces performances sont généralement regroupées sous le terme « lois de commande et de gestion d'énergie » dans plusieurs travaux [4-32].

Pour ces raisons, nous proposons une stratégie de gestion d'énergie basée sur des régulateurs PI classiques, permettant d'assurer une bonne répartition de puissance instantanée entre les deux sources hybrides PàC/SCs tout en respectant les contraintes nécessaires au bon fonctionnement de ces sources. Un certain nombre de résultats de simulation qui démontrent les performances de la stratégie proposée sont présentées à la fin de ce chapitre.

V.2. Architecture du véhicule électrique hybride à pile à combustible

Le système à étudier est illustré dans la figure V.1, les sources hybrides (PàC/SC) sont reliées au Bus continu à travers des convertisseurs à courant continu. Un onduleur triphasé est utilisé pour alimenter en courant alternatif la MSAP, cette dernière est couplée avec des transmetteurs, des réducteurs de couple et des roues pour assurer le mouvement du véhicule durant les phases de tractions [17].

Note : Une résistance contrôlée à l'aide d'un commutateur électronique est prévue pour dissiper l'excès d'énergie récupérée dans le cas extrême où les SC sont complètement chargés.

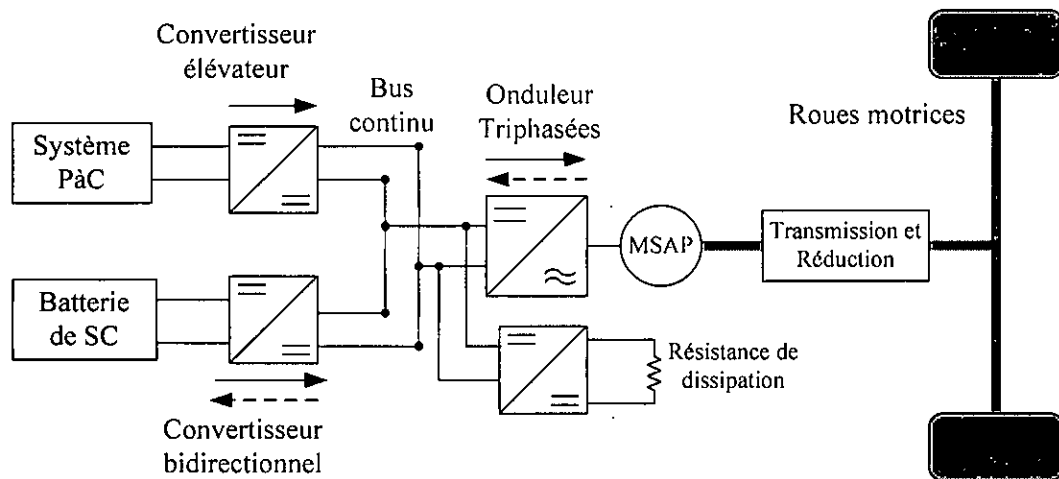


Figure V.1: Architecture du véhicule électrique hybride à pile à combustible

La stratégie de gestion d'énergie proposée se concentre sur la régulation de la tension du Bus continu ($u_{Bus} = 500V$: égale à la tension nominale du Bus continu de la Toyota Prius). Dans ce travail, nous avons utilisé une PaC de type PEMFC ($u_{FC} = 220V$: tension de la pile pour un courant nominal de pile $i_{FC} = 280A$) comme source d'énergie principale et une batterie de SCs ($u_{SCref} = 200V$: tension de référence pour 100 SCs mis en série) comme source de puissance auxiliaire, qui assure les échanges énergétiques transitoires (figure V.1). Les performances du véhicule électrique hybride à pile à combustible sont testées en utilisant deux cycles combinés : le cycle urbain (ECE-15) et le cycle extra-urbain (EUDC) comme expliqué au chapitre IV lors des tests de la commande vectorielle en vitesse de la MSAP.

La gestion de la quantité d'énergie échangée entre le Bus continu et les deux sources d'énergies (PaC-SC), engendre quatre modes de fonctionnement différents :

- Le mode de charge : la source principale (PaC) fournit la puissance pour l'équipement de stockage (SCs) et pour la charge (MSAP) en même temps.
- Le mode de décharge : la source principale (PaC) et l'équipement de stockage (SCs) fournissent l'énergie à la charge.
- Le mode de récupération (freinage par récupération) : la charge fournit l'énergie à la source secondaire de stockage (SCs).
- Le mode de dissipation : l'excès d'énergie qui ne peut pas être stocké dans les SCs est dissipé dans une résistance. Dans le cas du freinage par récupération d'énergie, si les SCs sont chargés à leurs maximums, la résistance de dissipation est connectée au Bus continu par l'utilisation d'un commutateur contrôlé afin de dissiper l'excès de puissance récupérée à partir de la PaC et la MSAP.

V.3. Système de gestion d'énergie des sources hybrides (PàC/SCs)

Dans cette partie, nous proposons un système pour la gestion et le contrôle du flux énergétique qui circule entre les deux sources du véhicule électrique hybride à pile à combustible (figure V.2). Pour cela nous avons utilisé quatre boucles de régulation et de contrôles qui sont [15-16]:

- Deux boucles de courant internes pour contrôler les courants fournis par la PàC (i_{FC}) et par les SCs (i_{SC}).
- Deux boucles de tensions externes, la première est utilisée pour contrôler la tension de charge et de décharge des SCs et la deuxième est insérée afin de contrôler la tension du Bus continu.

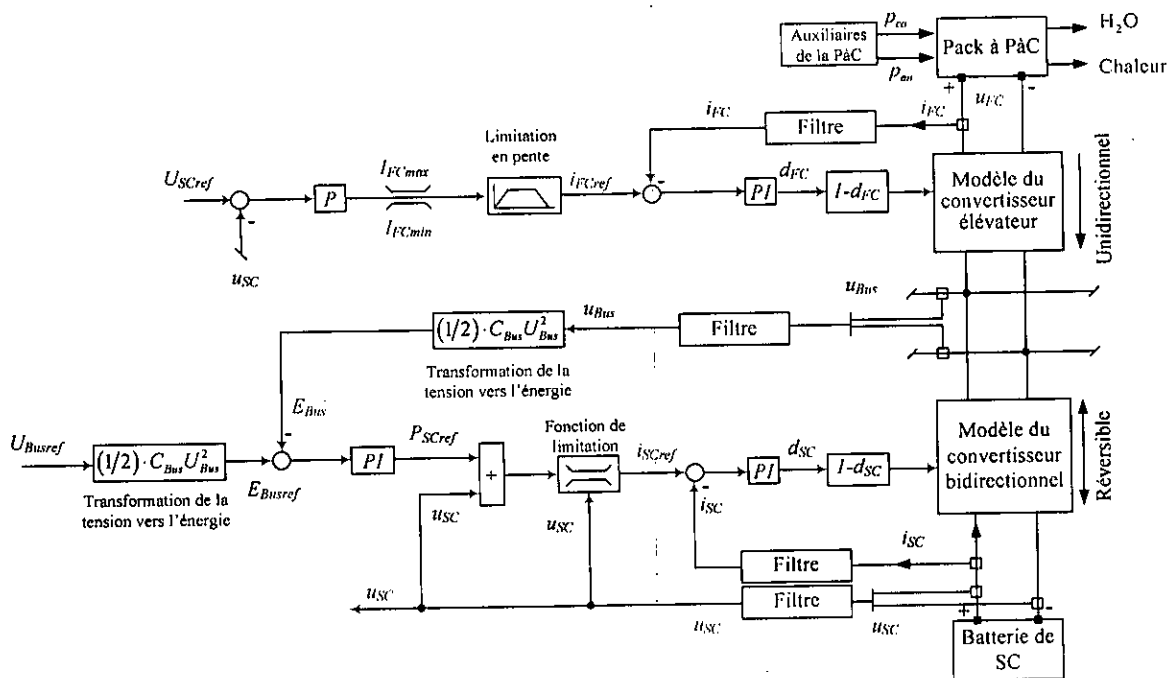


Figure V.2: Schéma global du système de gestion d'énergie des sources hybrides

La stratégie proposée doit respecter les contraintes suivantes :

- La tension des SCs doit être maintenue à l'intérieur de l'intervalle [U_{SCmin} (valeur minimale), U_{SCmax} (valeur maximale)] [14-15].
- La pente du courant de la pile à combustible doit être limitée à sa valeur maximale pour éviter les pics importants de λ_{O_2} ceci permet un fonctionnement optimal de la PàC, comme nous l'avons expliqué dans le chapitre II.
- Le courant de la PàC doit être maintenu à l'intérieur de l'intervalle [I_{FCmin} (valeur minimale), I_{FCnom} (valeur maximale)]. Généralement, I_{FCmax} est déterminé par la valeur

maximale du courant du pack à pile à combustible moins le courant consommé par le compresseur et I_{FCmin} est supérieur à zéro afin d'éviter les démarrages et les arrêts répétés de la PàC [14-15].

V.3.1. Commande en courant du convertisseur associé au pack à PàC

Pour des raisons relatives à la dynamique et à la sécurité de la pile à combustible, son convertisseur est commandé en courant avec des contrôleurs de type PI, ce type de contrôleur est certes simple, mais permet d'obtenir des résultats très satisfaisants pour ce type de contrôle dans les convertisseurs statiques [14, 15, 29-30].

Le schéma de principe de ce contrôle est illustré sur la figure V.3. La référence de courant du pack à pile à combustible i_{FCref} est générée par le système de gestion d'énergie. Le correcteur PI asservit le courant i_{FC} afin de suivre la référence i_{FCref} et génère la valeur moyenne du rapport cyclique d_{FC} pour commander le convertisseur élévateur.

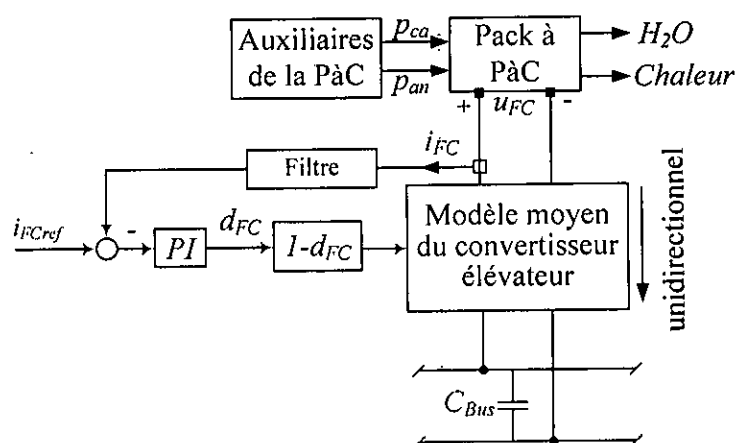


Figure V.3: Contrôle en courant du convertisseur associé à la PàC

Dans la littérature, il existe plusieurs méthodes qui décrivent le principe de dimensionnement des régulateurs PI [14-17, 93], l'application de ces méthodes donne de bons résultats seulement autour des conditions pour lesquelles elles sont dimensionnées.

Dans notre travail nous avons commencé le dimensionnement des régulateurs PI à l'aide de l'utilitaire SISOTOOL de MATLAB, puis nous avons procédé par des corrections de leurs paramètres en utilisant la méthode dite "essais-erreur", qui consiste à changer progressivement ces paramètres en fonction des performances requises du réglage. Nous avons un grand système avec une association de plusieurs boucles, ce qui nécessite une très bonne stabilité de ces boucles, cette exigence a été prise en compte dans notre travail, de plus,

V.3.2. Commande en courant du convertisseur associé aux super condensateurs

Pour assurer un fonctionnement en toute sécurité du convertisseur bidirectionnel en courant, et afin de protéger les super condensateurs contre les forts courants de charges et de décharges, nous avons commandé en courant le convertisseur associé au super condensateur en utilisant un contrôleur de type PI, le schéma de principe de ce contrôle est illustré sur la figure V.7, [15-17, 29-30].

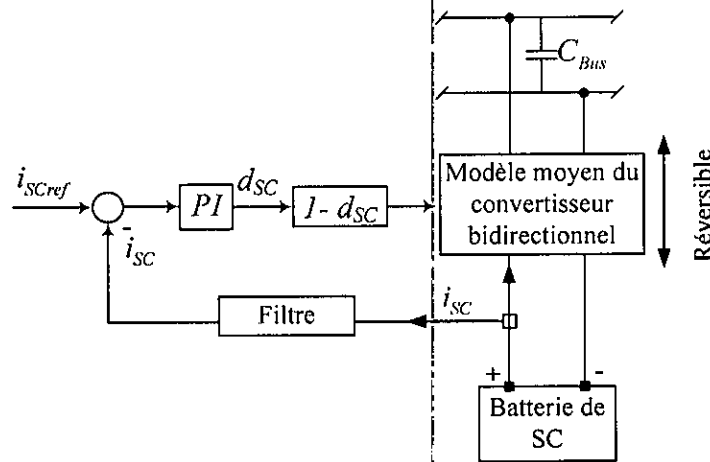


Figure V.7: Principe du contrôle du convertisseur associé aux super condensateurs

La référence de courant du super condensateur i_{SCref} est générée par le système de gestion d'énergie. Le correcteur PI asservit le courant i_{SC} afin de suivre la référence i_{SCref} et génère le rapport cyclique d_{SC} pour commander le convertisseur bidirectionnel.

Pour calculer les paramètres du correcteur PI, nous avons utilisé les mêmes méthodes employées pour dimensionner le correcteur PI de la boucle de courant du convertisseur associé au pack à pile à combustible.

En utilisant le modèle à valeurs moyennes, linéarisé au tour d'un point de fonctionnement du convertisseur élévateur [95-96], la fonction de transfert du courant i_{SC} en fonction du rapport cyclique d_{SC} est donnée par l'équation suivante (voir annexe D):

$$\frac{\tilde{i}_{SC}}{\tilde{d}_{SC}} = \frac{2U_{BUS}}{R_2(1-d_{SCe})^2} \frac{1 + \frac{R_2 C_{BUS}}{2} s}{1 + \frac{L_{SC}}{R_2(1-d_{SCe})^2} s + \frac{L_{SC} C_{BUS}}{(1-d_{SCe})^2} s^2} \quad (V. 3)$$

Où R_2 est la résistance de charge équivalente pour obtenir le courant maximale des SCs avec la valeur nominale du rapport cyclique d_{SC} . Nous notons que cette expression est obtenue

exactement de la même manière que l'expression (V.1) vu que nous avons pris le même modèle moyen linéarisé des convertisseurs élévateur et bidirectionnel.

