



**HAL**  
open science

# Optimisation de l'architecture électrique et gestion d'énergie pour un système à pile à combustible embarquée dédiée à l'application agricole

Philip Tritschler

► **To cite this version:**

Philip Tritschler. Optimisation de l'architecture électrique et gestion d'énergie pour un système à pile à combustible embarquée dédiée à l'application agricole. Sciences de l'ingénieur [physics]. Université de Grenoble, 2010. Français. NNT : . tel-00565680

**HAL Id: tel-00565680**

**<https://theses.hal.science/tel-00565680>**

Submitted on 14 Feb 2011

**HAL** is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

**UNIVERSITÉ DE GRENOBLE  
INSTITUT POLYTECHNIQUE DE GRENOBLE**

*N° attribué par la bibliothèque*



**THÈSE**

pour obtenir le grade de

**DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE GRENOBLE**  
délivré par l'**INSTITUT POLYTECHNIQUE DE GRENOBLE**

**Spécialité : « Génie Électrique »**

préparée au laboratoire de Génie Électrique de Grenoble (G2ELab) dans le cadre de  
l'**École Doctorale Électrotechnique Électronique Automatique et Traitement  
du Signal »**

préparée et soutenue publiquement par

**Philipp TRITSCHLER**

le 22 Octobre 2010

*Titre :*

**Optimisation de l'architecture électrique et  
gestion d'énergie pour un système à pile à  
combustible embarquée dédié à l'application  
agricole**

---

*Directeur de thèse : Prof Seddik Bacha*  
*Co-encadrante : MdC Elisabeth Rullière*

---

**JURY**

Stéphan ASTIER	Président
Marie-Cécile PÉRA	Rapporteur
Alain BOUSCAYROL	Rapporteur
Michael BRAUN	Examineur
Seddik BACHA	Directeur de thèse
Elisabeth RULLIÈRE	Coencadrante
Gabriel MENIER	Invité
Jean-Philippe POIROT-CROUVEZIER	Coencadrant



# TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS	vii
NOTATIONS	ix
INTRODUCTION GÉNÉRALE	1
<b>1 RÉSEAUX ÉLECTRIQUES DE BORD ET EXIGENCES D'UNE APPLICATION AGRICOLE</b>	<b>5</b>
1.1 HISTORIQUE . . . . .	6
1.2 LE MONDE DES MACHINES AGRICOLES . . . . .	6
1.2.1 Normes d'émissions pour les véhicules du type "Nonroad" . . . . .	6
1.2.2 Marché des machines agricoles . . . . .	7
1.2.3 Transmission à variation continu de Fendt . . . . .	8
1.2.4 Transmission Semi Power Shift . . . . .	10
1.2.5 Eltrac E135 - tracteur à transmission électrique . . . . .	11
1.2.6 NH2 - tracteur à hydrogène de Case New Holland . . . . .	12
1.2.7 E-Gator - Pulvériseur diesel-électrique . . . . .	13
1.2.8 Chargeuse sur roues hybride d'Atlas-Weyhausen . . . . .	13
1.3 ARCHITECTURE DES VÉHICULES ÉLECTRIQUES ET HYBRIDES . . . . .	14
1.4 RÉSEAUX ÉLECTRIQUES DE BORDS AVEC SOURCE DE TYPE PAC . . . . .	15
1.5 CONVERTISSEURS . . . . .	17
1.5.1 Rôle des interfaces de puissance (IP) . . . . .	17
1.5.2 Convertisseurs DC/DC . . . . .	18
1.5.3 Hacheur parallèle . . . . .	18
1.5.4 Hacheur parallèle réversible en courant . . . . .	20
1.5.5 Dimensionnement des composants des hacheurs . . . . .	21
1.6 TRACTION ÉLECTRIQUE . . . . .	22
<b>2 TECHNOLOGIE PILE À COMBUSTIBLE ET STOCKAGE D'ÉNERGIE</b>	<b>25</b>
2.1 INTRODUCTION . . . . .	26
2.2 GÉNÉRATEURS PILE À COMBUSTIBLE . . . . .	26
2.2.1 Types de piles à combustible . . . . .	26
2.2.2 PEMFC - pile à combustible pour le transport . . . . .	26
2.2.3 Principe de fonctionnement . . . . .	27
2.2.4 Courbe de polarisation . . . . .	28
2.2.5 AME - assemblage membrane électrode . . . . .	31
2.2.6 Système à pile à combustible - Les auxiliaires . . . . .	31
2.2.7 Système à pile à combustible - Caractéristiques statiques et dynamiques . . . . .	31

2.2.8	La pile à combustible PEM à haute température . . . . .	32
2.3	STOCKAGE D'HYDROGÈNE . . . . .	33
2.3.1	Stockage sous haute pression . . . . .	33
2.3.2	Stockage liquide . . . . .	34
2.3.3	Stockage dans des hydrures métalliques . . . . .	34
2.4	STOCKAGE D'ÉNERGIE ÉLECTRIQUE . . . . .	35
2.4.1	Batteries Li-Ion . . . . .	36
2.4.2	Supercondensateurs . . . . .	37
2.4.3	Choix de la technologie de stockage . . . . .	38
2.4.4	Système d'équilibrage de tension dans un bloc batterie . . . . .	38
2.5	CAHIER DES CHARGES . . . . .	39
2.6	DIMENSIONNEMENT . . . . .	39
2.6.1	Dimensionnement de la pile à combustible . . . . .	39
2.6.2	Dimensionnement du bloc batterie . . . . .	40
2.6.3	Dimensionnement du réservoir de stockage d'hydrogène . . . . .	41
<b>3</b>	<b>MODÉLISATION ET CONTRÔLE COMMANDE RAPPROCHÉ</b>	<b>43</b>
3.1	INTRODUCTION . . . . .	44
3.2	CYCLES DE MISSION - ANALYSE DES EXIGENCES . . . . .	44
3.2.1	Cycle de test pour les normes Stage III et IV et TIER IV . . . . .	48
3.3	MODÉLISATION . . . . .	49
3.3.1	Pile à combustible . . . . .	49
3.3.2	Batterie . . . . .	49
3.3.3	Stockage H <sub>2</sub> . . . . .	51
3.3.4	Hacheur parallèle . . . . .	51
3.3.5	Hacheur réversible . . . . .	52
3.3.6	Moteur électrique . . . . .	52
3.4	CONTRÔLE COMMANDE . . . . .	53
3.4.1	Modèles Simulink . . . . .	55
3.5	POTENTIEL DE RÉDUCTION DE LA CONSOMMATION . . . . .	57
3.5.1	Scénario de base : Diesel conventionnel . . . . .	58
3.5.2	Scénario 1 : Diesel Hybride . . . . .	58
3.5.3	Scénario 2 : PAC Hybride . . . . .	59
3.5.4	Benchmarking des trois scénarii . . . . .	60
<b>4</b>	<b>GESTION OPTIMALE DES FLUX</b>	<b>63</b>
4.1	INTRODUCTION . . . . .	64
4.2	PREMIÈRE FORMULATION DU PROBLÈME D'OPTIMISATION . . . . .	64
4.3	DEUXIÈME FORMULATION DU PROBLÈME D'OPTIMISATION . . . . .	66
4.4	LES STRATÉGIES QUE NOUS AVONS TESTÉES . . . . .	68
4.4.1	Stratégie de type " Rule Based " ou heuristique . . . . .	68
4.4.2	Stratégie dite ECMS - Equivalent Consumption Minimization Strategy . . . . .	70
4.5	RÉSULTATS DES SIMULATIONS . . . . .	74
4.5.1	Comparaison globale . . . . .	74
4.5.2	Comparaison sur le plan stratégie de gestion des flux d'énergie . . . . .	76

4.5.3	Comparaison sur le plan des topologies . . . . .	79
4.5.4	Répartition des pertes et flux d'énergie . . . . .	80
4.6	DISCUSSION . . . . .	81
<b>5</b>	<b>ESSAIS SUR LE BANC EXPÉRIMENTAL</b>	<b>83</b>
5.1	DESCRIPTION DU BANC D'ESSAI UNIVERSEL . . . . .	84
5.1.1	Les Hacheurs . . . . .	86
5.1.2	Couple programmable . . . . .	86
5.1.3	Source continue pilotable . . . . .	87
5.1.4	Amplificateur de puissance . . . . .	87
5.1.5	Interface dSPACE . . . . .	87
5.1.6	La procédure de test . . . . .	88
5.2	TESTS SUR LE BANC EXPÉRIMENTAL . . . . .	90
5.2.1	Tests pour la stratégie ECMS . . . . .	90
5.2.2	Tests pour la stratégie RB . . . . .	93
5.3	CONCLUSION . . . . .	95
	<b>CONCLUSION GÉNÉRALE</b>	<b>97</b>
	<b>BIBLIOGRAPHIE</b>	<b>104</b>
	<b>A ANNEXE-A</b>	<b>105</b>
	<b>ANNEXES</b>	<b>105</b>
A.1	BELARUS 3023 - TRACTEUR À TRANSMISSION ÉLECTRIQUE . . . . .	105
A.2	MAGDA - LA MOISSONNEUSE-BATTEUSE À TRANSMISSION ÉLECTRIQUE . . . . .	106
A.3	TOYOTA FCHV-ADV . . . . .	107
A.4	CITARO FUELCELL-HYBRID . . . . .	108
A.5	TRANSMISSION À VARIATION CONTINU DE FENDT . . . . .	109
A.6	CYCLES DE MISSION . . . . .	110
	<b>B ANNEXE-B</b>	<b>115</b>
	<b>ANNEXES</b>	<b>115</b>
B.1	BATTERIES LITHIUM FER PHOSPHATE DE A123 . . . . .	115
B.2	PERTES DANS LES HACHEURS . . . . .	116
B.3	HACHEURS PARALLÈLE ET RÉVERSIBLE DU BANC DE TEST . . . . .	117
B.4	INTERFACE DSPACE . . . . .	118
B.5	CHOIX DES MOTEURS ÉLECTRIQUES DÉDIÉ AUX VÉHICULES ÉLECTRIQUES . . . . .	121
B.5.1	Machines à courant continu . . . . .	121
B.5.2	Machine asynchrone . . . . .	121
B.5.3	Machine synchrone à aimant permanent . . . . .	122
B.5.4	Machine à réluctance variable . . . . .	122
B.5.5	Rendement des machines électriques . . . . .	123
B.5.6	Volume et masse du moteur . . . . .	123
B.5.7	Vitesse de rotation et couple . . . . .	124



---

## Remerciements

Ce travail de thèse a été financé par l'entreprise AGCO S.A. Il a été réalisé au sein de l'Université de Grenoble et accompli au Laboratoire G2ELab, au CEA Grenoble et au site d'AGCO à Beauvais.

Je voudrais tout d'abord remercier mon encadrante qui m'a suivi de tout près Elisabeth Rullière et mon directeur de thèse Seddik Bacha pour m'avoir encadré ces derniers trois ans et demi. Pendant ma thèse et mon stage de fin d'étude. Sans vous deux cette thèse n'aurait pas été possible.

Un grand merci à tous mes collègues du bureau d'étude de Massey Ferguson à Beauvais, notamment mes chefs Gabriel Menier et Geoffroy Husson. Ca a toujours été un grand plaisir d'aller à Beauvais et de plonger dans le monde des machines agricoles.

Je tiens également à remercier les membres du jury de thèse :

Stéphan ASTIER, Professeur à l'INP de Toulouse, qui m'a fait l'honneur de présider mon jury.

Marie-Cécile Péra, Professeur à l'IUT de Belfort-Montbéliard et Alain Bouscayrol, Professeur à l'Université Lille1, Sciences et Technologies qui m'ont fait l'honneur d'être les rapporteurs de mon mémoire.

Michael Braun, professeur au KIT (Karlsruhe Institute of Technology) pour être venu de Karlsruhe et qui m'a fait l'honneur d'accepter de prendre part au jury.

Merci également à mes collègues du CEA Grenoble, à Jean-Philippe Poirot-Crouvézier pour m'avoir co-encadré du côté du CEA. Un grand merci aussi à mes collègues du légendaire bureau 307bis, notamment à Mathias Gérard, Matthieu Desbois-Renaudin, Guillaume Marcantoni et Hortense Laforêt.

Et bien sur, last but not least un grand merci à tout le monde au G2ELab qui m'a aidé pour réaliser cette thèse. Notamment je tiens à remercier mes chers collègues de la plateforme micro réseau : Adrian Florescu, Yann Riffoneau, Axel Rumeau, Matthieu Hauck,

Harun Turker et David Hernandez.

Un grand merci aussi à Daniel Roye pour son aide sur la modélisation et à Octavian Craciun pour les conseils concernant la rédaction en LaTeX et le pot de thèse.

---

## Notations

Abréviations :

DC	Direct current (Courant continu)
IP	Interface de puissance
PAC	Pile à combustible
PEMFC	Polymer Electrolyte Membrane Fuel Cell
SOFC	Solid Oxyde Fuel Cell
AFC	Alkaline Fuel Cell
ES	Element de Stockage
DOD	Depth of Discharge
SOC	State of Charge
SOH	State of Health
LFP	Batterie LiFePO <sub>4</sub> (Fig. B.1)
HM	Hydrures Métalliques
IGBT	Insulated Gate Bipolar Transistor
GTO	Gate turn off transistor
MOSFET	Metal Oxide Field Effect Transistor
MSAP	Machine synchrone à aimants permanents
MAS	Machine asynchrone
MRV	Machine à réluctance variable
MCC	Machine à courant continu
AME	Assemblage Membrane Electrode
TPB	Triple Phase Boundery
OCV	Open Circuit Voltage
EDLC	Electrochemical Double Layer Capacitor
VE	véhicule électrique
HEV	Hybrid Electric Vehicle
PHEV	Plug-in Hybrid Electric Vehicle
FCHV	Fuel Cell Hybrid Vehicle
CVT	Continuously Variable Transmission

AGCO	Allis-Gleaner Corporation
CNH	Case New Holland
GIMA	Groupement International De Mécanique Agricole
DLG	Deutsche Landwirtschafts-Gesellschaft
US	United States (of America)
UE	Union Européenne
DOE	US Departement of Energy
US EPA	US Environmental Protection Agency
CEA	Commissariat à l'énergie atomique et aux énergies alternatives
PTO ou PDF	Power Take Off (Prise De Force)
EMS	Energy Management Strategy
ECMS	Equivalent Consumption Minimisation Strategy
PHIL	Power Hardware-in-the-Loop
DP	Dynamic Programming

---

## Introduction Générale

Le marché agricole et plus particulièrement celui des machines agricoles évidemment très couplés sont influencés par quatre contraintes majeures : une population mondiale croissante, le réchauffement climatique, l'épuisement des ressources fossiles et les normes d'émissions. Ces contraintes font que l'agriculture et par conséquent les machines agricoles doivent devenir plus efficaces, plus propres et finalement moins dépendantes des combustibles fossiles. En bref, il s'agit d'introduire le développement durable.

La population mondiale a connu une croissance phénoménale depuis la révolution industrielle. On comptait 1 milliard d'habitants en 1804, 2 milliards en 1927, 3 milliards en 1960, 4 milliards en 1974, 5 milliards en 1987, 6 milliards en 1999 et on dépassera les 7 milliards très probablement en 2012. Actuellement, on observe une augmentation de 79 millions d'individus chaque année, soit environ 150 personnes de plus chaque minute ou encore 216000 naissances chaque jour ! Il est à noter que la conséquence de cet état de fait n'est pas seulement un surcroît de consommation alimentaire mais aussi une diminution de la surface agricole par habitant puisqu'il faut toujours plus d'habitations, de routes, d'usines ... .

D'après l'ONU, la surface agricole par habitant sera divisée par plus que deux entre 2005 (0.22 ha/personne) et 2050 (0.12 ha/personne) contre 0.44 ha/pers en 1961. Bien évidemment ces surfaces ne sont pas distribuées de façon équilibrée sur le globe : en Chine, le ratio est de 0.11 ha/pers, en France de 0.39 ha/pers et aux USA de 0.79 ha/pers. Ceci crée des tensions au niveau politique et économique [5].

Un autre point clef est le changement de l'alimentation dans les pays en voie de développement tendant à devenir plus riche en viande. La moitié de la récolte mondiale en céréales est aujourd'hui consacrée à la nourriture animale et il faut 100 calories de céréales pour obtenir 10 calories de viande.

La situation déjà tendue par la croissance de la population mondiale et le change-

ment des habitudes alimentaires est aggravée par le réchauffement climatique : on perd des surfaces agricoles du fait de la désertification, de la salinisation et de l'inondation permanente de certaines terres due à l'élévation du niveau de la mer. Notons toutefois que l'augmentation du taux de  $\text{CO}_2$  dans l'atmosphère conduit à une productivité plus élevée des plantes [34]. Dans son rapport le IPCC (Intergovernmental Panel on Climate Change) estime qu'un taux de 550ppm de  $\text{CO}_2$  mène à une augmentation des récoltes de 10-20% pour des céréales  $\text{C}_3$  (blé, seigle, avoine) et de 0-10% pour des céréales  $\text{C}_4$  (maïs, millet) Mais c'est bien le seul point positif du réchauffement climatique !

La croissance économique des 150 dernières années a entraîné une augmentation de la consommation des énergies fossiles qui sont, lors de leur combustion, fortement polluantes. Depuis déjà quelques décennies, ce mode de fonctionnement [67] [43] s'est avéré sans avenir à long terme. Les ressources fossiles ne sont pas infinies et l'atmosphère de notre planète ne peut absorber qu'une quantité limitée de polluants. Concernant la raréfaction des ressources fossiles et notamment du pétrole décrit pour la première fois en [33], cette raréfaction impacte négativement l'agriculture de deux manières : d'une part par un manque de combustibles fossiles pour les machines agricoles conventionnelles, la production d'engrais et d'autre part par l'apparition de agrocarburants qui concurrencent la production de la nourriture. Notons que la consommation mondiale de pétrole est d'environ 500000 tonnes par heure actuellement.

Un dernier point important à mentionner est celui relatif aux normes d'émissions imposées dans de nombreux pays comme indiqué en figure 1.2. Au niveau de l'Union Européenne et des Etats Unis, les normes d'émission des gaz d'échappement ont été uniformisées. En conséquence, la nécessité du post traitement des gaz d'échappement (SCR - selective catalytic reduction, filtre à particule) fait que le moteur à combustion interne tend à devenir plus cher aujourd'hui et sa consommation risque fort d'augmenter.

C'est dans ce contexte, que nous avons cherché à concevoir un engin agricole ne dépendant plus ou presque plus des ressources fossiles. Nous proposons donc un tracteur électrique dont l'alimentation en puissance est assurée par une pile à combustible alimentée en hydrogène associée à un pack de batteries. Dans ce cas, on s'affranchira donc des rejets de  $\text{CO}/\text{CO}_2$ , de  $\text{NO}/\text{NO}_2$ , d'hydrocarbures et de particules fines. Notre projet pourrait également contribuer à détendre les relations de plus en plus tendues entre pays développés et en voie de développement puisqu'il vise à construire un véhicule indépendant du pétrole et des agrocarburants [15].

Dans notre travail, plusieurs architectures de réseaux électriques embarqués et de stratégies de gestion de l'énergie sont envisagées. Une modélisation du système complet est mise en place sous Matlab Simulink pour nous aider à évaluer, de même qu'un banc de test permettant de valider les résultats issus des simulations purement numériques. L'objectif

premier de ce travail de conception est d'optimiser les flux énergétiques et ainsi de réduire la consommation pour des cycles de mission agricoles. Quant à la gamme de puissance visée, elle est de 85kW (puissance nette), situant ainsi notre tracteur dans la gamme des faibles puissances puisque les tracteurs fabriqués aujourd'hui peuvent avoir une puissance comprise entre 50 et 250kW.

Cette thèse découle d'un projet de recherche commun entre le G2ELab, le CEA Grenoble et l'entreprise AGCO. Le groupe américain AGCO commercialise des machines agricoles sous quatre marques : Massey Ferguson, Fendt, Valtra et Challenger et une grande usine de Massey Ferguson est implanté à Beauvais en France.

Le premier chapitre introduit les exigences d'une application agricole et les architectures électriques embarquées.

Le chapitre II est dédié aux technologies de pile à combustibles et aux systèmes de stockage d'hydrogène et batteries, pour finir par des éléments de dimensionnement.

Le troisième chapitre décrit les modèles utilisés pour la simulation et le réglage et pointe les éléments de réflexion sur la réduction de la consommation.

Le quatrième chapitre traite la gestion optimisée des flux énergétiques en mettant l'accent sur deux stratégies retenues sur la base d'une simplicité d'implantation.

Le dernier chapitre a pour ambition de corroborer les résultats de simulation sur un banc de test comprenant des éléments physiques à échelle réduite et des éléments émulés physiquement.

Le mémoire se conclut par une conclusion générale, les références bibliographiques et deux annexes.



## Chapitre 1

---

# Réseaux électriques de bord et exigences d'une application agricole

*I'd put my money on the sun and solar energy. What a source of power! I hope we don't have to wait until oil and coal run out before we tackle that.*

Thomas Alva Edison, 1931

### SOMMAIRE

---

1.1	HISTORIQUE . . . . .	6
1.2	LE MONDE DES MACHINES AGRICOLES . . . . .	6
1.2.1	Normes d'émissions pour les véhicules du type "Nonroad" . . . . .	6
1.2.2	Marché des machines agricoles . . . . .	7
1.2.3	Transmission à variation continu de Fendt . . . . .	8
1.2.4	Transmission Semi Power Shift . . . . .	10
1.2.5	Eltrac E135 - tracteur à transmission électrique . . . . .	11
1.2.6	NH2 - tracteur à hydrogène de Case New Holland . . . . .	12
1.2.7	E-Gator - Pulvérisateur diesel-électrique . . . . .	13
1.2.8	Chargeuse sur roues hybride d'Atlas-Weyhausen . . . . .	13
1.3	ARCHITECTURE DES VÉHICULES ÉLECTRIQUES ET HYBRIDES . . . . .	14
1.4	RÉSEAUX ÉLECTRIQUES DE BORDS AVEC SOURCE DE TYPE PAC . . . . .	15
1.5	CONVERTISSEURS . . . . .	17
1.5.1	Rôle des interfaces de puissance (IP) . . . . .	17
1.5.2	Convertisseurs DC/DC . . . . .	18
1.5.3	Hacheur parallèle . . . . .	18
1.5.4	Hacheur parallèle réversible en courant . . . . .	20
1.5.5	Dimensionnement des composants des hacheurs . . . . .	21
1.6	TRACTION ÉLECTRIQUE . . . . .	22

---

### Résumé

*Dans ce premier chapitre, nous faisons un état de l'art des tracteurs agricoles conventionnels, des réseaux électriques embarqués dédiés à la traction et de l'architecture des véhicules électriques et hybrides.*

## 1.1 Historique

Le premier véhicule à pile à combustible n'était pas une voiture mais un tracteur conçu par un groupe de recherche piloté par Harry Ihrig chez Allis Chalmers en 1959. Il était propulsé par un moteur à courant continu alimenté par une pile à combustible alcaline AFC de 1008 cellules qui fournissaient une puissance de 15 kW. Les 1008 cellules élémentaires utilisant l'hydroxyde de potassium en tant qu'électrolyte étaient divisées en quatre stacks qu'on pouvait connecter via un contrôle manuel en série ou en parallèle, permettant ainsi de changer la tension aux bornes du moteur DC. Ce système était alimenté en propane.



FIGURE 1.1 – Prototype d'un tracteur à PAC de Allis-Chalmers en 1959 [2]

Ce tracteur est exposé aujourd'hui au Smithsonian Institute à Washington. (Fig. 1.1(a) et 1.1(b))

## 1.2 Le monde des machines agricoles

### 1.2.1 Normes d'émissions pour les véhicules du type "Nonroad"

Pour lutter contre la pollution de l'air, les normes d'émissions sont et vont devenir de plus en plus strictes [75]. Ces normes, qui ont été uniformisées entre la US EPA (United States Environmental Protection Agency) et l'Union Européenne (Directive 2005/13/CE [23]) vont être introduites progressivement selon le tableau 1.1. Elles se nomment TIER I, ..., TIER IV (US) (ou Stage I, ..., IV (UE)) et limitent les émissions des particules en suspension (PM), des hydrocarbures non brûlés (HC), des oxydes d'azote ( $\text{NO}_x$ ) et du monoxyde de carbone (CO) des moteurs diesel des véhicules du type "Nonroad".

Catégorie de moteur	2004	2005	2006	2007	2008	2009	2010	2011	2012	2013	2014	2015	
19 kW ≤ P < 37 kW	TIER II			TIER III A									
37 kW ≤ P < 56 kW	TIER II			TIER III A						TIER III B			
56 kW ≤ P < 75 kW	TIER II			TIER III A						TIER III B		TIER IV	
75 kW ≤ P < 130 kW	TIER II			TIER III A						TIER III B		TIER IV	
130 kW ≤ P < 560 kW	TIER II			TIER III A			TIER III B			TIER IV			
P > 560 kW	TIER I			TIER II			TIER IVa			TIER IVb			

Tableau 1.1 – Introduction des normes d'émission pour les tracteurs

Elles sont représentées sur la figure 1.2 pour des moteurs de la gamme de 75 kW à 130 kW ; les émissions de CO sont négligées car elles sont identiques pour TIER I à TIER

IV (0.5 g/kWh) [19]. Les moteurs soumis aux tests d'émission d'après la norme TIER IV doivent respecter cette norme non seulement en régime constant, mais aussi sur un cycle incorporant des transitoires appelé NRTC (NonRoad Transient Cycle). Plus de détails sur le cycle NRTC se trouvent sur la figure 3.8 du chapitre 3.2.1.

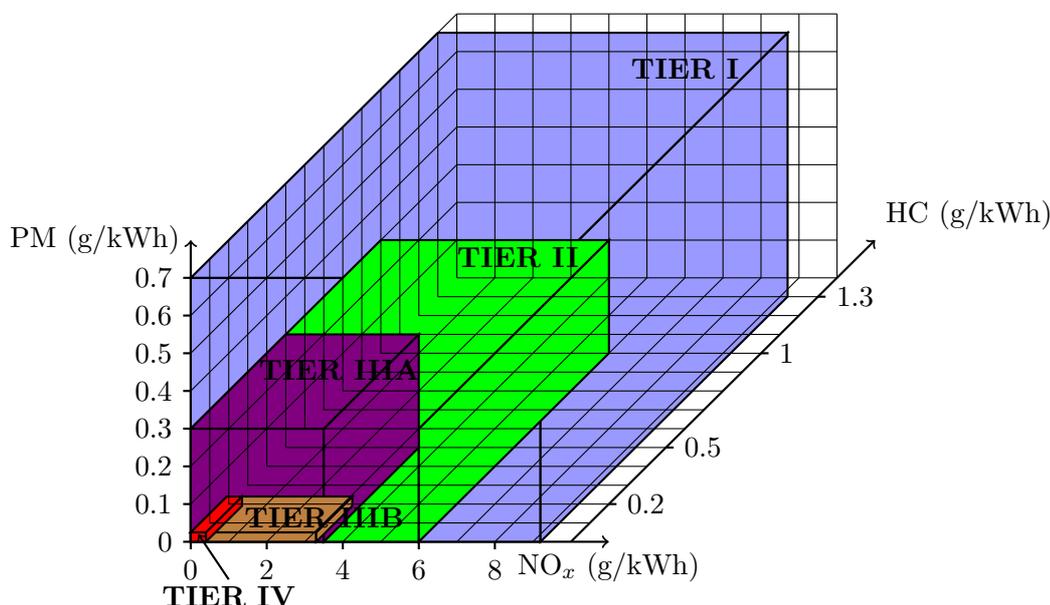


FIGURE 1.2 – Normes d'émissions des véhicules "Nonroad" de 75 kW à 130 kW

L'introduction de ces normes entraîne une forte augmentation du prix de fabrication des moteurs diesel causée par un post traitement des gaz d'échappement. (filtre à particules, système SCR - Selective Catalytic Reduction, contrôle du moteur thermique plus sophistiqué) En vue de ce développement, un tracteur sans émissions directes (i.e. entraîné par une PAC par exemple) gagnerait en compétitivité par rapport aux tracteurs conventionnels à moteur diesel.

### 1.2.2 Marché des machines agricoles

La production économique des produits agricoles dépend d'une augmentation permanente de la productivité dans le secteur de l'agriculture. Ceci est d'une part réalisé par l'emploi d'engrais et de produits phytosanitaires (Fongicides, Insecticides, Herbicides) et le développement de plantes transgéniques et d'autre part par la forte mécanisation de l'agriculture. Parmi les machines agricoles, le tracteur est la machine polyvalente par essence. Il est utilisé dans toutes les cultures et dans toutes les étapes d'une saison agricole, de l'ensemencement jusqu'à la récolte. Certes le travail du sol représente son cœur de métier mais il est aussi impliqué dans le transport, le pressage, la pulvérisation, etc. On peut mesurer son rôle incontournable par le grand nombre d'immatriculations (Fig. 1.3). Une caractéristique du marché des tracteurs est la part croissante des machines de très grande puissance (>100 kW) qui représente environ 25% des ventes tandis que la part des machines de petite puissance (< 75 kW) décroît [74]. Il en résulte que la fourchette

d'applications des tracteurs s'élargit encore plus. Pour ce qui est de la vitesse maximale des tracteurs, celle-ci a eu également tendance à augmenter durant ces dernières années puisqu'on arrive maintenant à des vitesses supérieures à 50 km/h voire 60 km/h. Il est à noter que l'augmentation de la puissance embarquée entraîne que pratiquement 100% des tracteurs aujourd'hui d'une puissance supérieure à 74 kW sortent de l'usine en version quatre roues motrices afin de garantir une bonne transmission de la traction au sol.

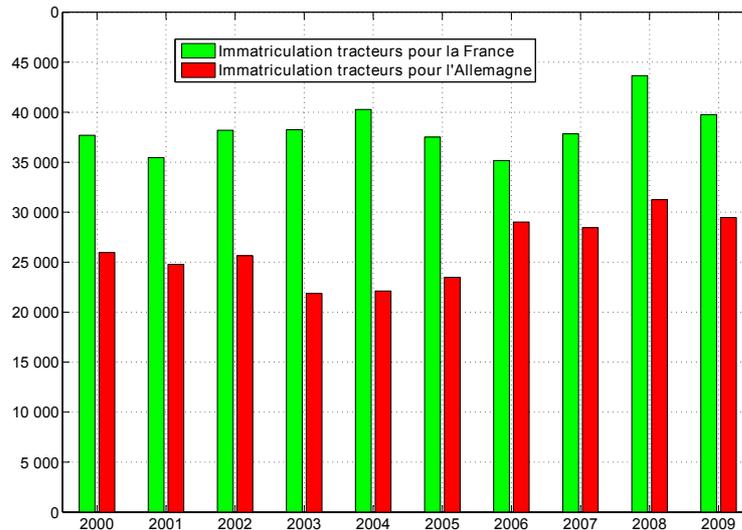


FIGURE 1.3 – Immatriculation des tracteurs en France et l'Allemagne

En vue de ces développements, l'objectif de maintenir un bon rendement du tracteur dans toutes ses applications devient de plus en plus difficile. Une contrainte majeure pour les tracteurs d'autrefois était le passage d'un rapport à l'autre sans rupture de couple. Pour répondre à cet enjeu, les transmissions à variation continue (Continuously Variable Transmission, CVT)[53] et les transmissions (Semi) Power Shift ont été développées. Parmi les transmissions à variation continue on distingue les CVTs mécaniques (Mobylette, Audi Multitronic), hydrostatiques (Fendt Vario, Case CVX) et électriques (Toyota Prius et Lexus). Avec le Fendt 926 Vario, l'entreprise Allemande Fendt, qui fait aujourd'hui partie du groupe AGCO, a été le premier à fabriquer des tracteurs en série avec une CVT hydrostatique. Aujourd'hui tous les grands fabricants de tracteurs offrent des tracteurs avec des CVT hydrostatiques. Le chapitre 1.2.3 explique le fonctionnement d'une transmission CVT hydrostatique en prenant l'exemple de la transmission Vario de Fendt. Dans le chapitre 1.2.4 les transmissions (Semi) Power Shift sont décrites.

### 1.2.3 Transmission à variation continu de Fendt

Inventé par Hans Marschall, ingénieur chez Fendt dans les années 60/70, ce type de transmission vise à éliminer les changements de rapport mécaniques afin de pouvoir parcourir la plage de vitesse complète (de 0.02 km/h à 60 km/h) sans rupture de couple transmis. La transmission Vario de Fendt réalise ceci avec une transmission hybride où le flux d'énergie peut être transmis soit par la partie mécanique de la transmission soit par

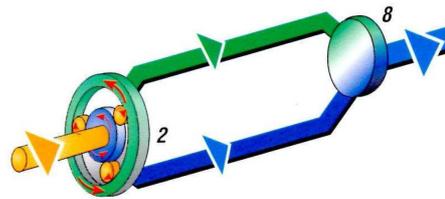


FIGURE 1.4 – Flux d'énergie dans une transmission Vario [1]

la partie hydrostatique, ou les deux (Fig. 1.4). La répartition des flux d'énergie se fait en changeant les angles  $\alpha$  et  $\beta$  de la pompe hydrostatique et/ou des moteurs hydrostatiques respectivement (Fig. 1.5(a)). Ces unités hydrostatiques (Fig. 1.5(b)) spécialement développées sont capable de fournir un angle de rotation de  $45^\circ$  tout en gardant un rendement élevé.