De même, la fonction de transfert du régulateur PI a la forme suivante :

$$C_{isc} = K_{PSC} + \frac{K_{ISC}}{s} \tag{V. 4}$$

Où K_{ISC} et K_{PSC} sont respectivement le gain de l'intégrateur et le gain proportionnel.

La figure V.8 représente la boucle de réglage du courant du convertisseur bidirectionnel. Notons que le même filtre à retard (avec une très faible constante de temps) est utilisé pour obtenir une meilleure stabilité numérique.

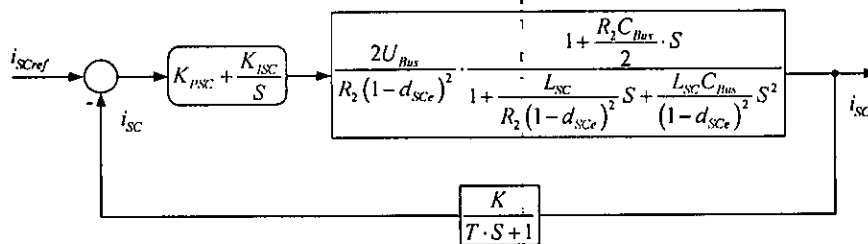


Figure V.8: Boucle de courant du convertisseur bidirectionnel

Afin d'étudier la stabilité de la boucle de courant du convertisseur associé aux SCs donnée en figure V.8, nous avons tracé en figure V.9 le diagramme de Bode à l'aide de l'utilitaire SISOTOOL de MATLAB, en utilisant les paramètres suivants : $U_{Bus} = 500V$, $U_{SC} = 200V$, $I_{SCmax} = 400A$, $d_{sce} = 0.6$, $K_{ISC} = 0.926$, $K_{PSC} = 0.0022$, $K = 1$, $T = 0.0001$, $R_2 = 3.10 \Omega$.

La figure V.9 montre que le réglage avec ces donnent une boucle stable avec une bonne marge de phase, égale à 66.6 degrés.

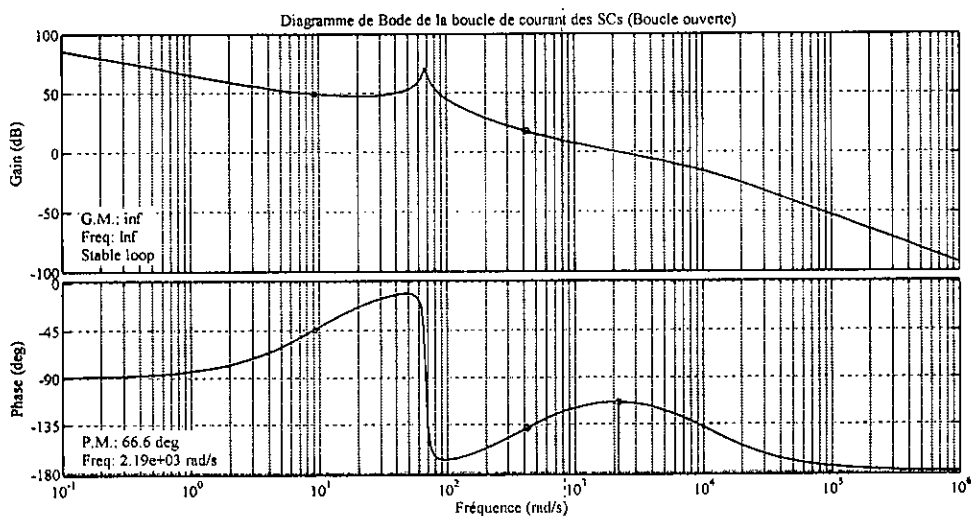
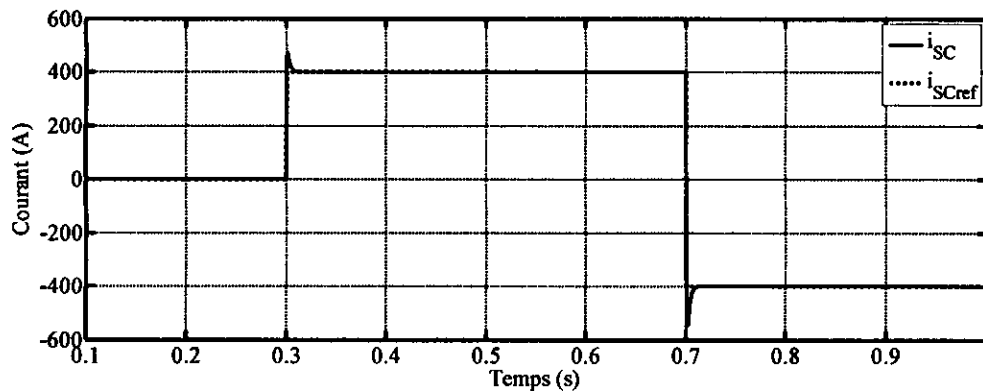


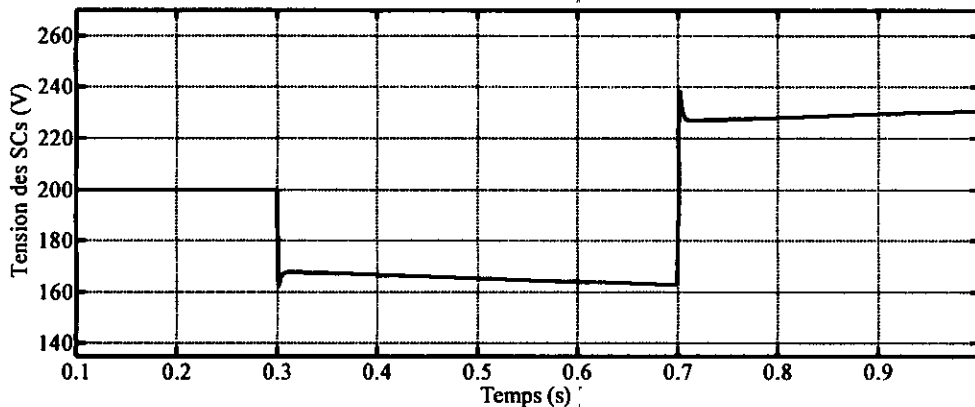
Figure V.9: Diagramme de Bode de la boucle de courant des SCs

Nous présentons en figure V.10, la réponse (simulée sous Matlab-Simulink) en courant i_{SC} et en tension u_{SC} du système représenté par la figure V.7, régulé pour une entrée correspondante à un échelon de courant de référence de 400A. Le convertisseur est représenté par son modèle moyen. Les conditions initiales des SCs sont : 200 V pour la tension initiale et de 0 A pour le courant de référence initial.

A l'instant $t = 0.3$ s, la référence de courant des SCs augmente en échelon de 0 A à 400 A. On peut observer, sur la réponse en courant du système, un asservissement tout à fait satisfaisant: erreur statique négligeable, dynamique de réponse correcte, dépassement acceptable, pas d'oscillation. A partir de $t = 0.7$ s, la référence de courant diminue en échelon de 400A à -400. On peut également observer les mêmes performances d'asservissement que précédemment. Notons que cette figure représente la variation de la tension aux bornes des SCs associés au convertisseur bidirectionnel commandé en courant, on voit bien que la variation de cette dernière est très rapide ce qui explique sa forte densité de puissance. Il y a lieu de noter que cette dynamique élevée est requise pour soulager la PàC.



(a)



(b)

Figure V.10: Réponses de la boucle de courant des SCs

V.3.3. Boucle de régulation de la tension aux bornes des SCs

Pour pouvoir régler la tension u_{SC} aux bornes des SCs (qui sont chargés à travers le pack à pile à combustible) à une valeur de référence U_{SCref} à l'intérieur de son intervalle de fonctionnement $[U_{SCmin}, U_{SCmax}]$, nous avons utilisé la boucle de régulation montrée en figure V.11 [14-17]. Elle est composée d'un correcteur proportionnel, d'une limitation en amplitude à l'intérieur des deux valeurs suivantes $[I_{FCmin}, I_{FCmax}]$ et d'une limitation en pente de la variation temporelle du courant du pack à pile à combustible, de manière à respecter les contraintes associées au fonctionnement de la pile à combustible. Le signal de sortie de cette boucle i_{FCref} est utilisé comme une référence dans la boucle de courant à pile à combustible. Par conséquent, le système de régulation peut garantir une augmentation et une diminution graduelle du courant i_{FC} de plus, le courant maximal de la pile ne sera pas dépassé.

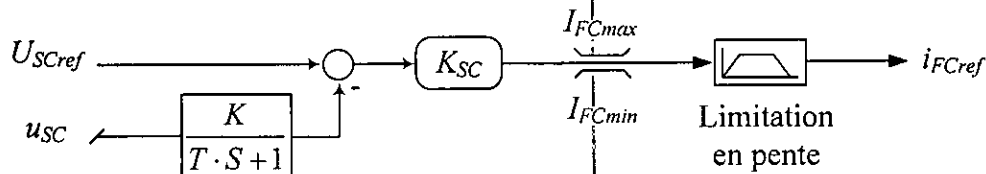


Figure V.11: Boucle de régulation de la tension des SCs

En utilisant le principe de la conservation de puissance, on peut établir l'équation suivante [89-91] :

$$u_{FC}(t) \cdot i_{FC}(t) = C_{SC} \cdot u_{SC}(t) \cdot \frac{du_{SC}(t)}{dt} + C_{Bus} \cdot u_{Bus}(t) \cdot \frac{du_{Bus}(t)}{dt} + p_{ch}(t) \quad (V.5)$$

Où : C_{Bus} est la capacité du condensateur du Bus continu, C_{SC} est la capacité totale des SCs.

Note : Il y a lieu de noter que l'utilisation de la capacité C_{SC} qui est non linéaire fait que l'équation V.5 devient non linéaire.

En considérant u_{FC} , u_{Bus} et p_{ch} comme des perturbations du système et en utilisant l'équation V.5, la fonction de transfert en boucle ouverte du système peut être écrite sous la forme suivante [14-17] :

$$\frac{u_{SC}(s)}{i_{FC}(s)} = \frac{U_{FC}/U_{SC}}{C_{SC} \cdot s} \quad (V.6)$$

Où U_{FC} et U_{SC} sont respectivement la tension du pack à pile à combustible et la tension des SCs au point de fonctionnement considéré.

A cause de la capacité très élevée des SCs, l'utilisation d'un correcteur intégral peut nous conduire à une boucle instable [14-16, 64]. Dans ce cas, un simple correcteur P est suffisant dans la mesure où le gain est suffisamment élevé pour introduire seulement une petite erreur statique. Par conséquent, la boucle de tension des super condensateurs peut être modélisée par la fonction de transfert suivante :

$$\frac{u_{SC}(s)}{u_{SCref}(s)} \Big|_{HO} = \overbrace{K_{SC}}^{\text{Correcteur } P} \cdot \overbrace{\left(\frac{U_{FC}/U_{SC}}{C_{SC} \cdot s} \right)}^{u_{SC}/I_{FC}} \cdot \overbrace{\left(\frac{K}{T \cdot s + 1} \right)}^{\text{Filtre}} \quad (V. 7)$$

Les paramètres utilisés sont : $U_{SCmin} = 135V$, $U_{SCmax} = 270V$, $U_{SCref} = 200V$, $I_{FCmin} = 3A$, $I_{FCmaximal} = I_{FCnominal} = 280A$, $K = 1$, $T = 10^{-4}$, $K_{SC} = 20$.

Note : Comme il a été remarqué auparavant, le même filtre à retard a été utilisé ici afin d'améliorer la stabilité numérique.

V.3.4. Boucle de régulation de la tension du Bus continu

Pour assurer un bon fonctionnement de la MSAP, la tension du Bus continu doit être contrôlée à travers les SCs à sa valeur de référence U_{Busref} . Pour atteindre cet objectif nous avons utilisé la boucle de régulation représentée dans la figure V.12. Cette dernière met en œuvre un correcteur PI. Pour obtenir un système linéaire, l'énergie stockée dans le condensateur du Bus continu a été considérée comme variable de contrôle à la place de la tension du Bus continu (figure V.12) [14-17].