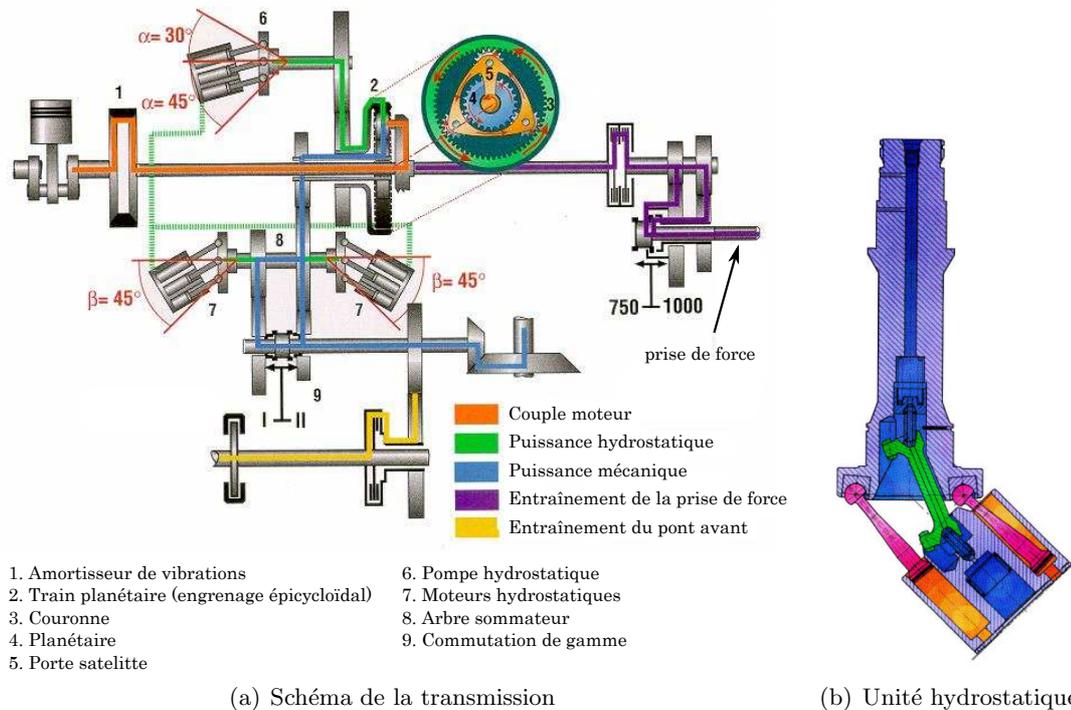


FIGURE 1.5 – La transmission à variation continue [1]

Le flux d'énergie en provenance du moteur se divise dans le train épicycloïdal vers la partie mécanique d'une part et vers la partie hydrostatique d'autre part. L'asservissement se fait uniquement par la partie hydrostatique en changeant l'angle  $\alpha$  de la pompe ou bien celui des moteurs hydrostatiques. Les deux flux d'énergie se rejoignent sur l'arbre sommateur. Lors du démarrage du tracteur la plupart de la puissance est transmise via la branche hydrostatique. Plus le véhicule roule vite, plus il y a de puissance transmise par la branche mécanique. Un changement du sens de la marche se fait par un simple pivotement du moteur hydraulique. Les différents modes de fonctionnement sont expliqués en A.5. Suite à un dépôt de brevet en 1973, un premier prototype fut présenté en 1981 et

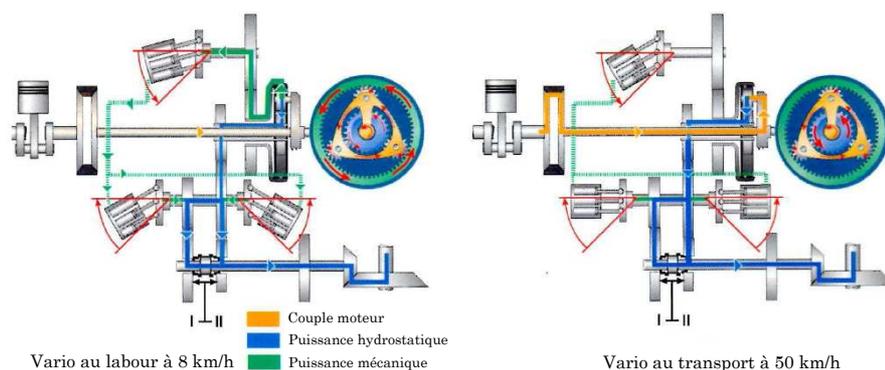


FIGURE 1.6 – Transmission Vario au labour et au transport [1]

la production série a finalement commencé en 1995. Les tracteurs fabriqués aujourd'hui par Massey Ferguson sont équipés soit d'une transmission à variation continue (1/4) soit d'une transmission semi power shift (3/4).

Bien que la transmission à variation continue hydrostatique n'apporte pas d'amélioration en régime statique par rapport aux transmissions semi automatiques à passage sous charge, elle est supérieure dans un contexte globale. Un avantage de la transmission à variation continue est bien évidemment de pouvoir adapter la vitesse de travail de façon indépendante du régime moteur, ce qui permet en conséquence de réduire la consommation d'environ 10%. En plus cette transmission permet de démarrer ou d'adapter la vitesse sans à-coups ce qui est apprécié notamment dans les régions montagneuses. En résumé on gagne alors en terme de consommation, confort et en vitesse de travail. Par contre tout cela explique le prix plus élevé des tracteurs équipés d'une telle transmission.

#### 1.2.4 Transmission Semi Power Shift

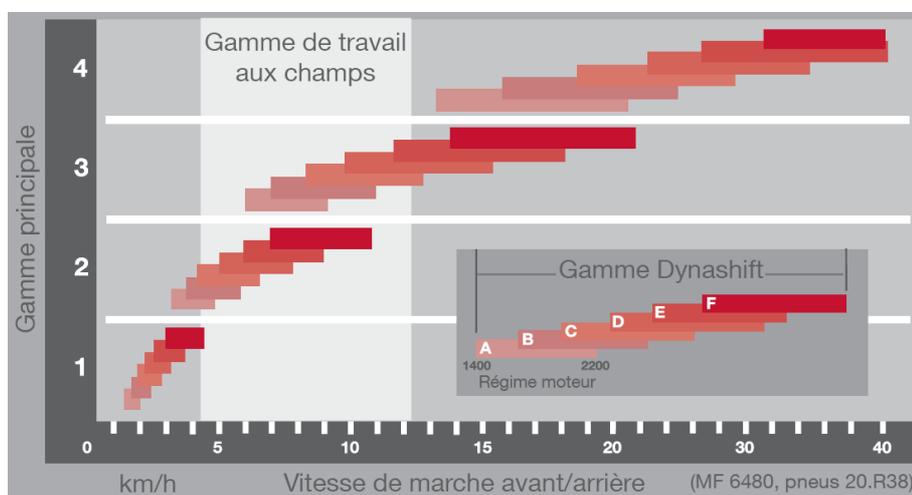


FIGURE 1.7 – Les gammes de la transmission Dyna-6 [1]

Ce type de transmission entièrement mécanique équipe la plus grande partie des tracteurs fabriqués par Massey Ferguson (environ les 3/4). Dans le cas de la transmission Dyna-6 fabriquée par GIMA, il s'agit d'une transmission à quatre gammes avec chaque fois 6 rapports à passage sous charge (Fig. 1.7). On utilise l'expression "Semi" power shift parce qu'on dispose de rapports à passage sous charge que pour une certaine plage de vitesse. On obtient alors 24 rapports lesquels peuvent être engagés manuellement ou automatiquement en marche avant ou marche arrière sans utiliser la pédale d'embrayage. Le carter de cette transmission qui est monté directement derrière le moteur est composé de 5 parties comme le montre la figure 1.8.

1. Le module multiplicateur pour l'obtention des rapports à passage sous charge E et F.
2. Le module Dynashift de rapports à passage sous charge A, B, C et D.
3. L'inverseur sous couple
4. La boîte de vitesse principale possédant quatre rapports mécaniques à commande robotisée.
5. Le boîtier de vitesses rampantes ou super rampantes

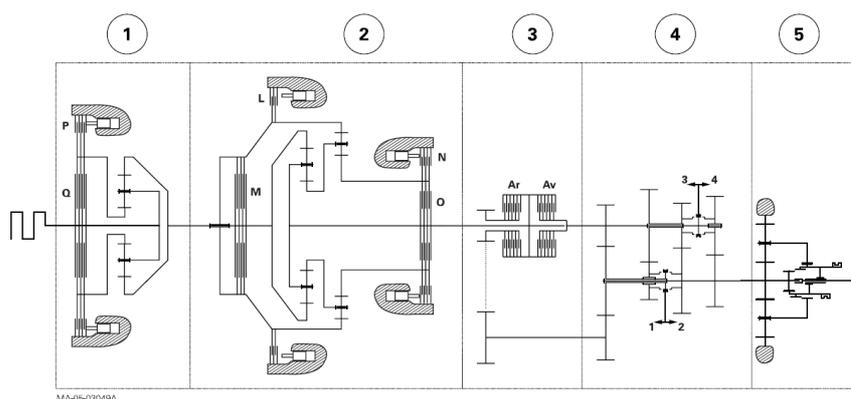


FIGURE 1.8 – Schéma de la transmission Dyna-6 [1]

Après le remplacement des transmissions mécaniques manuelles par des transmissions semi power shift et des transmissions à variation continu hydrostatiques, une transmission électrique pourrait ouvrir la voie vers des rendements encore plus élevés et un fonctionnement plus polyvalent. On attendra d'une transmission électrique qu'elle améliore le rendement surtout en charge partielle et à très haute vitesse. Le potentiel d'une chaîne cinématique électrique pour une application agricole a déjà été démontré dans [74], [59] et [7]. Nous présenterons dans la suite (chapitre 1.2.5, 1.2.6, 1.2.7) trois exemples différents de tracteur électrique.

### 1.2.5 Eltrac E135 - tracteur à transmission électrique

Le Eltrac E135 est le prototype d'un tracteur à transmission électrique construit par l'ingénieur Roland Schmetz en 1996. Il est propulsé par un moteur diesel 6 cylindres turbo

de 7.4 litre de Iveco qui développe une puissance nominale de 101 kW à 2200 tr/min et un couple maximale de 612 Nm à 1400 tr/min.

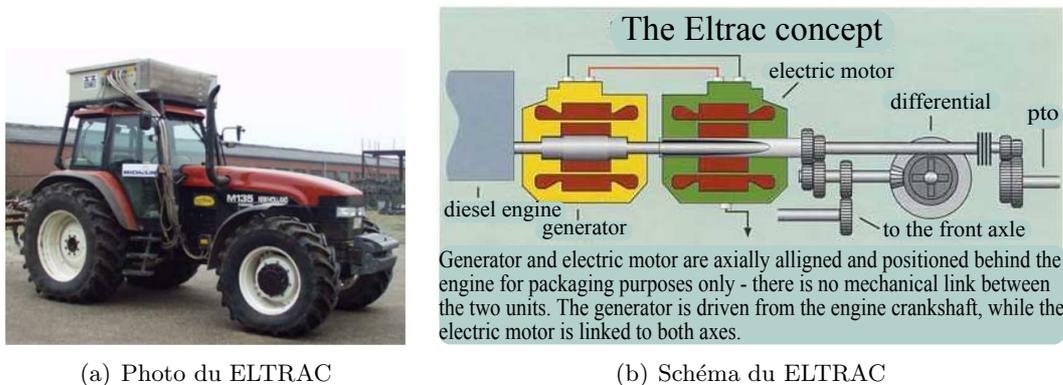


FIGURE 1.9 – Tracteur diesel-électrique ELTRAC

La transmission à variation continue électrique est réalisée par une génératrice (refroidissement à l'air) connectée via un bus DC à un moteur électrique (refroidissement à l'eau). On a donc une structure hybride série. Il y a deux plages de vitesse, la première allant de 0-17 km/h, la deuxième de 0-40 km/h [59]. L'énergie au freinage est dissipée dans des résistances sur le toit du tracteur. La prise de force (PDF) est entraînée de façon conventionnelle c'est à dire via une transmission mécanique.

### 1.2.6 NH2 - tracteur à hydrogène de Case New Holland

Au salon international des machines agricoles SIMA 2009, le groupe CASE NEW HOLLAND CNH a présenté son premier tracteur à pile à combustible. (Fig. 1.10) Ce tracteur prototype baptisé NH2 utilise la base d'un modèle T6000 dont le moteur et la transmission ont été remplacés par une pile à combustible, une réserve d'hydrogène et des moteurs électriques. À partir de l'hydrogène, la pile à combustible produit de l'électricité qui est fournie aux moteurs électriques, notamment ceux servant à la traction. Le tracteur NH2 est un



FIGURE 1.10 – Tracteur à pile à combustible de CNH

prototype fonctionnel développant une puissance de 106 cv, fonctionnant dans le silence et ne rejetant que de la vapeur d'eau [62]. Le concept New Holland est basé sur l'idée d'une

indépendance énergétique d'une exploitation agricole. L'hydrogène comprimé serait ainsi produit à partir d'une électrolyse de l'eau où du biogaz produits localement. L'énergie nécessaire à ces dispositifs de production serait fournie par des éoliennes, des panneaux solaires. L'hydrogène serait stocké à la ferme dans des réservoirs enterrés, contournant toutes les difficultés liées à la logistique de la distribution.

### 1.2.7 E-Gator - Pulvérisateur diesel-électrique

Ce pulvérisateur auto propulsé surnommé E-Gator est un concept présenté par AGCO en Janvier 2010. Le Rogator, pulvérisateur automoteur fabriqué par AGCO aujourd'hui, intègre une transmission hydraulique. Dans le nouveau prototype on réalise une transmission électrique en remplaçant les moteurs hydrauliques par des moteurs électriques. Concrètement



FIGURE 1.11 – Pulvérisateur diesel-électrique E-Gator de AGCO [1]

il se compose d'une génératrice alimentée par un moteur diesel classique. On gagne ainsi jusqu'à 6% de puissance, 36% de couple et ses capacités de traction sont augmentées de 35%. On estime pouvoir réduire la consommation de carburant de l'ordre de 20% en baissant le régime moteur de 2200 tr/min à 1500 tr/min. Comme l'engin génère sa propre électricité, il sera également possible d'alimenter d'autres charges comme le ventilateur du moteur, le compresseur de climatisation, les pompes hydrauliques, etc ... Les moteurs électriques, alimentés en 650 V par la génératrice employée sur l'E-Gator, permettraient des déplacements à une vitesse maximale de 56 km/h. Pour plus d'information, voir la vidéo du salon AgConnect 2010 sur l'E-Gator [25].

### 1.2.8 Chargeuse sur roues hybride d'Atlas-Weyhausen

Dans le secteur du BTP, des efforts visent à améliorer les rendements des utilitaires [41]. Ainsi Atlas Weyhausen en collaboration avec Deutz AG et Heinzmann GmbH & Co KG. présentaient sur le foire BAUMA 2007 à Munich une chargeuse sur roues avec une propulsion diesel hybride appelé ATLAS AR 65-Hybrid. Comme le cycle de mission typique d'une chargeuse sur roues est composé de nombreuses accélérations et freinages et en plus de pics de charge fréquents causés par les chargements, l'intégration du système

Deutz Hybrid Drive a permis de réduire la consommation d'environ 15%. Comme visualisé sur la figure 1.12 ce système travaille avec une transmission hydraulique propulsée par un moteur diesel.

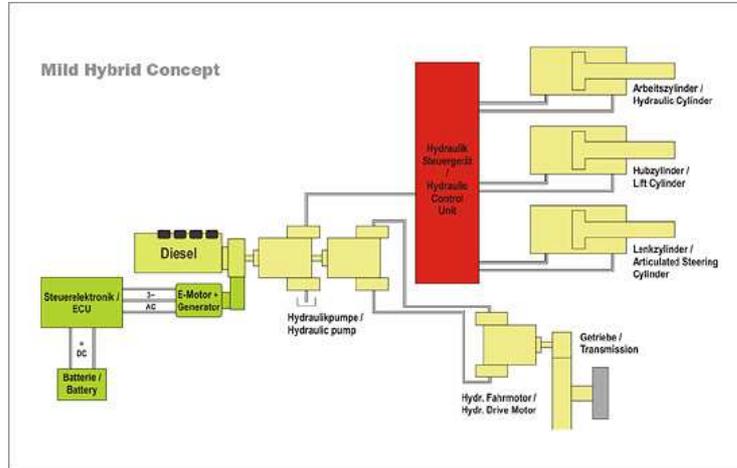


FIGURE 1.12 – Propulsion Diesel hybride [3] [24]

Ce moteur est assisté par une génératrice alimentée par des batteries Li-Ion. Par conséquent le moteur diesel qui est dans la version conventionnelle du AR 65 d'une puissance de 50 kW a pu être remplacé par un moteur d'une puissance de 36.9 kW. Le système électrique peut fournir 10 kW en continu et 30 kW pendant des transitoires. Ceci est alors un très bon exemple de "downsizing" par une hybridation.

### 1.3 Architecture des véhicules électriques et hybrides

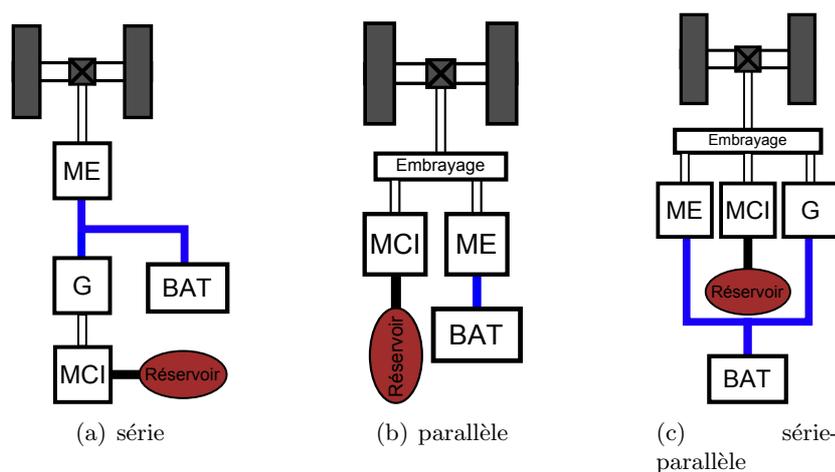


FIGURE 1.13 – Les différentes architectures des véhicules hybrides

Pour les véhicules électriques dont la chaîne de traction est en partie mécanique et en partie électrique on distingue les architectures suivantes : hybride série Fig. 1.13(a), hybride parallèle Fig. 1.13(b) et hybride série-parallèle Fig. 1.13(c) [14] [16]. Dans le cas des

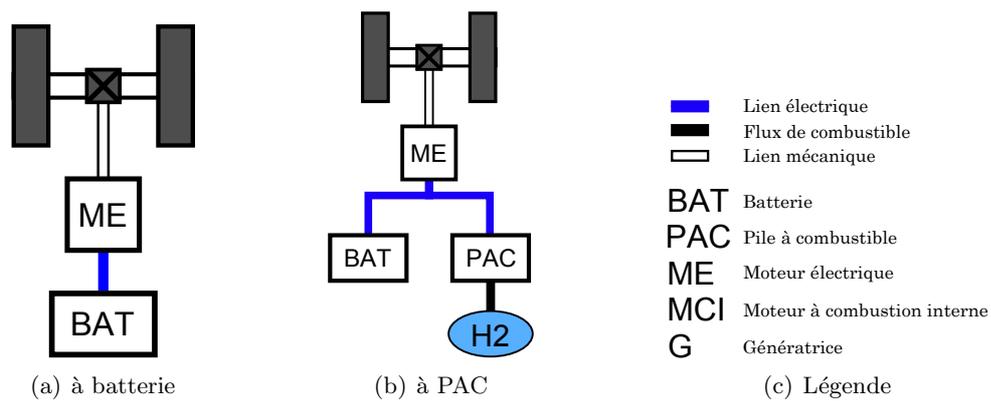


FIGURE 1.14 – Véhicule électrique et véhicule à PAC

véhicules tout électriques, on parle d'hybridation du point de vue de la source énergétique : Sur la figure 1.14(a), on a représenté le cas d'une source énergétique unique et sur la figure 1.14(b) celui d'une source dite hybride, incluant une PAC et une batterie par exemple. [20]

## 1.4 Réseaux électriques de bords avec source de type PAC

Dans la plupart des réseaux de bord de forte puissance utilisés dans des véhicules électriques et intégrant une PAC, on trouve un bus continu. Ce dernier alimente entre autres le ou les moteurs électriques dédiés à la propulsion du véhicule. Dans la plupart des cas, ce bus continu est connecté à la ou les sources d'énergie à l'aide d'un convertisseur DC/DC qui assure une tension continue stable.

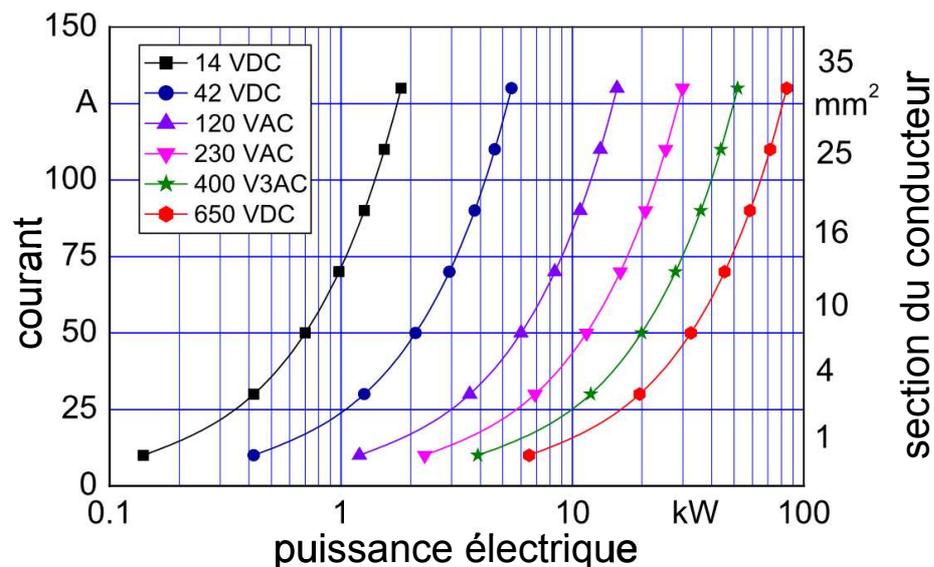


FIGURE 1.15 – Relation entre courant et puissance selon la norme EN60204

Quant au niveau de tension de ce bus DC, il est imposé par la puissance nominale du véhicule et par l'intensité maximale qui y transite. Si l'on considère notre application

demandant une puissance de 85 kW et si l'on se réfère à la norme EN 60204 partie 1 qui impose une section de câble comprise entre 25 et 35  $mm^2$ , on trouve l'ordre de grandeur du courant : 120 A environ. Ceci conduit à une tension du bus de 700 V environ. En choisissant des IGBT calibrés pour une tension de 1200 V, on répond donc au cahier des charges avec une marge de sécurité acceptable. Notons que des architectures de conversion multi-niveaux permettant des transistors de plus faible tension (600 V) ont des rendements meilleurs.

Pour les véhicules à pile à combustible hybridée par une source secondaire (batterie ou supercondensateurs) il existe une multitude de topologies de la chaîne cinématique possibles [47][46][17][28][21]. Toutes ont un bus DC en commun ce qui est logique vue la nature continue des sources et l'entrée continue des variateurs de vitesse des moteurs. Toutefois, une architecture comme celle décrite sur la figure 1.16 n'est pas envisageable à cause de la dynamique limitée du générateur à pile à combustible.

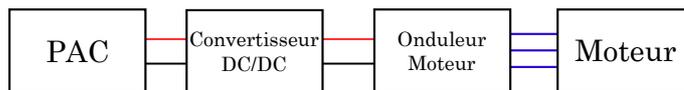


FIGURE 1.16 – Réseau de bord à pile à combustible

Nous présenterons ci-dessous quatre autres topologies pour un véhicule à PAC hybride (Fig. 1.17). Ce sont les topologies A et D qui nous donnent le plus de degrés de liberté, elles assurent également une tension stable sur le bus DC tandis que les topologies B et C avec un étage de conversion en moins ont une tension du bus DC variable.

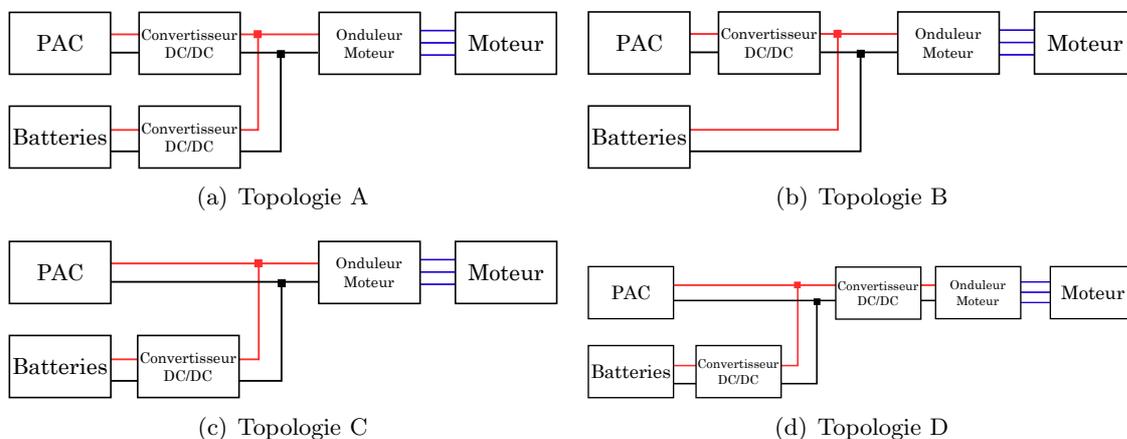


FIGURE 1.17 – Différents architectures hybrides pour un véhicule à PAC

## 1.5 Convertisseurs

### 1.5.1 Rôle des interfaces de puissance (IP)

Afin d'assurer certaines fonctions comme la fourniture d'un niveau de tension (continue) convenable, la protection de la PAC et la gestion de l'énergie entre la PAC et les éléments de stockage (ES), un convertisseur doit être mis en place entre les bornes du stack de la PAC et la charge. Le choix du type de convertisseur dépend de plusieurs critères tels que le rendement et le coût, mais généralement on a besoin d'un étage pour élever la tension en sortie du stack car celle-ci est généralement basse avec des courants élevés. On présentera donc dans ce chapitre les différentes topologies d'interface de puissance possibles pour un système de PAC.

On peut donc identifier trois fonctions principales de l'IP :

- élévation de la tension de la PAC à une tension convenable pour les applications visés.
- Transformation des grandeurs courant/tension continues en grandeurs alternatives si l'application le nécessite.
- Contrôle de l'état énergétique électrique de la PAC

En prenant comme point de départ le fait que la distribution de l'énergie électrique dans les VE est réalisée par un bus DC avec une tension de 600-700 V, on s'intéressera surtout aux convertisseurs DC/DC ayant comme rôle de transformer la caractéristique tension - courant non linéaire de la PAC en un générateur de tension constante.

### Interrupteurs de puissance

Les paramètres de comparaison/dimensionnement sont les suivants :

- Tenue en tension
- Résistance à l'état passant
- Vitesse de commutation, temps de montée et de descente
- "Safe operating area" SOA (zone de fonctionnement sûr)
- Résistance thermique

Le MOSFET (Metal Oxide Field Effect Transistor) dit de puissance est comme son nom l'indique conçu pour des applications de forte puissance. Si on le compare aux autres interrupteurs, il présente l'avantage d'une vitesse de commutation élevée, un de ses inconvénients étant sa plage de courant limitée. Quant aux interrupteurs IGBT (Insulated Gate Bipolar Transistor), ils combinent la vitesse de commutation élevée des MOSFET et la large plage de puissance des transistors bipolaires. Pour notre application les IGBT semblent les mieux adaptés. Ils sont disponibles dans des gammes de tension maximale de 600 V, 1200 V et 1700 V. Pour des puissances supérieures à 3000 kVA, on utilise classiquement des GTO (Gate Turn Off Transistor) ou des thyristors qui ont une vitesse de

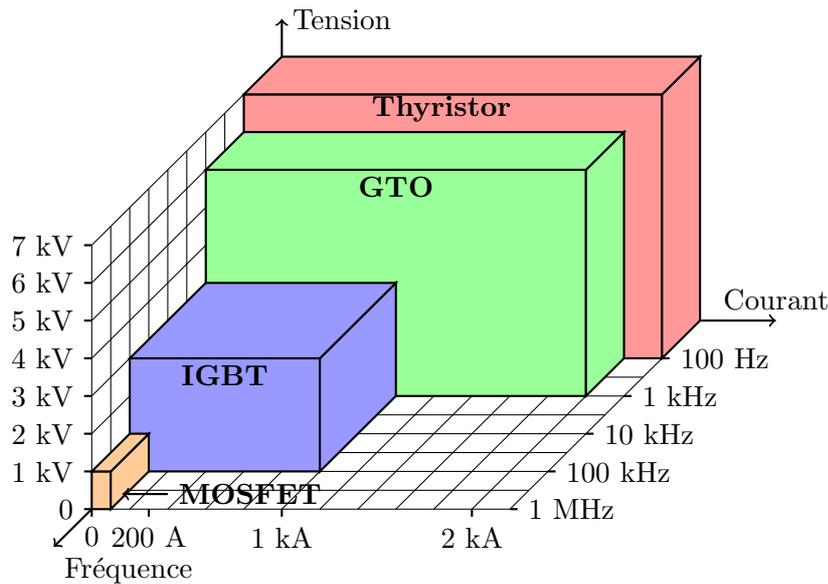


FIGURE 1.18 – Plage de puissance et de fréquences pour les différents interrupteurs semi-conducteurs

commutation réduite. Le diagramme 1.18 résume les domaines de puissance de prédilection de chaque interrupteur de puissance. Récemment le fabricant de semi-conducteurs américain CREE a commercialisé des MOSFET SiC (carbure de silicium) 1200 V, 100 A qui ont 54% moins de pertes qu'un IGBT de la même gamme. Cette nouvelle technologie sera très probablement capable d'améliorer le rendement des hacheurs et onduleurs en électronique de puissance dans les années à venir. Au Fraunhofer-Institut für Solare Energiesysteme ISE un onduleur pour un système photovoltaïque avec un rendement proche de 99% a été construit en 2009 [10].

## 1.5.2 Convertisseurs DC/DC

### 1.5.3 Hacheur parallèle

Il fait l'interface entre la PAC et l'onduleur moteur. On retient ici la structure d'un hacheur parallèle simple avec un seul IGBT (1200 V, 400 A). D'autres possibilités comme la mise en série de deux IGBT (600 V, 400 A) ou la mise en série et parallèle de plusieurs Mosfet (150 V, 200 A) ont été analysées aussi, mais cela rajoute de la complexité sans vraiment améliorer significativement le rendement. Nous conservons donc l'approche KISS (Keep it simple and straightforward).

$$\frac{V_s}{V_e} = \frac{1}{1 - \alpha} \quad (1.1)$$

Dans cette configuration le convertisseur fonctionne comme élévateur de tension souvent appelé "boost". La tension de sortie  $V_s$  est réglée par le rapport cyclique  $\alpha$ . Avec  $\alpha$  étant le rapport entre  $\alpha T$ , la période de temps où l'interrupteur est passant et  $T$  la période

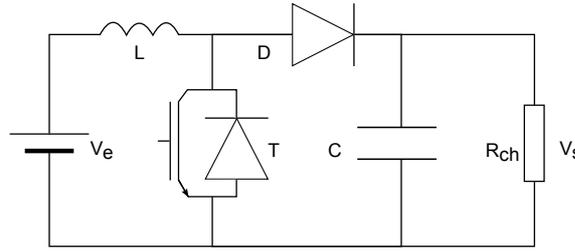


FIGURE 1.19 – Hacheur Elevateur

complète.

Pour déterminer l'influence du rapport cyclique sur le rendement d'un hacheur parallèle on peut écrire (en valeur moyenne et en régime permanent) :

$$V_e = (R_L + R_T) \cdot I_{Lmoy} + V_{Tmoy} \quad (1.2)$$

$$V_{Tmoy} = (1 - \alpha) \cdot V_s \quad (1.3)$$

$$I_{Lmoy} = \frac{I_s}{1 - \alpha} = \frac{V_s}{(1 - \alpha) \cdot R_{ch}} \quad (1.4)$$

On en déduit :

$$V_e = \frac{(R_L + R_T)}{(1 - \alpha) \cdot R_{ch}} \cdot V_s + (1 - \alpha) \cdot V_s \quad (1.5)$$

$$\frac{V_s}{V_e} = \frac{1}{(1 - \alpha) \cdot \left( \frac{R_L + R_T}{R_{ch} \cdot (1 - \alpha)^2} + 1 \right)} \quad (1.6)$$

et donc on trouve pour le rendement  $\eta$  :

$$\eta = \frac{V_s \cdot I_s}{V_e \cdot I_{Lmoy}} = \frac{1}{\frac{R_L + R_T}{R_{ch} \cdot (1 - \alpha)^2} + 1} \quad (1.7)$$

en choisissant à priori pour la résistance de l'inductance  $R_L = 0.1\Omega$ , et la résistance du IGBT retenu  $R_T = 0.015\Omega$  ; sachant que  $R_{ch} = \frac{V_s^2}{P}$  et  $V_s = 700V$  soit environ  $5\Omega$  pour une puissance de 95 kW, on obtient le réseau de courbes suivant donnant le rendement et le gain en fonction de  $\alpha$  (1.20).

Le hacheur parallèle simple, qui relie une source de type courant en entrée à une source de type tension en sortie correspond bien à nos attentes d'autant plus qu'il est robuste, et permet une faible ondulation de courant au niveau de la PAC [26]. Par contre, ce hacheur présente des inconvénients. Ce sont surtout les limites concernant la tension de dimensionnement et le rapport cyclique. En effet, d'une part, la tension de sortie requise est élevée, ce qui va contraindre de façon importante le dimensionnement, et, d'autre part, le rapport entre les tensions de sortie et d'entrée est important obligeant ainsi le hacheur à fonctionner pour des valeurs de  $\alpha$  proches de 1. Cela peut poser des problèmes de fonctionnement

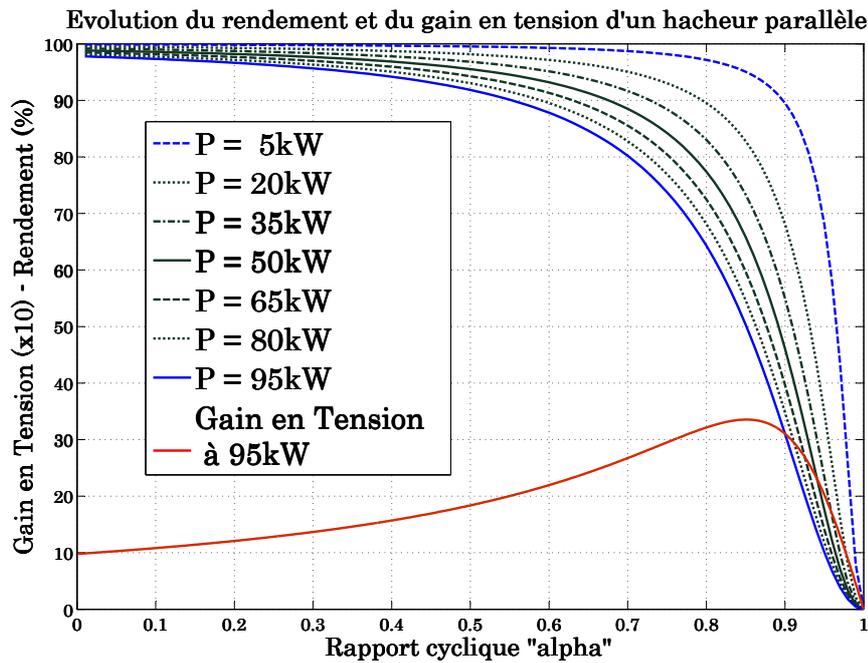


FIGURE 1.20 – Rendement et gain d’un hacheur parallèle en fonction du rapport cyclique “ $\alpha$ ”

et engendrer des pertes importantes comme illustré dans la figure 1.20. On constate que le rendement d’un hacheur parallèle varie en fonction de la puissance transmise et du rapport cyclique  $\alpha$ . En plus on observe qu’à puissance maximale le gain en tension avec un rendement acceptable de 90% est d’environ 2.

Avec d’autres structures de hacheur parallèle comme décrit dans [71] on obtient un meilleur rendement. Avec une structure entrelacée par exemple on arrive à diviser les pertes de cuivre dans la bobine par deux. En contre partie, cela se paye en volume, poids et prix du convertisseur.

#### 1.5.4 Hacheur parallèle réversible en courant

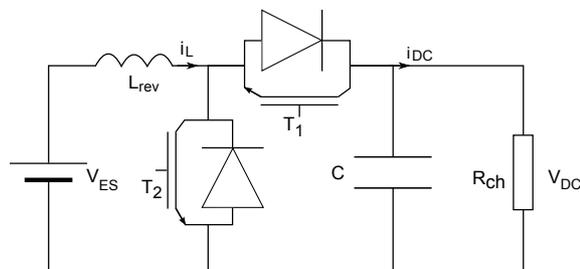


FIGURE 1.21 – Hacheur parallèle réversible en courant

Pour connecter une batterie ou des supercondensateurs au bus continu un hacheur parallèle réversible en courant est nécessaire. Celui-ci doit permettre de transférer de l’énergie

dans les deux sens.