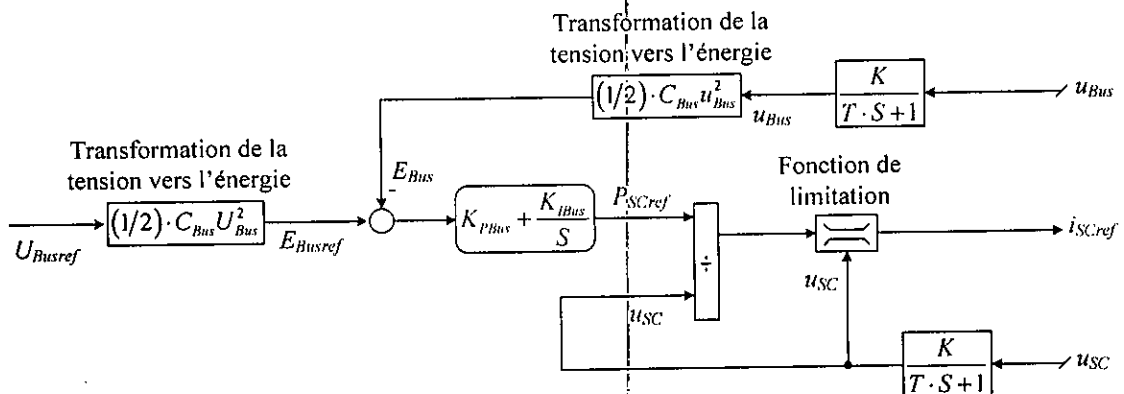


Figure V.12: Boucle de régulation de la tension du Bus continu

En utilisant le principe de la conservation de la puissance et en négligeant les pertes dans le convertisseur, la variation de l'énergie du Bus continu peut être écrite comme suit:

$$\frac{dE_{Bus}}{dt} = p_{SC}(t) + p_{FC}(t) - p_{ch}(t) \quad (V. 8)$$

Le contrôleur PI de l'énergie du Bus continu génère la puissance de référence des SCs p_{SCref} . En vertu de la loi de conservation de la puissance, i_{SCref} peut être obtenu comme étant le rapport de la puissance p_{SCref} par la tension des SCs mesurée u_{SC} , sachant que cette dernière est maintenue dans l'intervalle $[U_{SCmin}, U_{SCmax}]$; la borne supérieure de cet intervalle correspond à la tension nominale de l'organe de stockage, et la borne inférieure est traditionnellement fixée à $U_{SCmax} / 2$, ce qui correspond à une profondeur de décharge au-delà de laquelle le rendement de décharge n'est plus appréciable [14-16, 70-71].

$$i_{SCref} = \frac{p_{SCref}}{u_{SC}} \quad (V. 9)$$

La fonction de limitation représentée graphiquement en figure V.13, consiste à limiter le signal de référence i_{SCref} à l'intervalle $[I_{SCmin}, I_{SCmax}]$ défini en fonction de la tension super capacitive comme suit [14-16]:

$$\begin{cases} I_{SCmin} = -I_{SCnom} \cdot \min\left(1, \frac{U_{SCmax} - u_{SC}}{\Delta u}\right) \\ I_{SCmax} = I_{SCnom} \cdot \min\left(1, \frac{u_{SC} - U_{SCmin}}{\Delta u}\right) \end{cases} \quad (V. 10)$$

Où I_{SCnom} et Δu sont des paramètres de contrôle. De cette façon, le courant maximal de décharge I_{SCmax} s'annule lorsque la tension aux bornes de l'organe de stockage atteint U_{SCmin} et le courant minimal de charge I_{SCmin} s'annule lorsque la tension aux bornes de l'organe de stockage atteint U_{SCmax} .

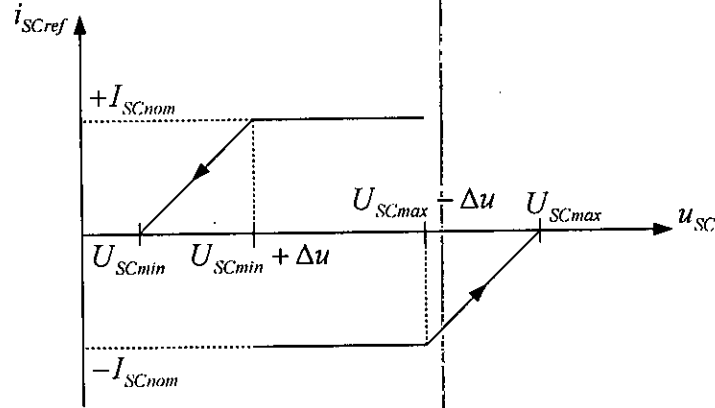


Figure V.13: Fonction de limitation du courant des Super condensateurs

La relation qui nous permet de passer de la tension du Bus continu vers son énergie est donnée par :

$$E_{Busref} = \frac{1}{2} \cdot C_{Bus} \cdot U_{Bus}^2 \quad (V. 11)$$

Comme p_{FC} et p_{ch} peuvent être considérées comme des termes de perturbations, la fonction de transfert en boucle ouverte associée à la régulation de tension de Bus peut être écrite comme suit:

$$\left. \frac{E_{Bus}(s)}{E_{Busref}(s)} \right|_{OL} = \overbrace{\left(\frac{K_{I-DC-Bus}}{s} + K_{P-DC-Bus} \right)}^{\text{Contrôleur PI}} \cdot \overbrace{\left(\frac{1}{s} \right)}^{E_{Bus}/P_{SC}} \cdot \overbrace{\left(\frac{K}{T \cdot s + 1} \right)}^{\text{Filtre}} \quad (V. 12)$$

Afin de dimensionner les paramètres du régulateur PI, plusieurs méthodes peuvent être utilisées en se basant sur la fonction de transfert donnée par l'équation V.12 (ex : optimum symétrique, compensation de pôle) [14-16]. Dans notre cas, nous avons effectué un dimensionnement préalable à l'aide de l'utilitaire SISOTOOL de MATLAB, puis nous avons corrigé les paramètres en fonction des performances recherchées (compromis entre la stabilité, la rapidité et la précision). Le même filtre à retard est aussi utilisé dans cette boucle.

Les paramètres de la boucle de régulation de la tension du Bus continu sont:

$$K_{I-DC-Bus} = 2000, K_{P-DC-Bus} = 500, K = 1, T = 10^{-4}, C_{Bus} = 0.07F, U_{Busref} = 500V, I_{SCnom} = 400A.$$

Comme pour les boucles précédentes, la stabilité de cette boucle est étudiée à l'aide du diagramme de Bode tracé en utilisant l'utilitaire SISOTOOL en figure V.14. Les paramètres du régulateur PI donnent une boucle stable avec une très bonne marge de phase, égale à 86.7 degrés.

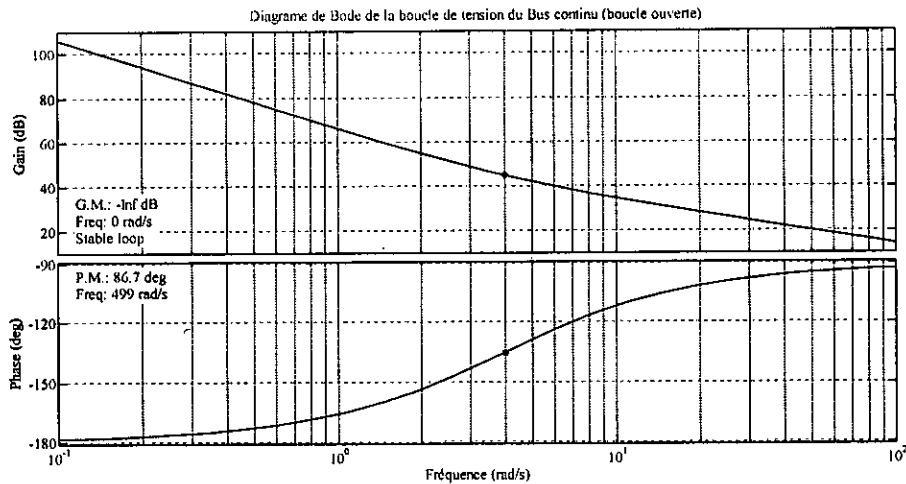


Figure V.14: Diagramme de Bode de la boucle de tension du Bus continu

La figure V.15 représente la réponse indicielle normalisée du Bus continu représenté par la fonction de transfert donné par l'équation V.12, avec les paramètres donnés précédemment. On peut observer, sur la réponse indicielle, un asservissement tout à fait satisfaisant: erreur statique négligeable, dynamique de réponse correcte, pas de dépassement, pas d'oscillation.

Note : Notons que cette réponse indicielle est obtenue directement à l'aide de l'utilitaire SISOTOOL.

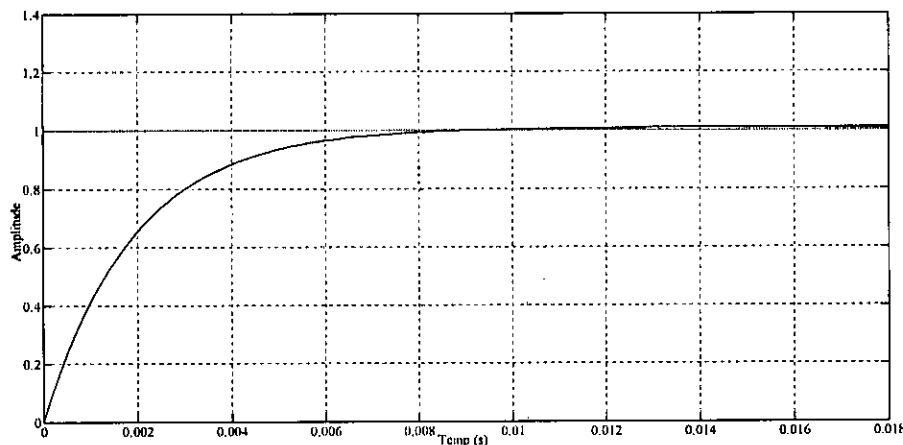


Figure V.15: Réponse indicielle normalisée du système

Nous avons aussi étudié la stabilité globale de la boucle de tension du Bus continu avec la boucle interne de courant des SCs, par la même méthode en utilisant les fonctions de transferts représentés par la figure V.16 [16-17].

Note : Dans cette analyse, pour obtenir un système linéaire, nous supposons que les SC sont chargés à leur tension de référence ($u_{SC} = U_{SC}$).

Le diagramme de Bode représenté en figure V.17 montre que le système global a une bonne marge de stabilité : une marge de Gain du 23 dB et une marge de phase de 79.4 deg.

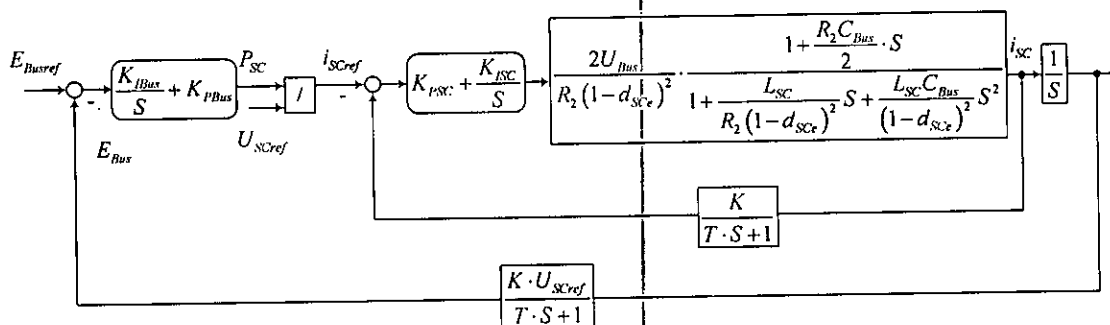


Figure V.16: Boucle de tension du Bus continu et boucle de courant du convertisseur des SCs

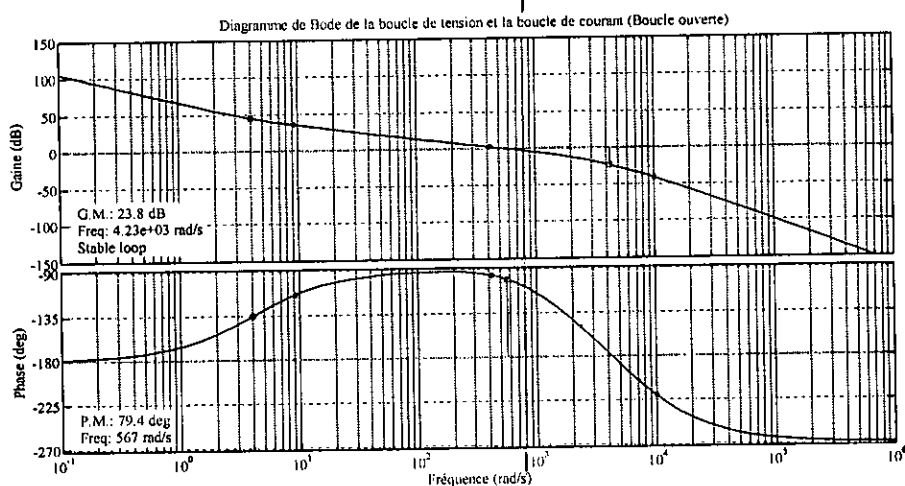


Figure V.17: Diagramme de Bode des fonctions de transferts en cascade

V.4. Résultats de simulation du véhicule hybride électrique à pile à combustible

Le véhicule hybride électrique à pile à combustible étudié dans cette thèse est représenté schématiquement dans la figure V.18. La pile à combustible de type PEMFC est utilisée comme une source principale et les SCs comme une source auxiliaire ; ces derniers permettent l'amélioration de la dynamique du véhicule électrique ainsi que l'optimisation des performances du pack à pile à combustible. En outre, nous avons prévu une résistance R_D pour le cas extrême de freinage avec charge complète des super condensateurs [17]. Dans cette étude nous avons utilisé deux systèmes de contrôle tout à fait indépendants, le premier pour la gestion de l'énergie qui circule entre les sources hybrides (PàC, SCs, résistance de dissipation) et le Bus continu, le deuxième pour la commande vectorielle de la vitesse de rotation et du couple électromagnétique de la MSAP. Les grandeurs d'entrées (mesurées) et

de sorties (de commandes) pour chaque système de contrôle sont aussi représentées dans la figure V.18.