### 1.5.5 Dimensionnement des composants des hacheurs

Le dimensionnement de l'inductance de la bobine du hacheur parallèle se fait relativement à l'ondulation maximale admissible du courant. On supposant que  $i(t)$  a une forme triangulaire, il vient :

$$\frac{di}{dt} = \frac{V_{pac}}{L} = \frac{\Delta I}{\alpha T} \quad (1.8)$$

$$\Delta I = \frac{\alpha T V_{pac}}{L} = \frac{\alpha V_{pac}}{fL} \quad (1.9)$$

Comme  $V_{pac} = (1 - \alpha)V_{DC}$  on trouve

$$\Delta I = \frac{\alpha(1 - \alpha)V_{DC}}{fL} \quad (1.10)$$

La dérivée de l'équation précédente donne

$$\frac{d\Delta I}{d\alpha} = \frac{(1 - 2\alpha)V_{DC}}{fL} \quad (1.11)$$

alors  $\alpha(\Delta I_{max})=0.5$

$$\Delta I_{max} = \frac{V_{DC}}{4fL} \quad (1.12)$$

et

$$L = \frac{V_{DC}}{4f\Delta I_{max}} \quad (1.13)$$

Pour déterminer la capacité du condensateur du bus DC en sortie du hacheur parallèle, on considère la tension en sortie du hacheur parallèle :

$$V_{DC} = \frac{1}{(1 - \alpha)} \cdot V_{pac} \quad (1.14)$$

L'ondulation est donnée par

$$\frac{i_{DC}}{C} = \frac{\Delta V_{DC}}{\alpha T} \quad (1.15)$$

On trouve la valeur de C on prenant les valeurs maximales pour  $\alpha$  et  $I_{DC}$ .

$$C = \frac{\alpha_{max} \cdot i_{DCmax}}{\Delta V_{DC} \cdot f} \quad (1.16)$$

## 1.6 Traction électrique

Le dernier élément de la chaîne de propulsion est le ou les moteurs électriques. Ceux dédiés à la traction, l'entraînement de la prise de force (PDF) et la pompe hydraulique sont bien évidemment les plus importants. Les charges secondaires comme l'entraînement du compresseur de la climatisation ne sont pas considérées dans cette étude. La question qui se pose est la suivante :

Comment réaliser l'alimentation des quatre roues, de la PDF et de la pompe hydraulique? Entre une topologie centralisée, comme elle existe aujourd'hui sur des tracteurs conventionnels et une topologie décentralisée où chaque charge est entraînée par son propre moteur plusieurs topologies sont imaginables. Vus les couples nécessaires - M. Wünsche [74] estime que pour une motorisation de 100 kW, un couple de 11 kNm est nécessaire à l'essieu avant et 34 kNm à l'essieu arrière - un entraînement direct des roues ne semble pas être possible. Un réducteur final entre le moteur électrique et la roue est alors obligatoire. Une deuxième exigence est la large plage de puissance constante que le moteur électrique doit être capable de fournir. Ceci résulte du fait que la puissance nominale du véhicule doit être disponible de 5 km/h jusqu'à la vitesse maximale de 50 voire 60 km/h ce qui demande une plage de puissance constante de 10 voire 12 (Fig. 1.22).

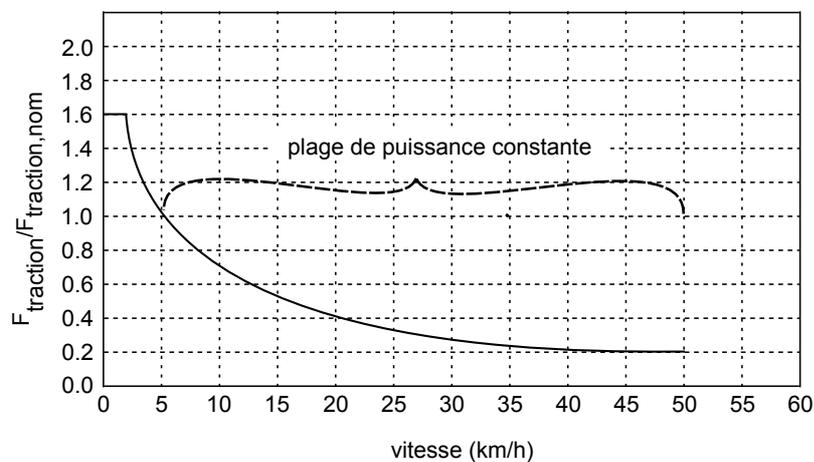


FIGURE 1.22 – Caractéristique de la traction électrique

En terme de performances d'après M. Wünsche [74], une motorisation électrique individuelle des roues conduit à une meilleure tenue de trace et manœuvrabilité. L'élimination complète de la boîte à vitesse autorise plus de degrés de liberté pour le design. Mais très probablement cette topologie est aussi la plus chère à réaliser. Nous présenterons les différentes technologies de moteur électrique d'un point de vue de la traction électrique en annexe B.5.

Nous concluons donc que chacune des trois technologies de machines électriques (Ma-

---

chine synchrone à aimants permanents - MSAP, Machine Asynchrone - MAS, Machine à Réductance Variable - MRV) peut satisfaire les exigences de notre application [77] [76]. Comme la MSAP présente généralement les meilleurs rendement et densité de couple, nous l'avons choisie dans notre modélisation ainsi que sur le banc de test PHIL.



## Chapitre 2

---

# Technologie pile à combustible et stockage d'énergie

### SOMMAIRE

---

2.1	INTRODUCTION . . . . .	26
2.2	GÉNÉRATEURS PILE À COMBUSTIBLE . . . . .	26
2.2.1	Types de piles à combustible . . . . .	26
2.2.2	PEMFC - pile à combustible pour le transport . . . . .	26
2.2.3	Principe de fonctionnement . . . . .	27
2.2.4	Courbe de polarisation . . . . .	28
2.2.5	AME - assemblage membrane électrode . . . . .	31
2.2.6	Système à pile à combustible - Les auxiliaires . . . . .	31
2.2.7	Système à pile à combustible - Caractéristiques statiques et dynamiques . . . . .	31
2.2.8	La pile à combustible PEM à haute température . . . . .	32
2.3	STOCKAGE D'HYDROGÈNE . . . . .	33
2.3.1	Stockage sous haute pression . . . . .	33
2.3.2	Stockage liquide . . . . .	34
2.3.3	Stockage dans des hydrures métalliques . . . . .	34
2.4	STOCKAGE D'ÉNERGIE ÉLECTRIQUE . . . . .	35
2.4.1	Batteries Li-Ion . . . . .	36
2.4.2	Supercondensateurs . . . . .	37
2.4.3	Choix de la technologie de stockage . . . . .	38
2.4.4	Système d'équilibrage de tension dans un bloc batterie . . . . .	38
2.5	CAHIER DES CHARGES . . . . .	39
2.6	DIMENSIONNEMENT . . . . .	39
2.6.1	Dimensionnement de la pile à combustible . . . . .	39
2.6.2	Dimensionnement du bloc batterie . . . . .	40
2.6.3	Dimensionnement du réservoir de stockage d'hydrogène . . . . .	41

---

### Résumé

*Dans ce chapitre nous présentons les générateurs à pile à combustible et le stockage d'hydrogène et d'énergie électrique.*

## 2.1 Introduction

Bien que le principe de la pile à combustible ait été découvert en 1839 par l'écossais William Grove, il a fallu les missions lunaires américaines (Gemini, Appollo, etc) dans les années 60 pour redécouvrir cette technologie et pour la mettre au point. A la suite des chocs pétroliers (1973 à la suite de la guerre du Kippour et 1979 à la suite de la révolution en Iran et la guerre Iran - Irak) la PAC est apparue comme pouvant remplacer les moteurs thermiques dans le secteur du transport.

## 2.2 Générateurs Pile à Combustible

On distingue différents types de pile à combustible suivant la nature de l'électrolyte et leur température de fonctionnement. Quant aux électrolytes il en existe des liquides, des céramiques et des polymères. La plage de température des piles à combustible se situe entre 60 °C et 1200 °C et la plage de puissance va de quelques watts (applications portables) à plusieurs mégawatts (centrales).

### 2.2.1 Types de piles à combustible

Les PAC ne se distinguent pas seulement par leur électrolyte et leur température de fonctionnement mais aussi par leur rendement, leur combustible, le terrain d'implantation et le stade de développement. Pour les applications du type transport on choisit normalement des PAC du type PEMFC, car elles fonctionnent à basse température, ont une membrane solide et une densité de puissance convenable. Un grand désavantage que présentent toutes les types de PAC est le catalyseur, souvent en platine qui rend la PAC très chère. Plus de détails sont donnés dans le tableau 2.1 et en [40].

Acronyme	Nom	Température	Electrolyte
PEMFC	Polymer Electrolyte Membrane Fuel Cell	50-80°C	polymère
HT-PEMFC	High Temperature PEMFC	120-180°C	polymère
DMFC	Direct Methanol Fuel Cell	25-50°C	polymère
DEFC	Direct Ethanol Fuel Cell	25-50°C	polymère
SOFC	Solid Oxide Fuel Cell	700-1000°C	céramique
MCFC	Molten Carbonate Fuel Cell	650°C	liquide
PAFC	Phosphoric Acid Fuel Cell	150-200°C	liquide
AFC	Alkaline Fuel Cell	60-120°C	liquide

Tableau 2.1 – Les différents types de PAC

### 2.2.2 PEMFC - pile à combustible pour le transport

Pour des applications du type transport la PEMFC est généralement considérée comme la mieux adaptée. Sa température de fonctionnement faible (60-80 °C) rend possible un démarrage à froid rapide. Son électrolyte est solide, donc il n'y a pas de fuite d'électrolyte

possible. Ses densités de puissance volumique et massique sont élevées (1 kW/kg et 1.5 kW/L). Des applications pertinentes sont présentées en annexe A.3 et A.4.

### 2.2.3 Principe de fonctionnement

Les réactions chimiques d'une PEMFC sont :



La membrane qui se trouve entre les deux électrodes est conductrice pour des ions positivement chargés mais isolante pour des électrons. L'hydrogène venant de l'anode se sépare à l'aide d'un catalyseur en platine en électrons  $e^-$  et en protons d'hydrogène  $H^+$ . Les protons traversent la membrane pour réagir avec l'oxygène de l'air à la cathode résultant en  $H_2O$ .

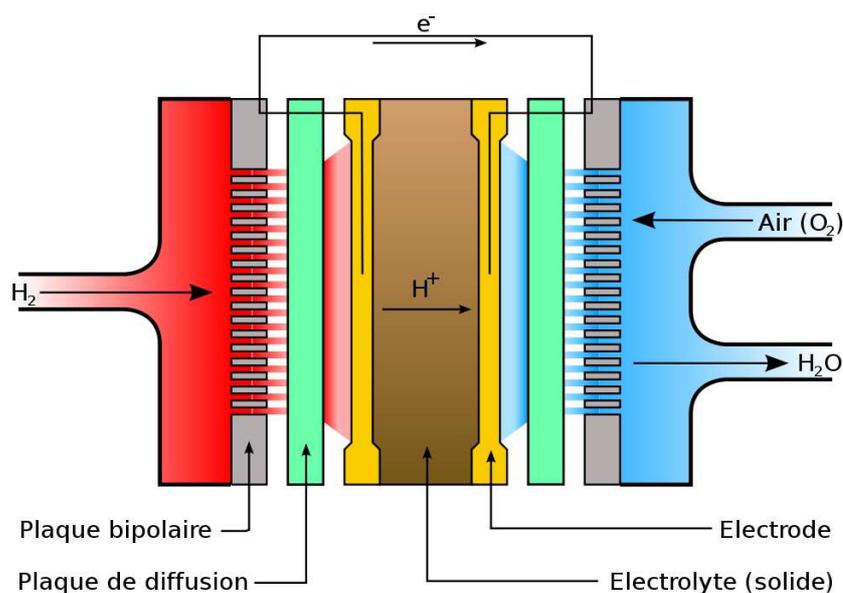


FIGURE 2.1 – Schéma d'une cellule élémentaire de pile à combustible PEMFC

Entre temps les électrons ferment la boucle par un circuit extérieur délivrant de l'électricité aux bornes de la cellule. La réaction globale de la pile à combustible est alors de faire recombiner l'oxygène et l'hydrogène en récoltant de l'eau et de l'électricité. La tension typique aux bornes d'une telle cellule est de 0.7 V sous charge. Pour générer des tensions plus importantes on met plusieurs cellules en série, ce qu'on appelle un stack. Des résistances apparaissant dans la cellule et entre les cellules font que de la chaleur est produite.

L'électrolyte doit être étanche au gaz, isolant électronique et bon conducteur ionique,

tandis que les électrodes doivent être de bons conducteurs à la fois électrique et ionique.

En outre l'électrode doit être poreuse pour que les gaz puissent atteindre la TPB (triple phase boundary) où la réaction catalytique se déroule entre l'électrolyte, le conducteur électronique et les réactants gazeux.

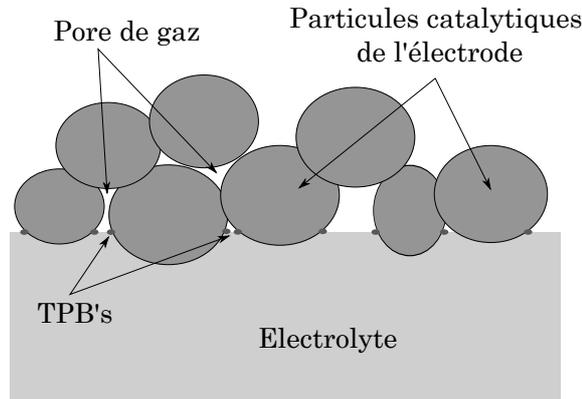


FIGURE 2.2 – Schéma de la TPB

Le concept de la TPB implique que la réaction de l'oxydation de l'hydrogène n'a lieu que dans des sites spatiaux finis, les TPB. Un diagramme simplifié schématise l'interface dans une PAC illustrant les TPB (Fig. 2.2).

#### 2.2.4 Courbe de polarisation

La tension aux bornes d'une cellule lorsqu'elle est alimentée en hydrogène et oxygène (air) est décrite par l'équation de Nernst.

$$\text{Equation de Nernst : } E = E^\circ - \frac{RT}{nF} \ln\left(\frac{a_{red}}{a_{ox}}\right) \quad (2.4)$$

R	constante de gaz universel, $8.314510 \text{ J K}^{-1} \text{ mol}^{-1}$
T	température en Kelvin (Kelvin = $273.15 + ^\circ\text{C}$ )
A	activité chimique du côté réduit et du côté oxydé, respectivement
F	constante de Faraday (charge par mole d'électrons) $9.65 \cdot 10^4 \text{ C mol}^{-1}$
N	nombre d'électrons transférés lors de la demi réaction
Red	concentration de l'agent oxydant (l'espèce réduite)
Ox	concentration de l'agent réduite (l'espèce oxydé)
$E^\circ$	potentiel standard de l'électrode

La courbe de polarisation en figure 2.3 est caractérisée par une décroissance rapide au début, principalement due aux pertes d'activation, un profil assez linéaire au milieu où le comportement ohmique est prédominant et par une autre décroissance rapide vers la fin de la courbe due aux pertes de concentration, qui apparaissent aux fortes densités de

courant. Il paraît nécessaire de faire quelques remarques concernant la courbe de polarisation : la courbe de polarisation ne commence pas à 1.23 V, valeur théorique issue de l'équation de Nernst parce qu'il y a déjà une chute de la tension sans courant de charge. La tension en circuit ouvert (OCV - open circuit voltage) est comprise entre 1 V et 1.2 V pour les PEMFC. D'autre part, suivant les matériaux de membrane utilisés, les courbes de polarisation sont différentes.

La caractéristique courant - tension (équation 2.5) d'une pile à combustible est appelée courbe de polarisation. Une courbe de polarisation typique est montrée sur la figure 2.3.

$$U_{cellule} = E_{rev} - \eta_{act} - \eta_{ohmique} - \eta_{conc} \quad (2.5)$$

$U_{cellule}$	tension aux bornes d'une cellule
$E_{rev}$	tension réversible en circuit ouvert
$\eta_{act}$	pertes d'activation
$\eta_{ohmique}$	pertes ohmiques
$\eta_{conc}$	pertes de concentration

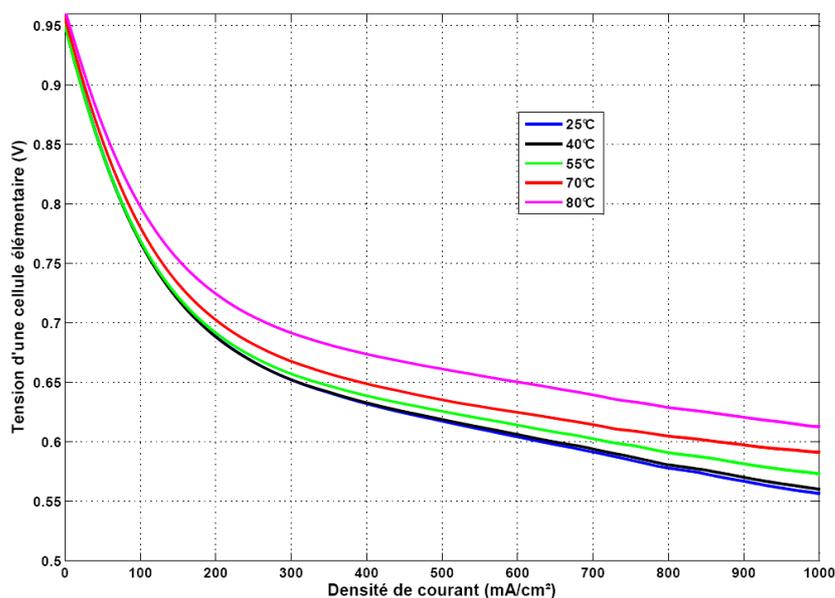


FIGURE 2.3 – Courbe de polarisation issue de la simulation

Les pertes d'activation sont dues aux réactions chimiques qui fusionnent et séparent des liaisons chimiques. Les pertes ohmiques sont dues à la résistance interne de la membrane et des électrodes. Les pertes de concentration sont causées par la chute de concentration des réactants aux forts courants. Ceci explique aussi pourquoi on peut attribuer à chaque type de pertes une zone sur la courbe de polarisation où chaque phénomène est prépondérant.

$\eta_{act}$  existe déjà à de très faibles courants, mais ne croit plus beaucoup avec le courant.

$\eta_{ohmique}$  est linéaire, ce qui explique sa prédominance au milieu de la courbe.

$\eta_{conc}$  apparaît surtout à la fin de la courbe.

$$E_{rev} = 1.229 - 8.5e^{-4} \cdot (T_{pac} - 298) + 4.308e^{-5} \cdot T_{pac} \cdot (\ln(P_{H2}) + \frac{1}{2} \cdot \ln(P_{O2})) \quad (2.6)$$

avec  $P_{H2}$  et  $P_{O2}$  en atm.

$$\eta_{act} = v_0 + v_a \cdot (1 - e^{c_1 \cdot i}) \quad (2.7)$$

avec  $v_0$  la chute de tension à densité de courant  $i$  égale à 0 et  $v_a$  et  $c_1$  des constantes.

La chute de tension due à la résistance interne de la membrane est décrite par l'équation 2.8.

$$\eta_{ohmique} = R_{ohmique} \cdot i \quad (2.8)$$

avec  $R_{ohmique}$  qui dépend surtout de l'humidité de la membrane.

$$R_{ohmique} = \frac{t_m}{\sigma_m} \quad (2.9)$$

avec  $t_m=0.008\text{cm}$  l'épaisseur de la membrane et  $\sigma_m$  la conductivité de la membrane.

$$\sigma_m = b_1 \cdot \exp(b_2(\frac{1}{303} - \frac{1}{T_{pac}})) \quad (2.10)$$

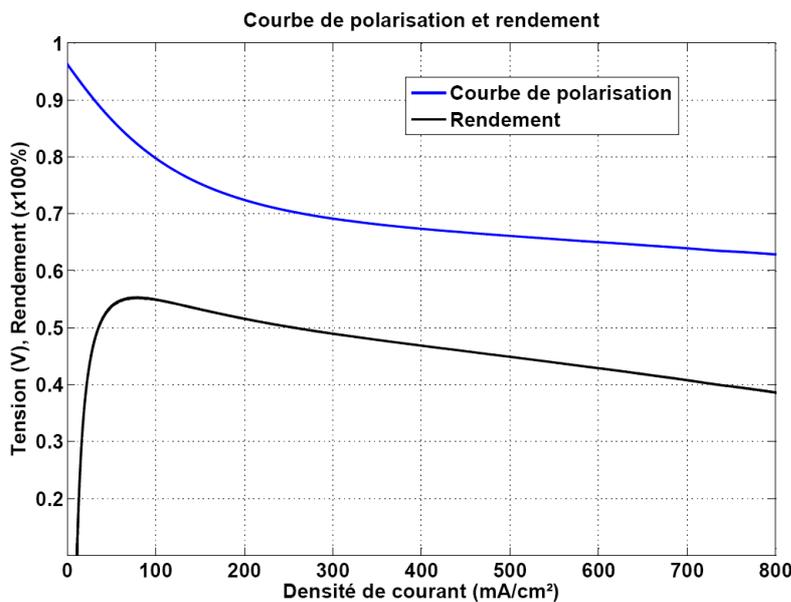


FIGURE 2.4 – Courbe de Rendement

$$b_1 = b_{11} \cdot \lambda_m - b_{12} \quad (2.11)$$

avec  $b_{11}$  et  $b_{12}$  des constantes et  $\lambda_m$  le contenu d'eau dans la membrane compris entre 0 et 14, ce qui correspond à 0 et 100% d'humidité relative respectivement [52].

La chute de tension due au pertes de concentration peut être décrite par l'équation 2.12 :

$$\eta_{conc} = i \cdot \left( c_2 \frac{i}{i_{max}} \right)^{c_3} \quad (2.12)$$

avec  $c_2$ ,  $c_3$  et  $i_{max}$  des constantes.

### 2.2.5 AME - assemblage membrane électrode

Le cœur de chaque PEMFC est l'AME, où la membrane est insérée entre les électrodes. Le terme anglais est MEA (Membrane Electrode Assembly). Les cellules unitaires sont assemblées en série afin d'obtenir un stack à l'aide des plaques bipolaires. Ces plaques bipolaires jouent le rôle de contact électrique et de distributeur des gaz, de plus elles assurent la tenue mécanique et le refroidissement des cellules par l'intermédiaire de canaux d'air ou de liquide.

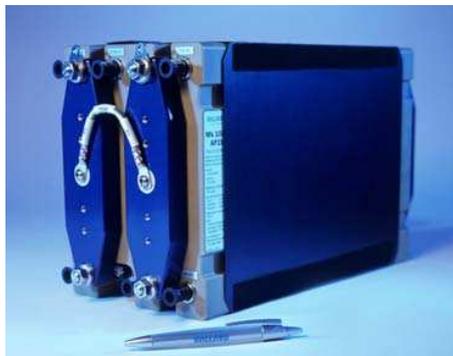


FIGURE 2.5 – Stack de PàC [4]

### 2.2.6 Système à pile à combustible - Les auxiliaires

Afin de garantir un bon fonctionnement il faut adjoindre à la pile à combustible des auxiliaires (Fig. 2.6). Ces auxiliaires assurent notamment la gestion d'air (compresseur), d'eau (humidificateur) et thermique (radiateur). Parmi ces auxiliaires le compresseur est le plus grand consommateur d'énergie.

### 2.2.7 Système à pile à combustible - Caractéristiques statiques et dynamiques

En principe une pile à combustible peut répondre très rapidement à une demande de courant. En pratique la dynamique est limitée par notamment la dynamique du compres-

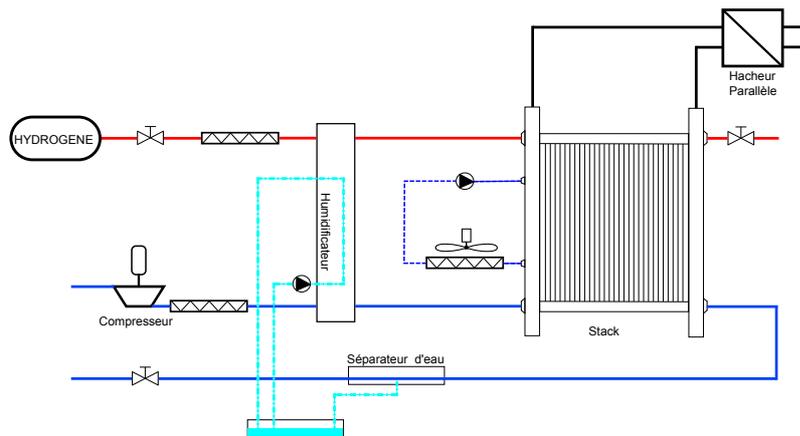


FIGURE 2.6 – schéma d'un système à pile à combustible PEMFC

seur. Des appels de courant trop brutaux (pente  $\frac{di}{dt}$  importante) conduisent à un phénomène qu'on appelle en anglais "oxygen starvation" (manque d'oxygène)[72]. Il se manifeste par une chute de la tension [58], résultat d'un manque temporaire d'oxygène. Ce phénomène est nuisible pour la pile à combustible et à éviter à tout prix. Pukrushpan [50] annonce un temps de réponse de 1.4 secondes au mieux pour un système à pile à combustible sans hybridation. Thounthong [64] donne comme pente limite du courant 4 A/s pour un système avec une surface active des membranes de 100 cm<sup>2</sup>. Pour des temps de réponse plus petits il est nécessaire d'hybrider le système à pile à combustible avec une source secondaire. 4 A/s pour un système de 100 cm<sup>2</sup> correspond à  $\frac{dj}{dt} = 0.04A/cm^2s$ .

### 2.2.8 La pile à combustible PEM à haute température

Un enjeu important dont il faut avoir conscience concernant la PEMFC BT est son besoin en molécules d'eau dans la membrane pour assurer le transport des ions H<sup>+</sup>. Si jamais la membrane s'assèche, le courant d'ions et donc le courant électronique est interrompu. La disparition de l'eau dans la membrane peut se faire soit à cause d'une température trop élevée, soit par un assèchement par l'hydrogène qui entre au niveau de l'anode. La pile à combustible PEMFC à haute température fonctionnant à des températures entre 120 et 180 °C a été développée pour faire face à ces inconvénients de la PEMFC basse température (60 - 80 °C).

**1. Refroidissement :** Les moteurs à combustion interne fonctionnant à des températures plus élevées dissipent une grande partie de leur chaleur via les gaz d'échappement et le rayonnement passif. Les PEMFC BT n'ont pas cette possibilité. Leur chaleur doit être dissipée entièrement par des radiateurs. Donc le système de refroidissement pour un système PEMFC BT doit dissiper plus de deux fois de chaleur que le système de refroidissement d'un moteur diesel de la même puissance.

**2. Humidification :** Les gaz à l'entrée d'une PEMFC BT doivent être humidifié en permanence. Sinon un assèchement de la membrane conduit à une augmentation de la résistance qui fait chuter le rendement de la pile à combustible [73].

En utilisant comme électrolyte un liquide comme l'acide phosphorique avec un point d'ébullition plus élevé on résoud ces problèmes. On diminue la taille du système de refroidissement de manière considérable et on n'a plus besoin d'un humidificateur. En plus, du fait de sa température plus élevée la PEMFC HT supporte des degrés d'impureté (CO) de l'hydrogène plus élevés qu'une PEMFC BT. Par contre, cette technologie possède aussi des points faibles comme le risque de perdre l'électrolyte par la fabrication de l'eau dans la membrane et des problèmes liés à la corrosion. Pour en savoir plus sur les PEMFC HT voir le vidéo du département R&D de Volkswagen [22].

## 2.3 Stockage d'hydrogène

La très faible densité d'énergie volumique de l'hydrogène est un obstacle majeur à la commercialisation des piles à combustible. Dans la suite les trois types de stockage de l'hydrogène sont brièvement présentés. Une quatrième façon d'alimenter un système à PAC à bord d'un véhicule est le "stockage" de l'hydrogène sous forme chimique, par exemple sous forme de gaz naturel ou de méthanol qui est transformé en hydrogène avec un étage de réformage en entrée de l'anode de la PAC. Nous ne considérons pas cette possibilité dans ce rapport de thèse. Notons aussi que l'hydrogène est fabriqué principalement à partir de gaz naturel aujourd'hui car la production par l'électrolyse de l'eau est encore trop chère. Indirectement les véhicules à hydrogène sont alors émetteurs de CO<sub>2</sub>. La transformation de CH<sub>4</sub> en hydrogène au niveau industriel se fait par le vapo-réformage qui a un rendement allant jusqu'à 85% [32].

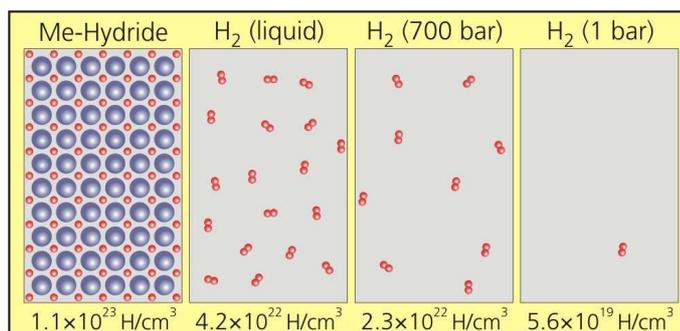


FIGURE 2.7 – Comparaison des différents moyens de stockage d'hydrogène [27]

### 2.3.1 Stockage sous haute pression

Des systèmes de stockage sous (haute) pression sont sur le point d'être commercialisés. Les fuites par diffusion sont maîtrisées. Le plus on augmente la pression le plus on gagne

en densité d'énergie, par contre cela se paye par une forte consommation d'énergie lors de la compression. Il existe des bouteilles de gaz sous pression à 350 et à 700 bar pour les véhicules à hydrogène. Lorsqu'on comprime l'hydrogène à 700bar on consomme environ 15% de l'énergie équivalente contenue dans l'hydrogène stocké.

### 2.3.2 Stockage liquide

Le stockage sous forme liquide se fait par le refroidissement de l'hydrogène en dessous de 20 K (-252 °C). Ce processus consomme environ 20 à 40% de l'énergie équivalente contenue dans l'hydrogène. En plus par l'effet "boil off" il y a une perte de gaz en continu. Ces pertes s'élèvent à 2-3% par jour pour des petits réservoirs et à 0.2% pour des réservoirs plus grands.

### 2.3.3 Stockage dans des hydrures métalliques

Le stockage de l'hydrogène se fait par l'insertion de l'hydrogène dans des matériaux poreux. Il en existe trois classes :

- Les composés aux fortes surfaces spécifiques (composés carbone nanostructurés p.ex.)
- Les hydrures chimiques réversibles
- Les hydrures rechargeables métalliques ou intermétalliques

Pour l'insertion de l'hydrogène dans les hydrures métalliques il faut refroidir le réservoir (réaction exotherme) ; pour désorber l'hydrogène il faut chauffer le réservoir (réaction endotherme). Parmi ces technologies, celles faisant intervenir les hydrures métalliques (HM)

Densité massique en kWh/kg	
Hydrogène	33.3
Gaz naturel	13.9
Essence	12
Diesel	11.8

Tableau 2.2 – densité d'énergie massique

Densité volumique en kWh/m <sup>3</sup>	
Hydrogène (1bar)	3
Hydrogène (liquide)	2360
Hydrogène (350bar)	650
Hydrogène (700bar)	1300
Gaz naturel (200bar)	2580
Essence	8760
Diesel	9800

Tableau 2.3 – densité d'énergie volumique

et intermétalliques sont les plus avancées et sont déjà disponibles sur le marché. Ces technologies permettent de stocker entre 1 et 7 %wt en hydrogène. Ainsi un kg d'hydrures métalliques contient entre 10 g et 70 g d'hydrogène. Ceci correspondrait à 0.3 kWh/kg à 2.1 kWh/kg en densité massique. Comparé aux autres vecteurs d'énergie ceci n'est pas énorme. Mais sa densité volumique est bonne avec 900 kWh/m<sup>3</sup> pour un réservoir HM basse pression (<1 MPa) en TiVCr et 1300 kWh/m<sup>3</sup> pour un réservoir sous haute pression (35 MPa) en TiCrMn. Le point important quand on compare les trois différentes

manières de stocker l'hydrogène c'est qu'on considère que la limite physique en terme de densité massique et volumique est plus ou moins atteinte pour le stockage sous pression et liquide. Pour le stockage solide dans des hydrures métalliques par contre on estime pouvoir améliorer encore les densités, ce qui est prometteur.

Pour une application agricole comme on l'envisage, un stockage d'hydrogène dans des hydrures métalliques semble très intéressant. D'une part le poids important n'est pas véritablement un inconvénient; d'autre part la chaleur dissipée par la pile à combustible peut être utilisée pour chauffer le réservoir d'hydrogène et ainsi faire désorber l'hydrogène des hydrures métalliques. Afin d'avoir une idée des densités d'énergie des différents combustibles, voici dans les tableaux 2.2 et 2.3 une comparaison des combustibles les plus pertinents pour notre application et leurs densités d'énergies correspondantes.

## 2.4 Stockage d'énergie électrique

Pour le stockage de l'énergie électrique il faut faire le choix entre les différentes technologies de batteries et des supercondensateurs. On présente alors dans les sous chapitres suivants les différentes possibilités qui nous semblent les plus pertinentes pour notre application. Nous présenterons ci-dessous une synthèse des performances des batteries et supercondensateurs :

	unité	Batterie au plomb	Li-Ion standard	Li-Ion FePO <sub>4</sub>	Supercondensateurs
$E_{massique}$	Wh/kg	30-40	90-160	100	< 4
$E_{volumique}$	Wh/litre	60-70	400	200	< 5
$P_{massique}$	W/kg	180	1800	3000	2000-26000
$P_{volumique}$	W/litre	360	3500	5800	3000-30000
tension	V	2	3.7	3.3	2.7
Cycles à 1C 100% DoD		250	<1000	7000	1000000
Cycles à 10C 100% DoD		?	?	> 1000	100000
Plage de température	°C	-20 +60	-20 +60	-30 +60	-40 +65
régime de décharge		10C	10C	30C	150C
régime de charge		?	?	3C	150C
Auto décharge	%/mois	5 - 10	< 5	< 5	important
Coût	€/kWh	200-250	2000	500-1000	25000

### 2.4.1 Batteries Li-Ion

Depuis les années 90 les batteries Li-Ion jouent un rôle de plus en plus important surtout dans le domaine des applications portables du fait de leur remarquable densité d'énergie massique (160 Wh/kg) et volumique (207 Wh/L). Pour l'application de cette technologie dans des véhicules électriques il est notamment nécessaire de réduire son prix élevé et de résoudre les problèmes de certaines batteries Li-Ion liés à la sécurité (thermal runaway). Les batteries à anode standard ( $\text{LiCoxNiyAlzO}_2$ ) peuvent prendre feu ou même exploser lors d'un court circuit, une surcharge ou si exposées à des températures élevées. Récemment des batteries avec une anode en lithium phosphate de fer ( $\text{LiFePO}_4$ ) ont été développées pour résoudre ces problèmes. Dû à sa faible impédance interne ( $10\text{m}\Omega$ ) ce nouveau type de batterie Li-Ion est capable soit de décharges continues en 35 C et de pics de décharge en 100 C sans que la capacité soit réduite de façon significative (Il reste 95% de la capacité à 35 C). Du fait de l'utilisation complète du Lithium dans ces batteries il y a besoin de beaucoup moins de lithium. (80 g pour une batterie de 1kWh par rapport à 140 g pour une batterie Li-Ion avec une cathode standard en  $\text{LiCoO}_2$ ). Quant aux désavantages de cette technologie il faut mentionner leur tension réduite (3,3 V au lieu de 3,7 V) et leur densité d'énergie plus faible par rapport au batteries Li-Ion conventionnelles et Lithium polymère.