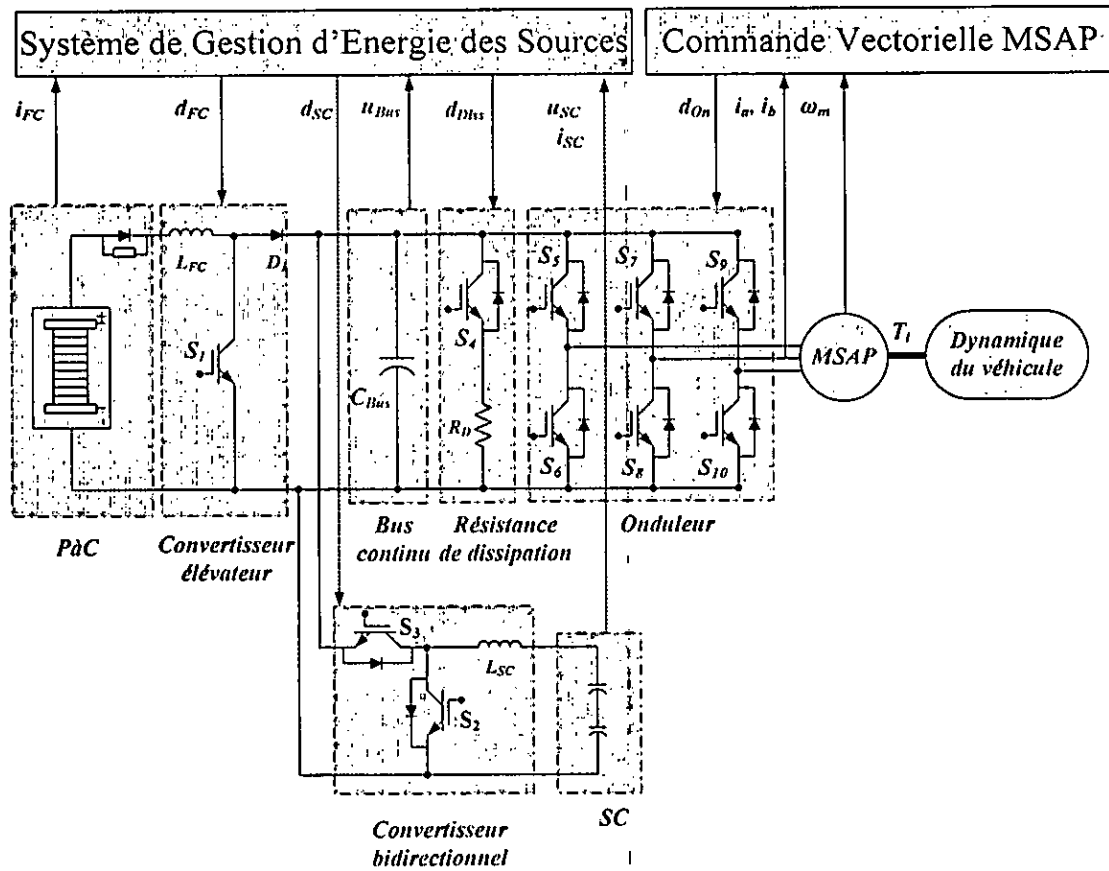
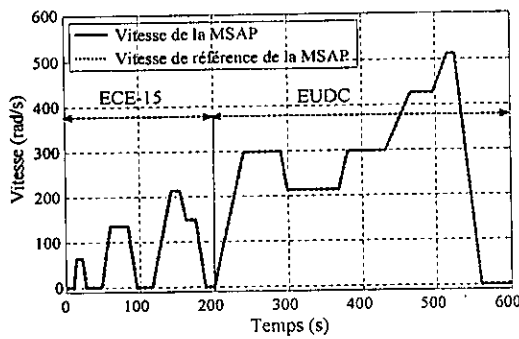
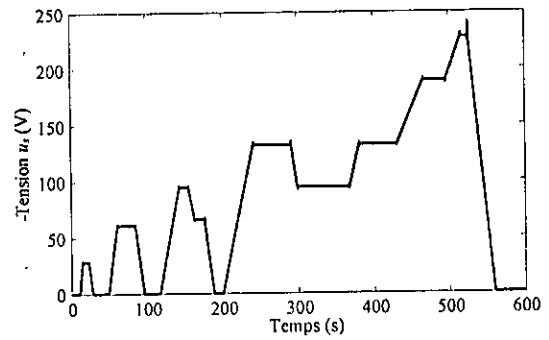
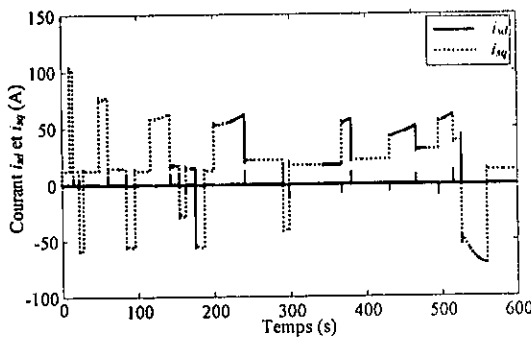
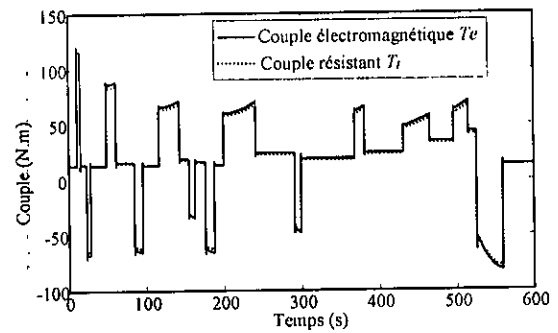


Figure V.18: Systèmes de contrôles pour le véhicule hybride électrique à pile à combustible

Les performances du véhicule hybride électrique à pile à combustible de la figure V.18, se basant sur la stratégie de la gestion d'énergie des sources hybrides et de la commande vectorielle de la MSAP proposées sont données par les figures V.19 à V.24. Nous rappelons que pour les essais du véhicule, nous utilisons la combinaison de deux cycles (ECE-15 et EUDC) donnés par la figure IV.13 du chapitre IV.



a. Contrôle de vitesse de la MSAP

b. Tension de l'onduleur u_s c. Courants i_{sd} et i_{sq} 

d. Couples électromagnétique et résistant

Figure V.19: Performances du réglage de vitesse de la MSAP

La figure V.19. montre les performances de régulation de la vitesse angulaire de la MSAP selon le cycle urbain et le cycle extra-urbain. La vitesse angulaire régulée suit parfaitement la référence pour les deux cycles, sans dépasser la tension maximale qui peut être fournie par l'onduleur, (figures V.19.a et V.19.b). Dans la figure V.19.c, le courant i_{sd} est maintenu égal à zéro et le courant i_{sq} présente de grandes variations en raison des fortes contraintes imposées par la commande de vitesse. Dans la figure V.19.d, le couple électromagnétique compense très bien le couple résistant qui résulte de la dynamique du véhicule, la légère différence entre les couples est due à l'inertie et au frottement, qui sont également compensés. Nous notons les deux caractéristiques typiques de la régulation vectorielle des machines électriques [17, 81-84]:

- La composante quadratique du courant i_{sq} et le couple électromagnétique T_e ont la même forme (figure V.19.c) et (figure V.19.d).
- La composante directe du courant i_{sd} est forcée à zéro (figure V.19.c).

Les figures V.20 à V.22 montrent les performances du système de pile à combustible (principale source d'énergie), des super condensateurs (source d'énergie auxiliaire) et du Bus continu respectivement.

La figure V.20.a présente la réponse dynamique de la pression à la sortie du compresseur et à l'intérieur de la pile à combustible (pression anodique p_{an} , pression cathodique p_{ca} et pression de la conduite d'alimentation p_{sm}) ; Les pressions de la cathode et de l'anode sont presque égales, avec une légère différence (p_{ca} légèrement supérieure à p_{an}), cette condition est nécessaire pour protéger la membrane contre la différence de pression entre l'anode et la cathode [45-53].

Le rapport d'excès d'oxygène est bien régulé à sa valeur optimale ($\lambda_{O2opt} = 2$) avec des pics réduits grâce à la limitation de la pente du courant du pack à PàC (Figure V.20.b) ; Ceci permet un fonctionnement optimal du système à PàC comme mentionné dans le chapitre II. Dans la figure V.20.c, le courant total de la pile est légèrement supérieur à son courant net car cette dernière utilise une partie de son énergie pour alimenter le compresseur. Nous notons que les variations significatives de courant sont tout à fait normales et attendues en raison des variations de charge imposées par les deux cycles (cycle urbain et cycle extra urbain) de l'essai automobile. Comme prévu, lorsque le courant généré augmente, la tension du pack à pile à combustible diminue significativement (figure V.20.d).

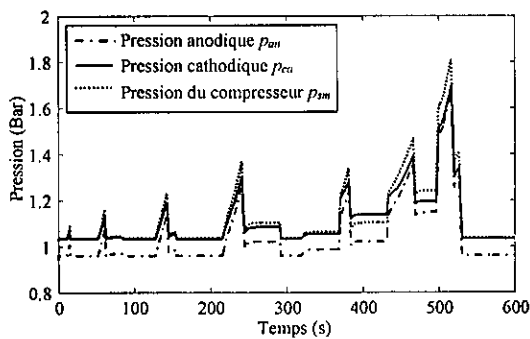
Contrairement aux variations relativement lentes du courant de la PàC (nous avons volontairement obtenu ce comportement), nous constatons la dynamique rapide des modes de décharge et de récupération des SCs pour compenser la lenteur de la dynamique du pack à pile à combustible (figure V.21.a) et (figure.V.21.b). Afin de permettre au SCs la livraison et la récupération de l'énergie, la tension u_{SC} des SCs est réglée dans une large plage autour de sa valeur de référence (200 V) en utilisant simplement un régulateur P avec une limite entre une valeur minimale (U_{SCmin}) et une valeur maximale (U_{SCmax}). En raison du freinage par récupération, l'énergie récupérée jusqu'à l'instant $t = 534s$ (figure V.21.b) est très importante, ainsi les super condensateurs sont complètement chargés et la tension à leurs bornes est maintenue à U_{SCmax} (figure.V.21.b). Pour récupérer l'énergie excédentaire, on peut utiliser un super condensateur de plus grande capacité, mais en pratique cela peut être onéreux et encombrant, nous proposons donc de dissiper cette énergie dans la résistance de dissipation ajoutée comme indiqué dans la figure V.18 [16-18].

La tension du Bus continu est bien régulée à sa référence 500V (figure.V.22.a), indépendamment des variations du courant de charge (figure.V.22.b) ; Il n'y a que de légers pics d'environ 1% de la tension de référence.

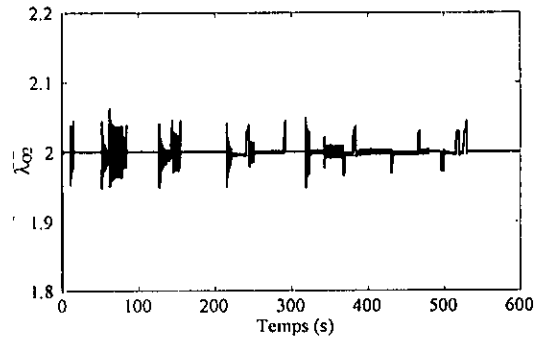
La figure.V.23 montre les échanges d'énergie à pleine charge (ce qui correspond à une masse globale de la voiture avec quatre '04' passagers, égale à 1700 kg) entre le pack à pile à

combustible, les SCs et la MSAP ainsi que la puissance dissipée dans la résistance de dissipation ajoutée. Nous pouvons également distinguer les quatre modes de fonctionnement :

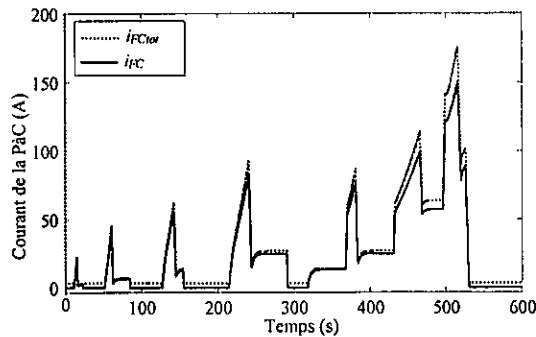
1. Mode de charge : le pack à pile à combustible fournit de l'énergie aux super condensateurs et à la MSAP.
2. Mode de décharge : le pack à pile à combustible et les SCs fournissent de l'énergie à la MSAP.
3. Mode de récupération (freinage par récupération): la MSAP et la PaC fournissent de l'énergie aux SCs.
4. Mode de Dissipation : dans le cas limite où les super condensateurs sont complètement chargés, l'excès d'énergie est dissipé dans la résistance R_D .



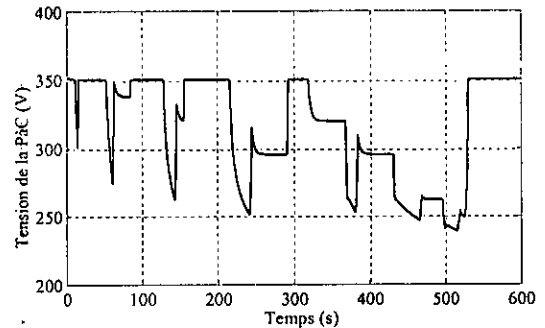
a. Pressions du compresseur et de la PaC



b. Rapport d'excès en oxygène régulé λ_{O_2}

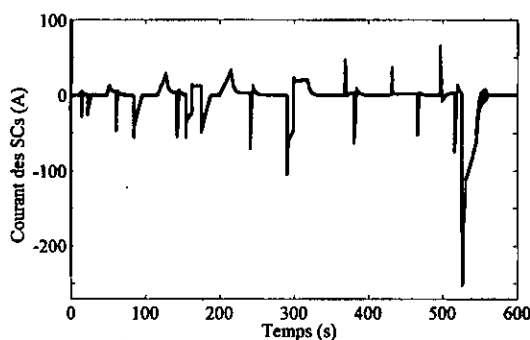


c. Courant total et net de la PaC

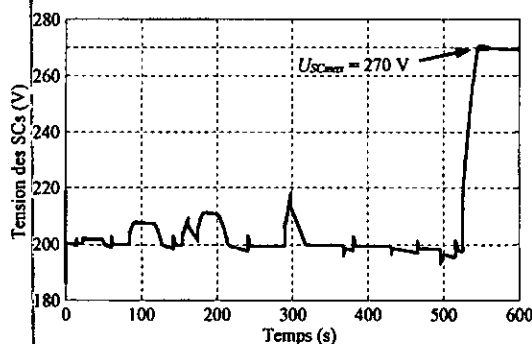


d. Tension de la PaC

Figure V.20: Performances de fonctionnement du système à pile à combustible

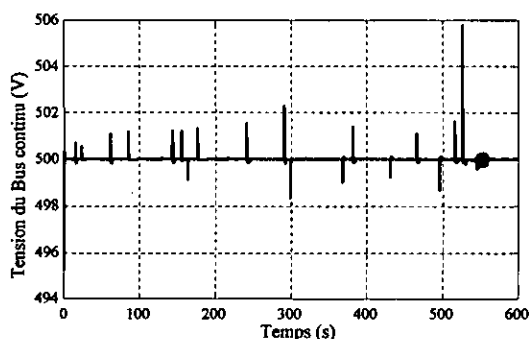


a. Courant des SCs

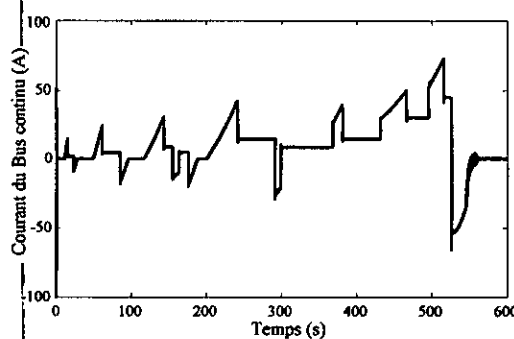


b. Tension des SCs

Figure V.21: Performances de fonctionnement des super condensateurs



a. Tension du Bus continu



b. Courant du Bus continu

Figure V.22: Performances de fonctionnement de Bus continu

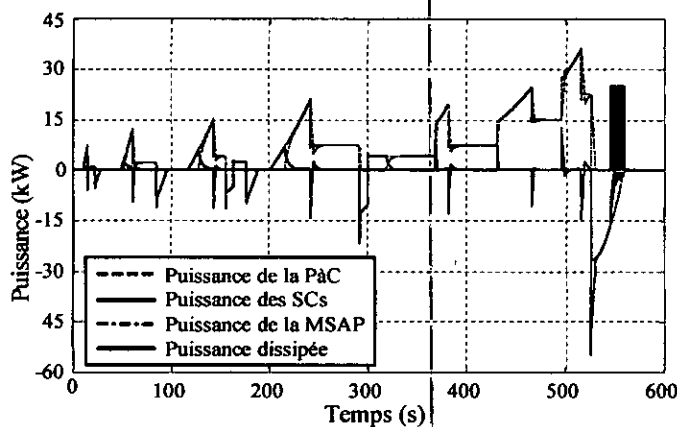
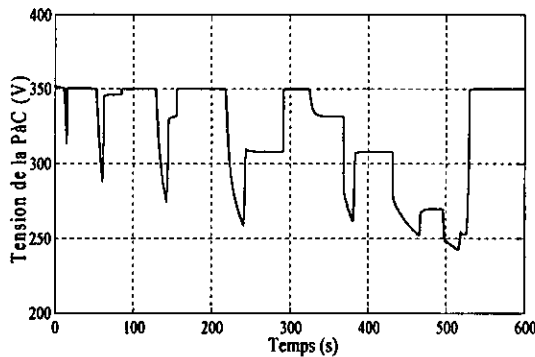