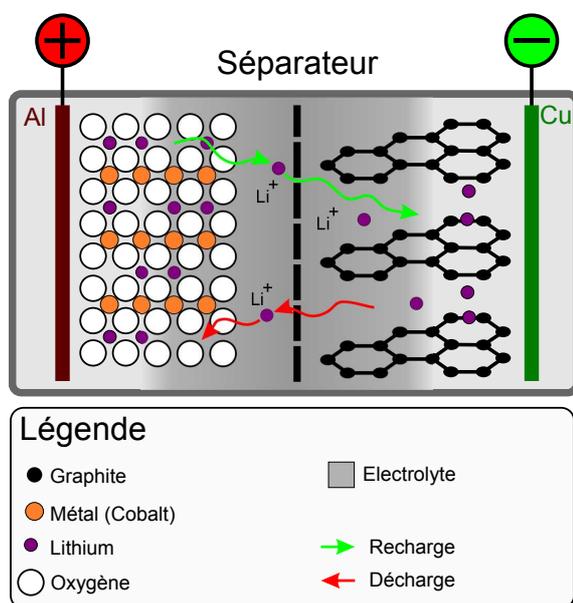


FIGURE 2.8 – Schéma de fonctionnement d'une batterie Li-Ion

Parmi les fabricants de ces batteries on trouve les entreprises A123systems, Valence Technologies, Saft, BYD et autres. Ces batteries sont largement utilisées pour le modélisme aujourd'hui du fait de leur capacité de recharge rapide. Pour ce qui est des applications de type véhicule, on les trouve entre autres dans le bus de Daimler appelé Citaro FuelCELL Hybrid (Fig. A.6(a)) avec un bloc de batteries de 27 kWh et dans le Chevrolet Volt. (Fig. B.1)

### 2.4.2 Supercondensateurs

Contrairement à un condensateur "classique" (avec ou sans diélectrique) (Fig. 2.9(a)) ou un condensateur électrolytique (Fig. 2.9(b)) qui stocke l'énergie électrique sous forme de charges électriques qui s'accumulent dans les électrodes, les éléments de stockage que l'on appelle supercondensateurs stockent des charges électriques à l'aide de la double-couche de Helmholtz : c'est la raison pour laquelle ils sont aussi appelés "electrochemical double layer capacitor - EDLC".

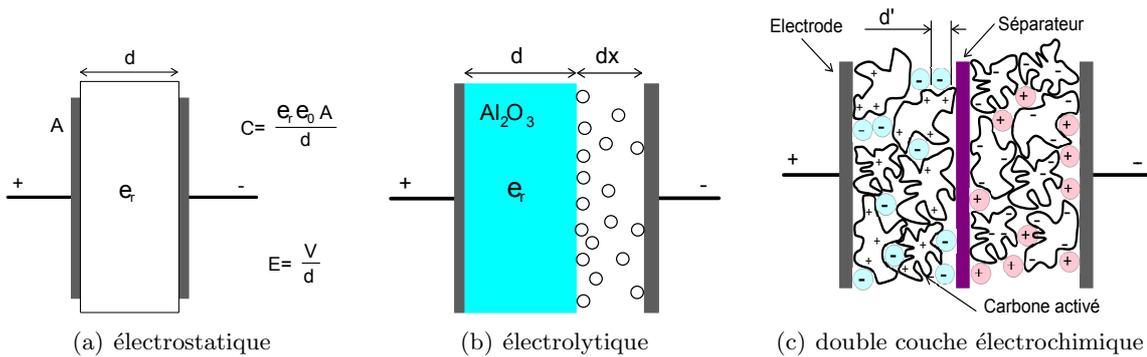


FIGURE 2.9 – Les différents technologies de condensateurs

Pour maximiser la capacité d'un supercondensateur il faut maximiser les interfaces entre l'électrolyte et les électrodes, là où l'effet de double couche a lieu. Cette couche est de seulement quelques Angström en épaisseur ce qui rend les capacités très élevées car  $C = \frac{\epsilon A}{4\pi\delta}$  (où  $\delta$  est l'épaisseur et  $A$  la surface).

Un désavantage des supercondensateurs est leur comportement en décharge. Comme la tension est directement proportionnelle à la capacité (Fig. 2.10), il faut toujours associer un hacheur aux supercondensateurs.

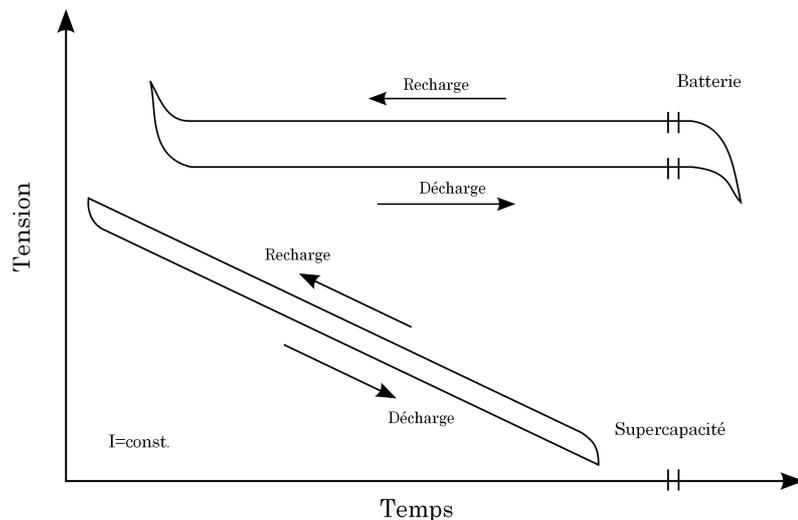


FIGURE 2.10 – Comparaison entre un supercondensateur et une batterie

## Résumé : Avantages et Désavantages des Supercondensateurs

Avantages :

- cyclabilité presque illimitée
- basse impédance - ce qui permet des pics de courant importants
- recharge rapide
- méthode de recharge simple, pas besoin d'une détection de remplissage

Désavantages :

- impossible d'utiliser la capacité complète ; voir figure 2.10
- densité d'énergie très basse
- tension des cellules très basse, nécessité d'une mise en série
- un équilibrage de tension est requis si plus de trois cellules sont mise en série
- haute à très haute auto décharge

### 2.4.3 Choix de la technologie de stockage

Après ce bilan sur les différents moyens de stockage électrique nous avons décidé de partir sur les batteries LFP car elles présentent des performances assez proches de celles des supercondensateurs sans présenter leurs faiblesses. Quant au prix, il faut mentionner, que les batteries LFP restent plus chères que d'autres technologies de batteries, mais cela n'est pas forcément vrai si on regarde le prix par Wh et le cycle de vie.

### 2.4.4 Système d'équilibrage de tension dans un bloc batterie

A cause de leur tension faible il est inévitable de mettre des cellules élémentaires de batteries ou supercondensateurs en série afin d'obtenir une tension suffisamment élevée. Du fait que les cellules de batteries ou supercondensateurs ne sont jamais fabriquées avec des paramètres (résistance interne) complètement identiques on observe souvent une disparité au niveau des tensions des différentes cellules après plusieurs charges et décharges. Ceci peut mener à des surcharges ou sous-charges d'un des éléments et par conséquent diminuer la durée de vie ou même engendrer un risque de sécurité (enchaînement thermique). Lors de la mise en série de plusieurs éléments de stockage électrique il est alors en général nécessaire de mettre en place un système d'équilibrage de tension des cellules. Il va de soi qu'un tel dispositif engendre un surcoût (10% d'après [13]) et des pertes qui sont à minimiser par un bon choix de l'égaliseur.

En général on peut distinguer les systèmes d'équilibrage passifs et actifs. Une façon d'équilibrer les tensions des cellules dans un pack de batterie mises en série consiste à mettre en parallèle des résistances au niveau de chaque cellule. De cette manière le courant tiré par la résistance va être proportionnel à la tension de la cellule de batterie ce qui a une

tendance à équilibrer la tension de cellules. Il est évident que cette méthode dissipative conduit à un mauvais rendement. Etant donné que le courant n'est pas asservi, cette méthode est aussi très imprécise. En associant un transistor à la résistance on arrive à régler la tension de la batterie, car le système est seulement actif si la tension dépasse un certain seuil. Ceci réduit aussi les pertes. Pour des applications type véhicule électrique ou hybride caractérisés par de forts courants de charge et décharge les deux méthodes mentionnées auparavant ne sont pas envisageables. Les pertes seront trop importantes. Dans ce cas un circuit d'électronique de puissance (type flyback p.ex.) est mis en parallèle avec les cellules. Il permet de dévier le courant si la tension arrive à une certaine valeur de façon non dissipative. Les différentes topologies d'équilibreur sont présentées dans [38].

## 2.5 Cahier des charges

Afin de caler notre étude sur une application réelle nous définissons ici les ordres de grandeurs du véhicule considéré. En se basant sur une gamme de puissance moyenne, nous choisissons 85 kW pour la puissance électrique nominale demandée au module de puissance (PAC et batteries avec ces hacheurs respectifs).

## 2.6 Dimensionnement

Nous présenterons ici le dimensionnement du module de puissance consistant en le générateur PAC, le bloc batterie et leurs hacheurs correspondants pour les topologies A et B présentées au chapitre 1.4. La topologie C n'est pas retenue car elle engendre un risque de surcharge de la PAC et à cause de la tension fortement fluctuante ce qui rend le contrôle des charges plus complexe. La topologie D est rejetée en accord avec les résultats présentés en [47] et [17].

### 2.6.1 Dimensionnement de la pile à combustible

Comme expliqué précédemment, nous avons choisi une tension du bus DC égale à 700 V. Pour déterminer le nombre de cellules de la PAC à mettre en série on constate qu'une élévation d'un facteur 2 via le convertisseur boost donne un bon rendement (Fig. 1.20). Le stack doit alors fournir une tension de  $\frac{700V}{2} = 350V$  au point de puissance nominale. Afin de maintenir un bon rendement de la PAC il ne faut pas descendre en dessous de 0.64 V par cellule et  $0.6 \frac{A}{cm^2}$ . On trouve alors le nombre de cellules :

$$\frac{350V}{0.64V} = 547 \text{cellules.} \quad (2.13)$$

Pour déterminer la surface active de la PAC, on part sur la base d'une puissance égale à 115% de la puissance nominale, soit environ une centaine de kW.

$$(1 + 0.15) \cdot P_{NOM} \approx 100kW \quad (2.14)$$

Les 15% supplémentaires correspondent à la consommation des auxiliaires. Le courant vaut alors :

$$\frac{100kW}{350V} = 285A \quad (2.15)$$

et on déduit la surface active :

$$\frac{285A}{0.65 \frac{A}{cm^2}} = 438cm^2 \quad (2.16)$$

### 2.6.2 Dimensionnement du bloc batterie

Pour le dimensionnement du bloc batteries, on suppose que la réponse du module de puissance à un appel de puissance de 25% à 100% de  $P_{NOM}$  est quasi instantanée. Pour un système d'une puissance "nette" de 85 kW comme on l'envisage, cela revient à passer d'environ 20 kW à 85 kW. La raison de ce choix est la suivante : Un moteur diesel tel qu'il existe aujourd'hui sur des tracteurs conventionnels réagit quasiment instantanément quand il se trouve au régime de vitesse nominale pour passer de 30% de sa puissance nominale à 100% de celle-ci. En supposant que le courant demandé est de 40 A par élément et en associant 4 groupements de cellules mises en série, on obtient donc un courant total de 160 A. Pour réaliser un échelon de 65 kW, il faudra donc une tension de  $\frac{65000}{160}$  soit environ 410V aux bornes du pack. On devra donc mettre  $\frac{410V}{2.6V}$  soit environ 160 éléments en série. Avec cette tension de 410 V, le rapport cyclique du hacheur réversible vaut environ 0.4, ce qui génère un bon rendement. Du point de vue énergétique, chaque cellule est capable de fournir : 2.3 Ah sous 2.6 V. Pour le bloc, on a donc comme énergie disponible :

$$((2.3Ah \cdot 2.6V) \cdot 160 \text{ (cellules en série)}) \cdot 4 \text{ (groupement en parallèle)} = 3.84kWh \quad (2.17)$$

Dans ce cas, lorsqu'on associe la PAC aux batteries et lors d'un échelon de 20 à 85 kW, il faut prendre en compte la limitation de la pente de courant pour la PAC ( $0.04A/cm^2s$ ). Pour une PAC de  $438cm^2$  de surface active, cela correspondra à une limitation de  $0.04 \frac{A}{cm^2s} \cdot 438cm^2$  soit 17.5 A/s. En conséquence, la batterie devra fournir l'énergie "manquante". Pour l'échelon de puissance considéré, au regard de la caractéristique de polarisation de la PAC, les courants correspondants sont pour 20 kW : 60 A et pour 85 kW : 300 A, ce qui correspond à un temps de montée de  $\frac{300-60}{17.5}$  donc : 13.7 secondes. L'énergie à fournir par les batteries pendant ce temps sera donc de :  $\frac{1}{2} \cdot (\frac{13.7}{3600} \cdot 65000)$  soit 124 Wh qui représente environ 3% de la capacité énergétique du bloc batterie! Il est à noter qu'on peut faire transiter des courants valant pratiquement 2 fois la valeur nominale de 40 A pendant une durée de 10 secondes. On pourrait donc diminuer le nombre de cellules par 2. D'autre part, l'échelon de puissance envisagé est très contraignant et ne correspond pas forcément à la réalité des cycles de mission.

Pour la topologie B le dimensionnement du bloc batterie se simplifie. Afin d'avoir environ la même tension sur le bus DC il faut mettre 212 cellules en série. Afin de pouvoir comparer les résultats de simulations dans le chapitre 4.5 nous avons conclu de mettre

pour les deux topologies A et B le même nombre de batteries en série et en parallèle. 212 cellules en série et 2 strings en parallèle.

### 2.6.3 Dimensionnement du réservoir de stockage d'hydrogène

Pour le dimensionnement du réservoir d'hydrogène on suppose que l'utilisateur veut travailler pendant une journée entière (8h) sans recharge. Pour le cycle demandant le plus de puissance (Z1G), il faudrait stocker alors  $8h \cdot 71kW = 568kWh$  avec un rendement moyen de la PAC de 41.5% ceci fait 41.1 kg d'hydrogène. En vue du poids important des réservoirs d'hydrogène à hydrure métalliques, il faudra peut être fractionner ce stockage en prévoyant plusieurs réservoirs changeables.



## Chapitre 3

---

# Modélisation et contrôle commande rapproché

*Eppur si muove - Et pourtant elle tourne.*

Galileo Galilei

### SOMMAIRE

---

3.1	INTRODUCTION . . . . .	44
3.2	CYCLES DE MISSION - ANALYSE DES EXIGENCES . . . . .	44
3.2.1	Cycle de test pour les normes Stage III et IV et TIER IV . . . . .	48
3.3	MODÉLISATION . . . . .	49
3.3.1	Pile à combustible . . . . .	49
3.3.2	Batterie . . . . .	49
3.3.3	Stockage H <sub>2</sub> . . . . .	51
3.3.4	Hacheur parallèle . . . . .	51
3.3.5	Hacheur réversible . . . . .	52
3.3.6	Moteur électrique . . . . .	52
3.4	CONTRÔLE COMMANDE . . . . .	53
3.4.1	Modèles Simulink . . . . .	55
3.5	POTENTIEL DE RÉDUCTION DE LA CONSOMMATION . . . . .	57
3.5.1	Scénario de base : Diesel conventionnel . . . . .	58
3.5.2	Scénario 1 : Diesel Hybride . . . . .	58
3.5.3	Scénario 2 : PAC Hybride . . . . .	59
3.5.4	Benchmarking des trois scénarii . . . . .	60

---

### Résumé

*Dans ce chapitre nous présentons d'abord les exigences de notre application suivies d'une analyse des cycles de mission utilisés dans le monde des machines agricoles pour déterminer les rendement et performance des tracteurs. Ensuite nous présenterons les différents blocs qui composent notre modèle du tracteur. Finalement le modèle pour l'optimisation de la gestion d'énergie et pour le contrôle commande sont présentés.*

### 3.1 Introduction

Avant de commencer le dimensionnement et l'optimisation de notre engin nous faisons d'abord une analyse des exigences et une modélisation du tracteur agricole considéré. Le monde des fabricants de machines agricoles étant beaucoup plus petit que celui des fabricants d'automobiles, il existe moins de tests, en l'occurrence de cycles de mission pour comparer les produits des différents fabricants. Une association qui est fortement engagée dans les tests de tracteurs est la DLG (Deutsche Landwirtschaftsgesellschaft) en Allemagne. On utilisera des cycles de mission de la DLG car il semble que ceux-ci soient les plus répandus dans l'industrie des machines agricoles et en plus ceci permet de comparer nos résultats à ceux des tests de la DLG afin d'avoir une référence avec des tests de tracteurs réels.

### 3.2 Cycles de mission - Analyse des exigences

Pour les tracteurs agricoles, des cycles de mission ont été mis au point par la DLG en 2005 [18]. 12 cycles figurant dans le tableau suivant ont été définis. Plus de détails sur le

cycles	application	classification	vitesse [km/h]	vitesse PDF [ $min^{-1}$ ]	durée [sec]
Z1G	cultivateur 100%	traction lourde	12	-	250
Z1P	charrue 100%	traction lourde	9	-	250
Z2G	cultivateur 60%	traction moyenne	12	-	250
Z2P	charrue 60%	traction moyenne	9	-	250
Z3K	herse rotative 100%	travail PDF lourd	6	900	250
Z3M	faucheuse 100%	travail PDF lourd	16	900	250
Z4K	herse rotative 70%	travail PDF moyen	6	900	250
Z4M	faucheuse 70%	travail PDF moyen	16	900	250
Z5K	herse rotative 40%	travail PDF léger	6	900	250
Z5M	faucheuse 40%	travail PDF léger	16	900	250
Z6MS	épandeur	traction + PDF + hydr	7	1000	500
Z7PR	presse	traction + PDF + hydr	10	1000	500

Tableau 3.1 – Les cycles de mission pour tracteur de la DLG [18]

développement des cycles et les tests correspondants sont décrits en [18]. La prise de force (PDF) permet l'entraînement de certains outils connectés au tracteur comme une presse, une herse rotative ou un épandeur. Comme on peut le voir sur la figure 3.1, contrairement à des cycles "automobiles" les cycles agricoles développés par la DLG sont caractérisés par trois grandeurs physiques.

La force de traction            en    kN  
 Le couple de la PDF            en    Nm  
 La puissance hydraulique    en    kW

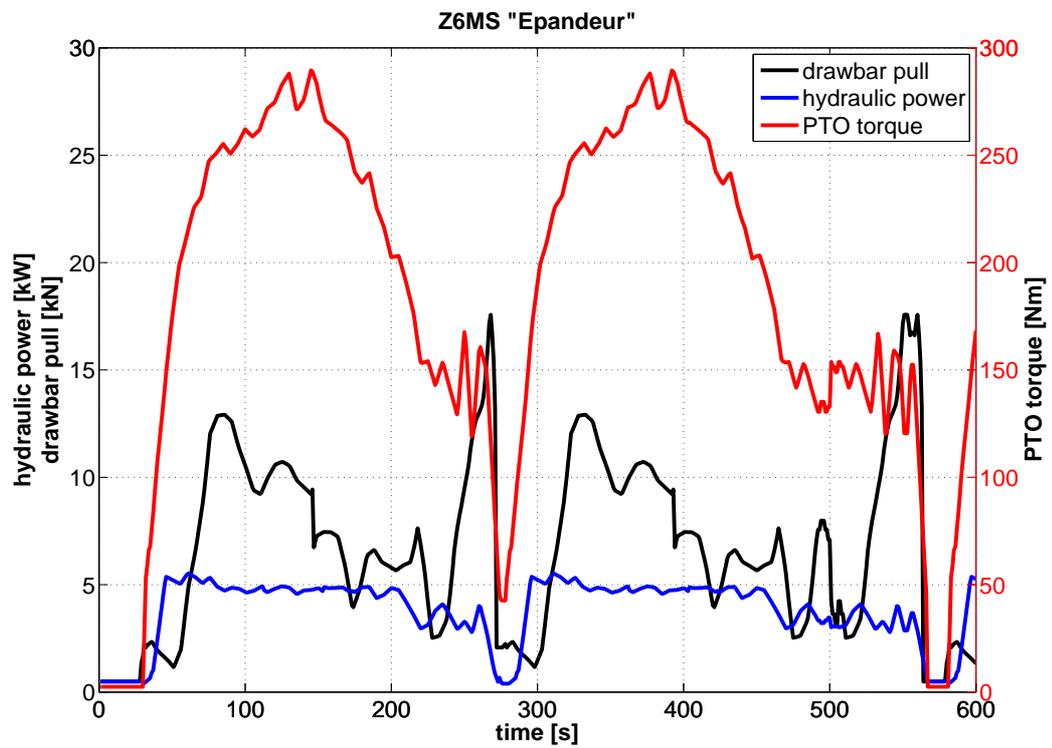


FIGURE 3.1 – Cycle DLG “épandeur” [18]

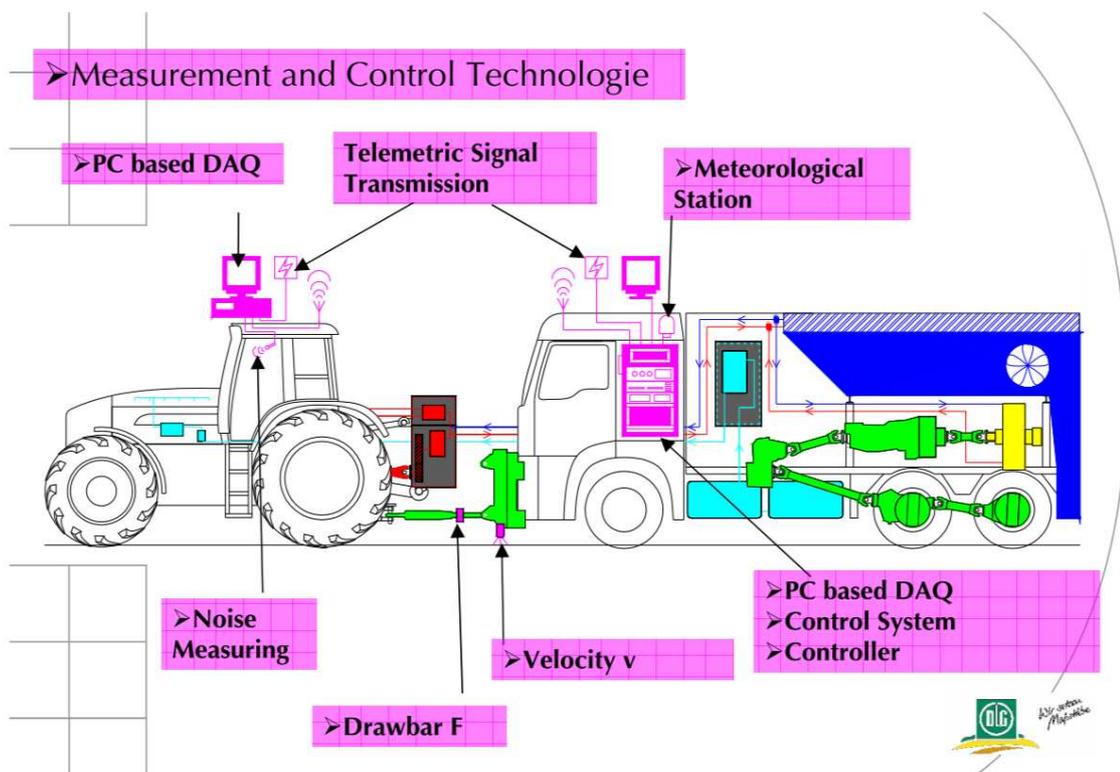


FIGURE 3.2 – Configuration de test de la DLG [18]

Pour chaque cycle il y a une vitesse de référence pour le tracteur et une vitesse de rotation de la PDF. Un test de tracteur se fait en connectant un camion dédié derrière le tracteur qui est capable d'émuler la caractéristique du cycle considéré. La configuration du test tel qu'il est effectué par la DLG est présenté sur la figure 3.2. On donne ci-après les cycles principaux de la DLG :

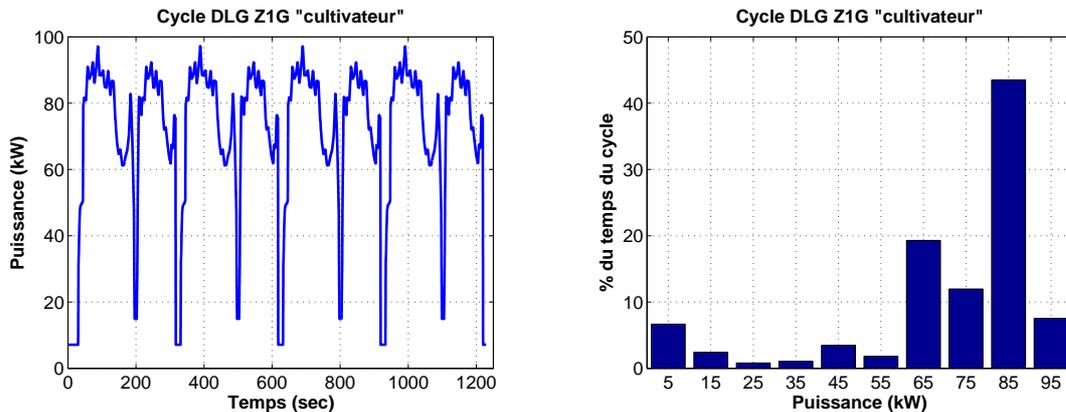


FIGURE 3.3 – Cycles de la DLG et leur distribution de la puissance

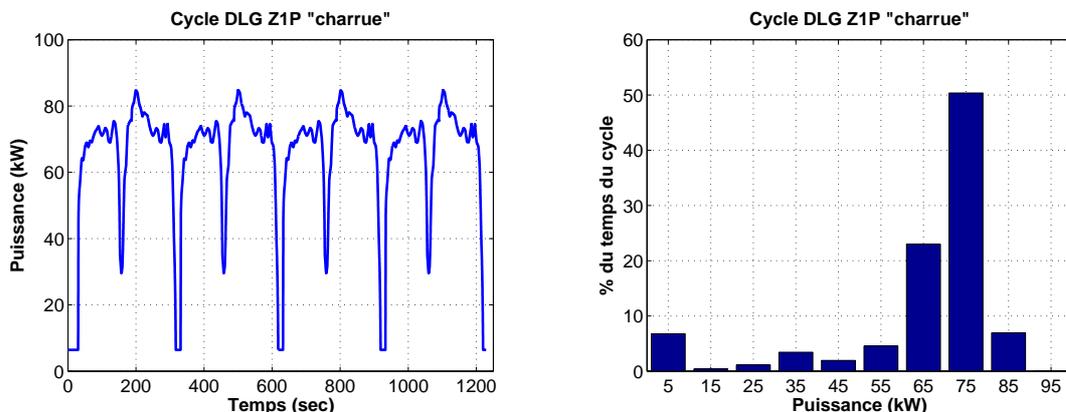


FIGURE 3.4 – Cycles de la DLG et leur distribution de la puissance

L'annexe A.6 complète cette revue des cycles. Les consignes de la force de traction, du couple de la PDF et la puissance hydraulique ont été transformées en une consigne de puissance en supposant des rendements constants pour la PDF et la pompe hydraulique et un rendement variable pour la traction électrique selon le tableau 3.2.

A partir des cycles de mission (Fig. 3.3 et subséquentes) on peut déjà conclure qu'une hybridation avec comme objectif un sous dimensionnement (downsizing) de la source d'énergie primaire (dans notre cas la PAC) n'est pas possible. Les cycles Z1G, Z1P, Z3K et Z3M sont composés en très grande partie d'une demande proche de la puissance nominale (Fig. 3.7(a)). On suppose pour cette étude une puissance nominale de 85 kW sur le bus DC qui alimente les charges.

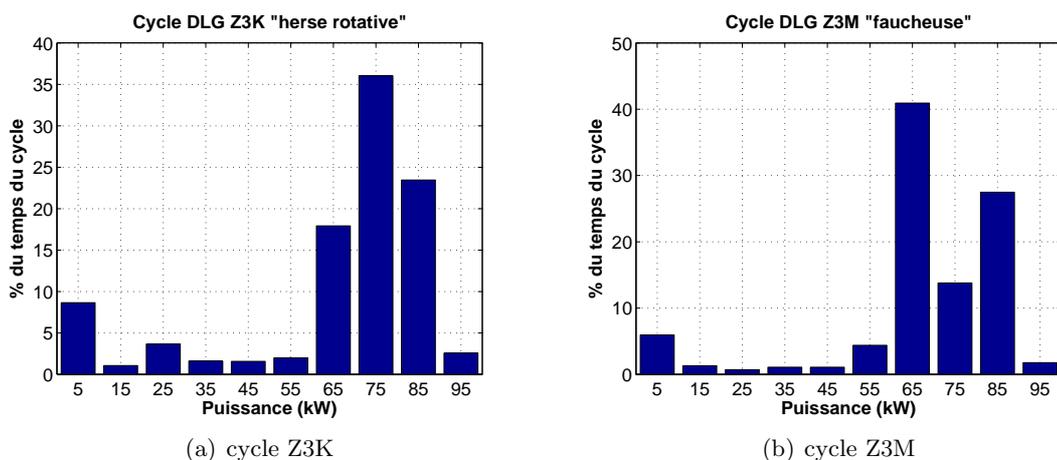


FIGURE 3.5 – Distribution de la puissance des cycles de la DLG

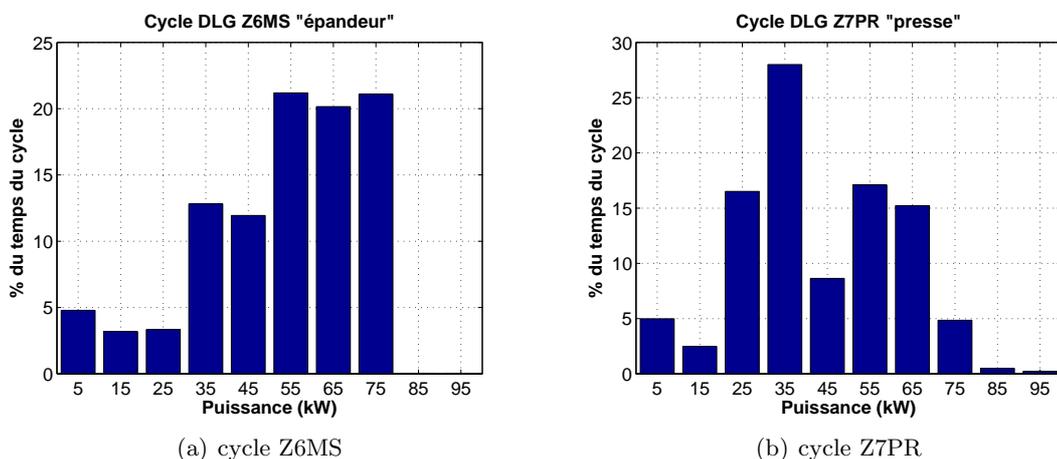


FIGURE 3.6 – Distribution de la puissance des cycles de la DLG

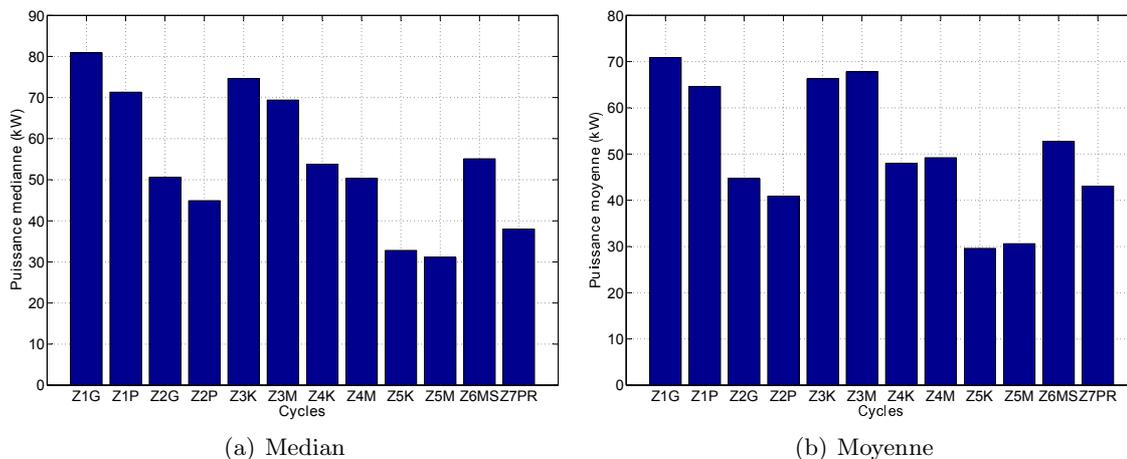


FIGURE 3.7 – Median et Moyenne des cycles DLG

Traction électrique 770Nm,85kW,12000tr/min					
vitesse tr/min	Couple (Nm)				Couple max applicable
	100%	75%	50%	25%	
500	72.2%	77.6%	83.9%	72.2%	770
1000	83.4%	87.0%	91.0%	83.4%	770
2000	85.0%	95.0%	95.0%	94.9%	401
4000	94.6%	94.6%	94.5%	94.2%	201
6000	94.0%	93.8%	93.5%	92.5%	134
8000	92.9%	92.5%	91.7%	89.5%	100
10000	91.6%	90.9%	89.5%	85.5%	80
12000	89.6%	88.4%	86.0%	79.8%	67

Tableau 3.2 – Rendement de la traction électrique

### 3.2.1 Cycle de test pour les normes Stage III et IV et TIER IV

Le test NRTC est un cycle de mission pour des moteurs diesel "Nonroad" développé par la US EPA en coopération avec des autorités dans la UE.

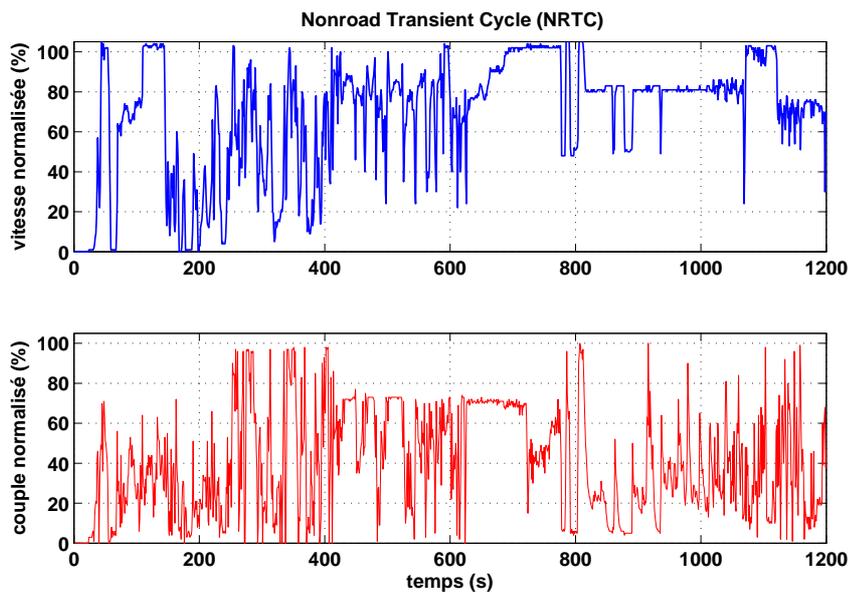


FIGURE 3.8 – Cycle de test en transitoire

Ce test dynamométrique est utilisé pour des certifications des moteurs type "Nonroad"; les grandeurs normalisées pour la vitesse de rotation et le couple sont montrés en figure 3.2.1. Il fait partie des normes Stage III/IV en UE et TIER IV aux Etats Unis. C'est pour cela que nos topologies proposées doivent montrer des résultats satisfaisants aussi pour ce cycle. On cale la puissance moyenne de ce cycle à 40 kW pour nos simulations.

### 3.3 Modélisation

Dans ce paragraphe la modélisation sous MatLab Simulink est présentée et discutée en commençant par le modèle de la pile à combustible suivi du modèle des batteries, de celui des hacheurs et enfin du contrôle rapproché.

#### 3.3.1 Pile à combustible

Notre modèle de la PAC concerne un seul stack. La tension à ses bornes est calculée comme une fonction du courant, de la pression cathodique, des pressions partielles des réactants, de la température de la pile à combustible et de l'humidité de la membrane. Le modèle utilisé est directement dérivé du modèle de Pukrushpan et al. [51]. Ce modèle, qui est basé sur des équation physiques (2.6 à 2.12) était adapté à nos besoins c'est à dire une puissance nominale de 85 kW (550 cellules en série et une surface active de 436cm<sup>2</sup>). Une validation avec un modèle calé sur des mesures faites au CEA Grenoble (LPAC) a conforté notre choix [60].

Avec la tension  $U_{cellule}$ , donnée par l'équation 2.5 on calcule la puissance du stack de la PAC :

$$P_{stack} = I_{pac} \cdot U_{cellule} \cdot N_{cellules} \quad (3.1)$$

Pour obtenir la puissance nette du système PAC on doit calculer la puissance consommée par les auxiliaires. Dans notre cas la consommation du compresseur d'air a été prise en compte. Les autres charges, comme la pompe de circulation d'hydrogène, les pompes de circulation d'eau pour le système d'humidification et refroidissement et la consommation du ventilateur du radiateur de refroidissement sont négligées. Devant une puissance nette de 85kW ces charges sont donc assez faibles (de l'ordre d'une centaine de Watt).

On suppose donc que la puissance nette vaut :

$$P_{net} = P_{stack} - P_{CM} \quad (3.2)$$

avec  $P_{CM}$ , la puissance du moteur du compresseur d'air. Dans toutes nos simulation on considère que la température de fonctionnement de la PAC est de 80°C.

#### 3.3.2 Batterie

Un modèle simplifié de batterie LFP (LiFePO<sub>4</sub>) a été élaboré. Ce modèle calcule la tension aux bornes de la batterie, son état de charge SOC (State Of Charge) et les pertes. On suppose que les pertes sont purement ohmiques.

L'équation pour le calcul de la tension de la batterie est la suivante :

$$V_{Batterie} = E_0 - i \cdot R_{int} - K \cdot \frac{Q}{Q - Q_{act}} + A \cdot \frac{Q - Q_{act}}{Q} \quad (3.3)$$

$E_0$	tension à vide	3.3V
$Q$	capacité nominale	2.3Ah
$R_{int}$	résistance interne	12m $\Omega$
$Q_{act}$	capacité actuelle	variable
$K$	constante de fitting	0.008
$A$	constante de fitting	0.01

Tableau 3.3 – Paramètres du modèle batterie

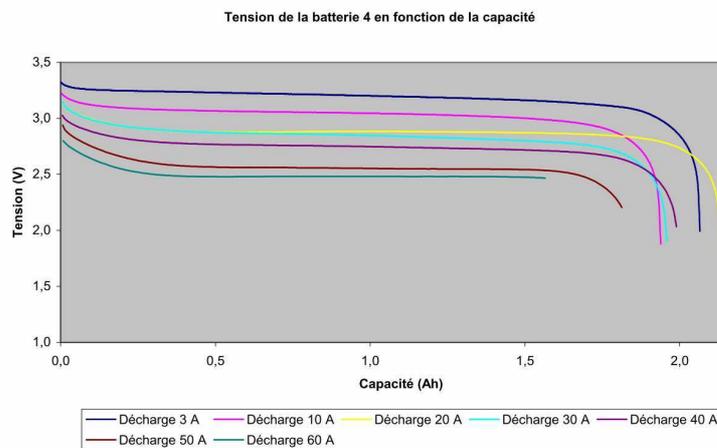
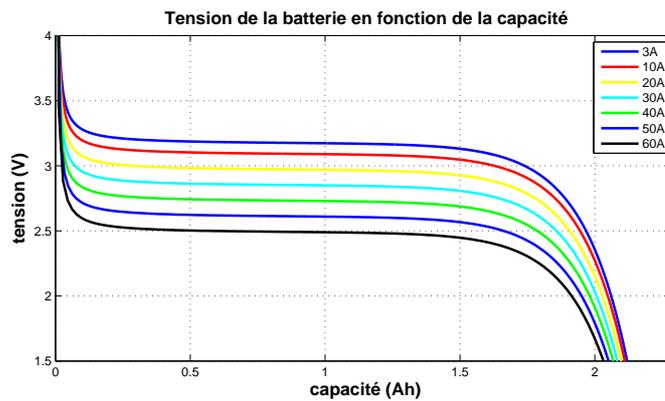


FIGURE 3.9 – Courbes de décharge pour une batterie LFP

Pour caler le modèle sur une batterie existante les données du fabricant de batterie LFP A123systems ont été utilisées. La feuille de données se trouve en annexe B.1. Pour modéliser un bloc de batterie, c'est à dire plusieurs cellules en série et en parallèle on suppose que toutes les cellules réagissent de façon identique. Le système d'équilibrage de tension pour le bloc batterie n'est pas modélisé. Idem pour la température, on suppose que la température du bloc batterie ne monte jamais au dessus de 60°C. On ne modélise pas de système de refroidissement.

### 3.3.3 Stockage H<sub>2</sub>

Un modèle de stockage sous hydrures métalliques a été développé par le LTH (Laboratoire des technologies de l'hydrogène) du CEA Grenoble. Ce modèle peut être utilisé pour le dimensionnement du réservoir lui-même et des radiateurs du système de refroidissement dans l'optique d'utiliser une partie de la chaleur dissipée par la pile à combustible pour chauffer le réservoir. Pour déterminer le rendement du système le modèle du réservoir d'hydrogène n'a pas été pris en compte. On suppose qu'on a toujours assez de chaleur disponible pour désorber l'hydrogène. Cette hypothèse a été confirmée par des simulations faites au LPAC.

### 3.3.4 Hacheur parallèle

Le modèle du hacheur parallèle utilisé est un modèle moyen décrit par l'équation 3.4. Idem pour le hacheur parallèle réversible en courant. Un calcul de pertes a été réalisé au niveau des hacheurs. On a pris en compte les pertes par commutation et les pertes par conduction dans les IGBT's ainsi que les pertes ohmiques dans la bobine. Les équations des pertes du hacheur sont présentées dans l'annexe B.2.

$$\begin{cases} L \frac{di}{dt} = V_{pac} - R \cdot i - (1 - \alpha) \cdot V_{DC} \\ C \frac{dV_{DC}}{dt} = i(1 - \alpha) - \frac{V_{DC}}{r} - i_{DC} \end{cases} \quad (3.4)$$

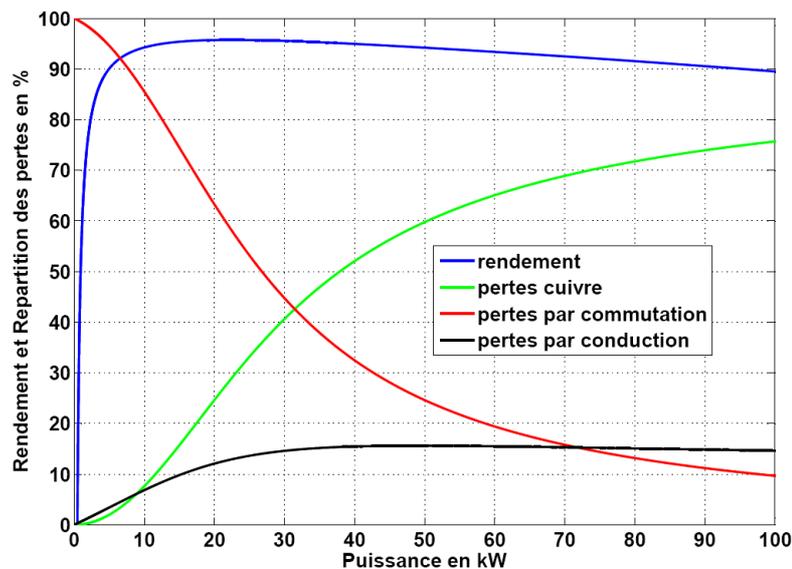


FIGURE 3.10 – Rendement et répartition des pertes pour un hacheur parallèle d'après notre modèle

avec  $V_{PAC}$  la tension de la PAC ; L l'inductance et R la résistance de la bobine du hacheur parallèle,  $V_{DC}$  la tension du bus DC, C la capacité et r la résistance en parallèle

du condensateur sur le bus DC qui symbolise les pertes en commutation et en équilibrage.

Remarque : Pour des cycles de mission du type charrue ou covercrop, où la puissance moyenne du cycle est proche de la puissance nominale de l'unité de propulsion, il faut chercher à améliorer au maximum le rendement au point nominal de la chaîne de propulsion. Comme au point nominal les pertes cuivre dans la bobine sont prépondérantes il vaudrait mieux réaliser le hacheur suivant une structure entrelacée même si c'est plus onéreux [70]. Le surcoût sera compensé sur le long terme par une consommation moins élevée du véhicule.

### 3.3.5 Hacheur réversible

Le comportement du hacheur réversible en courant en régime permanent est décrit par les équations suivantes :

$$L_{rev} \frac{di_L}{dt} = V_{ES} - u_{rev} \cdot V_{DC} \quad (3.5)$$

$$C \frac{dV_{DC}}{dt} = i_L \cdot u_{rev} - \frac{V_{DC}}{r} - i_{DC} \quad (3.6)$$

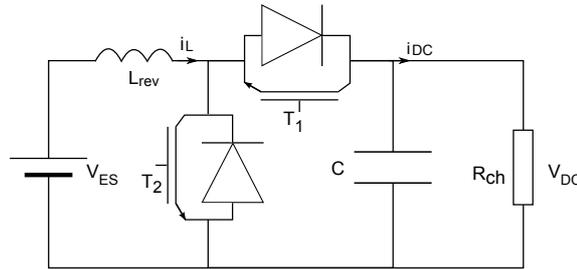


FIGURE 3.11 – Hacheur parallèle réversible en courant

Où :  $L_{rev}$  est l'inductance du hacheur réversible est,  $i$  et  $V_{ES}$  sont le courant et la tension de l'élément de stockage (la batterie).  $r$  une résistance connecté en parallèle au bus DC qui représente des divers pertes. Notons aussi que la commutation des transistors est complémentaire :  $u_{rev}$  est l'ordre de commande du transistor  $T_1$ ,  $u_{rev}^-$  celle du transistor  $T_2$ . On obtient le modèle moyen en substituant  $u_{rev}$  avec  $\alpha_{rev}$ .

### 3.3.6 Moteur électrique

Nous avons choisi de modéliser un moteur synchrone à aimant permanent car ce type de machine électrique nous offre les meilleures performances pour notre application. Afin de satisfaire les contraintes de notre application on a besoin d'une caractéristique couple-vitesse avec une plage de puissance constante entre 5 et 60 km/h de notre tracteur. On simplifie la modélisation de la traction de la façon suivante. Pour le modèle "supervision" on inclut la traction dans le cycle de mission. On transforme toutes les grandeurs du cycle (couple et vitesse PDF, force de traction, puissance hydraulique) en une grandeur de puissance qui sert comme consigne pour le module de puissance composé de la PAC,

des batteries et de leurs convertisseurs respectifs. Pour le modèle "contrôle commande" on implante le modèle du moteur synchrone avec son onduleur afin de déterminer les coefficients des correcteurs et pour évaluer si le module de puissance arrive à bien tenir le niveau de tension sur le bus continu du véhicule.

### 3.4 Contrôle Commande

Il se compose de deux niveaux : Celui de contrôle rapproché et celui de la supervision conformément au schéma 3.12. Le contrôle des hacheurs est réalisé avec une boucle de courant par hacheur et une boucle de tension entre le hacheur réversible et le bus continu à l'aide des correcteurs PI. C'est le rôle de la batterie et de son hacheur correspondant d'assurer une tension stable sur le bus continu. Dans le niveau supervision nous calculons la consigne  $i_{pac}$  pour la boucle de contrôle en courant du hacheur. Cette consigne ne dépend pas seulement de la charge mais aussi du niveau d'état de charge des batteries par exemple. Par le contrôle de la tension du bus continu à l'aide du hacheur réversible, ce sont par défaut les batteries qui fonctionnent en tampon de puissance vis à vis de la charge et la PAC. C'est ainsi qu'on arrive à limiter la dynamique de courant de la PAC qui est expliqué en 2.2.7. Plus de détails sur les différentes stratégies de supervision se trouvent en chapitre 4.4.1 et 4.4.2.

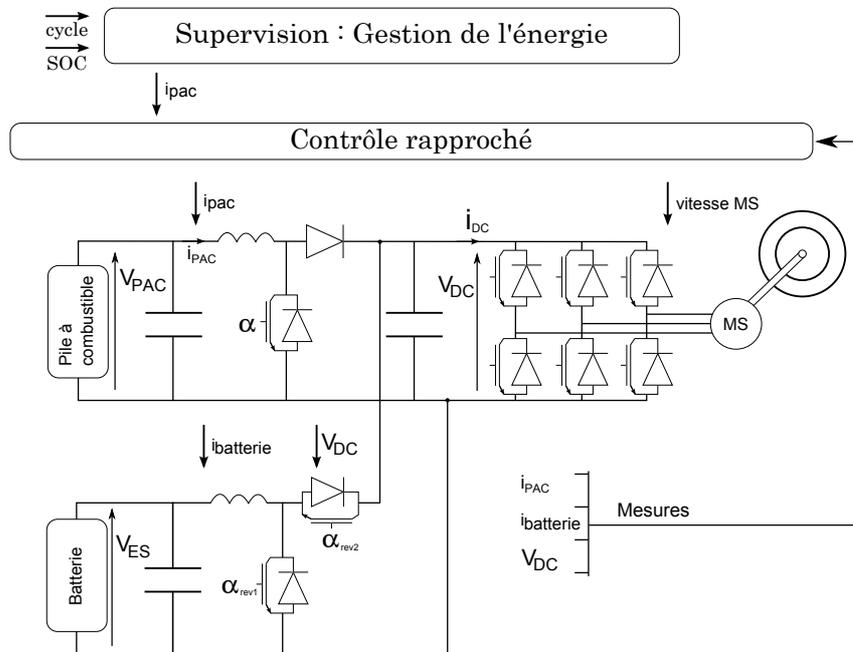


FIGURE 3.12 – Contrôle commande proposé

Les boucles de courant ainsi que de tension sont contrôlées via des contrôleurs du type PI.

Par l'introduction de l'équation 3.5 dans l'équation 3.6 on trouve l'équation dynamique pour le réglage de la tension du bus DC :

$$C \frac{dV_{DC}}{dt} = i_L \cdot \frac{V_{ES}}{V_{DC}} - \frac{V_{DC}}{r} - i_{DC} \quad (3.7)$$

Comme cette équation n'est pas linéaire on la linéarise par un changement de variables  $X = V_{DC}^2$

$$\frac{dX}{dt} = 2V_{DC} \frac{dV_{DC}}{dt} \Rightarrow \frac{dV_{DC}}{dt} = \frac{1}{2V_{DC}} \frac{dX}{dt} \quad (3.8)$$

et on obtient la relation linéaire suivante :

$$C \frac{dX}{dt} = 2 \cdot i_L \cdot V_{ES} - 2 \frac{X}{r} - 2 \cdot i_{DC} \cdot V_{DC} \quad (3.9)$$

Ce qui donne dans le domaine de Laplace la fonction de transfert de notre système :

$$FT_X(s) = \frac{V_{ES} \cdot r}{\frac{rC}{2} \cdot s + 1} \quad (3.10)$$

Avec un correcteur PI de la forme  $C(s) = K_p + \frac{K_i}{s}$ , on trouve la fonction de transfert en boucle fermée :

$$FTBF(s) = \frac{2 \cdot V_{ES} \cdot r \cdot K_p \cdot (s + K_i K_p)}{r \cdot C \cdot s^2 + 2 \cdot (1 + V_{ES} \cdot r \cdot K_p) \cdot s + 2 \cdot V_{ES} \cdot r \cdot K_p^2 \cdot K_i} \quad (3.11)$$

Finalement on trouve les coefficients  $K_p$  et  $K_i$  en identifiant le dénominateur à celui de la forme canonique.

$$\begin{cases} 2 \cdot \xi \cdot \omega_n = 2 \cdot (1 + V_{ES} \cdot r \cdot K_p) & \text{d'où } K_p = \frac{1}{V_{ES}} \cdot [\xi \cdot \omega_n \cdot C - \frac{1}{r}] \\ \omega_n^2 = 2 \cdot V_{ES} \cdot r \cdot K_p^2 \cdot K_i & \text{d'où } K_i = \frac{C \cdot \omega_n^2}{2 \cdot V_{ES} \cdot K_p^2} \end{cases} \quad (3.12)$$

Nous choisissons un coefficient d'amortissement de  $\xi = 0.7$  et une pulsation naturelle de  $\omega_n = 200$  rad/s pour que le système réponde suffisamment rapidement devant la période de la MLI qui vaut  $10^{-4}$  s.

Pour le réglage de la boucle de courant nous commençons avec l'équation 3.4 qui est transformée dans le domaine de Laplace :

$$V_{PAC} = L \cdot i(s) \cdot s + R \cdot i(s) + (1 - \alpha(s)) \cdot V_{DC} \quad (3.13)$$

Comme c'est  $\alpha$  qui régule le courant, on considère l'équation reliant  $\alpha$  à  $i$ . Soit

$$\frac{I(s)}{\alpha(s)} = \frac{\frac{V_{DC}}{R}}{1 + \frac{L}{R} \cdot s} \quad (3.14)$$

La fonction de transfert d'un correcteur PI est de la forme

$$C(s) = K_p + \frac{K_i}{s} = \frac{K_i \left(1 + \frac{K_p}{K_i} \cdot s\right)}{s} \quad (3.15)$$

Par une compensation pôle/zero et en imposant  $\frac{K_p}{K_i} = \frac{L}{R}$  on arrive à la fonction de transfert en boucle fermée :

$$FTBF(s) = \frac{1}{1 + \frac{R}{V_{DC} \cdot K_i} \cdot s} = \frac{1}{1 + T \cdot s} \quad (3.16)$$

On en déduit les expressions de  $K_p$  et  $K_i$ .

$$K_i = \frac{R}{T \cdot V_{DC}} \quad (3.17)$$

$$K_p = K_i \frac{L}{R} = \frac{L}{T \cdot V_{DC}} \quad (3.18)$$

Nous choisissons donc une constante de temps  $T$  de la FTBF supérieure à la période de la MLI. Un rapport de 10 nous donne une bonne marge de sécurité. Avec  $f_{MLI}=10$  kHz on trouve  $T=1$ ms.

### 3.4.1 Modèles Simulink

Le modèle complet pour faire les comparaisons entre les trois différents types de tracteurs : tracteurs conventionnels, tracteur diesel hybrides et tracteur PAC hybrides, est présenté en figure 3.13. Il est composé de :

- Un bloc cycle de mission (en vert) : Par un affichage en barre de défilement l'utilisateur peut choisir entre les douze cycles de la DLG ainsi que d'autres cycles comme un cycle mixte (composé des cycles Z1G, Z5M, Z1P et Z6MS et qui dure 4800 secondes) et le cycle NRTC présenté précédemment.

- Un bloc de démultiplexage qui permet l'accès aux données du cycle (force de traction, couple de la PDF, puissance hydraulique et vitesse de référence) et la mise à l'échelle à la puissance souhaitée (en orange).

- Des blocs qui calculent les pertes de la PDF, de la traction et de la pompe hydraulique respectivement.

- Un bloc qui calcule la puissance totale demandée au système PAC hybride en faisant la somme de la puissance de la traction, de la pompe hydraulique, de la PDF et des pertes causées par les freins, les réducteurs finaux et l'éventuelle transmission.

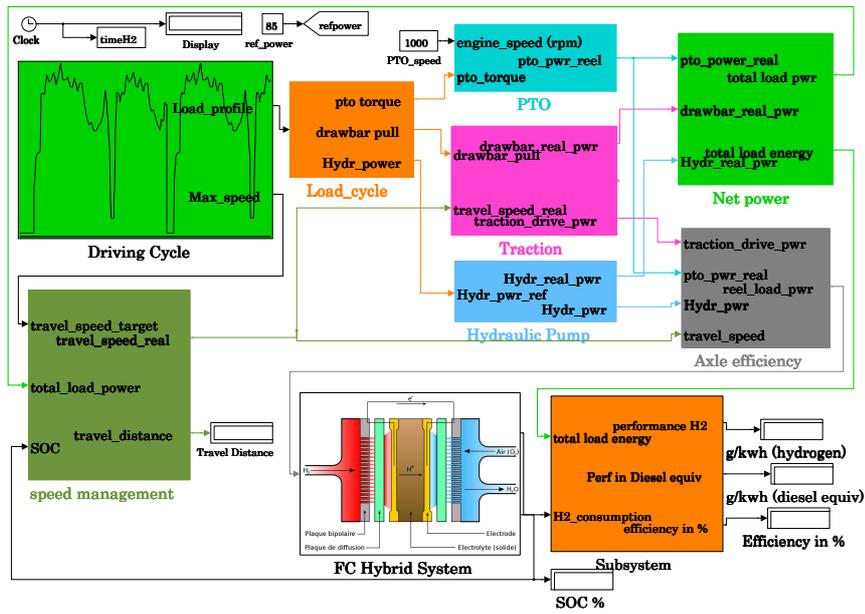


FIGURE 3.13 – Modèle complet du tracteur à PAC

- Un bloc qui calcule la puissance utile afin de pouvoir en déduire le rendement du véhicule (en vert, en haut à gauche).
- Un bloc "speed management" qui calcule la vitesse réelle en fonction de la référence donnée par le cycle de mission et la puissance demandée par les charges.

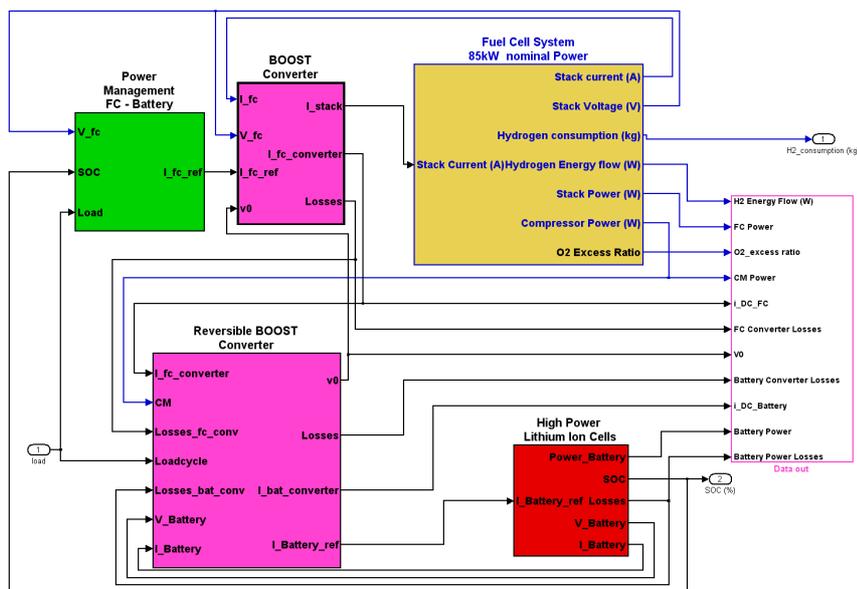


FIGURE 3.14 – Modèle Simulink du module de puissance PAC hybride

- Un bloc incorporant le module de puissance comme présenté sur la figure 3.14 composé du modèle de la PAC, de la batterie, des hacheurs respectifs et du bloc gestion de l'énergie.

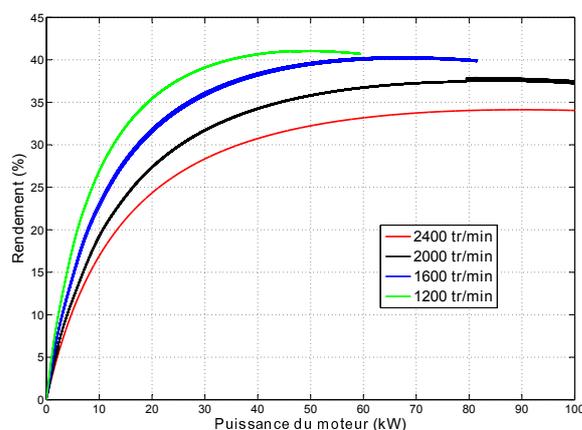
Pour comparer les différentes stratégies de gestion d'énergie, il suffira d'utiliser un modèle partiel (nommé module de puissance) intégrant la PAC, le bloc de batteries et les deux convertisseurs (Fig. 3.14). Le temps de simulation sera ainsi réduit.

### 3.5 Potentiel de réduction de la consommation

Pour les fabricants de machines agricoles il est très intéressant de voir les différences pas seulement entre les différentes topologies de tracteurs à PAC présentées plus haut, mais aussi les différences par rapport aux tracteurs conventionnels et aux tracteurs propulsés par une architecture diesel-hybride. Afin d'avoir une idée globale de la problématique nous allons montrer qu'on peut réduire la consommation de combustible en passant d'un tracteur conventionnel à un tracteur diesel hybride, où à un tracteur PAC hybride.

- Le tracteur conventionnel est propulsé à l'aide d'un moteur diesel et d'une transmission mécanique
- Le tracteur hybride est propulsé à l'aide d'un moteur diesel avec une transmission électrique (architecture hybride série)
- Le tracteur à pile à combustible est hybridé avec un bloc de batterie Li-Ion

Pour cela il faut modéliser les convertisseurs d'énergie en prenant en compte les diverses pertes à bord des trois types de tracteurs. Pour modéliser le moteur diesel nous utilisons un modèle qui calcule la vitesse de rotation et la consommation de combustible en fonction du couple demandé. La figure 3.15(a) montre les courbes de rendement de notre modèle.



(a) Rendement



(b) Moteur Diesel

FIGURE 3.15 – Moteur Diesel et courbes de rendements de notre modèle pour diverses vitesses de rotation

### 3.5.1 Scénario de base : Diesel conventionnel

Cette configuration sert comme base de comparaison, elle reflète les performances des tracteurs traditionnels d'aujourd'hui. La chaîne de propulsion est composée d'un moteur diesel et d'une transmission mécanique.

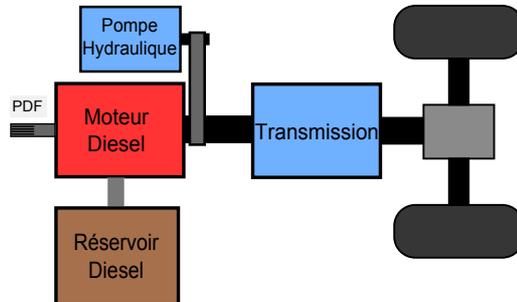


FIGURE 3.16 – tracteur conventionnel

Les rendements et les pertes seront pris comme suit :

- rendement de la pompe hydraulique 75%
- rendement mécanique PDF + traction 96%
- pertes hydrauliques dans la boîte à vitesse 10 kW
- pertes aux freins :  $4 \text{ kW} \cdot \frac{\text{vitesse du véhicule}}{\text{vitesse maximale}}$
- pertes réduction finale :  $2 \text{ kW} \cdot \frac{\text{vitesse du véhicule}}{\text{vitesse maximale}}$
- autres pertes :  $13 \text{ kW} \cdot \frac{\text{vitesse du véhicule}}{\text{vitesse maximale}}$
- la vitesse maximale étant 50 km/h

### 3.5.2 Scénario 1 : Diesel Hybride

Dans cette configuration, on a un découplage du régime moteur par rapport aux charges. La fourniture de la réserve de couple est assurée par les batteries et en conséquence on profite d'un moteur diesel optimisé. En plus les pertes de la transmission sont réduites en remplaçant en partie celle-ci par une transmission électrique. Dans ce cas nous

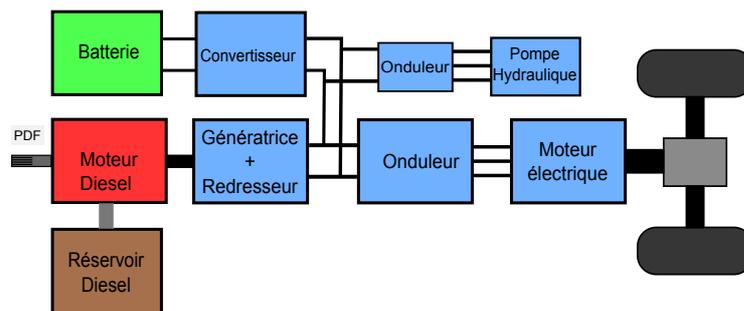


FIGURE 3.17 – Diesel hybride

supposons les rendements et pertes égaux aux valeurs ci-dessous :

- rendement de la pompe hydraulique 75%
- rendement mécanique PDF + traction 96%
- rendement de la génératrice 90%
- pertes hydrauliques dans la boîte à vitesse 4 kW
- pertes aux freins :  $4 \text{ kW} \cdot \frac{\text{vitesse du véhicule}}{\text{vitesse maximale}}$
- pertes réduction finale :  $2 \text{ kW} \cdot \frac{\text{vitesse du véhicule}}{\text{vitesse maximale}}$
- la vitesse maximale étant 50 km/h

Le rendement de la traction électrique est modélisé par un tableau d'où l'on tire la courbe suivante.

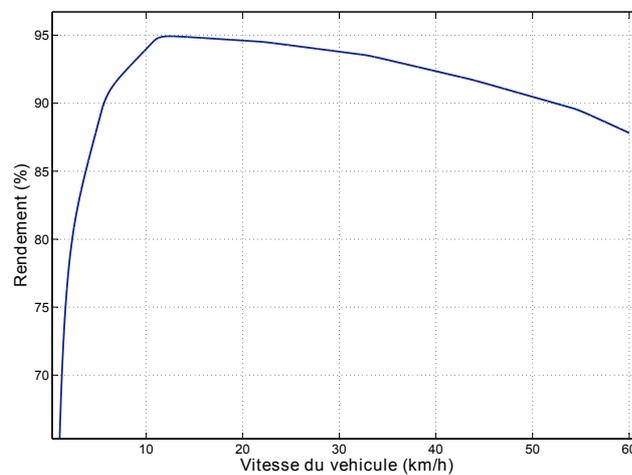


FIGURE 3.18 – Rendement de la traction électrique

### 3.5.3 Scénario 2 : PAC Hybride

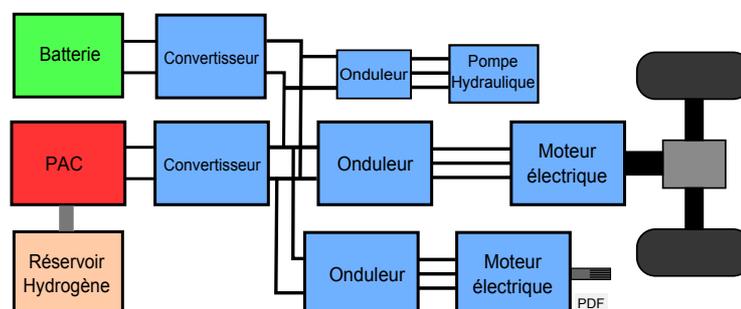


FIGURE 3.19 – PAC hybride

La modélisation du système PAC hybride a été présentée plus haut (Fig. 3.13). Ce système intègre une PAC et donc présente un rendement élevé inhérent à la PAC surtout à charge partielle ce qui n'est pas le cas pour un moteur thermique diesel.

### 3.5.4 Benchmarking des trois scénarii

On procède à des simulations avec les 12 cycles de la DLG et un cycle transitoire (NRTC). Les résultats sont donnés en figure 3.20. Si on compare les résultats de nos

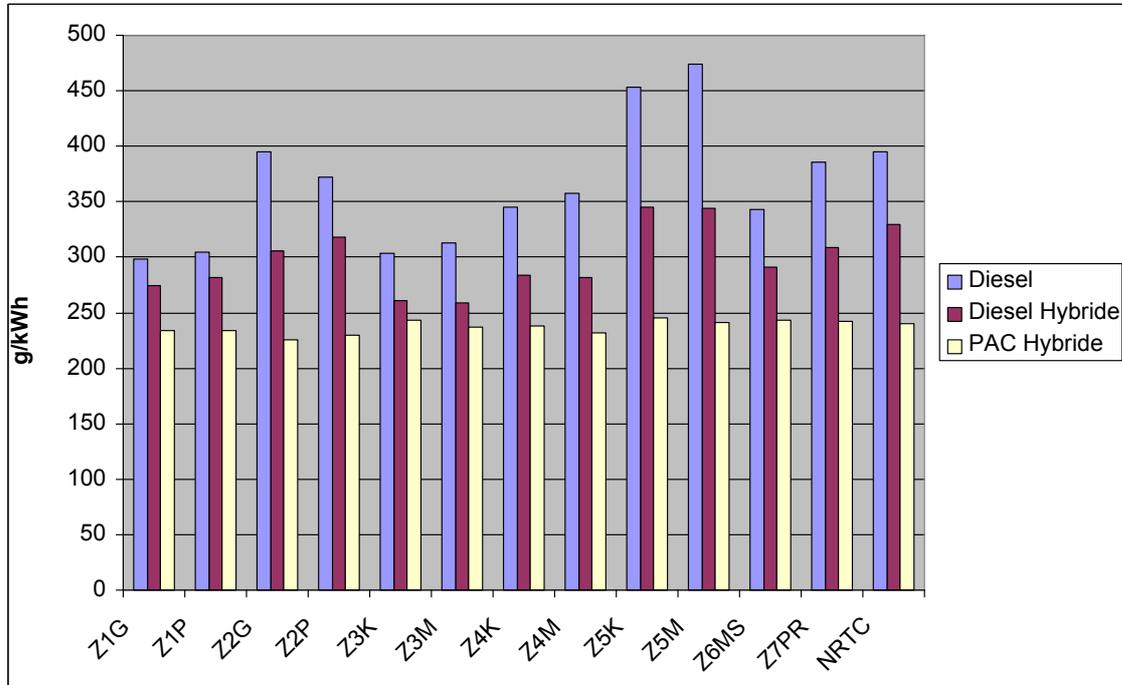


FIGURE 3.20 – Comparaison de la consommation spécifique des trois type de tracteurs

simulations aux résultats de test de la DLG, on constate que le tracteur conventionnel consomme un peu plus dans notre simulation. La consommation des tracteurs de la gamme de 85 kW se situe normalement autour de 330 g/kWh ; pour des puissances plus élevées la consommation spécifique tombe même en dessous de 300 g/kWh. Ce qui correspond à des rendements de 25,7% et 28% respectivement. Mais comme par ailleurs nous sommes plutôt pessimistes (voir A.4) au niveau de la consommation du système PAC, la comparaison donne une image correcte des consommations relatives des trois scénarii qui ont été simulés. On conclut donc à partir du diagramme 3.20, qu'un tracteur diesel hybride pourrait réduire la consommation de 18% et un tracteur PAC hybride de 35% par rapport à un tracteur diesel conventionnel. Dans le tableau 3.4 se trouvent les résultats détaillés pour tous les cycles. Car la consommation spécifique des moteurs diesel est généralement donné en g/kWh on donne ici pour la topologie PAC hybride la consommation spécifique en diesel équivalent.

En résumé on trouve les résultats moyennés suivants :

type de tracteur	$\eta$ Tank-to-Wheel	$\eta$ Well-to-Wheel	Emissions
Conventionnel	24	20	élevé
Diesel hybride	29	24	potentiel de réduction
PAC hybride	36	30*	0***

\* Sous entendu une production d'hydrogène par le vapo-réformage avec un rendement allant jusqu'à 85%[32].