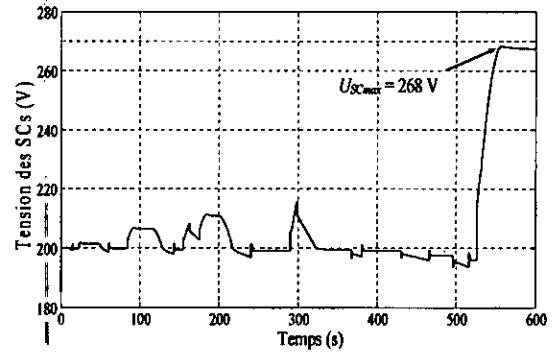
Figure V.23: Gestion de puissance

Les résultats ci-dessus (figure V.19 à figure V.23) correspondent à la pleine charge de la voiture. En pratique, la charge change fréquemment, pour tester l'efficacité des régulateurs PI par rapport aux variations de charge, nous proposons à la figure V.24 certains résultats de simulation pour le véhicule sans passagers, ce qui correspond approximativement à une masse totale de 1400 kg au lieu de 1700 kg à pleine charge (quatre passagers). Il est clair que les performances des régulateurs *PI* à charge réduite (figure V.24) sont meilleures que celles des

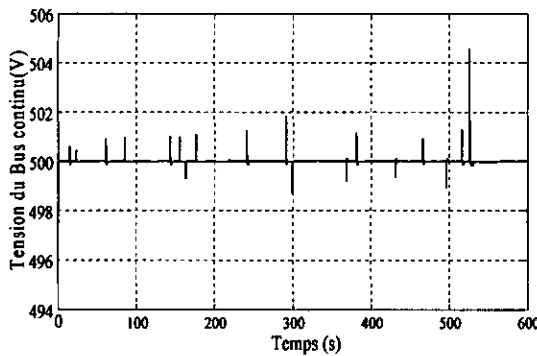
régulateurs PI à charge complète (figure V.19 à figure V.23): les perturbations de la tension du Bus continu sont mieux rejetées ; En outre, la pile à combustible et les super condensateurs sont moins stressés. Notons également que la résistance R_D n'a pas fonctionné car l'énergie de freinage est entièrement récupérée par les SCs.



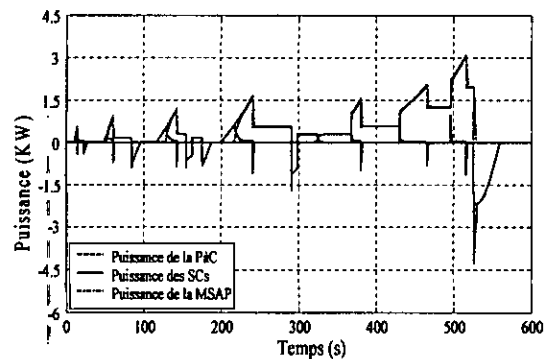
a. Tension de la PàC



b. Tension des SCs



c. Tension du Bus continu



d. Gestion des puissances

Figure V.24: Performances de fonctionnement de Bus continu

V.5. Conclusion

Dans ce chapitre nous avons proposé une stratégie de gestion d'énergie simple et efficace du véhicule hybride électrique à pile à combustible en utilisant un pack à PàC de type PEMFC comme source principale caractérisée par sa dynamique lente et des super condensateurs comme source auxiliaire rapide. La stratégie proposée est basée sur une régulation de la tension de Bus continu, en utilisant des correcteurs PI classiques.

En utilisant Matlab / Simulink, certaines simulations sont effectuées à pleine charge et à faible charge pour les cycles urbains et extra urbains. Les résultats montrent que la source auxiliaire (SCs) est bien capable d'améliorer les performances transitoires du système à pile à combustible et permet la validation de la stratégie de gestion d'énergie et de contrôle proposée.

Conclusion générale

Conclusion générale

Ce travail a été consacré à l'application d'une pile à combustible de type PEM (Proton Exchange Membrane) dans la traction électrique automobile, avec utilisation d'une batterie de super condensateurs comme source auxiliaire afin de minimiser le stress dans le pack à pile à combustible, en faisant supporter aux super condensateurs les fortes dérivées du courant.

Dans un premier temps, nous avons choisi une structure de notre véhicule électrique hybride avec la pile à combustible comme source d'énergie principale et une batterie de super condensateurs comme source d'énergie auxiliaire. L'interaction entre le Bus continu et les sources énergétiques est assurée par deux convertisseurs à courant continu: le premier convertisseur unidirectionnel en courant est utilisé à la sortie de la pile à combustible pour régler la tension du Bus continu à une valeur désirée et charger les super condensateurs à une tension de référence, le deuxième est un convertisseur bidirectionnel en courant et assure le transfert de l'énergie du/vers les super condensateurs. La traction électrique du véhicule est assurée par une machine synchrone à aimants permanents. Dans un deuxième temps nous avons modélisé les différents éléments qui composent le véhicule électrique hybride. Nous avons commencé par le système à pile à combustible. A partir des résultats de simulation dynamique de ce dernier, nous avons conclu que l'utilisation d'un limiteur de pente de courant de charge est indispensable afin de diminuer le stress des régimes transitoires sévères à la pile à combustible. Nous avons aussi proposé et simulé plusieurs modèles équivalents de super condensateurs et nous avons choisi, un modèle qui ne pénalise pas la fidélité (précision), l'accessibilité (détermination et mesure des paramètres du modèle) et l'exploitation (utilisation et intégration du modèle dans les outils et supports de simulation sans augmenter le temps et la taille du modèle global). En outre, nous avons proposé une commande vectorielle de la machine synchrone à aimants permanents en utilisant des boucles de contrôle à base de régulateurs du type Proportionnel-Intégral. La stabilité du réglage a été étudiée par l'utilitaire SISOTOOL de Matlab/Simulink et les résultats obtenus sont très satisfaisants.

Finalement une stratégie de gestion d'énergie des sources hybrides (PàC-SC) a été proposée, elle est basée sur quatre boucles de régulation à base des régulateurs Proportionnel-Intégral qui sont : la boucle de courant fourni par la pile à combustible, la boucle de courant fourni/reçu par les super condensateurs, la boucle de tension des super condensateurs et la

boucle de tension du Bus continu. La stabilité de ses boucles a été étudiée par l'utilitaire SISOTOOL de MATLAB et les résultats trouvés sont très satisfaisants.

Les résultats de simulations de tout le système du véhicule électrique hybride à pile à combustible ont montré que la structure de contrôle-commande proposée permet un très bon fonctionnement du véhicule que ce soit en urbain ou en extra urbain. Elle permet aussi un très bon niveau de récupération de l'énergie de freinage avec une dissipation de l'excès d'énergie récupérée dans le cas extrême d'une charge complète des super condensateurs. De plus, cette stratégie est facile à implémenter dans un véhicule réel et respecte les contraintes imposées par les différents éléments installés au bord du véhicule (pile à combustible, super condensateur, MSAP, Convertisseurs électroniques de puissance...).

Les perspectives de ce travail sont très nombreuses dans le cadre actuel de la recherche concernant la diminution du stress dans les PàCs, leur exploitation optimale, et l'accroissement de leur durée de vie, nous pouvons citer:

- L'étude d'autres types de structure des véhicules hybrides à pile à combustible.
- L'application d'autres stratégies de gestion d'énergie sur la structure du système hybride proposé.
- L'étude de la structure proposée en utilisant d'autres sources d'énergies auxiliaires comme les batteries lithium-ion.

Annexes

Annexe A

Dans cette annexe, nous allons expliquer le calcul du débit massique entre deux volumes en utilisant les équations des tuyères [45-48]. Aussi nous allons expliquer le calcul des débits massiques des éléments (O_2 , N_2 et la vapeur) à l'entrée et à la sortie des canaux cathodiques qui sont utilisées dans l'équation de l'équilibre des masses équations (II.11).

Le débit de l'écoulement à travers une tuyère est fonction de la pression en amont p_1 et de celle en aval p_2 de la tuyère. Les caractéristiques de l'écoulement sont divisées en deux régions par le rapport de pression critique :

$$pr_{crit} = \left(\frac{p_2}{p_1} \right)_{crit} = \left(\frac{2}{\gamma+1} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1}} \quad (A. 1)$$

Où γ est le coefficient adiabatique de l'air.

Pour un écoulement sous-critique (normal) où $\left(\frac{p_2}{p_1} \right) > \left(\frac{2}{\gamma+1} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1}}$ le débit massique est calculé comme suit :

$$W = \frac{C_D A_T p_1}{\sqrt{RT_1}} \left(\frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{1}{\gamma}} \left\{ \frac{2\gamma}{\gamma-1} \left[1 - \left(\frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} \right] \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (A. 2)$$

Où: C_D est le coefficient de décharge de la conduite, A_T est la surface de l'ouverture de la conduite (m^2), R est la constante des gaz universels.

Pour un écoulement critique ou turbulent où $\left(\frac{p_2}{p_1} \right) < \left(\frac{2}{\gamma+1} \right)^{\frac{\gamma}{\gamma-1}}$, le débit massique est exprimé comme suit :

$$W = \frac{C_D A_T p_1}{\sqrt{RT_1}} \gamma^{\frac{1}{2}} \left(\frac{2}{\gamma+1} \right)^{\frac{\gamma+1}{2(\gamma-1)}} \quad (A. 3)$$

Si la différence de pression entre la tuyère et le volume en aval n'est pas importante et tend toujours vers la zone d'écoulement sous-critique, le débit peut être calculé par la forme linéaire de l'équation d'écoulement sous-critique en tuyère:

$$W = k(p_1 - p_2) \quad (\text{A. 4})$$

Où : k est une constante.

Les propriétés du flux d'air sont données en fonction du débit massique total W , de la pression p , de la température T , de l'humidité relative ϕ et de la fraction molaire de l'oxygène dans l'air sec y_{O_2} .

Pour calculer le débit massique total W à l'entrée de la cathode en se basant sur la pression amont et aval, l'équation linéaire de la tuyère ci-dessus (A.4) est utilisée.

Afin de calculer les débits massiques des différentes espèces, nous pouvons utiliser les principes de la thermodynamique pour convertir les grandeurs $\{W, y_{O_2}, T, \phi, y_{O_2}\}$ aux grandeurs $\{W_{O_2}, W_{N_2}, W_v\}$, pour cela le taux d'humidité est utilisé pour premièrement séparer les composants du débit total en un débit de vapeur et un débit d'air sec. Ensuite le débit d'air sec est divisé à un débit d'oxygène et un débit de nitrogène en utilisant la fraction molaire de l'oxygène y_{O_2} .

En supposant que les gaz sont parfaits la pression de la vapeur est calculée à partir de la définition de l'humidité relative:

$$p_{v,ca,in} = \phi_{ca,in} \cdot p_{sat}(T_{ca,in}) \quad (\text{A. 5})$$

Puisque l'air humide est un mélange d'air sec et de vapeur, la pression partielle de l'air sec est la différence entre la pression cathodique totale et la pression de la vapeur:

$$p_{a,ca,in} = p_{ca,in} - p_{v,ca,in} \quad (\text{A. 6})$$

Le taux d'humidité est donné comme suit:

$$\omega_{ca,in} = \frac{M_v}{M_{a,ca,in}} \frac{p_{v,ca,in}}{p_{a,ca,in}} \quad (\text{A. 7})$$

La masse molaire de l'air sec, est calculée par:

$$M_{a,ca,in} = y_{O_2,ca,in} \times M_{O_2} + (1 - y_{O_2,ca,in}) \times M_{N_2} \quad (\text{A. 8})$$

Où M_{O_2} et M_{N_2} sont respectivement les masses molaires de l'oxygène et de l'azote.

$y_{O_2,ca,in}$ est égale à 0.21 pour l'air. Les débits massiques de l'air sec et de la vapeur entrant dans la cathode sont donnés comme suit :

$$M_{a,ca,in} = \frac{1}{1 + \omega_{ca,in}} W_{ca,in} \quad (A. 9)$$

$$M_{v,ca,in} = W_{ca,in} - M_{a,ca,in} \quad (A. 10)$$

Les débits massiques de l'oxygène et de l'azote peuvent être calculés par :

$$W_{O_2,ca,in} = x_{O_2,ca,in} \cdot W_{a,ca,in} \quad (A. 11)$$

$$W_{N_2,ca,in} = (1 - x_{O_2,ca,in}) \cdot W_{a,ca,in} \quad (A. 12)$$

Où $x_{O_2,ca,in}$, défini par $x_{O_2} = m_{O_2} / m_{dryair}$, est la fraction de la masse d'oxygène en fonction de la masse molaire:

$$x_{O_2,ca,in} = \frac{y_{O_2,ca,in} \times M_{O_2}}{y_{O_2,ca,in} \times M_{O_2} + (1 - y_{O_2,ca,in}) \times M_{N_2}} \quad (A. 13)$$

Les calculs des débits massiques anodiques sont similaires à ceux des débits massiques cathodiques.

Annexe B

Le débit massique de l'air W_{cp} (Kg/s) est déterminé à partir du rapport de pression à travers le compresseur et sa vitesse de rotation en utilisant la cartographie [50] de flux du compresseur. La méthode de Jensen & Kristensen, [50] est utilisée dans notre modèle.

Pour prendre en considération les variations dans les entrées du compresseur, concernant la pression des flux d'entrées et la température, des valeurs "corrigées" [45-48] du débit massique et la vitesse du compresseur sont utilisées dans la cartographie du compresseur.

Les valeurs corrigées sont :

- La vitesse du compresseur corrigée (tour/min) : $N_{cr} = N_{cp} / \sqrt{\theta}$.
- Le débit massique corrigé ($W_{cr} = W_{cp} \sqrt{\theta} / \delta_c$)

Où: $\theta = T_{cp,in} / 288$ est la température corrigée et $\delta_c = p_{cp,in} / 1atm$ est la pression corrigée.

En utilisant la méthode de Jensen & Kristensen, le paramètre sans dimension Ψ_{cp} est donné par la formule suivante:

$$\Psi_{cp} = \frac{C_p T_{cp,in} \left[\left(\frac{p_{cp,out}}{p_{cp,in}} \right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}} - 1 \right]}{\frac{1}{2} U_c^2} \quad (B. 1)$$

Où:

$T_{cp,in}$: Température d'air à l'entrée du compresseur en degré kelvin.

U_c : Vitesse tangentielle de la roue du compresseur (m/s).

$$U_c = \frac{\pi}{60} d_c N_{cr} \quad (B. 2)$$

Où: d_c Diamètre de la roue du compresseur (m)

Le débit d'air normalisé noté Φ est défini par :

$$\Phi = \frac{W_{cr}}{\varphi_a \frac{\pi}{4} d_c^2 U_c} \quad (B. 3)$$

Où: φ_a est la densité de l'air (Kg / m^3).

Le débit d'air normalisé Φ est corrigé avec le paramètre Ψ_{cp} par l'équation:

$$\Phi = \Phi_{\max} \left(1 - \exp \left(\beta \left(\frac{\Psi_{cp}}{\Psi_{\max}} - 1 \right) \right) \right) \quad (\text{B. 4})$$

Où: Φ_{\max} , β et Ψ_{\max} sont des fonctions polynomiales du nombre de mach M

$$\begin{cases} \Phi_{\max} = a_4 M^4 + a_3 M^3 + a_2 M^2 + a_1 M^1 + a_0 \\ \beta = b_2 M^2 + b_1 M^1 + b_0 \\ \Psi_{\max} = c_5 M^5 + c_4 M^4 + c_3 M^3 + c_2 M^2 + c_1 M^1 + c_0 \end{cases} \quad (\text{B. 5})$$

Le nombre de mach M est défini par:

$$M = \frac{U_c}{\sqrt{\gamma R_a T_{cp,in}}} \quad (\text{B. 6})$$

Où: R_a est la constante du gaz de l'air, dans l'équation (B.5), a_i , b_i et c_i sont des coefficients de régression obtenus par la courbe d'ajustement (correction) des données du compresseur.

Le débit massique de l'air exprimé en (Kg / sec) est calculé en utilisant l'équation (B.3).

$$W_{cr} = \Phi \rho_a \frac{\pi}{4} d_c^2 U_c \quad (\text{B. 7})$$

Les paramètres utilisés dans le modèle sont donnés dans le tableau B.1.

Paramètre	Valeur	unités
R_a	286.9	J / (mol·K)
ρ_a	1.23	Kg/m ³
d_c	0.2286	m

Tableau B.1: Paramètres de la carte du compresseur

Les données ont été obtenues en numérisant la cartographie du compresseur donnée par les références [45-48]. Les coefficients de régression obtenus par la courbe d'ajustement sont donnés dans le tableau B.2.

Paramètres	Valeur
a_4	-3.69906×10^{-5}
a_3	2.70399×10^{-4}
a_2	-5.36235×10^{-4}
a_1	-4.63685×10^{-5}
a_0	2.21195×10^{-3}
b_2	1.76567
b_1	-1.34837
b_0	2.44419
c_5	-9.78755×10^{-3}
c_4	0.10581
c_3	-0.42937
c_2	0.80121
c_1	-0.68344
c_0	0.43331

Tableau B.2: Coefficients de régression des caractéristiques du compresseur

Une table de consultation de η_{cp} est utilisée pour trouver le rendement du compresseur à partir du débit massique et du rapport de pression. Dans cette thèse le rendement du compresseur est égal à 80%: rendement max de ce dernier.

Annexe: C

Symbole	Variable	Valeur
p_{atm}	Pression atmosphérique	101.325 KPa
T_{atm}	Température atmosphérique	298.1 K
γ	le coefficient adiabatique de l'air	1.4
C_p	Chaleur spécifique de l'air à pression constante	1004 J / (mol·K)
ρ_a	Densité de l'air	1.23 Kg/m ³
\bar{R}	Constante universelle des gaz	8.3145 J / (mol·K)
R_a	Constante des gaz d'air	286.9 J / (mol·K)
R_{O_2}	Constante de gaz de l'oxygène	259.8 J / (mol·K)
R_{N_2}	Constante de gaz de nitrogène	296.8 J / (mol·K)
R_v	Constante de gaz de la vapeur	461.5 J / (mol·K)
R_{H_2}	Constante de gaz de l'hydrogène	4124.3 J / (mol·K)
M_{O_2}	Masse molaire de l'oxygène	32×10 ⁻³ Kg / mol
M_{N_2}	Masse molaire de nitrogène	28×10 ⁻³ Kg / mol
M_v	Masse molaire de vapeur	18.2×10 ⁻³ Kg / mol
M_{H_2}	Masse molaire de l'hydrogène	2.016×10 ⁻³ Kg / mol
F	Nombre de Faraday	96485 Coulombs
K_u	Constante du moteur du compresseur	0.0153 V / (rad / sec)
k_t	Constante du moteur du compresseur	0.0153 N·m / Amp
R_{cm}	Constante du moteur du compresseur	0.82 Ω
η_{cm}	Constante du moteur du compresseur	98%
t_m	Epaisseur de la membrane	0.01275 cm
n	Nombre de cellule dans la pile à combustible	381
A_{fc}	Surface active de la pile à combustible	280 cm ²
J_{cp}	Inertie du Compresseur et du moteur	5 × 10 ⁻⁵ kg·m ²
V_{an}	Volume de l'anode	0.005 m ³
V_{ca}	Volume de la cathode	0.01 m ³
$K_{sm,out}$	Constante de l'ouverture de la conduite d'alimentation	0.3629 × 10 ⁻⁵ Kg/(s·Pa)
$K_{ca,out}$	Constante de l'ouverture de la cathode	0.2177 × 10 ⁻⁵ Kg/(s·Pa)

V_{sm}	Volume de conduite d'alimentation	0.02 m ³
V_{rm}	Volume de conduite de retour	0.005 m ³
$\rho_{m,dry}$	Densité sèche de la membrane	0.002 Kg/cm ³
$M_{m,dry}$	Poids équivalent sec de la membrane	1.1 Kg/mol
C_D	Coefficient de décharge de la commande de la conduite	0.0124
A_T	Surface de la sortie de la conduite	0.002 m ²
ϕ_{atm}	Humidité moyenne de l'air ambiant	0.5
$x_{O_2,ca,in}$	Fraction molaire de l'oxygène à l'entrée de la cathode	0.21
$x_{H_2,an,in}$	Fraction molaire de l'oxygène à l'entrée de l'anode	1

Tableau C.1: Paramètres utilisés dans le modèle du système à pile à combustible

Symbole	Variable	Valeur
P_{MSAP}	Puissance nominal de la MSAP	50 Kw
R_s	Résistance statoriques	0.005 Ω
L_{sd}	Inductance en directe	0.0003 H
L_{sq}	Inductance en quadrature	0.0003 H
Ψ	Flux des aimants permanents	0.192 V.s
P	Nombre de pair de pôles	4
J	Inertie de moteur	0.25 Kg.m ²
β	Coefficient de frottement	0.005 N.m.s
ρ_{air}	Densité de l'air	1.3 Kg.m ⁻³
A_f	Surface frontale	2.56 m ²
C_x	Coefficient de résistance aérodynamique	0.27
C_r	Coefficient de frottement des pneumatiques	0.01
M_{veh}	Masse totale du véhicule	1700 Kg
α	Pente	0 rad
g	Constante de gravité	9.81 m.s ⁻²
R_{roue}	Rayon de la roue	0.3 m
G	Rapport de réduction globale	5
μ	Rendement de l'ensemble réducteur/transmission	0.92

Tableau C.2: Paramètres utilisés dans le modèle de la MSAP et la dynamique du Véhicule

Annexe D

Les fonctions de transfert des convertisseurs sont indispensables lors de la construction du système de régulation. Dans cette annexe nous présentons les fonctions de transfert du convertisseur élévateur et bidirectionnel [95-96].

- **Convertisseur élévateur**

Reprenons l'équation (II.47) du convertisseur élévateur

$$L_{FC} \frac{di_{FC}}{dt} = u_{FC} - (1 - d_{FC}) u_{Bus} \quad (D.1)$$

$$C_{Bus} \frac{du_{Bus}}{dt} = (1 - d_{FC}) i_{FC} - i_{ch} \quad (D.2)$$

Si on considère que la charge est une résistance R , l'équation (D.2) s'écrit comme suit:

$$C_{Bus} \frac{du_{Bus}}{dt} = (1 - d_{FC}) i_{FC} - \frac{u_{Bus}}{R} \quad (D.3)$$

En utilisant la transformation de Laplace, les équations (D.1) et (D.3) deviennent:

$$L_{FC} \cdot S \cdot i_{FC} = u_{FC} - (1 - d_{FC}) u_{Bus} \quad (D.4)$$

$$C_{Bus} \cdot S \cdot u_{Bus} = (1 - d_{FC}) i_{FC} - \frac{u_{Bus}}{R} \quad (D.5)$$

Ce qui donne:

$$\begin{cases} S \cdot i_{FC} = \frac{u_{FC}}{L_{FC}} - \frac{u_{Bus}}{L_{FC}} + \frac{d_{FC} \cdot u_{Bus}}{L_{FC}} \\ S \cdot u_{Bus} = \frac{i_{FC}}{C_{Bus}} - \frac{d_{FC} \cdot i_{FC}}{C_{Bus}} - \frac{u_{Bus}}{R \cdot C_{Bus}} \end{cases} \quad (D.6)$$

Ensuite nous avons linéarisé le système d'équation (D.6) autour d'un point d'équilibre : U_{Bus} , I_{FC} et d_{FCe} avec $u_{Bus} = U_{Bus} + \tilde{u}_{Bus}$, $i_{FC} = I_{FC} + \tilde{i}_{FC}$ et $d_{FC} = d_{FCe} + \tilde{d}_{FC}$. Nous avons trouvé le système d'équations linéarisé suivant:

$$\begin{cases} S \cdot \tilde{i}_{FC} = \frac{-1 + d_{FCe}}{L_{FC}} \tilde{u}_{Bus} + \frac{U_{Bus}}{L_{FC}} \tilde{d}_{FC} \\ S \cdot \tilde{u}_{Bus} = \frac{1 - d_{FCe}}{C_{Bus}} \tilde{i}_{FC} - \frac{1}{R \cdot C_{Bus}} \tilde{u}_{Bus} - \frac{I_{FC}}{C_{Bus}} \tilde{d}_{FC} \end{cases} \quad (D.7)$$

La première équation du système d'équation (D.7) donne :

$$\tilde{u}_{Bus} = \frac{L_{FC}}{-1+d_{FCe}} \left(S \cdot \tilde{i}_{FC} - \frac{U_{Bus}}{L_{FC}} \tilde{d}_{FC} \right) = \frac{-L_{FC} \cdot S}{1-d_{FCe}} \tilde{i}_{FC} + \frac{U_{Bus}}{1-d_{FCe}} \tilde{d}_{FC} \quad (D.8)$$

En remplaçant (D.8) dans la deuxième équation du système (D.7) on trouve:

$$S \left(\frac{-L_{FC} \cdot S}{1-d_{FCe}} \tilde{i}_{FC} + \frac{U_{Bus}}{1-d_{FCe}} \tilde{d}_{FC} \right) = \frac{1-d_{FCe}}{C_{Bus}} \tilde{i}_{FC} - \frac{1}{R \cdot C_{Bus}} \left(\frac{-L_{FC} \cdot S}{1-d_{FCe}} \tilde{i}_{FC} + \frac{U_{Bus}}{1-d_{FCe}} \tilde{d}_{FC} \right) - \frac{I_{FC}}{C_{Bus}} \tilde{d}_{FC} \quad (D.9)$$

En simplifiant l'équation (D.9) et en remplaçant I_{FC} par $U_{Bus}/R \cdot (1-d_{FCe})$ nous trouvons:

$$\left(\frac{-L_{FC} \cdot S^2}{1-d_{FCe}} + \frac{L_{FC} \cdot S}{R \cdot C_{Bus} (1-d_{FCe})} + \frac{1-d_{FCe}}{C_{Bus}} \right) \tilde{i}_{FC} = \frac{S \cdot U_{Bus}}{1-d_{FCe}} \tilde{d}_{FC} + \frac{U_{Bus}}{R \cdot C_{Bus} (1-d_{FCe})} \tilde{d}_{FC} + \frac{U_{Bus}}{C_{Bus} \cdot R \cdot (1-d_{FCe})} \tilde{d}_{FC} \quad (D.10)$$