\*\* On suppose un rendement de 85% pour l'extraction et le raffinage du pétrole.

\*\*\* Les émissions dépendent de la source de l'hydrogène et sa fabrication.

cycle	application	Diesel conv.		Diesel hybride		PAC hybride	
		%	g/kWh	%	g/kWh	%	g/kWh
Z1G	cultivateur 100%	28.4	298.5	30.9	274.3	36.2	234.2
Z1P	charrue 100%	27.8	304.7	30.1	281.6	36.3	233.4
Z2G	cultivateur 60%	23.6	395.5	27.7	305.7	37.5	225.9
Z2P	charrue 60%	22.8	372.0	26.6	318.5	36.9	229.8
Z3K	herse rotative 100%	27.9	303.7	32.5	260.6	34.8	243.7
Z3M	faucheuse 100%	27.1	312.8	32.7	259.2	35.7	237.2
Z4K	herse rotative 70%	24.5	345.5	29.9	283.5	35.7	237.7
Z4M	faucheuse 70%	23.7	358.0	30.0	282.0	36.5	232.0
Z5K	herse rotative 40%	18.7	453.3	24.5	345.3	34.6	245.2
Z5M	faucheuse 40%	17.9	474.0	24.6	344.0	35.1	241.6
Z6MS	épandeur	24.7	343.5	29.1	291.3	34.9	242.9
Z7PR	presse	22.3	85.2	27.5	308.4	35.0	241.9
NRTC	Nonroad transient	21.4	395.5	25.7	329.3	35.3	240.4
<b>Moyenne</b>		<b>23.9</b>	<b>364.7</b>	<b>28.6</b>	<b>298.7</b>	<b>35.7</b>	<b>237.4</b>

Tableau 3.4 – Résultats de nos simulations avec les trois types de tracteur

Même si ce n'est qu'une comparaison approximative du fait des nombreuses simplifications faites au niveau de la modélisation, nos résultats sont une bonne image de la réalité : Notons par exemple que la variation de rendement entre les différents cycles est petite pour le modèle du tracteur à PAC hybride tandis que les différences sont considérables pour le tracteur diesel hybride et encore plus pour le tracteur diesel conventionnel.

En plus nos résultats concernant la réduction de la consommation du tracteur diesel hybride par rapport au diesel conventionnel (-18%) corroborent bien les réductions de la consommation annoncés pour le E-Gator (- 20%) et le ATLAS AR 65-Hybrid (-15%) présentés au chapitre 1.2.7 et 1.2.8. Notons que ces deux véhicules incorporent aussi une chaîne de propulsion diesel hybride.



## Chapitre 4

---

# Gestion optimale des flux

*Winners are simply willing to do what losers won't.*

From the motion picture "Million Dollar Baby"

### SOMMAIRE

---

4.1	INTRODUCTION . . . . .	64
4.2	PREMIÈRE FORMULATION DU PROBLÈME D'OPTIMISATION . . . . .	64
4.3	DEUXIÈME FORMULATION DU PROBLÈME D'OPTIMISATION . . . . .	66
4.4	LES STRATÉGIES QUE NOUS AVONS TESTÉES . . . . .	68
4.4.1	Stratégie de type " Rule Based " ou heuristique . . . . .	68
4.4.2	Stratégie dite ECMS - Equivalent Consumption Minimization Strategy . . .	70
4.5	RÉSULTATS DES SIMULATIONS . . . . .	74
4.5.1	Comparaison globale . . . . .	74
4.5.2	Comparaison sur le plan stratégie de gestion des flux d'énergie . . . . .	76
4.5.3	Comparaison sur le plan des topologies . . . . .	79
4.5.4	Répartition des pertes et flux d'énergie . . . . .	80
4.6	DISCUSSION . . . . .	81

---

### Résumé

*Ce chapitre présente les deux stratégies de gestion retenues et les simulations effectuées en Matlab Simulink afin de trouver l'optimum.*

## 4.1 Introduction

La gestion des échanges de puissance dans la chaîne de traction d'un véhicule hybride est un élément clef dans l'optimisation de la consommation en hydrogène du véhicule. L'objectif est de répartir la puissance entre l'élément de stockage et la pile à combustible pour assurer la demande en puissance du groupe motopropulseur en minimisant la consommation d'hydrogène et en intégrant les contraintes en tout point de fonctionnement comme par exemple l'état de charge de la source secondaire [66] [54]. Suivant que l'on dispose d'un profil de mission ou pas, on utilisera une méthode hors ligne ou en ligne. Les premières stratégies d'optimisation d'énergie mises en place pour des véhicules hybrides étaient de type heuristiques, basées sur des règles du type " Si/ Alors " qui vont par exemple déterminer suivant le point de fonctionnement si on utilise la source primaire seule ou alors conjointement à la source secondaire [69] [11] [61] [57] [56]. Par la suite, les concepteurs de véhicules hybrides intégrant un moteur thermique ont fait appel à la théorie de la commande optimale qui vise à résoudre un problème d'optimisation globale sous contraintes. Il existe plusieurs formulations pour un problème d'optimisation que nous allons présenter ci-dessous. Nous verrons ensuite quelles sont les stratégies que nous avons retenues.

## 4.2 Première formulation du problème d'optimisation

Le système est représenté sous forme d'une équation dynamique (4.1) et est contrôlé afin de minimiser un critère coût (4.2) en respectant des contraintes d'égalité (4.3) et d'inégalité (4.4).

$$\dot{x} = f(x(t), u(t), t) \quad (4.1)$$

$$\int_{t_i}^{t_f} \gamma(x(t), u(t), t) dt \quad (4.2)$$

$$\psi(x(t), u(t), t) = 0 \quad (4.3)$$

$$\phi(x(t), u(t), t) \leq 0 \quad (4.4)$$

$x(t)$  représente les variables d'état du système et  $u(t)$  les variables de commande. Dans notre cas,  $x(t)$ , variable d'état est l'énergie du réservoir de combustible que l'on note  $E_{rc}(t)$ .  $P_{rc}(t)$  étant la puissance correspondante, on a donc :

$$\dot{E}_{rc} = -P_{rc} \quad (4.5)$$

En tenant compte des pertes et en notant  $\eta(P_{rc})$  le rendement du réservoir de combustible, l'énergie dont on a besoin dans le réservoir pour en tirer la puissance  $P_{rc}$  est donné par la relation suivante :

$$E_{rc}(t) = \int_{t_i}^{t_f} \frac{P_{rc}(t)}{\eta(P_{rc}(t))} dt \quad (4.6)$$

Et dans notre cas, le critère coût est donc :

$$\gamma(x(t), u(t), t) = \frac{P_{rc}(t)}{\eta(P_{rc}(t))} \quad (4.7)$$

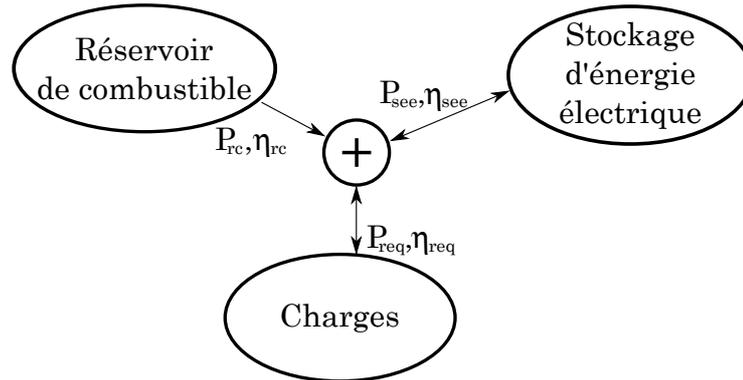


FIGURE 4.1 – Schéma du bilan des puissances dans un véhicule hybride

En considérant le schéma ci-dessus (Fig. 4.1), on peut faire un bilan des puissances au niveau du bus DC qui relie les sources et les charges. Avec  $P_{req}$  la puissance requise par le groupe motopropulseur,  $P_{rc}$  la puissance fournie par le réservoir de combustible et  $P_{see}$  la puissance fournie par le stockage d'énergie électrique, à tout instant, on peut écrire que :

$$P_{req} - P_{rc} + P_{see} = 0 \quad (4.8)$$

ce qui représente une contrainte d'égalité. Une condition supplémentaire concerne l'état de charge de l'élément de stockage. On peut par exemple imposer qu'il est le même en fin de cycle qu'au début, soit :

$$E_{see}(t) = E_{see}(0) \quad (4.9)$$

Les contraintes d'inégalité sont les suivantes :

$$P_{rc\_min} \leq P_{rc}(t) \leq P_{rc\_max} \quad (4.10)$$

$$P_{see\_min} \leq P_{see}(t) \leq P_{see\_max} \quad (4.11)$$

$$E_{see\_min} \leq E_{see}(t) \leq E_{see\_max} \quad (4.12)$$

La méthode dite de programmation dynamique consiste à discrétiser l'expression donnée en équation 4.1 et on définit donc un coût instantané; on a donc 2 paramètres de réglage qui sont le pas de discrétisation du temps et le pas de discrétisation de l'état

d'énergie de l'élément de stockage. Cette méthode est efficace puisqu'elle permet de réduire de 30 à 40% la consommation d'hydrogène par rapport à ce que l'on aurait si la pile devait à elle seule fournir la totalité de la puissance demandée (Hankache 2008 [29]), mais elle conduit à des simulations longues dont on pourrait imaginer de réduire la durée en agissant sur le pas de discrétisation mais c'est alors au détriment de la précision, donc de l'optimisation !

### 4.3 Deuxième formulation du problème d'optimisation

Cette formulation [8] fait intervenir la fonction "Hamiltonien" :  $H(x(t), u(t), t)$  que l'on applique au système précédemment défini par les équations 4.1, 4.2, 4.3 et 4.4 :

$$H(x(t), u(t), \lambda(t), t) = \gamma(x(t), u(t)) + \lambda^T(t) \cdot f(x(t), u(t)) \quad (4.13)$$

$\lambda(t)$  est appelé état adjoint du système et est la solution de l'équation adjointe suivante :

$$\dot{\lambda}(t) = -\frac{\partial H(x^*(t), u^*(t), \lambda(t), t)}{\partial t} \quad (4.14)$$

avec  $u^*|_{t \in t_i, t_f}$  la trajectoire de commande optimale et  $x^*(t)|_{t \in t_i, t_f}$  la trajectoire d'état optimale correspondante tel que :

$$\dot{x}^*(t) = f(x^*(t), u^*(t)) \quad (4.15)$$

avec  $x^*(t_i) = x(t_i)$  donné. Pour chaque  $t \in [t_i, t_f]$ , la solution optimale du problème vérifie le principe du minimum soit :

$$H(x^*(t), u^*(t), \lambda^*(t)) \leq H(x^*(t), u(t), \lambda^*(t)) \quad \forall u \in D \quad (4.16)$$

$D$  étant l'ensemble des valeurs admissibles pour la commande  $u$ . Une trajectoire de commande remplissant ces conditions n'est pas forcément optimale ; elle le sera à condition que  $D$  et la fonction coût soient convexes. Plus intuitivement et en application de cette formulation, nous souhaitons optimiser le flux d'hydrogène instantané noté  $\dot{m}_f(t)$  qui s'exprime en g/s. On définit un flux d'hydrogène équivalent instantané :  $\dot{m}_{f, equ}(t)$  vérifiant la relation suivante à tout instant  $t$  :

$$\dot{m}_{f, equ}(t) = \dot{m}_f(P_{see}, t) - \lambda(t) \cdot P_{see}(t) \quad \text{avec } \lambda(t) > 0 \quad \text{et } t_i \leq t \leq t_f \quad (4.17)$$

$\lambda(t)$  est en quelque sorte un facteur de conversion énergie électrique-combustible dont l'unité est le g/J. Ce facteur sert à un instant donné  $t$  à "mettre de côté" une partie de la puissance  $P_{see}(t)$  pour un instant ultérieur avec comme objectif d'économiser le carburant et donc réduire le coût. Si  $\lambda(t)$  est bien calculé, l'énergie de la source secondaire  $E_{see}(t_f)$  en fin de parcours doit être très peu différente de celle dont on disposait en début de parcours

$E_{see}(t_i)$ . Il est à noter que suivant le signe de  $P_{see}(t)$ , on peut avoir  $-\lambda(t)P_{see}(t) > 0$  ou  $< 0$  et donc que  $\dot{m}_f(P_{see}, t)$  peut être soit plus grand soit plus petit que  $\dot{m}_{f,equ}(t)$ . L'objectif est donc à chaque instant, pour un  $\lambda(t)$  donné, de trouver l'optimum pour  $P_{see}(t)$  que l'on notera  $P_{see}^o(t)$  minimisant le flux d'hydrogène équivalent ; la formulation est la suivante :

$$P_{see}^o(t) = \underbrace{argmin}_{P_{see}(t)}(\dot{m}_{f,equ}(t)|\lambda(t)) \quad (4.18)$$

Il y a plusieurs approches pour choisir  $\lambda(t)$ , certaines nécessitent la connaissance du cycle de mission, d'autres pas. Elles sont présentées dans " Rule-based energy management strategies for hybrid vehicles " par Theo Hofman and Maarten Steinbuch [31]. On peut par exemple prendre pour  $\lambda(t)$  une fonction non linéaire faisant intervenir un certain nombre de paramètres que l'on détermine empiriquement (Paganelli 2001 [49]) :

$$\lambda(t) = \phi_1 \left( 1 - \left( \frac{SOC_0 - SOC(t)}{(SOC_{max} - SOC_{min})/2} \right)^{2\phi_2+1} \right) + \phi_3 \int_0^t (SOC_0 - SOC(\tau))d\tau \quad (4.19)$$

$\phi_1$  et  $\phi_3$  sont des réels et  $\phi_2$  est un entier,  $SOC_{min}$  et  $SOC_{max}$  représentent les états de charge minimum et maximum tolérés et  $SOC_0$  est l'état de charge à  $t=0$ . Le terme intégral permet de suivre l'état de charge via le paramètre de réglage  $\phi_3$  mais si celui-ci est trop grand on peut avoir une instabilité sur l'état de charge. Une autre méthode consiste à calculer les flux d'hydrogène équivalents instantanés pour toutes les grandeurs de commande possibles, couple de charge, vitesse et facteur équivalent. On calcule alors les couples optimaux correspondants et on les stocke dans des tables. On commence le cycle avec une valeur de  $\lambda$  hypothétique puis on ajuste le facteur équivalent à l'aide d'un  $\Delta\lambda$  de la manière suivante :

$$\lambda(t) = \begin{cases} \lambda_u, & \text{si } SOC(t) > SOC_{max}, \\ \lambda_l, & \text{si non } SOC(t) < SOC_{min}, \\ \lambda' - \Delta\lambda, & \text{si non } SOC(t) = SOC_0 \text{ et } \lambda = \lambda_u, \\ \lambda' + \Delta\lambda, & \text{si non } SOC(t) = SOC_0 \text{ et } \lambda = \lambda_l. \end{cases} \quad (4.20)$$

$\lambda'$  est la valeur précédente que l'on corrige en ajoutant ou en retranchant  $\Delta\lambda$  si l'état de charge est respectivement plus petit que l'état de charge minimum que l'on s'est fixé ou plus grand que l'état de charge maximum prévu . Là encore les facteurs  $\lambda_u$  et  $\lambda_l$  sont à déterminer empiriquement et si l'on choisit  $\Delta\lambda$  trop grand on risque l'instabilité. La méthode utilisée par J.T.B.A. Kessels dans sa thèse de doctorat qu'il a soutenue en 2007 [35] utilise également l'écart entre l'état de charge réel et l'état de charge de référence.  $\lambda(t)$  est élaboré à l'aide d'une correction de type " Proportionnel Intégral " :

$$\lambda(t) = \lambda_0 + K_P(SOC_0 - SOC(t)) + K_I \int_0^t (SOC_0 - SOC(\tau))d\tau \quad (4.21)$$

$\lambda_0$  est la valeur initiale du facteur équivalent. Cette méthode est très efficace mais la solution dépend beaucoup de  $\lambda_0$  et du choix des paramètres  $K_P$  et  $K_I$ . Nous précisons cela dans la suite puisque nous avons expérimenté cette stratégie parmi d'autres.

## 4.4 Les stratégies que nous avons testées

### 4.4.1 Stratégie de type "Rule Based" ou heuristique

Afin d'avoir une première idée de l'économie de fuel que l'on peut faire en gérant judicieusement la répartition d'énergie entre source primaire et source secondaire, nous avons mis en place une première stratégie de type heuristique utilisée précédemment par Denis Candusso dans son travail de thèse [12]. La stratégie consiste à faire fonctionner la PAC dans une gamme de puissance correspondant à un bon rendement, délimitée par les variables `cs_min_pwr` et `cs_max_pwr` (Fig. 4.2). On fait aussi en sorte de maintenir l'état de charge des batteries dans un intervalle donné pour pouvoir fournir toute l'énergie requise en cas d'éventuelle accélération importante.

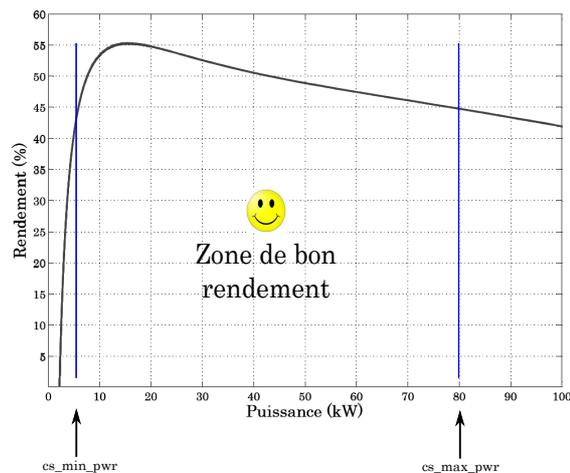


FIGURE 4.2 – Courbe de rendement de la PAC simulé en fonction de la puissance nette délivrée : Exemple de choix de la zone privilégiée de fonctionnement

Il s'agit donc de déterminer d'une part la valeur de la consigne de puissance (strictement positive) que la PAC devra fournir et d'autre part les instants durant lesquels la PAC fonctionne ou non. Pour un bon fonctionnement de la PAC on minimisera le nombre de démarrages et arrêts de la PAC et on fera en sorte que la fréquence de mise en route/arrêt de la PAC soit plus petite que celle qui correspond au choix du point de fonctionnement (découplage de 2 "tâches").

On commence donc par la détermination d'une consigne de puissance demandée à la PAC notée `P_PAC_ref1` : elle est calculée en ajoutant à la puissance demandée à la PAC une puissance additionnelle (positive ou négative) qui va permettre de maintenir l'état

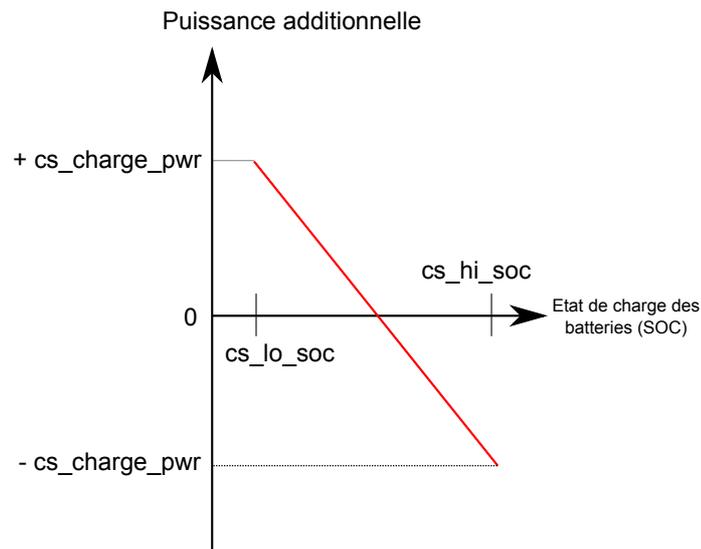
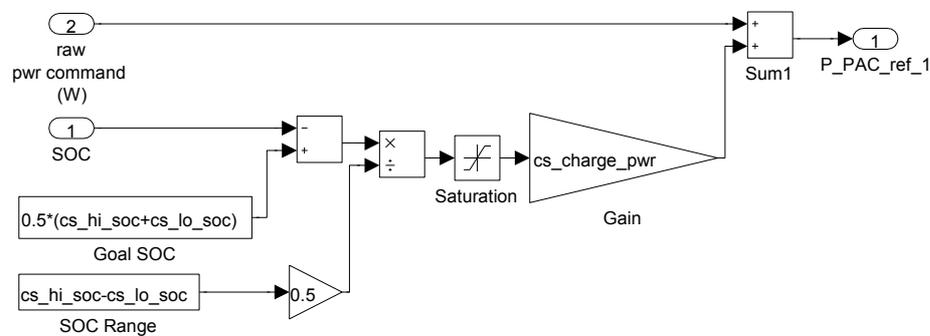


FIGURE 4.3 – Détermination pour la consigne de courant selon la stratégie RB

de charge de la batterie à une valeur prédéfinie correspondant à la moyenne de  $cs\_hi\_soc$  (limite haute) et  $cs\_lo\_soc$  (limite basse). La limite basse est généralement prise voisine de 50%, la limite haute vaut 100%. ceci signifie donc que quand le SOC vaut 75% la PAC ne fournit de l'énergie qu'à la charge (rien à la batterie).

FIGURE 4.4 – Schéma Simulink permettant le calcul de la consigne  $P\_PAC\_ref1$ 

Dans un deuxième temps, on prend en compte la plage de fonctionnement optimale pour la PAC pour définir une seconde consigne de puissance :  $P\_PAC\_ref2$ . En fait  $P\_PAC\_ref2$  est égale à  $P\_PAC\_ref1$  sauf dans deux cas :

- si  $P\_PAC\_ref1 < cs\_min\_pwr$ , alors la PAC délivrera  $cs\_min\_pwr$  pour éviter un mauvais rendement.

- si  $P\_PAC\_ref1 > cs\_max\_pwr$  avec  $SOC > cs\_lo\_soc$  et aussi  $P_{charge}$  inférieure à la puissance maximale que peut délivrer la batterie alors,  $P\_PAC\_ref2$  sera prise égale à  $cs\_max\_pwr$ .

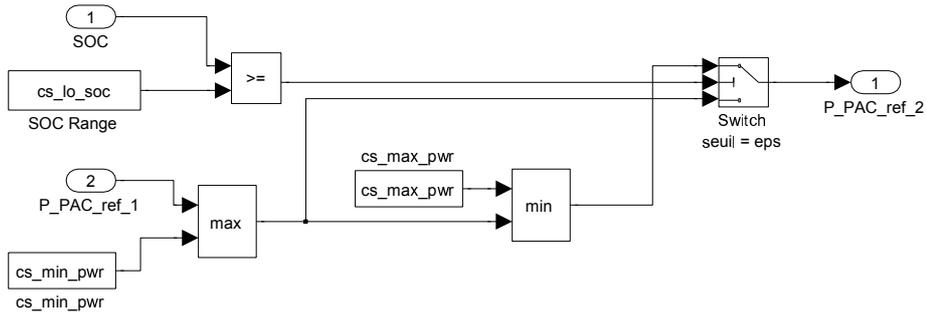


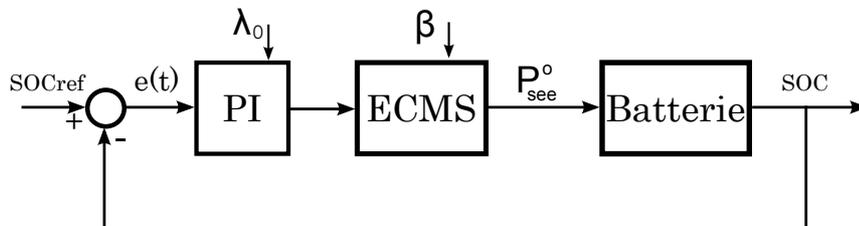
FIGURE 4.5 – Schéma Simulink permettant le calcul de la consigne P\_PAC\_ref2

De plus, la consigne de puissance donnée à la PAC ne peut augmenter et décroître plus vite que les taux [en W/s]  $cs\_max\_pwr\_rise\_rate$  et  $cs\_max\_pwr\_fall\_rate$ . Ces deux variables traduisent la plus ou moins grande capacité de la PAC à répondre rapidement aux sollicitations en dynamique.

#### 4.4.2 Stratégie dite ECMS - Equivalent Consumption Minimization Strategy

Nous avons testé une des méthodes présentées dans le paragraphe 4.3. Cette stratégie est basée sur une minimisation instantanée de la consommation en carburant avec maintien de l'état de charge de la batterie et elle a été implémentée par J.T.B.A. Kessels [35] [36] [37]. Nous utilisons donc la notion de facteur équivalent  $\lambda$ . L'idée de base est que l'état de charge indique si  $\lambda$  est estimé correctement ou pas. Si  $\lambda$  est choisi trop grand alors la batterie se retrouve complètement chargée et inversement si  $\lambda$  est trop petit, on s'achemine vers une décharge complète. Il s'agit donc en fait de maintenir l'état de charge de la batterie autour d'une valeur de consigne via une boucle d'asservissement. Pour ce faire, un contrôleur de type Proportionnel Intégral avec une bande passante relativement petite peut être utilisé conformément au schéma donné sur la figure ci-dessous.

$$\lambda(t) = \lambda_0 + K_P e(t) + K_I \int_0^t e(\tau) d\tau \quad (4.22)$$

FIGURE 4.6 – Diagramme avec boucle de retour pour l'estimation de  $\lambda$ 

Nous utilisons alors l'information du passé pour calculer  $\lambda$ , supposant que le profil du cycle passé représente une bonne approximation du profil du cycle du futur. Pour des cycles du type agricole, qui représentent la plupart des travaux très répétitifs sur le champ,

cette supposition est particulièrement pertinente.

Si l'on prend la fonction de transfert du correcteur sous la forme :

$$H_C(s) = k\left(1 + \frac{1}{\tau s}\right) = k \frac{\tau s + 1}{\tau s} \quad (4.23)$$

avec  $\tau$  la "constante de temps" en (s/rad) et  $k$  le gain en (g/J), la fonction de transfert en boucle fermée du système est :

$$H(s) = \frac{H_C H_{ECMS} H_B}{1 + H_C H_{ECMS} H_B} \quad (4.24)$$

où  $H_B$  est la fonction de transfert de la batterie et  $H_{ECMS}$  celle du bloc ECMS. La fonction de transfert  $H_B$  est prise égale à  $\frac{1}{E_B \cdot s}$ , c'est à dire que la batterie est assimilée à un intégrateur. Le facteur  $E_B$  représentant la capacité énergétique de la batterie en J.

Pour modéliser la stratégie de gestion (bloc ECMS) on considère la courbe donnant le flux de consommation de combustible de la PAC en fonction de la puissance (Fig. 4.7). On voit sur cette figure que l'approximation de la courbe par une fonction du second ordre est tout à fait légitime.

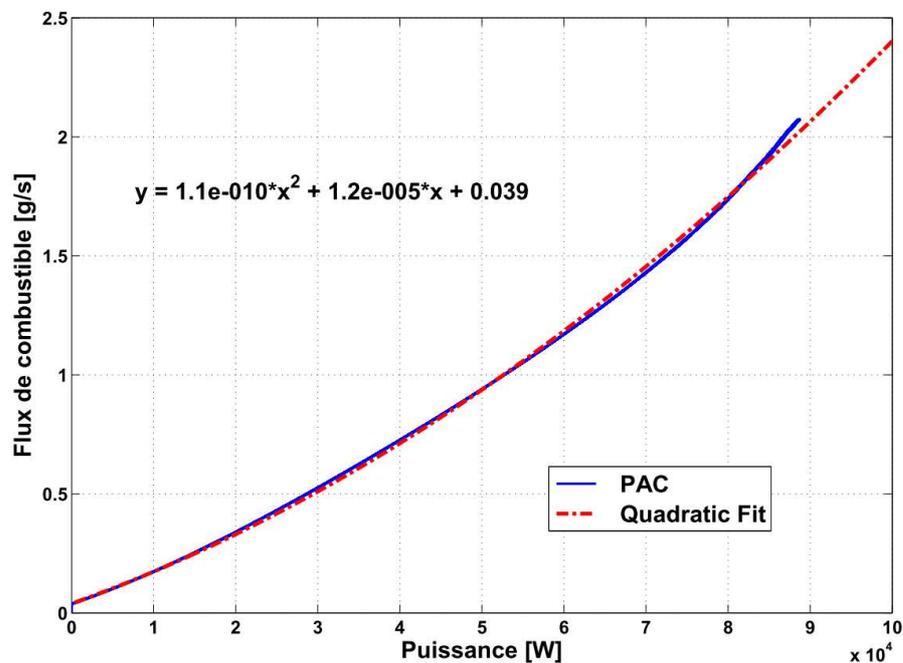


FIGURE 4.7 – Courbe de conversion de combustible de la PAC avec une approximation à une fonction du 2<sup>ème</sup> ordre

On peut donc écrire le flux de consommation que l'on note  $y$  (unité g/s) en fonction

de la puissance de la PAC notée  $x$  (unité W) sous la forme :

$$y = cx^2 + bx + a \quad (4.25)$$

si l'on se réfère aux notations du paragraphe 4.2.

$$x = P_{rc} \quad (4.26)$$

De plus, on a la relation

$$-P_{rc} + P_{see} + P_{req} = 0 \quad (4.27)$$

d'où

$$y = c(P_{see} + P_{req})^2 + b(P_{see} + P_{req}) + a \quad (4.28)$$

soit encore :

$$y = cP_{see}^2 + \beta P_{see} + \gamma \quad (4.29)$$

avec  $\beta = 2cP_{req} + b$  et  $\gamma = cP_{req}^2 + bP_{req} + a$ .

Si l'on revient à l'équation 4.17,  $\dot{m}_f(P_{see}, t)$  correspond à  $y(P_{see}, t)$ .

Le but de la stratégie est de minimiser  $\dot{m}_f(P_{f,eq}, t)$  de l'équation 4.17, qui peut encore s'écrire :

$$\dot{m}_f(P_{f,eq}, t) = cP_{see}^2 + \beta P_{see} + \gamma - \lambda P_{see} \quad (4.30)$$

Le minimum est obtenu lorsque :

$$\frac{\partial \dot{m}_f(P_{f,eq}, t)}{\partial P_{see}} = 0 \quad (4.31)$$

Soit :  $2cP_{see} + \beta - \lambda = 0$

$$\text{soit encore } P_{see} = \frac{\lambda - \beta}{2c} \quad (4.32)$$

En conclusion, la stratégie ECMS peut être modélisée comme un gain :  $H_{ECMS}(s) = \frac{1}{2c}$ , le signal d'entrée devant être à sommer à une perturbation  $\beta$ ;  $c$  dépend uniquement de la PAC et  $\beta$  à la fois de la PAC et du cycle de roulage.

On déduit finalement la fonction de transfert en boucle fermée du système :

$$H(s) = \frac{k \frac{\tau s + 1}{\tau s} \frac{1}{2c} \frac{1}{E_B s}}{1 + k \frac{\tau s + 1}{\tau s} \frac{1}{2c} \frac{1}{E_B s}} = \frac{k(\tau s + 1)}{2c\tau E_B s^2 + k\tau s + k} \quad (4.33)$$

Les pôles sont alors les suivants :

$$s = \frac{-k\tau \pm \sqrt{k^2\tau^2 - 8kc\tau E_B}}{4c\tau E_B} \quad (4.34)$$

En régime apériodique critique le gain  $k$  doit vérifier

$$k^2\tau^2 = 8kc\tau E_B \Rightarrow k = \frac{8cE_B}{\tau} \quad (4.35)$$

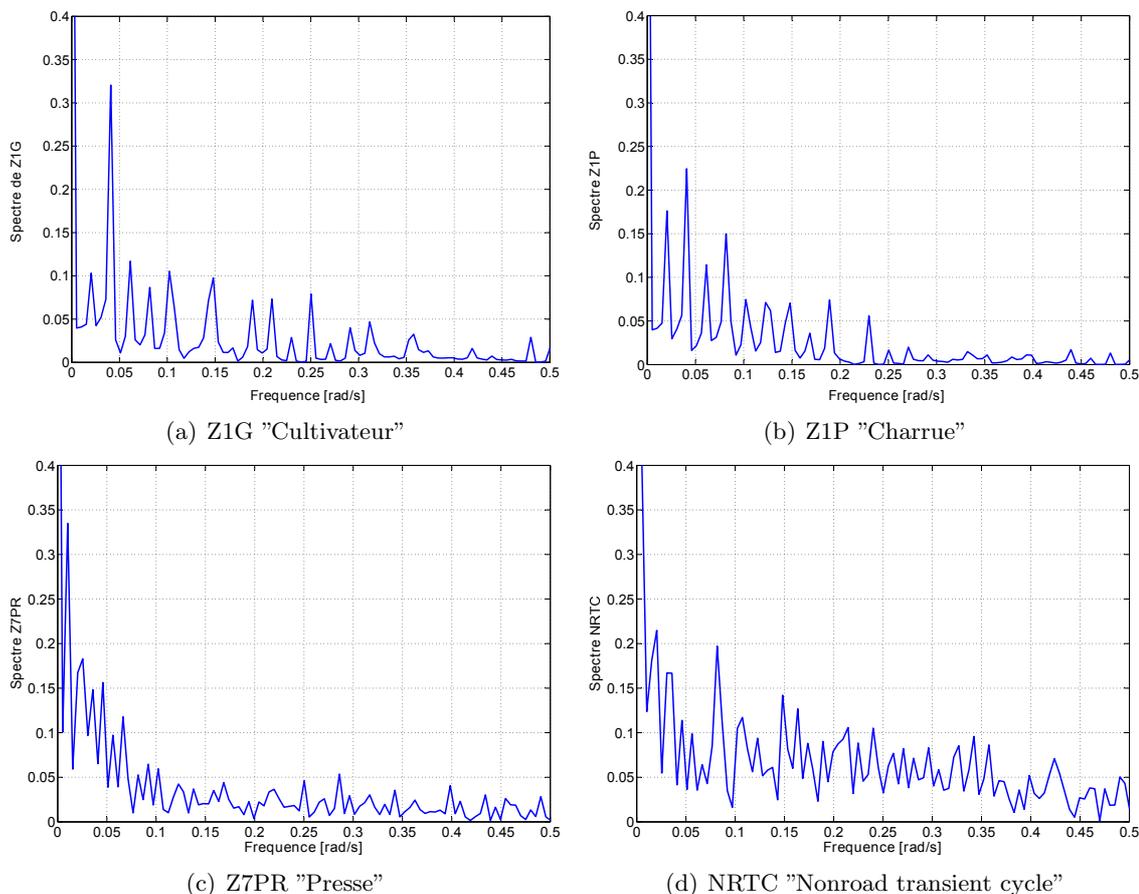


FIGURE 4.8 – Analyse spectrale

On trouve  $\omega$ , la bande passante de notre boucle de contrôle en reportant le résultat de 4.35 dans 4.34.

$$\omega = \left| \frac{-k\tau \pm \sqrt{0}}{4c\tau E_B} \right| = \frac{2}{\tau} \quad (4.36)$$

Par une analyse spectrale des cycles de la DLG (La Fig. 4.8 montre les spectres normalisés de Z1G, Z1P, Z7PR et NRTC), on voit qu'en prenant  $\omega=0.018$  rad/s on est en-dessous du premier harmonique.

Plus on diminue la bande passante, plus l'estimation du  $\lambda_0$  (initial) doit être précise, parce qu'une mauvaise estimation de  $\lambda_0$  risque de conduire à un état de charge des batteries s'écartant trop de la référence  $SOC_{ref}$ .