Enfin, nous obtenons la fonction de transfert suivante:

$$\frac{\tilde{i}_{FC}}{\tilde{d}_{FC}} = \frac{2U_{Bus}}{R(1-d_{FCe})^2} \frac{1 + \frac{RC_{Bus}}{2} s}{1 + \frac{L_{FC}}{R(1-d_{FCe})^2} s + \frac{L_{FC}C_{Bus}}{(1-d_{FCe})^2} s^2} \quad (D.11)$$

• Convertisseur bidirectionnel

Afin de trouver la fonction de transfert du convertisseur bidirectionnel, nous appliquons la même démonstration utilisée pour le convertisseur élévateur et nous linéarisons le système au tour d'un point d'équilibre: U_{Bus} , I_{SC} et d_{SCe} avec $u_{Bus} = U_{Bus} + \tilde{u}_{Bus}$, $i_{SC} = I_{SC} + \tilde{i}_{SC}$ et $d_{SC} = d_{SCe} + \tilde{d}_{SC}$. Nous obtenons la fonction de transfert suivante:

$$\frac{\tilde{i}_{SC}}{\tilde{d}_{SC}} = \frac{2U_{Bus}}{R_2(1-d_{SCe})^2} \frac{1 + \frac{R_2C_{Bus}}{2} s}{1 + \frac{L_{SC}}{R_2(1-d_{SCe})^2} s + \frac{L_{SC}C_{Bus}}{(1-d_{SCe})^2} s^2} \quad (D.12)$$

Avec: $I_{SC} = U_{Bus}/R_2 \cdot (1-d_{SCe})$

Bibliographie

-
- [1] Mehrdad Ehsani; Yimin Gao; Ali Emad, "Modern electric, hybrid electric, and fuel cell vehicles: fundamentals, theory and design", 2e Edition, CRC Press, Taylor and Francis Group, 2010.
 - [2] Toufik Azib, "Contribution à l'étude d'électro-générateurs à pile à combustible: conceptions d'architectures et de leurs commandes", Thèse de Doctorat à l'Université de Paris-Sud XI, France, 2010.
 - [3] Ahmed Neffati, "Stratégies de gestion de l'énergie électrique d'un système multi-source: décision floue optimisée pour véhicule électrique hybride", Thèse de Doctorat à l'Université de Toulouse III Paul Sabatier, France, 2013.
 - [4] Toufik Azib; Olivier Bethoux; Ghislain Remy; Claude Marchand; Éric Berthelot, "Comparaison d'architectures d'hybridation d'une pile à combustible avec des supercondensateurs", Conférence Électrotechnique du futur (EF 2009), Compiègne, France, 24-25 Septembre 2009.
 - [5] Mamadou Baïlo Camara; Hamid Gualous; Frederic Gustin; Alain Berthon, "Design and new control of DC/DC converters to share energy between supercapacitors and batteries in hybrid vehicles", IEEE Transactions on Vehicular Technology, Vol. 57, N°. 5, September 2008.
 - [6] Mamadou Baïlo Camara, "Supercondensateurs pour échange dynamique d'énergie à bord du véhicule électrique hybride: modélisation, étude des convertisseurs et commande", Thèse de Doctorat à l'Université de Franche-Comté, France, 2007.
 - [7] Mamadou Baïlo Camara; Hamid Gualous; Frederic Gustin; Alain Berthon; Brayima Dakyo, "DC/DC Converter design for supercapacitor and battery power management in hybrid vehicle applications—polynomial control strategy", IEEE Transactions on Industrial Electronics, Vol. 57, No. 2, February 2010.
 - [8] M. B. Camara; H. Gualous; B. Dakyo; C. Nichita; P. Makany, "Buck-boost converters design for ultracapacitors and lithium battery mixing in hybrid vehicle applications", IEEE ,Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC 2010), Lille, France, 1-3 September 2010.
 - [9] Adrian Florescu, "Gestion optimisée des flux énergétiques dans le véhicule électrique", Thèse de Doctorat à l'Université de Grenoble, France, 2012.

- [10] Phatiphat Thounthong; Stephane Raël; Bernard Davat, "Energy management of fuel cell/battery/supercapacitor hybrid power source for vehicle applications", *Computers and Electrical Engineering*, Vol. 193, N°. 01, 2009.
- [11] Pablo García; Luis M. Fernández; Juan P. Torreglosa; Francisco Jurado, "Operation mode control of a hybrid power system based on fuel cell/battery/ultracapacitor for an electric tramway", *Computers and Electrical Engineering*, Vol. 39, N°. 07, 2013.
- [12] Pablo García; Juan P. Torreglosa; Luis M. Fernández; Francisco Jurado, "Control strategies for high-power electric vehicles powered by hydrogen fuel cell, battery and supercapacitor", *Expert Systems with Applications*, Vol. 40, N°. 12, 2013.
- [13] Mahdi Rajabzadeh; Seyed Mohammad Taghi Bathaee; Masoud Aliakbar Golkar; "Dynamic modeling and nonlinear control of fuel cell vehicles with different hybrid power sources", *International Journal of Hydrogen Energy*, Vol. 41, N°. 4, 2016.
- [14] Phatiphat Thounthong; Stéphane Raël; Bernard Davat, "Test of a PEM fuel cell with low voltage static converter", *Journal of Power Sources*, Vol. 153, N°. 01, 2006.
- [15] Phatiphat Thounthong; Stéphane Rael; Bernard Davat, "Control strategy of fuel cell and supercapacitors association for a distributed generation system", *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, Vol. 57, N°. 06, 2007.
- [16] Phatiphat Thounthong; Stéphane Rael; Bernard Davat, "Analysis of super capacitor as second source based on fuel cell power generation", *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Vol. 24, N°. 1, 2009.
- [17] **Daoud Rezzak**; Nasserline Boudjerda, "Management and control strategy of a hybrid energy source fuel cell/super capacitor in electric vehicles", *International Transactions on Electrical Energy Systems*, 2016, DOI 10.1002/etep.2308.
- [18] **Daoud Rezzak**; Nasserline Boudjerda; Aimad Boudouda, "Simulation and Control of Fuel Cell/Super-Capacitor Hybrid Sources for Electric Vehicle Applications", *International Conference on Information Processing and Electrical Engineering (ICIPEE'14)*, Tébessa, Algeria, 24-25, Novembre 2014.
- [19] P. Rodatz; G. Paganelli; A. Sciarretta; L. Guzzella, "Optimal power management of an experimental fuel cell super capacitor-powered hybrid vehicle", *Journal of Control Engineering Practice*, Vol.13, N°.1, 2005.

- [20] Xiaosong Hu; Jiuchun Jiang; Bo Egardt; Dongpu Cao, "Advanced power-source integration in hybrid electric vehicles: multicriteria optimization approach", IEEE Transactions on Industrial Electronics, Vol. 62, No. 12, 2015.
- [21] O. Bethoux; G. Remy; J. Riera; M. Serra; T. Azib, "Analyses of energy management strategies for a PEMFC/UC electric vehicle", IEEE, Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC' 12), Seoul, South Korea, 9-12 Oct. 2012.
- [22] A. Payman; S. Pierfederici; F. Meibody Tabar; B. Davat, "Implementation of a flatness based control for a fuel cell-ultra capacitor hybrid system", IEEE, Power Electronics Specialists Conference (PESC' 07), Orlando, FL, USA, 17-21 June 2007.
- [23] Phatiphat Thounthong; Serge Pierfederici; Jean-Philippe Martin; Melika Hinaje; Bernard Davat, "Modeling and control of fuel cell/super capacitor hybrid source based on differential flatness control", IEEE Transactions on Vehicular Technology, Vol. 59, N° 6, 2010.
- [24] M. Becherif, "Modelling and passivity based control of hybrid sources: fuel cells and super-capacitors", IEEE, Industry Applications Conference (IAS' 06), Vol. 3, N°8, 2006.
- [25] Hassan El Fadil; Fouad Giri; Josep M Guerrero; Abdelouahad Tahri, "Modeling and nonlinear control of a fuel cell/super capacitor hybrid energy storage system for electric vehicles", IEEE Transactions on Vehicular Technology, Vol. 63, N° 7, 2014.
- [26] M. C. Kisacikoglua; M Uzunoglua; M S Alama, "Load sharing using fuzzy logic control in a fuel cell/ultracapacitor hybrid vehicle", International Journal of Hydrogen Energy, Vol. 34, No. 3, 2009.
- [27] B. Vural; O Erdinc; M Uzunoglu, "Parallel combination of FC and UC for vehicular power systems using a multi-input converter-based power interface", Energy Conversion and Management, Vol. 51, No. 12, 2010.
- [28] N. Benyahia; H. Denoun; M. Zaouia; T. Rekioua; N. Benamrouche, "Power system simulation of fuel cell and supercapacitor based electric vehicle using an interleaving technique", International Journal of Hydrogen Energy, Vol. 40, N° 45, 2015.
- [29] Toufik Azib; Olivier Bethoux; Ghislain Remy; Claude Marchand; Eric Berthelot, "Système hybride à pile à combustible et supercondensateur: structures, contrôle,

- commande et gestion d'énergie", *European Journal of Electrical Engineering*. Vol. 14, N° 2-3, 2011.
- [30] T. Azib; O. Bethoux; G. Remy; C. Marchand, "Structure and control strategy for a parallel hybrid fuel cell/supercapacitors power source", *IEEE, Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC 2009)*, Dearborn, MI, USA, 7-10 Sept. 2009.
- [31] Maker Hattab, "Optimisation et gestion d'énergie pour un système hybride: association pile à combustible et supercondensateurs", Thèse de Doctorat à l'Université de Technologie Belfort Montbeliard, France, 2008.
- [32] Jérôme Bernard, "Véhicules hybrides à pile à combustible: dimensionnement et stratégies de commande", Thèse de Doctorat à l'Université de Valenciennes et Du Hainaut-Cambresis, France, 2007.
- [33] James Larminie; John Lowry, "Electric Vehicle Technology Explained", 2e Edition, John Wiley & Sons Ltd, 2003.
- [34] Xi Zhang; Chris Mi, "Vehicle power management: modeling, control and optimization", British Library, Springer-Verlag, 2011.
- [35] KT Chau; YS Wong, "Overview of power management in hybrid electric vehicles", *Energy Conversion and Management*, Vol. 43, N° 15, 2002.
- [36] Guillaume Bailly, "Simulation multi-domaines d'un système de propulsion hybride électrique sous l'environnement matlab/simulink", Thèse de Doctorat à l'Université du Québec, Canada, 2006.
- [37] YK Park; JH Park; JY Park, "Optimal power distribution strategy for series-parallel hybrid electric vehicles", *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D: J. Automobile Engineering*, Vol. 222, 2008.
- [38] H. Galous et Roland Gallay, "Application des supercondensateur," *Technique d'ingénieur*, N° D3335, 2007.
- [39] Bei Gou; Woon Ki Na; Bill Diong, "Fuel cells: modeling, control, and applications", CRC Press, Taylor & Francis Group, 2010.
- [40] Colleen Spiegel, "PEM fuel cell modeling and simulation using matlab", Academic Press, Elsevier Inc, 2008.
- [41] M. Hashem Nehrir; Caisheng Wang, "Modeling and control of fuel cells: distributed

- generation applications”, IEEE Press, John Wiley & Sons Inc, 2009.
- [42] JiuJun Zhang, “PEM fuel cell electrocatalysts and catalyst layers: fundamentals and applications”, British Library, Springer-Verlag, 2008.
- [43] A. Emadi; K. Rajashekara; S. S. Williamson; S. M. Lukic, “Topological overview of hybrid electric and fuel cell vehicular power system architectures and configurations”, IEEE Transactions on Vehicular Technology, Vol. 54, N° 3, 2005.
- [44] <http://www.hydrogencarsnow.com/index.php/toyota-mirai/>
- [45] Jay T. Pukrushpan; Huei Peng; Anna G. Stefanopoulou, “Control-oriented modeling and analysis for automotive fuel cell systems”, Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control, Vol. 126, N° 1, 2004.
- [46] J. T. Pukrushpan; A. G. Stefanopoulou; and H. Peng, “Control of fuel cell breathing”, IEEE Control Systems Magazine, Vol. 24, N° 2, 2004.
- [47] Jay T. Pukrushpan; Huei Peng; Anna G. Stefanopoulou, “Simulation and analysis of transient fuel cell system performance based on a dynamic reactant flow model”, ASME, International Mechanical Engineering Congress & Exposition (IMECE’ 02), New Orleans, Louisiana, USA, 17-22 November 2002.
- [48] Jay Tawee Pukrushpan, “Modeling and control of fuel cell systems and fuel processors”, Thèse de Doctorat à l’Université du Michigan, USA, 2003.
- [49] M. Grujicic; K. M. Chittajallu; E H Law; J T Pukrushpan, “Model-based control strategies in the dynamic interaction of air supply and fuel cell”, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part A, Journal of Power and Energy, Vol. 218, N° 7, 2004.
- [50] P. Moraal; I. Kolmanovsky, “Turbocharger modeling for automotive control applications”, SAE Technical Paper 1999-01-0908, 1999.
- [51] T. E. Springer; T. A. Zawodzinski; S. Gottesfeld, “Polymer electrolyte fuel cell model”, Journal of The Electrochemical Society, Vol. 138, N° 8, 1991.
- [52] G. Marsala; D. Bouquin; J. T. Pukrushpan; M. Pucci; G. Cirrincione; G. Vitale; A. Miraoui, “A neural inverse control of a PEM-FC system by the generalized mapping regressor (GMR)”, IEEE, Industry Applications Society Annual Meeting (IAS’ 08), Edmonton, AB, Canada, 5-9 Oct. 2008.

- [53] **D. Rezzak**; F. Khoucha; M. E. H. Benbouzid; A. Kheloui; A. Mamoune, "A DC-DC converter-based PEM fuel cell system emulator", IEEE International Conference on Power Engineering, Energy and Electrical Drives (POWERENG' 11), Malaga, Spain, 11-13 May 2011.
- [54] **D. Rezzak**; N. Boudjerda; F. Khoucha, "Software Simulation and Emulation of Automotive Proton Exchange Membrane Fuel Cell System", International Conference on Nanoelectronics, Communications and Renewable Energy (ICNCRE 13), Jijel, Algeria, 22-23 September 2013.
- [55] Song Yul (Ben) Choe; Jong Woo Ahn; Jung Gi Lee; Soo Hyun Baek, "dynamic simulator for a pem fuel cell system with a PWM DC/DC converter", IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 23, N° 2, 2008.
- [56] Jung Gi Lee; Jong Woo Ahn; Song yul Choe; Soo Hyun Baek, "Integrated modeling and simulation of a PEM fuel cell system for active and reactive power compensation", IEEE, 37th Power Electronics Specialists Conference (PESC' 06), Jeju, South Korea, 18-22 June 2006.
- [57] Kyung Won Suh; Anna G Stefanopoulou, "Performance limitations of air flow control in power-autonomous fuel cell systems", IEEE Transactions on Control Systems Technology, Vol. 15, N° 3, 2007.
- [58] Giuseppe Marsala, "Modelling and implementation of an emulator for fuel cell systems development of control strategies and laws", Thèse de Doctorat à l'Université de Technologie de Belfort-Montbéliard, France, 2008.
- [59] P. Thounthong; P. Sethakul, "Analysis of a fuel starvation phenomenon of a PEM Fuel Cell", IEEE, Power Conversion Conference (PCC' 07), Nagoya, Japan, 2-5 April 2007.
- [60] P. Garcia; L. M Fernandez; J. P. Torreglosa; F. Jurado, "Comparative study of four control systems for a 400-kW fuel cell battery-powered tramway with two dc/dc converters", European Transactions On Electrical Power, Vol. 23, N° 7, 2013.
- [61] Souleman Njoya Motapon; Louis A. Dessaint; Kamal Al-Haddad, "A Comparative Study of Energy Management Schemes for a Fuel-Cell Hybrid Emergency Power System of More-Electric Aircraft", IEEE Transactions on Industrial Electronics, Vol. 61, No. 3, 2014.

-
- [62] SimPowerSystems™, “Two-Quadrant Chopper DC Drive ©”, 1984-2009 the MathWorks, Inc.
- [63] Jérôme Lachaize, “Etude des stratégies et des structures de commande pour le pilotage des systèmes énergétiques à Pile à Combustible (PàC) destinés à la traction.”, Thèse de Doctorat à L’Institut National Polytechnique de Toulouse, France, 2004.
- [64] P. Thounthong, “Conception d’une source hybride utilisant une pile à combustible et des supercondensateur”, Thèse de doctorat à L’Institut National Polytechnique de Lorraine, France, 2005.
- [65] D. Candusso, “Hybridation du groupe électrogène à pile à combustible pour l’alimentation d’un véhicule électrique”, Thèse de doctorat à l’Institut National Polytechnique De Grenoble, France, 2002.
- [66] N. Rizoug, “Modélisation électrique et énergétique des supercondensateurs et méthodes de caractérisation : application au cyclage d’un module de supercondensateurs basse tension en grande puissance”, Thèse de doctorat à l’Ecole Centrale de Lille et l’Université des Sciences et Technologies de Lille, France, 2006.
- [67] L. Zubieta; R. Bonert, “Characterization of double-layer capacitors for power electronics applications”, IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 36, N° 1, 2002.
- [68] L. Zubieta; R. Bonert, “Characterization of double-layer capacitors (DLCs) for power electronics applications”, IEEE, Industry Applications Conference (IAS’ 98), St. Louis, MO, USA, 12-15 Oct. 1998.
- [69] F. Belhachemi; S. Rael; B. Davat, “A physical based model of power electric double-layer supercapacitors”, IEEE, Industry Applications Conference (IAS’ 2000), Rome, Italy, 8-12 Oct. 2000.
- [70] F. Belhachemi, “Modélisation et caractérisation des supercondensateurs à couche double électrique utilisés en électronique de puissance”, Thèse de doctorat à l’Institut National Polytechnique de Lorraine, France, 2001.
- [71] M. Y. Ayad, “Mise en oeuvre des supercondensateurs dans les sources hybrides continues”, Thèse de doctorat à l’Institut National Polytechnique de Lorraine,

- France, 2004.
- [72] A. M. Camara, "Modélisation du stockage de l'énergie photovoltaïque par supercondensateurs", Thèse de doctorat de l'Université Paris Est Créteil, France, 2011.
- [73] Dimitri Torregrossa; Maryam Bahramipناه; Rachid Cherkaoui; Mario Paolone, "Experimental evidences of redistribution phenomenon in supercapacitors and consequent improvement of their dynamic model", IEEE, PowerTech (POWERTECH' 13), Grenoble, France, 16-20 June 2013.
- [74] Nassim Rizoug; Patrick Bartholomeüs; Philippe Le Moigne, "Modeling and Characterizing Supercapacitors Using an Online Method", IEEE Transactions on Industrial Electronics, Vol. 57, No. 12, 2010.
- [75] Damien Paire, "Dimensionnement et gestion d'énergie de systèmes d'entraînements électriques hybrides: application à un ascenseur avec récupération d'énergie", Thèse de doctorat à l'Université de Technologie de Belfort-Montbéliard, France, 2010.
- [76] N. Mohan, "Power electronics a first course", John Wiley & Sons, Inc., 2012.
- [77] Jean Paul Ferrieux; Francois Forest, "Alimentations à découpage Convertisseurs à résonance. Principes-composants -modélisation", 3e Edition, Dunod, 2001.
- [78] F. Porcher, "Dimensionnement du convertisseur d'interface avec le Pack Supercondensateurs", Document interne ALSTOM, FCS-00-D140-TRT+006 1A, 2002.
- [79] S. Njoya Motapon, "Design and Simulation of a fuel cell hybrid emergency power system for a more electric aircraft: evaluation of energy management schemes", Thèse de doctorat à L'Ecole de Technologie Supérieure Université du Québec, Canada, 2013.
- [80] M. Sébastien Carriere, "Synthèse croisée de régulateurs et d'observateurs pour le contrôle robuste de la machine synchrone", Thèse de doctorat à l'Université de Toulouse, France, 2012.
- [81] Babak Nahid Mobarakeh, "Commande vectorielle sans capteur mécanique des machines synchrones a aimants : méthodes, convergence, robustesse, identification 'en ligne' des paramètres", Thèse de doctorat à l'Institut National Polytechnique de

- Lorraine, France, 2001.
- [82] A. Khlaief; M. Boussak; M. Gossa, "A sensorless initial rotor position estimation scheme for a vector controlled IPMSM drive", *International Journal of Sciences and Techniques of Automatic control & computer engineering*, Vol. 6, N°. 1, 2012.
- [83] Wibowo Wahyu Kunto; Jeong Seokkwon, "Genetic algorithm tuned PI controller on PMSM simplified vector control", *Journal of Central South University*, Vol. 20, N°. 11, 2013.
- [84] Li Yaohua; Gerling Dieter; Ma Jian, Liu Jingyu; Yu Qiang, "The comparison of control strategies for the interior PMSM drive used in the electric vehicle", *World Electric Vehicle Journal*, Vol. 4, N°. 3, 2010.
- [85] X. T. Garcia1; B. Zigmund; A. Terlizzi; R. Pavlanin; L. Salvatore, "Comparison between FOC and DTC strategies for permanent magnet synchronous motors", *Advances in Electrical and Electronic Engineering*, Vol. 5, N°. 1, 2006.
- [86] Amor Khlaief, "Contribution à la commande vectorielle sans capteur mécanique des machines synchrones à aimants permanents (MSAP)", Thèse de doctorat en cotutelle entre l'Université de Aix-Marseille, France et l'ESSTT de Tunisie, 2012.
- [87] SimPower Systems™, "Space vector PWM VSI induction motor drive©", 1984-2009 the MathWorks, Inc.
- [88] Margaret Ducusin; Sonya Gargies; Chunting Mi, "Modeling of a series hybrid electric high-mobility multipurpose wheeled vehicle", *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, Vol. 56, N°. 2, 2007.
- [89] M. Kamali-Nejad; T. Azib; G. Remy; O. Bethoux; C. Marchand, "Optimization of a power electronic structure for hybrid Fuel Cell/Ultracapacitors vehicle", *IEEE, Vehicle Power and Propulsion Conference (VPPC' 10)*, 1-3 Sept. 2010.
- [90] T. Azib; R. Talj; O. Bethoux; C. Marchand, "Sliding mode control and simulation of a hybrid fuel-cell ultracapacitor power system", *IEEE, International Symposium on Industrial Electronics (ISIE' 10)*, 4-7 July 2010.
- [91] Anne Jaecker Voirol, "Émissions polluantes des moteurs thermiques : Procédures d'essais", *Technique d'ingénieur*, N° BM 2 506, 2010.
- [92] M. André, "The artemis European driving cycles for measuring car pollutant

- Emission”, Report INRETSLTE 0411, 2004.
- [93] Toufik Azib; Olivier Bethoux; Ghislain Remy; Claude Marchand, “Saturation management of a controlled fuel-cell/ultra capacitor hybrid vehicle”, IEEE Transactions on Vehicular Technology, Vol. 60, N°. 9, 2011.
- [94] **D. Rezzak**; N. Boudjerda; M. Adouane; K. Touafek; H. Yahia; S.T. Abdelkader, “Energy management optimization of hybrid electric vehicle using super capacitor and dissipative resistance”, The International Electrical and Computer Engineering Conference (IECEC 2015), Setif, Algerie, 23-25, May 2015.
- [95] Dang Bang Viet, “Conception d’une interface d’électronique de puissance pour Pile à Combustible”, Thèse de Doctorat à l’Université Joseph Fourier, France, 2006.
- [96] Alaa Hijazi, “Modélisation électrothermique, commande et dimensionnement d’un système de stockage d’énergie par supercondensateurs avec prise en compte de son vieillissement : application à la récupération de l’énergie de freinage d’un trolleybus”, Thèse de Doctorat à L’Université Claude Bernard Lyon, France, 2010.



Abstract:

This thesis deals with the modeling of electric vehicles using hybrid power source: fuel cell/super capacitor. The fuel cell is connected to the direct current (DC) Bus via a boost converter and satisfies the load average power requirements. The super capacitor is linked to the DC-Bus through a buck-boost converter and ensures the transient power requirements. A permanent-magnet synchronous motor is used as traction motor and connected to the DC-Bus through a 3-phase inverter. We propose an energy management technique, based on the urban driving cycle (ECE-15 driving cycle) and the extra urban driving cycle (EUDC), with the use of conventional proportional-integral (PI) controllers. The main goals are as follows: first, to avoid fast operation of the fuel cell current so as to ensure optimal operation of the fuel cell system, and second, the super capacitor allows a satisfactory dynamic of the DC- Bus so as to provide the required energy for the car transients in order to meet both urban and extra urban driving cycles. The performances of the proposed strategy are evaluated through some simulations dedicated to electric vehicle applications.

Key words: electric vehicle, energy management strategy, fuel cell, permanent-magnet synchronous motor, super capacitor

Résumé:

Cette thèse est consacrée à la modélisation des véhicules électriques en utilisant deux sources d'énergies hybrides: pile à combustible/super condensateur. La pile à combustible est connectée au Bus continu (DC) via un convertisseur élévateur pour satisfaire les exigences en puissance moyennes de la charge. Le super condensateur est relié au Bus continu à l'aide d'un convertisseur bidirectionnel afin de garantir les exigences en puissance transitoires de la charge. Un moteur synchrone à aimants permanents est utilisé comme moteur de traction et est connecté au bus continu par un onduleur triphasé. Nous proposons une technique de gestion d'énergie, basée sur le cycle de conduite en urbain (cycle de conduite ECE-15) et le cycle de conduite en extra urbain, avec l'utilisation des contrôleurs conventionnels proportionnel-intégral (PI). Les principaux objectifs sont les suivants: premièrement, éviter un fonctionnement avec des régimes transitoires brusques sévères sur la pile à combustible et assurer un fonctionnement optimal du système à pile à combustible et deuxièmement, satisfaire une bonne dynamique au Bus continu par les supercondensateurs qui permettent de fournir les besoins énergétiques exigés par les transitoires de l'automobile afin de respecter les cycles de conduite urbains et extra-urbains. Les performances de la stratégie proposée sont évaluées par des simulations dédiées aux applications de véhicules électriques.

Mots Clés: véhicule électrique, stratégie de la gestion d'énergie, pile à combustible, machine synchrone à aimants permanents, super condensateur.

ملخص:

هذه المنكرة تعالج نمودجة العربيات الكهربائيه باستعمال اثنين من مصادر الطاقة الهجينه: خلايا ذات وقود / مكثف فائق. الخلايا ذات وقود تتصل برابط التيار المستمر بواسطة محول رافع للجهد الكهربائي لتلبية متطلبات الطاقة المتوسطة للحمل. المكثف الخارق متصل برابط التيار المستمر بواسطة محول ثنائي الاتجاه لتلبية متطلبات الطاقة العابرة للحمل. لقد استعملنا محرك مترامن بمغناطيس دائم لتحريك السيارة وهو متصل برابط التيار المستمر بواسطة عاكس التيار الكهربائي. نقتراح استعمال تقنية إدارة الطاقة، استنادا إلى دورة القيادة الحضريه ودورة القيادة خارج المدن، وذلك باستخدام وحدات تحكم تناسبيه تكاملية تقليدية. الأهداف الرئيسية تتمثل في: أولا، تجنب الخلايا ذات وقود العمل في المراحل العابرة الشديده والمفاجئة مع ضمان التشغيل الأمثل للخلايا ذات وقود. ثانيا، توفير استجابة ديناميكية جيدة لأرباط التيار المستمر بواسطة المكثفات الفائقة التي تسمح بتوفير احتياجات السيارة من الطاقة المطلوبة في المراحل العابرة خلال دورة القيادة الحضريه ودورة القيادة في خارج المدن يتم تقييم أداء الاستراتيجية المقترحة بواسطة محاكاة مخصصة لتطبيقات الميانات الكهربائيه.

كلمات مفتاحيه: العربيات الكهربائيه، تقنية إدارة الطاقة، خلايا ذات وقود، محرك مترامن بمغناطيس دائم، مكثف فائق.