Pour déterminer la valeur de  $\lambda_0$  il faut se pose la question suivante : quel flux d'hydrogène (en g/s unité équivalente à des watts) faut il pour obtenir 1 W de puissance utile en sortie du hacheur réversible ? Dans le cas de la topologie A nous choisissons  $\lambda_0 = 2.67$  : en effet  $\lambda$  représente donc l'inverse du produit du rendement  $\eta_{PAC}$  de l'ensemble PAC

+ hacheur parallèle par  $\eta_{Batterie}$  le rendement du hacheur réversible + batterie au carré, puisque l'énergie transite une fois de la PAC vers la batterie et une autre fois de la batterie vers les charges.

$$\lambda_0 = \frac{1}{\eta_{PAC} \cdot \eta_{Batterie}^2} = \frac{1}{0.415 * 0.95^2} = 2.67 \quad (4.37)$$

## 4.5 Résultats des simulations

Dans les paragraphes qui suivent, nous présentons les résultats des simulations des différentes topologies et stratégies de gestion de flux d'énergie. Nous avons utilisé les cycles de mission présentés précédemment avec une durée de 1230 secondes. Pour les cycles qui durent moins de temps on les répète plusieurs fois afin d'arriver au même temps de simulation. On suppose que l'état de charge des batteries en début des cycles est de 75%.

### 4.5.1 Comparaison globale

Pour comparer les résultats des différentes simulations nous regardons le rapport entre le flux d'hydrogène dans la PAC et la puissance transitant dans le bus DC vers les charges présentées dans la figure 4.9. Nous appelons ce rapport = rendement. Le flux d'énergie entre le bus DC est le même quellesque soient la topologie de l'électronique de puissance et la stratégie de gestion ; et cela nous permet d'exécuter les simulations sur un temps plus court.

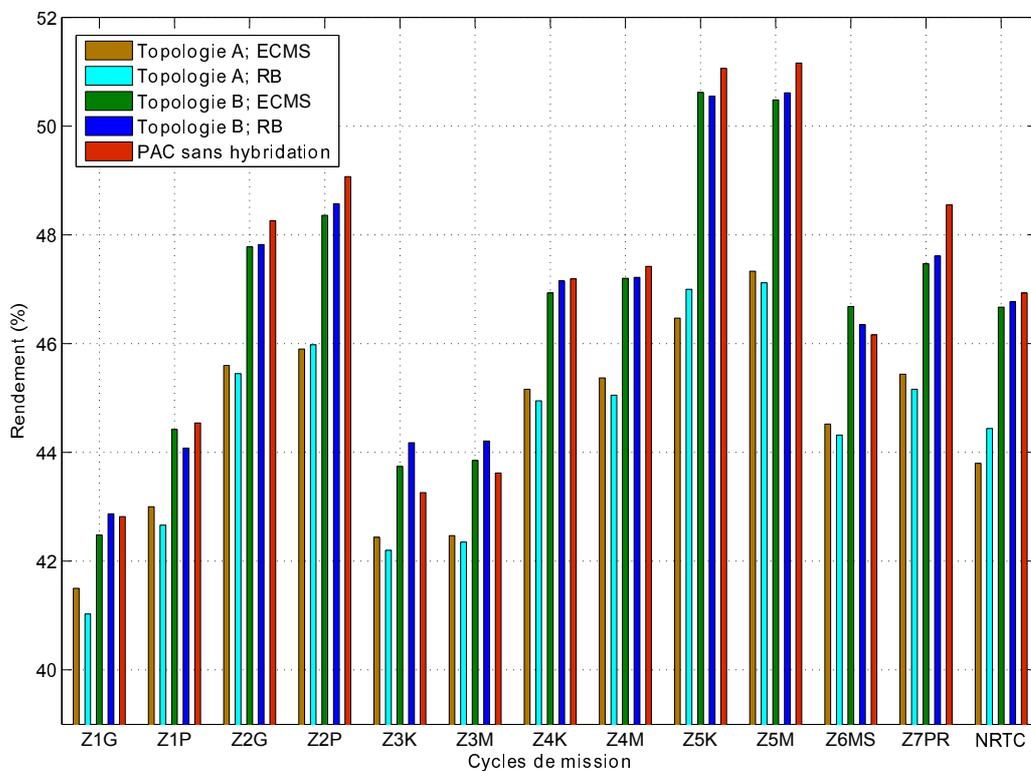


FIGURE 4.9 – Comparaison du rendement des topologies A et B et des différentes stratégies de gestion

On voit une différence de rendement entre les topologies A et B présentées en chapitre 1.4. Du fait de l'absence de hacheur réversible dans la topologie B on arrive à des rendements supérieurs à ceux de la topologie A. Les deux stratégies de gestion comparées sont celles présentées précédemment : stratégie ECMS (chapitre 4.4.2) et stratégie RB (chapitre 4.4.1). Aucune différence significative entre les deux stratégies est observable lors de nos simulations. Les meilleurs résultats obtenus sont ceux d'une topologie sans hybridation (cf chapitre 1.4, figure 1.16). Néanmoins, cette simulation ne tient pas compte des limites en dynamique de la PAC.

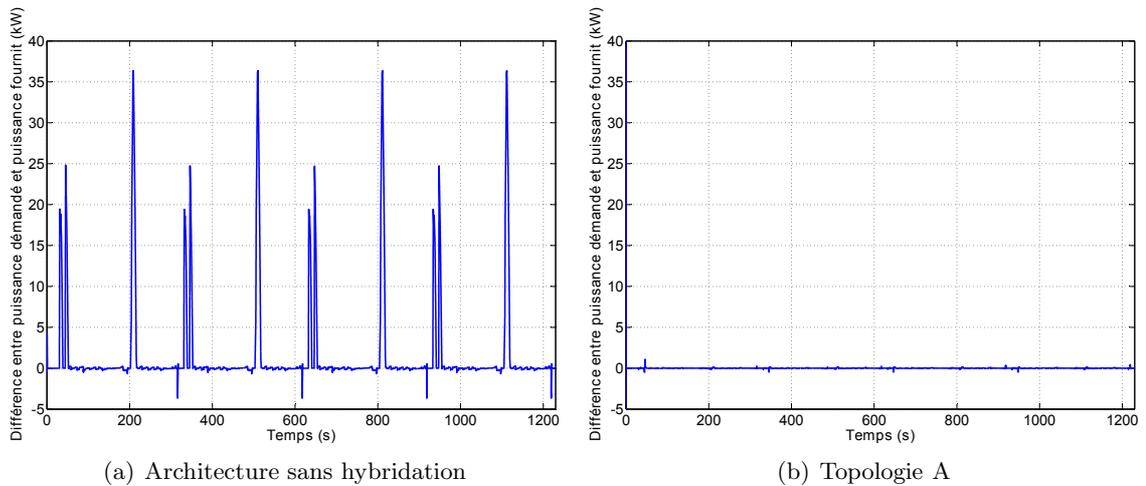


FIGURE 4.10 – Différence entre puissance demandé et puissance fournie par la PAC pour le cycle Z1G

Ainsi, comme on peut le voir sur la figure 4.10(a) cette topologie sans hybridation ne peut répondre aux appels de puissance que dans 90% du temps. Pendant les transitoires il manque jusqu'à 35 kW du fait de la limitation de la pente de densité de courant à  $\frac{dj}{dt} = 0.04A/cm^2s$  (voir chapitre 2.2.7).

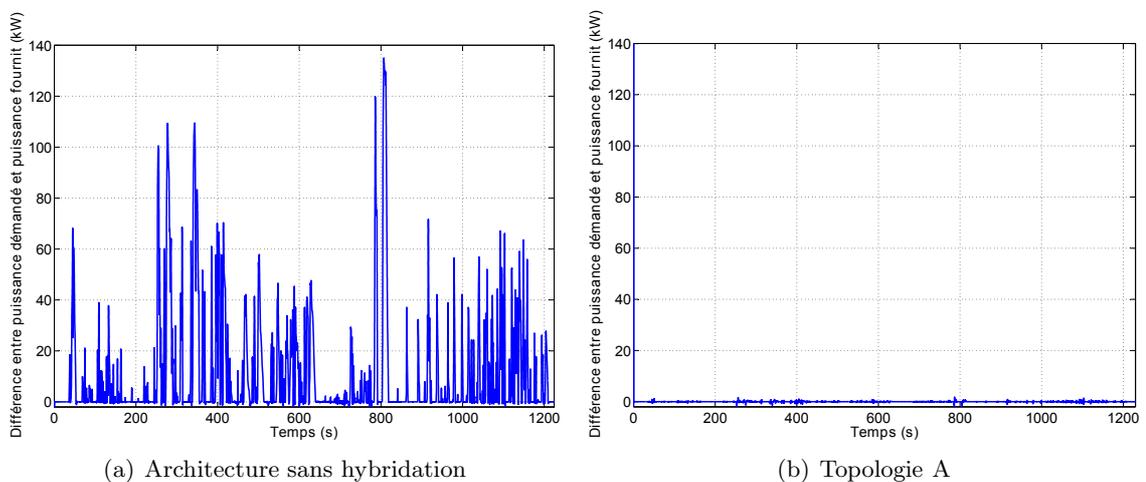


FIGURE 4.11 – Différence entre puissance demandé et puissance fournie par la PAC pour le cycle NRTC

Pour le cycle NRTC ceci est encore plus grave. Une architecture sans hybridation arrive seulement dans 47% du temps à fournir assez de puissance aux charges (Fig. 4.11(a)). Au contraire dans le cas des architectures avec une hybridation les appels de puissance des charges sont satisfaits à tout instant.

La topologie hybride B donne des rendements supérieurs à ceux de la topologie hybride A. Ceci était prévisible, vu que la différence entre les deux topologies est le hacheur réversible, qui engendre des pertes. Notons qu'un désavantage de la topologie B est que la tension du bus DC fluctue avec les appels de puissance des charges qui y sont connectées.

#### 4.5.2 Comparaison sur le plan stratégique de gestion des flux d'énergie

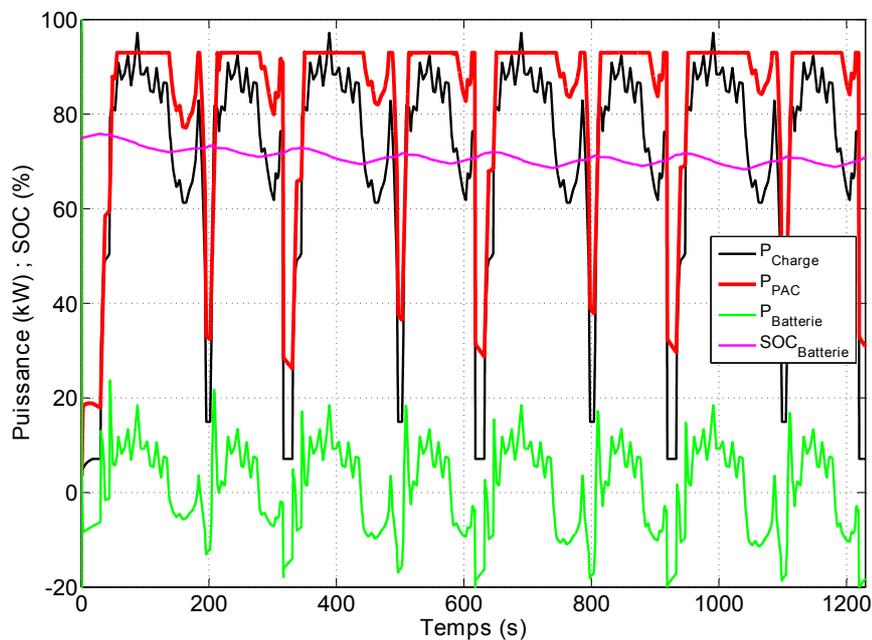


FIGURE 4.12 – Résultats de simulation de la topologie A pour le cycle Z1G avec la stratégie de gestion "Rule Based"

Sur les deux figures 4.12 et 4.13, on montre la répartition de la puissance au niveau du bus DC entre la puissance venant des charges (courbe en noire), la puissance en sortie du hacheur de la PAC (courbe en rouge), la puissance en sortie du hacheur réversible des batteries (courbe en vert) ainsi que l'état de charge des batteries (courbe en rose).

On peut observer qu'avec la stratégie "Rule Based" la puissance de la pile est limitée à exactement  $cs\_max\_pwr$  (ici 81 kW) tandis que la stratégie "ECMS" permet de suivre la demande en puissance. Mais au vu de la figure 4.9, aucune des deux stratégies ne s'avère meilleure sur le plan du rendement, cela dépend du type de cycle considéré.

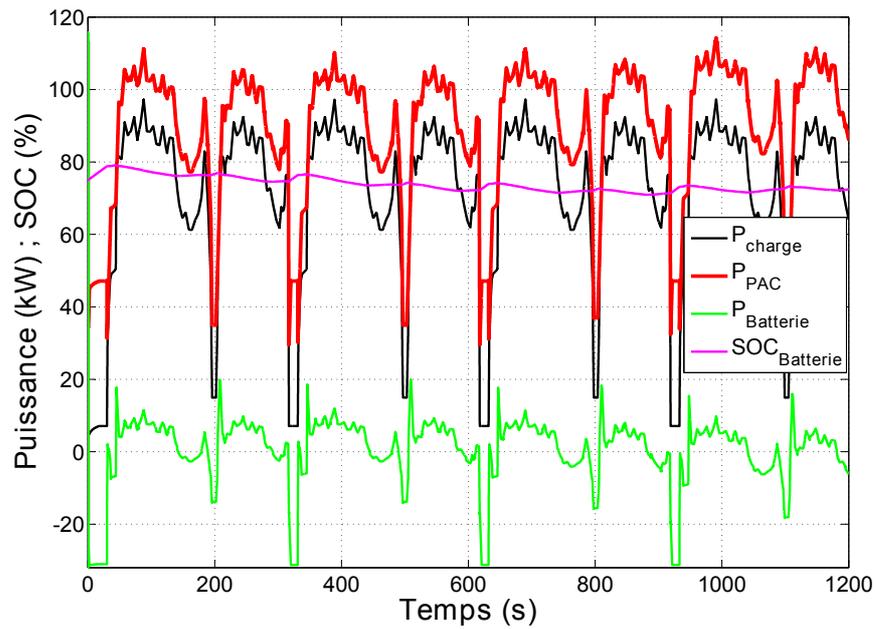


FIGURE 4.13 – Résultats de simulation de la topologie A pour le cycle Z1G avec la stratégie de gestion "ECMS"

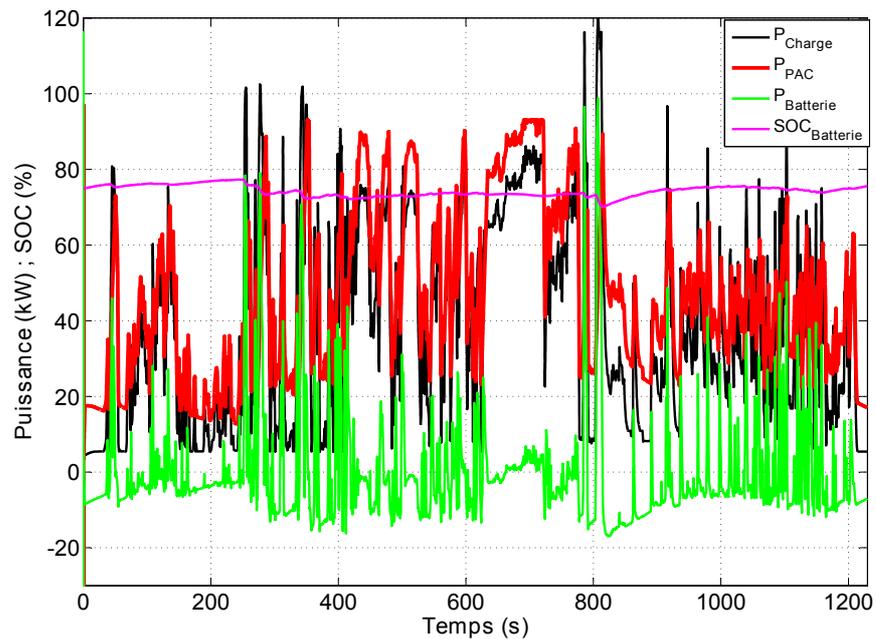


FIGURE 4.14 – Résultats de simulation de la topologie A pour le cycle NRTC avec la stratégie de gestion "Rule Based"

Pour tester la robustesse de nos stratégies de gestion nous avons simulé un cycle appelé "Mixed4800" composé des cycles Z1G, Z5M, Z1P et Z6MS et qui dure 4800 secondes.

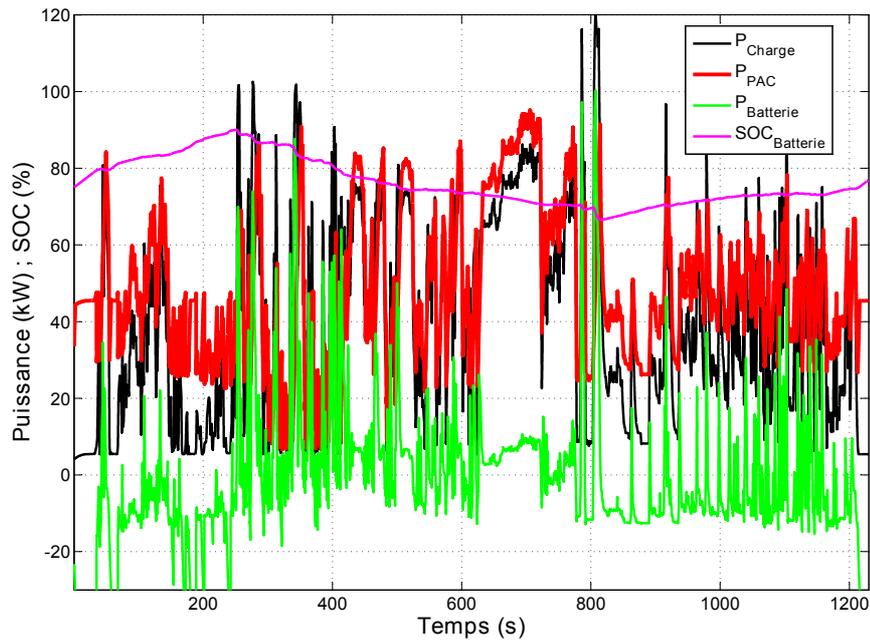


FIGURE 4.15 – Résultats de simulation de la topologie A pour le cycle NRTC avec la stratégie de gestion "ECMS"

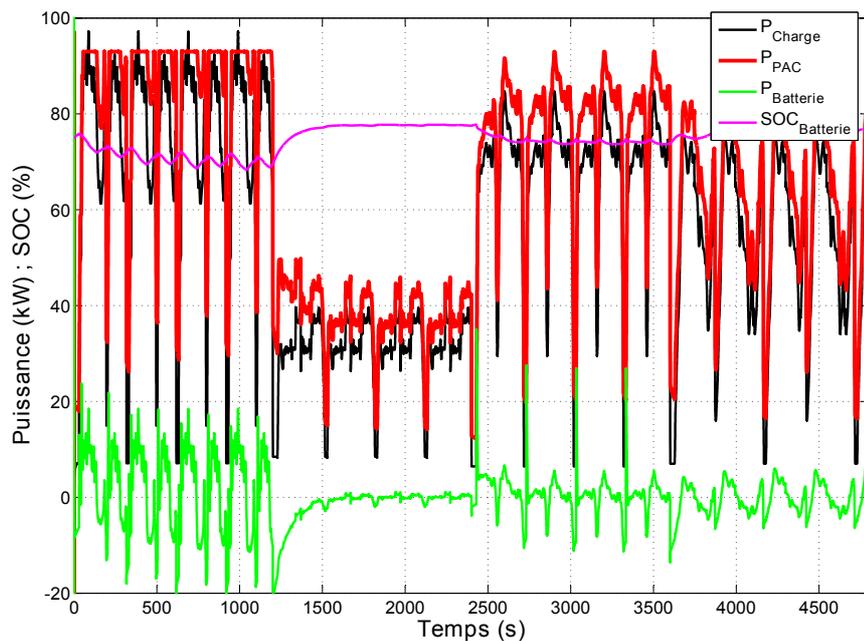


FIGURE 4.16 – Résultats de simulation de la topologie A pour le cycle Mixed4800 avec la stratégie de gestion "Rule Based"

On observe que les deux stratégies arrivent bien à maintenir l'état de charge des batteries autour de  $SOC_{ref} = 75\%$ . Même pour de fortes dynamiques qui apparaissent dans le cycle NRTC (Fig. 4.14 et Fig. 4.15) et pour des changements d'application (Fig. 4.16 et Fig. 4.17) les deux stratégies montrent un comportement satisfaisant. Ceci est aussi le cas pour tous les autres cycles (Z1P à Z7PR).

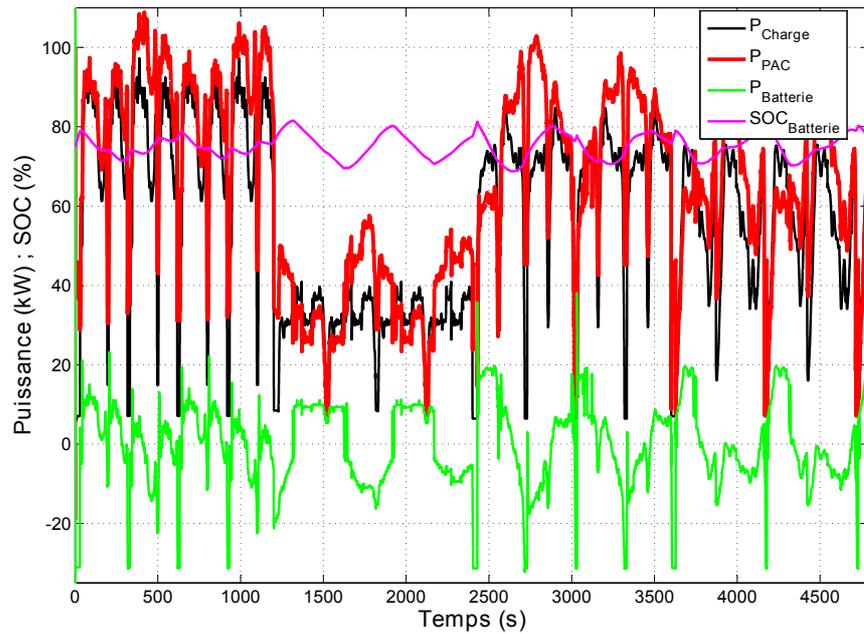


FIGURE 4.17 – Résultats de simulation de la topologie A pour le cycle Mixed4800 avec la stratégie de gestion "ECMS"

### 4.5.3 Comparaison sur le plan des topologies

Pour ce qui est des différentes topologies, nous avons vu que la topologie B conduit à des rendements supérieurs à ceux de la topologie A. Cette amélioration se fait au détriment d'une fluctuation de la tension du bus DC tandis que dans le cas de la topologie A la tension du bus est évidemment invariante.

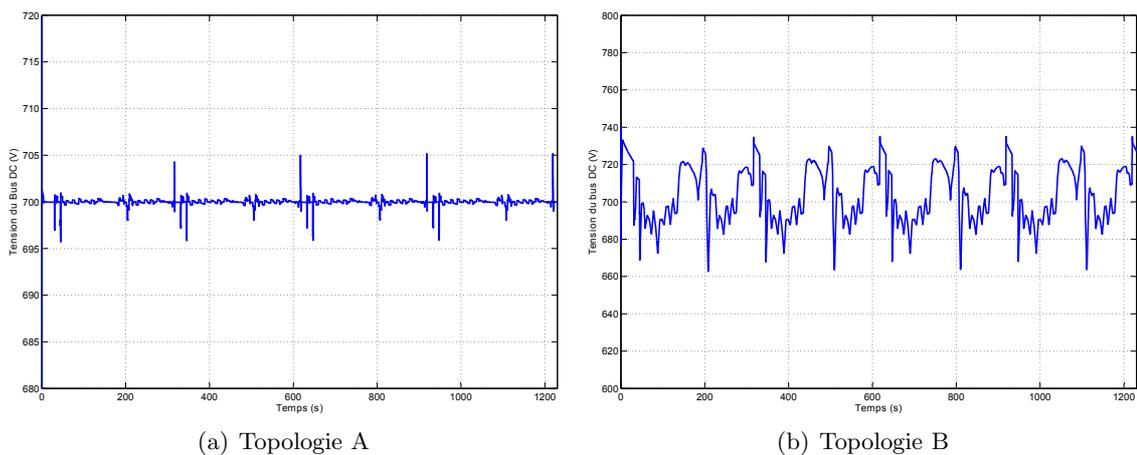


FIGURE 4.18 – Tensions sur le bus DC pour le cycle Z1G

Sur les figures 4.18(a) et 4.18(b) nous montrons la tension du bus DC pour les deux topologies pour le cycle Z1G et en figure 4.19(a) et 4.19(b) pour le cycle NRTC. A chaque fois nous avons utilisé la stratégie de gestion "Rule Based".

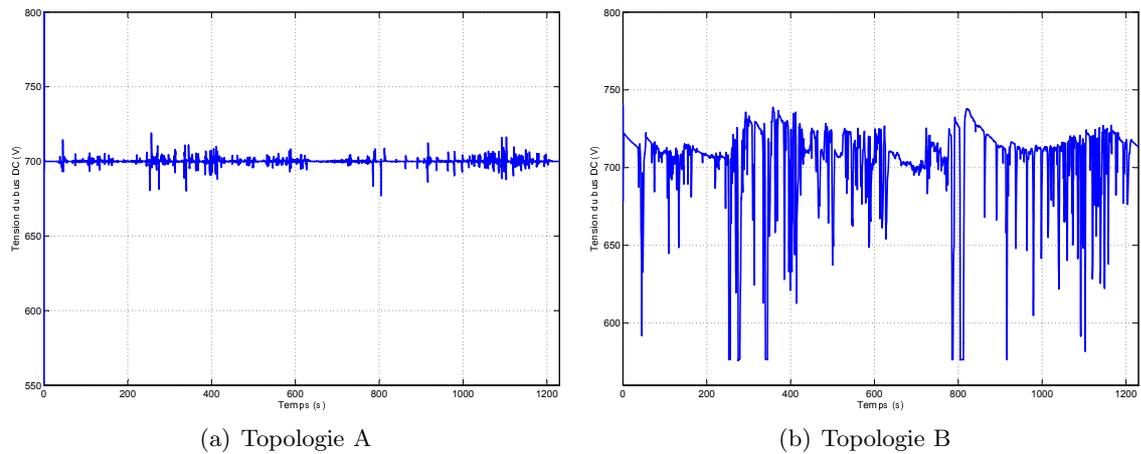


FIGURE 4.19 – Tensions sur le bus DC pour le cycle NRTC

L'effet d'une tension fluctuante en entrée des onduleurs est bien sûr un inconvénient. Ce sont surtout les chutes de tension au moment des pics de demande qui sont contre-productives et diminuent la performance (puissance de pointe) de notre véhicule. Pour des applications à dynamique importante (beaucoup de transitoires) comme le cycle NRTC (Fig. 4.19(b)) les fluctuations de la tension sont inacceptables ( $> 20\%$  de  $V_{ref}$ ). La détermination de l'influence d'une tension du bus DC fortement fluctuante pourrait être le sujet de futurs travaux.

#### 4.5.4 Répartition des pertes et flux d'énergie

Nous montrons sur la figure suivante la répartition des pertes dans le module de puissance pour les cycles Z1G et NRTC.

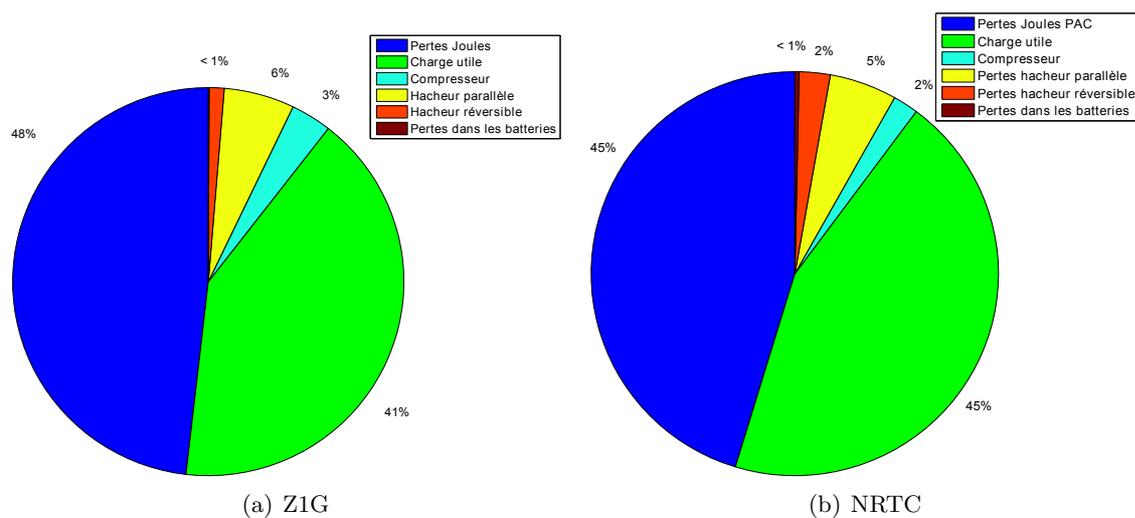


FIGURE 4.20 – Répartition des pertes pour la topologie A et la stratégie de gestion Rule-Based

Le hacheur parallèle travaille en moyenne à un rendement de  $89\%$  et le hacheur réver-

sible à 66% pendant le cycle Z1G et à 90% et à 55% respectivement pour le cycle NRTC. Le rendement plutôt faible du hacheur réversible s'explique par la puissance faible qu'il fait transiter. Comme ses pertes sont relativement faibles par rapport aux pertes totales ceci ne porte pas à conséquence. De plus on peut déduire de la répartition des pertes du système PAC hybride que c'est surtout au niveau de la PAC elle-même qu'il faut chercher à améliorer le rendement.

## 4.6 Discussion

En conclusion, il faut constater que dans un véhicule hybride comme le nôtre où la récupération d'énergie au freinage et le mode start/stop sont d'effets négligeables, le rendement maximal du véhicule est limité par le rendement maximal de la source principale de la chaîne de propulsion. Si de plus un "downsizing" (sous dimensionnement) est impossible et par conséquent une amélioration du rendement de la source primaire n'est pas possible à cause des contraintes des cycles de mission, l'architecture hybride devient complètement obsolète en vue d'une réduction de la consommation. Par contre, s'il s'agit de réduire l'émission de polluants dans le cas d'un véhicule diesel hybride, cette architecture présente toujours un intérêt. On peut arriver à une réduction de la consommation sans

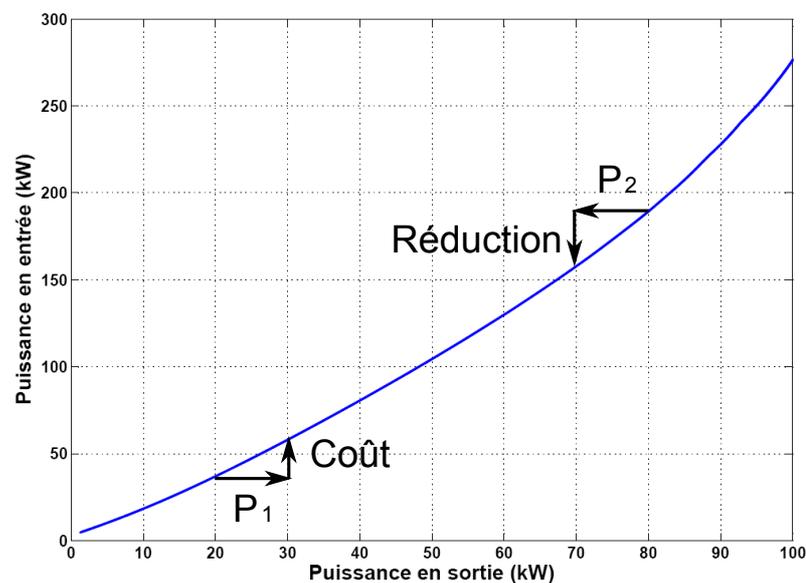


FIGURE 4.21 – Courbe de consommation d'une PAC

récupération de l'énergie au freinage et stratégie start/stop si la courbe de consommation de la source en fonction de la demande en puissance est de type convexe. Ceci s'explique à partir de la figure 4.21 : si le coût incrémental pour des puissances basses ( $P_1$ ) est moins élevé que le coût incrémental à des puissances plus élevées ( $P_2$ ) il est possible de réduire la consommation par une hybridation. Dans ce cas il faut que la différence entre les deux coûts incrémentaux soit assez élevée pour compenser les pertes de la branche hybride i.e. dans notre cas la batterie et son hacheur réversible.

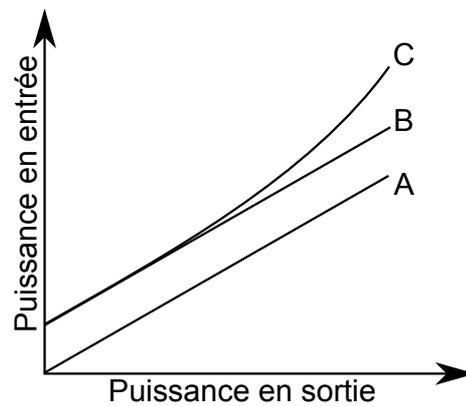


FIGURE 4.22 – Courbes de consommation pour différents convertisseurs d'énergie

Pour savoir s'il est envisageable ou non de réduire la consommation par une hybridation de la source considérée, il faut donc analyser la courbe de conversion du combustible. Les trois exemples présentés en figure 4.22 le prouvent. La courbe A représente une courbe idéale : A l'arrêt on ne consomme pas de combustible et sur toute la plage de puissance le coût incrémental est constant. Une hybridation n'amènera pas une réduction de la consommation. La courbe B représente une source d'énergie qui consomme du combustible quand il tourne à vide, il pourrait donc bénéficier d'une stratégie start/stop. Dans le cas de la courbe C, nous avons la possibilité d'améliorer la consommation. Grâce à une stratégie start/stop et à l'utilisation d'une batterie pour des puissances élevées. En revanche les batteries seront rechargées pendant les phases où la demande en puissance est faible.

## Chapitre 5

---

# Essais sur le banc expérimental

*Autrefois on pouvait lire sur les billets de Dollar  
"Redeemable in Gold". Aujourd'hui il y figure  
"In God we trust".*

### SOMMAIRE

---

5.1	DESCRIPTION DU BANC D'ESSAI UNIVERSEL . . . . .	84
5.1.1	Les Hacheurs . . . . .	86
5.1.2	Couple programmable . . . . .	86
5.1.3	Source continue pilotable . . . . .	87
5.1.4	Amplificateur de puissance . . . . .	87
5.1.5	Interface dSPACE . . . . .	87
5.1.6	La procédure de test . . . . .	88
5.2	TESTS SUR LE BANC EXPÉRIMENTAL . . . . .	90
5.2.1	Tests pour la stratégie ECMS . . . . .	90
5.2.2	Tests pour la stratégie RB . . . . .	93
5.3	CONCLUSION . . . . .	95

---

### Résumé

*Ce chapitre présente les résultats issus des expériences sur le banc expérimental.*

## 5.1 Description du banc d'essai universel

Pour différentes raisons, il semble difficile d'envisager de construire d'emblée un prototype intégrant une pile à combustible d'une puissance de 85 kW : les PAC sont des dispositifs restant très chers puisque encore très peu fabriquées en série surtout pour de telles puissances ! Qui plus est, on ne peut imaginer une éventuelle " casse " de matériel qui peut se produire lorsqu'on procède à des essais expérimentaux relatifs par exemple au fonctionnement hybride de la pile associée à des batteries. D'autre part, il est assez peu réaliste de ne se fier qu'à des résultats de simulation pour construire un prototype à grandeur réelle. Nous avons donc imaginé un intermédiaire entre la simulation numérique de notre dispositif et le prototype construit autour d'un dispositif existant au laboratoire qui s'appelle banc de test hybride [6] [9] [68].

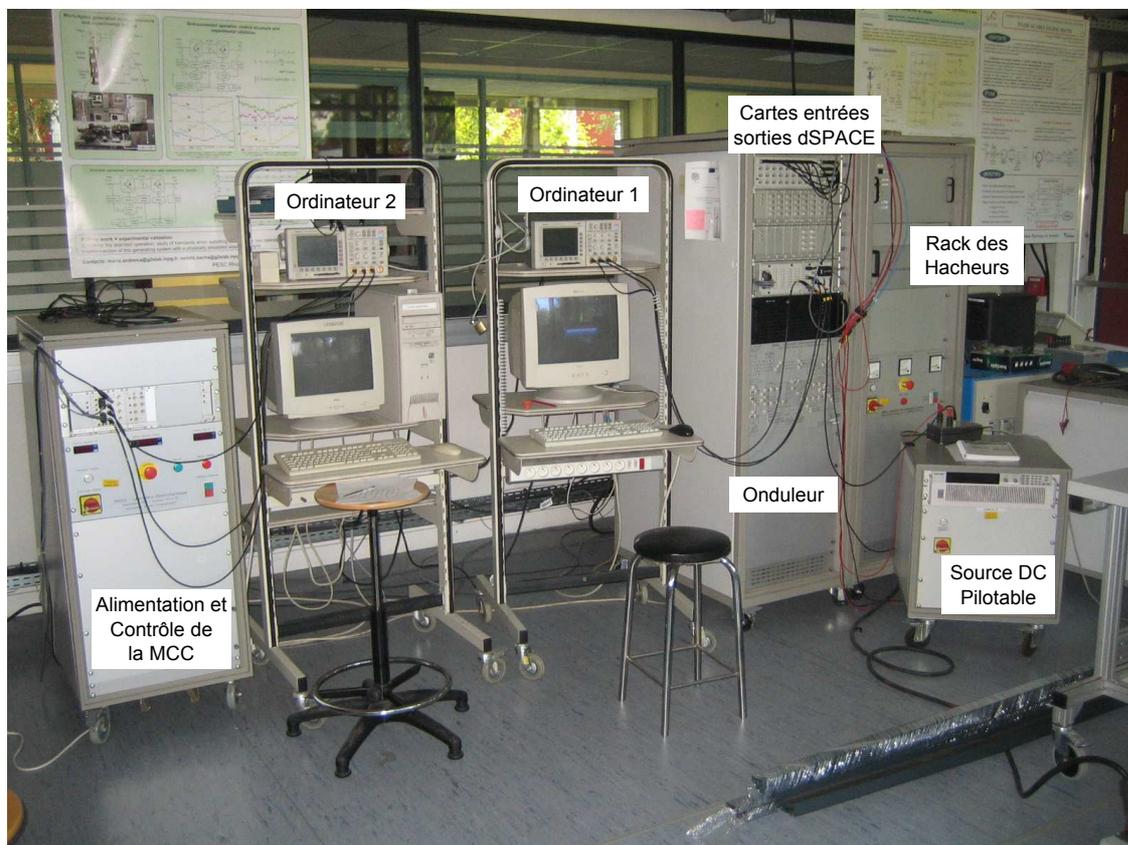


FIGURE 5.1 – Banc de test universel du G2ELab

Le banc d'essai est aussi appelé Banc Universel pour la Distribution Electrique parce que sa flexibilité matérielle et logicielle autorise le passage d'une expérimentation à une autre en un minimum de temps et avec un minimum de modification structurelle. Nous présentons sa structure globale sur la figure 5.2 : En rouge sont désignés les composants du banc universel qu'on utilise pour nos essais.

Nous émuloons la PAC à l'aide d'une source continue programmable (voir chapitre 5.1.3)

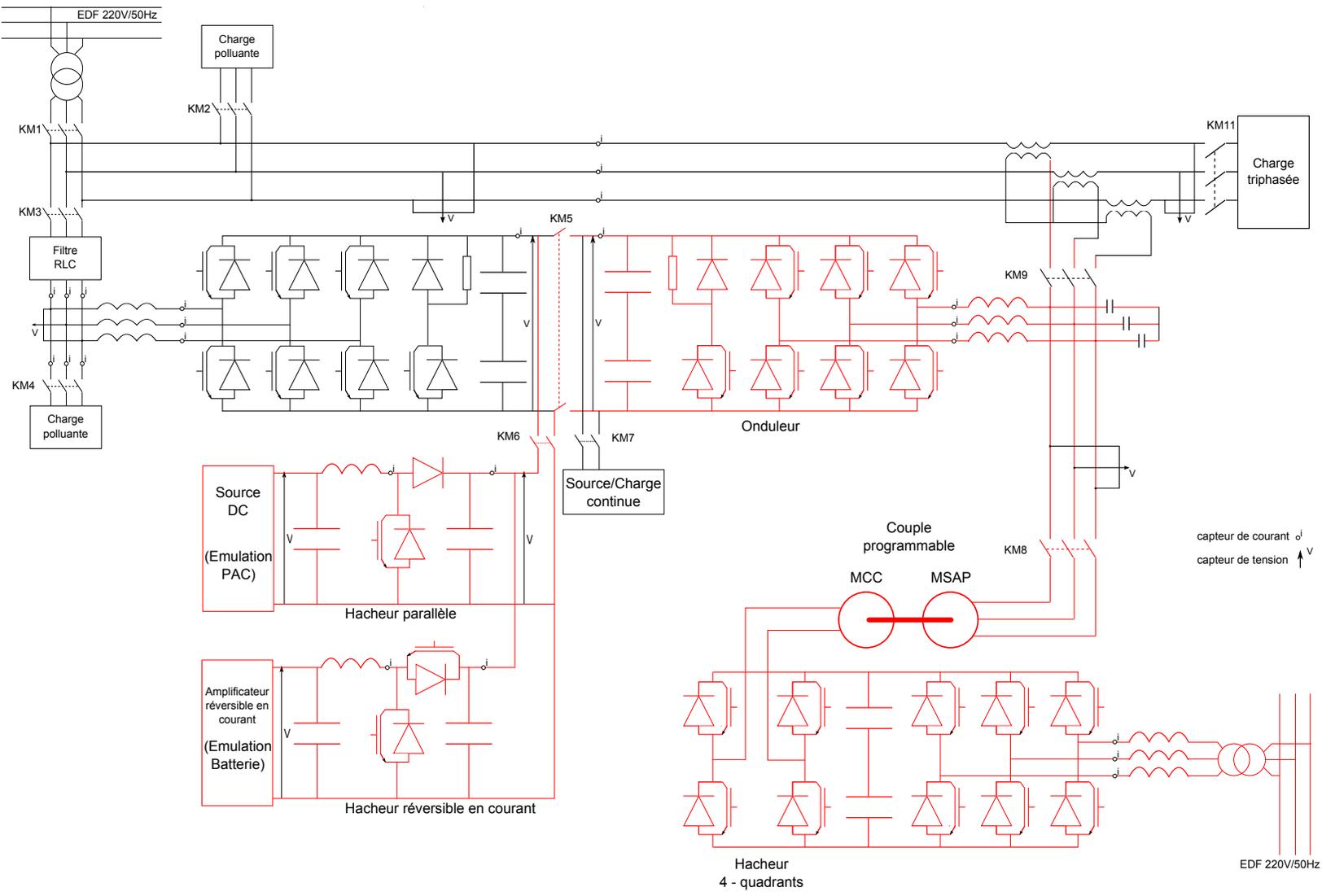


FIGURE 5.2 – Schéma synoptique du banc de test universel du G2ELab

[65]. Un hacheur de type élévateur a été spécialement conçu et construit au laboratoire pour faire l'interface entre l'émulation de la PAC et le bus continu. La tension du bus continu est convertie en une tension alternative via un onduleur qui alimente une machine synchrone entraînant une machine à courant continu. Cette machine à courant continu joue le rôle de la charge. Contrôlée en couple elle émule les cycles de mission présentés au chapitre 3.2. La source secondaire (batteries) est émulée à l'aide d'un amplificateur réversible en courant relié au bus DC via un hacheur réversible en courant construit aussi à cet effet.

### 5.1.1 Les Hacheurs

Dans le rack du banc universel (Fig. 5.1) du G2ELab se trouvent deux hacheurs :

- Un Hacheur Boost
- Un Hacheur Boost réversible en courant

Les deux convertisseurs sont connectés au même condensateur de sortie.

Les principales caractéristiques de ces hacheurs sont les suivantes :

- Courant max à l'entrée 63 A
- Courant max en sortie 32 A
- Tension max d'entrée 250 V
- Tension max de sortie 500 V

Pour le schéma de ces hacheurs, on peut se reporter à l'annexe B.3 ainsi qu'au rapport [42]. Nous donnons ci-dessous la courbe de rendement du hacheur parallèle.

### 5.1.2 Couple programmable

Afin d'émuler un cycle de mission on se sert d'une machine à courant continu (MCC) accouplée à une machine synchrone à aimants permanents (MSAP).

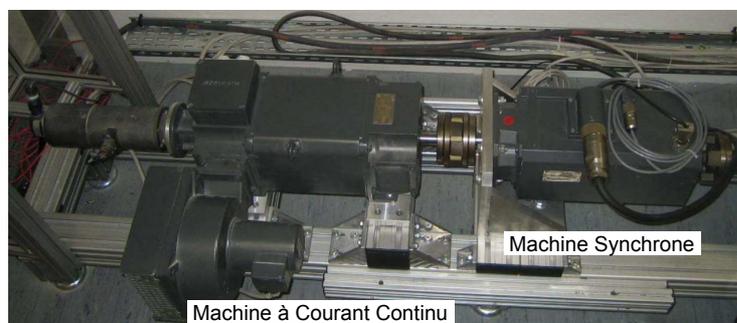


FIGURE 5.3 – Couple programmable

Cette MCC est alimentée via un hacheur quatre quadrants et un redresseur à partir du réseau EDF (Fig. 5.2). Elle est contrôlable soit en vitesse, soit en couple [55].

### 5.1.3 Source continue pilotable

Nous utilisons une source continue pilotable afin d'émuler le comportement d'un générateur de type pile à combustible. La source utilisée dans nos essais est une source continue du fabricant Xantrex (300V/20A) qui est contrôlée en tension via l'entrée analogique 0-10V. Nous utilisons la carte de sortie analogique du système dSPACE pour transmettre un signal 0-10V, image de notre modèle de PAC en Simulink.

### 5.1.4 Amplificateur de puissance



FIGURE 5.4 – Amplificateur de puissance du banc de test universel du G2ELab

Nous utilisons un amplificateur de puissance pilotable pour émuler le comportement du pack de batterie de notre véhicule. Cet amplificateur est capable de fournir un système de 3 tensions indépendantes pouvant aller de 0 à 280 V, sur une gamme de fréquence de 0 à 20 kHz, avec un courant maximum de 20 A [48]. La limitation en puissance étant de 2000 W par unité, pour nos essais nous n'utilisons évidemment qu'une sortie tension, à fréquence nulle; celle-ci est contrôlée via la carte de sortie analogique 0-10 V du système dSPACE qui transmet le signal de tension venant de notre modèle de batterie en Simulink.

### 5.1.5 Interface dSPACE

L'interface dSPACE nous permet de transposer les essais réalisés en simulation sur notre banc de test. Le système dSPACE est un système modulaire composé d'une carte processeur et d'un certain nombre de cartes d'entrées/sorties. Le système actuellement disponible au G2ELab est composé des cartes suivantes :

- Une carte processeur DS1005 PPC board (carte mère) avec un PowerPC 750 fonctionnant à 480 MHz, 128 Mo de SDRAM et 16 Mo de mémoire Flash.

## Interface dSPACE

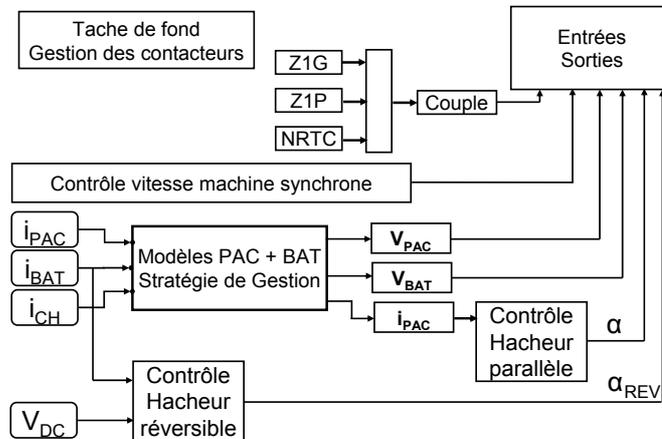


FIGURE 5.5 – Interface dSPACE

- Une carte DS2003 : cette carte d'acquisition de mesure permet de choisir les grandeurs utiles pour la stratégie de la commande considérée. Il y a 32 entrées analogiques multiplexées avec une résolution pouvant aller jusqu'à 16 bits et des échantillonneurs - bloqueurs synchrones.

- Une carte DS2101 : cette carte de visualisation est un bloc de 5 sorties analogiques d'une résolution de 12 bits permettant de visualiser des grandeurs internes. Dans notre cas nous avons utilisé ces sorties pour réguler :

La tension de l'amplificateur

La tension de la source de tension continue

Le couple de la machine à courant continu

- Une carte DS3002 qui dispose de 6 entrées haute résolution pour codeurs incrémentaux.

- Une carte DS4003 avec 96 entrées/sorties logiques.

- Une carte DS5101 : cette carte PWM dispose de 16 sorties PWM avec une résolution de 25ns.

En tant que système, il permet également de visualiser en temps réel et de stocker des paramètres de commande/paramètres du modèle via le logiciel ControlDesk. Pour faire ceci il suffit d'insérer des capteurs virtuels que l'on appelle Testpoints dans l'interface graphique dSPACE.

### 5.1.6 La procédure de test

Pour nos essais expérimentaux sur le banc de test universel du G2ELab on procède de la manière suivante :

On démarre d'abord le couple programmable, c'est à dire l'ordinateur 2 et la baie de

puissance qui alimente et contrôle le moteur à courant continu (voir figure 5.1). Dans l'interface de contrôle on choisit "control external". Ainsi la machine à courant continu est contrôlée via la sortie 1 analogique de la carte dSPACE DS2101 connectée à l'ordinateur 1.

On démarre ensuite l'amplificateur et son interface graphique (pupitre de commande). Nous choisissons le mode AC+DC, des limites de courant convenables, et on mets les trois phases sur "On" et les gains à 100%. L'amplificateur sera contrôlé aussi via la carte DS2101. On utilise les sorties analogiques 2, 3 et 4. Comme on n'utilise qu'une des trois phases, les deux autres seront affectées d'un "0".

On démarre alors la source DC : nous choisissons le mode "remote", contrôle en tension et une limite de courant qui convient. Par la sortie 5 de la carte DS2101 on contrôle la source DC.

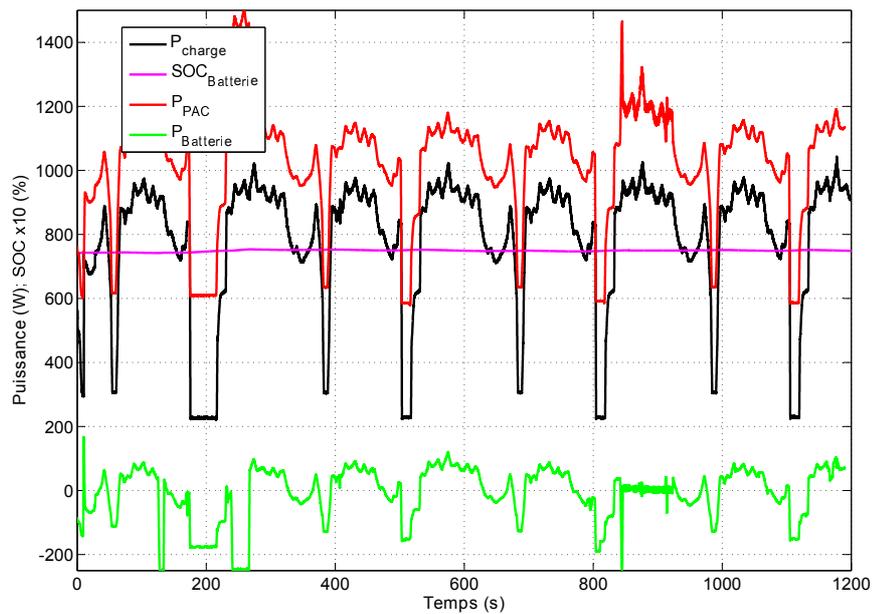
Finalement on démarre l'ordinateur 1 qui sera au coeur de notre expérience ainsi que la baie de puissance intégrant l'onduleur qui alimente la machine synchrone à aimants permanents et le rack contenant les hacheurs parallèle et réversible. On démarre les logiciels Matlab Simulink et ControlDesk. On ouvre notre modèle Simulink (Fig. 5.5) et on procède à la compilation après avoir chargé tous les paramètres. Une fois le modèle compilé, on connecte le logiciel ControlDesk à la carte DS1005 afin de pouvoir enregistrer les données choisies.

Avant de commencer un essai on vérifie le câblage et l'état des contacteurs dans "tache de fond  $\Rightarrow$  gestion des contacteurs". Pour commencer on met l'interface graphique de dSPACE (Fig. 5.5) en mode external et on le connecte aux cartes dSPACE "connect to target". On met le contacteur principal sur "ON". On ferme les contacteur KM6 et KM5 (voir Fig. 5.2) et on allume les cartes PWM connectées aux hacheurs parallèle et réversible. On charge le bus DC avec une tension de 400V, d'abord en boucle ouverte. Pour ce faire, on fixe la tension de la source DC et celle de l'amplificateur à environ 200 V. Puis on ferme la boucle de contrôle en tension du bus DC pour vérifier son bon fonctionnement. Enfin on connecte la machine synchrone à aimants permanents au bus DC via l'onduleur en fermant le contacteur KM8 et en allumant la carte PWM de l'onduleur et en envoyant une valeur de couple à la MCC ainsi qu'une consigne de vitesse à la MSAP. A l'aide des interrupteurs en sortie du bloc "Modèle PAC, Batterie et EMS", on passe en mode "émulation", c'est à dire qu'on passe de tensions fixes de la source DC et de l'amplificateur à des tensions variables des modèles PAC et batterie. Avec le "Multiport switch" de l'ensemble "Cycles de mission" on choisit le cycle de mission qui convient. La dernière étape consiste à passer d'une valeur fixe de courant de la boucle de courant du hacheur parallèle à une consigne de courant issue de notre bloc "Energy Management Strategy (EMS)" à l'aide de l'interrupteur en entrée du bloc "contrôle hacheur".

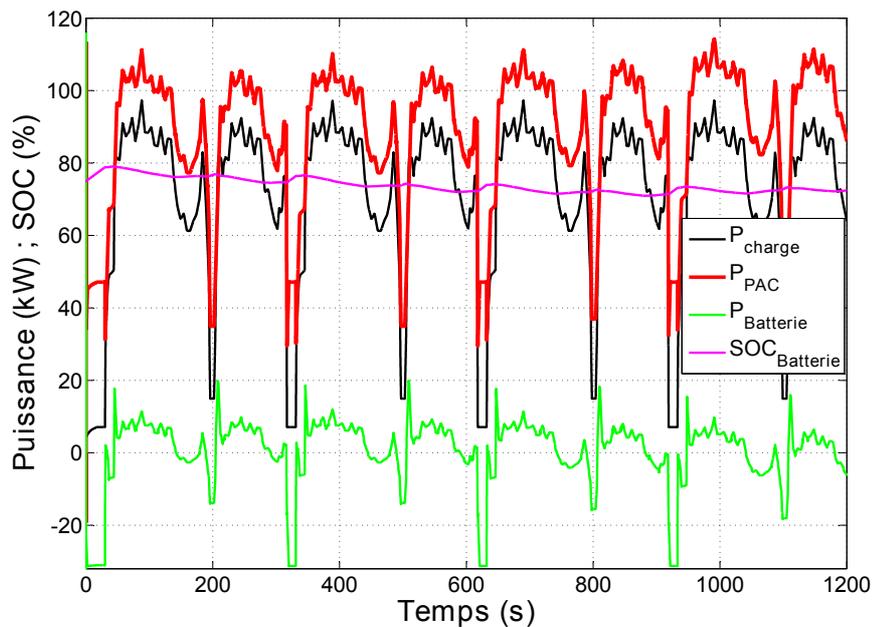
## 5.2 Tests sur le banc expérimental

Nous présentons ici les résultats des essais sur notre banc de test pour les cycles Z1G et NRTC et les stratégies de gestion RB et ECMS, l'objectif étant la validation du bon fonctionnement des deux stratégies de gestion.

### 5.2.1 Tests pour la stratégie ECMS

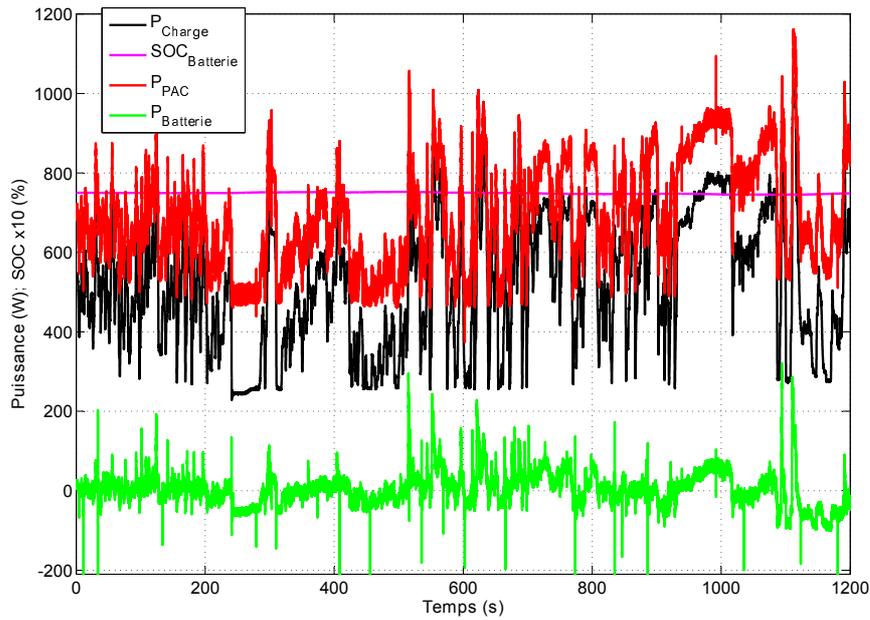


(a) Mesure du banc de test

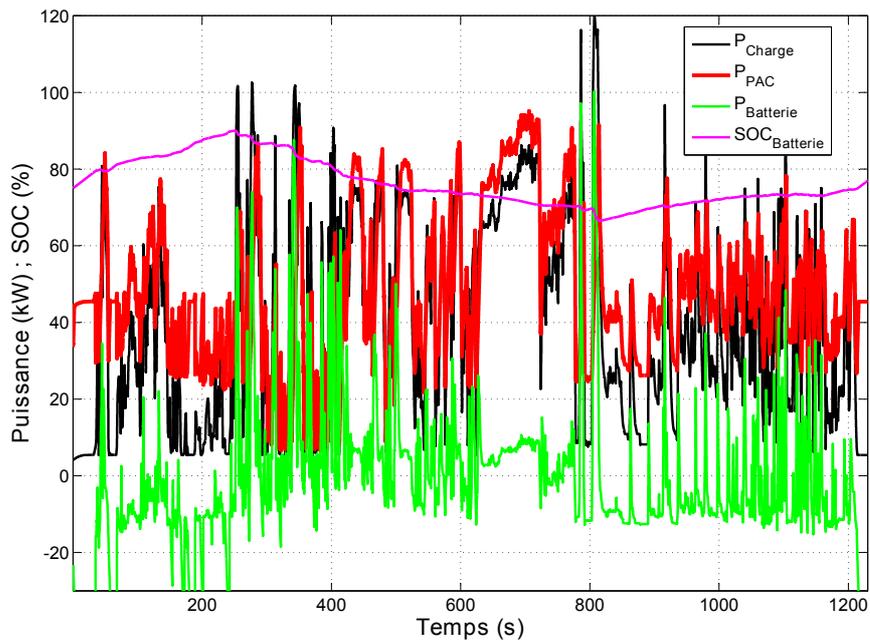


(b) Simulation

FIGURE 5.6 – Résultats pour le cycle Z1G et la stratégie ECMS



(a) Mesure du banc de test



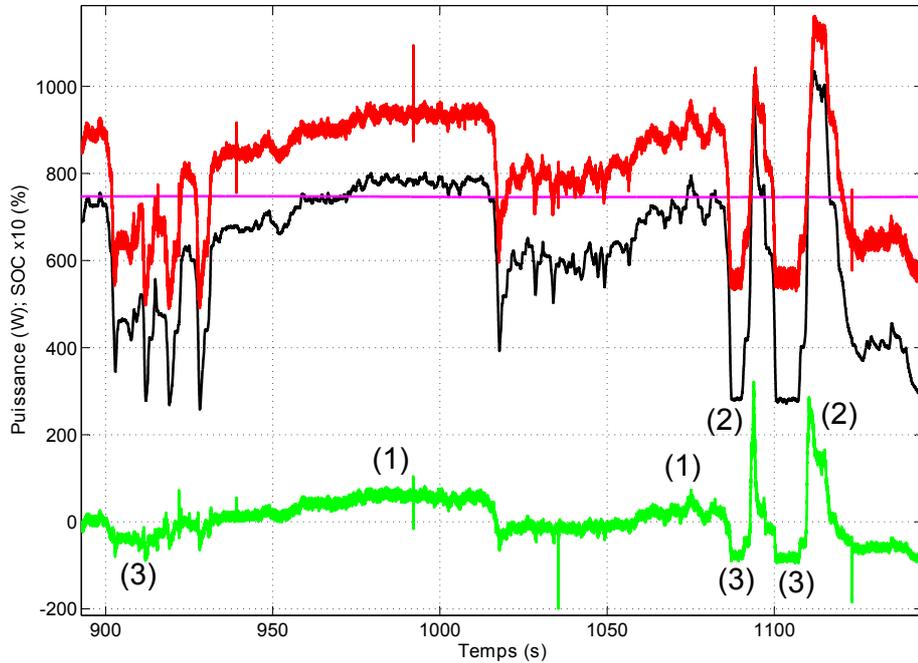
(b) Simulation

FIGURE 5.7 – Résultats pour le cycle NRTC et la stratégie ECMS

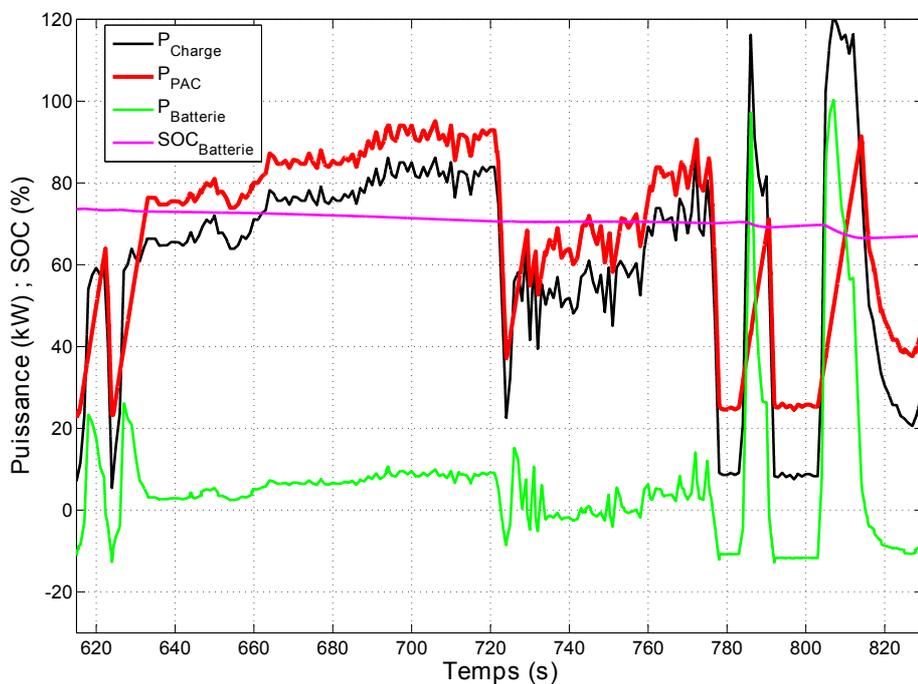
A part quelques instabilités dues à la discrétisation lors de l'application de la stratégie de gestion ECMS, on voit très bien sur la figure 5.6(a) que le résultat expérimental est semblable au résultat de simulation (Fig. 5.6(b)). Pendant les phases où la demande en puissance est faible, les batteries sont rechargées pour ensuite assister la PAC lors des phases de demande de puissance élevées.

Sur la figure 5.7(a) et plus lisiblement sur la figure 5.8(a) on peut observer trois caractéristiques de la stratégie ECMS : premièrement la batterie assiste la PAC dans les phases de

puissance élevée (1), deuxièmement la batterie assiste la PAC dans les transitoires (2) et troisièmement la batterie est rechargée pendant les phases de puissance basses (3). Nous



(a) Mesure du banc de test

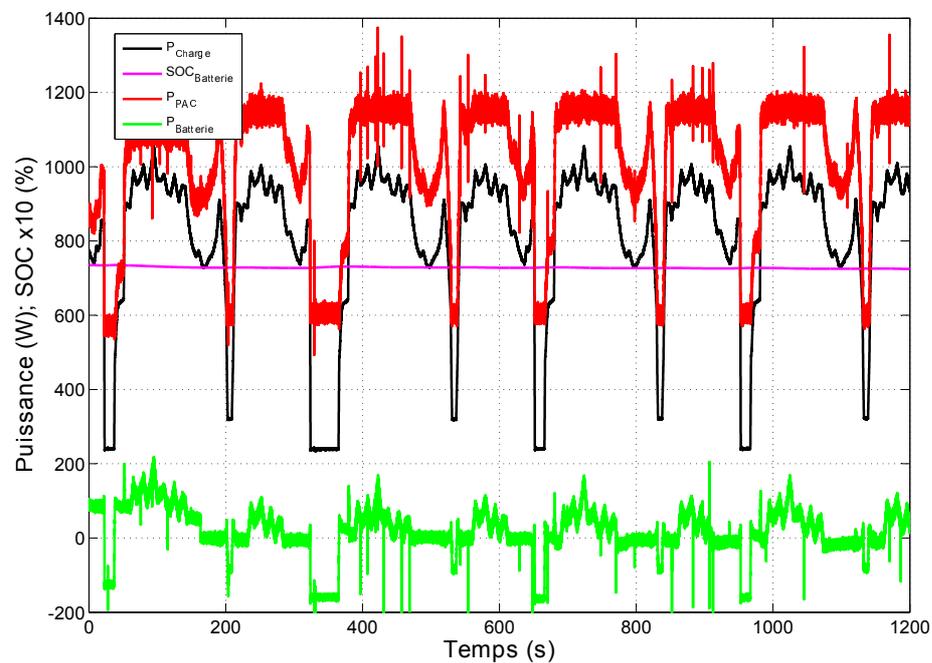


(b) Simulation

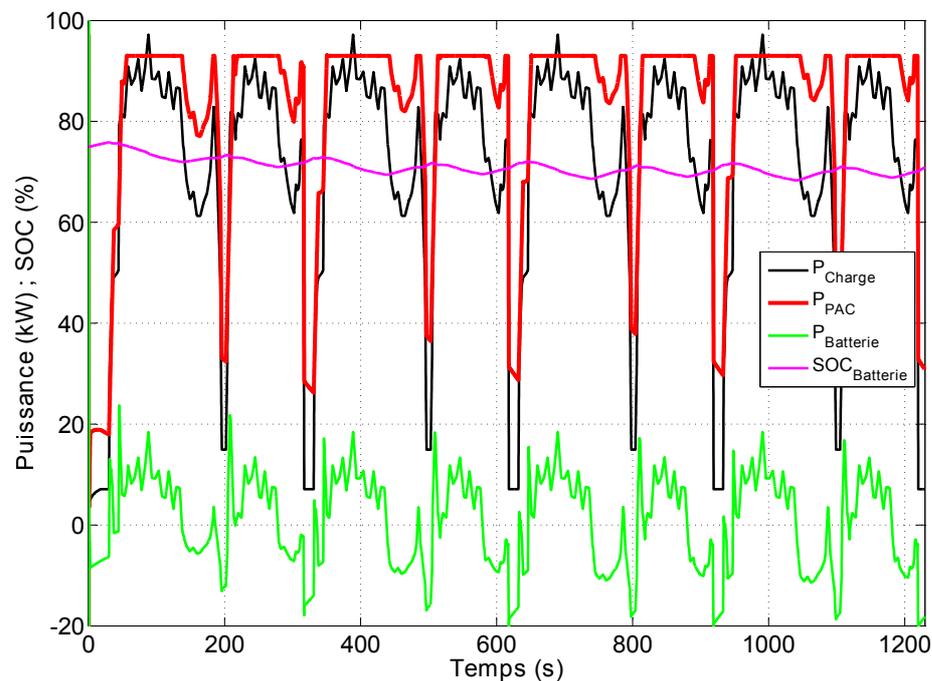
FIGURE 5.8 – Résultats pour le cycle NRTC et la stratégie ECMS (Zoom)

observons un comportement similaire entre la mesure (Fig. 5.8(a)) et la simulation (Fig. 5.8(b)). Néanmoins les courbes sont loin d'être identiques. Ceci est très probablement lié au facteur d'échelle important entre les simulations et les mesures du banc de test.

## 5.2.2 Tests pour la stratégie RB



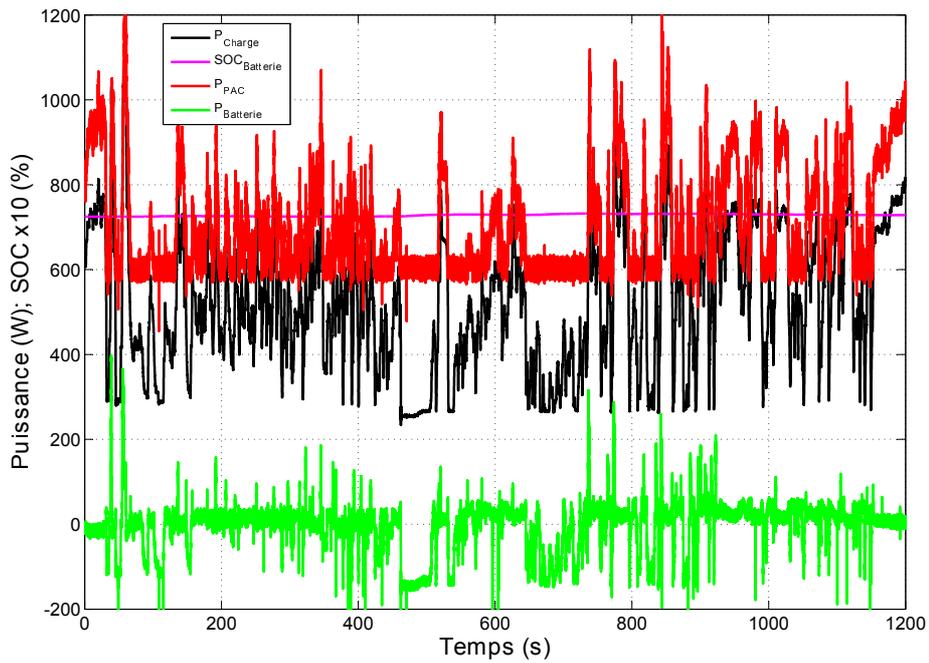
(a) Mesure du banc de test



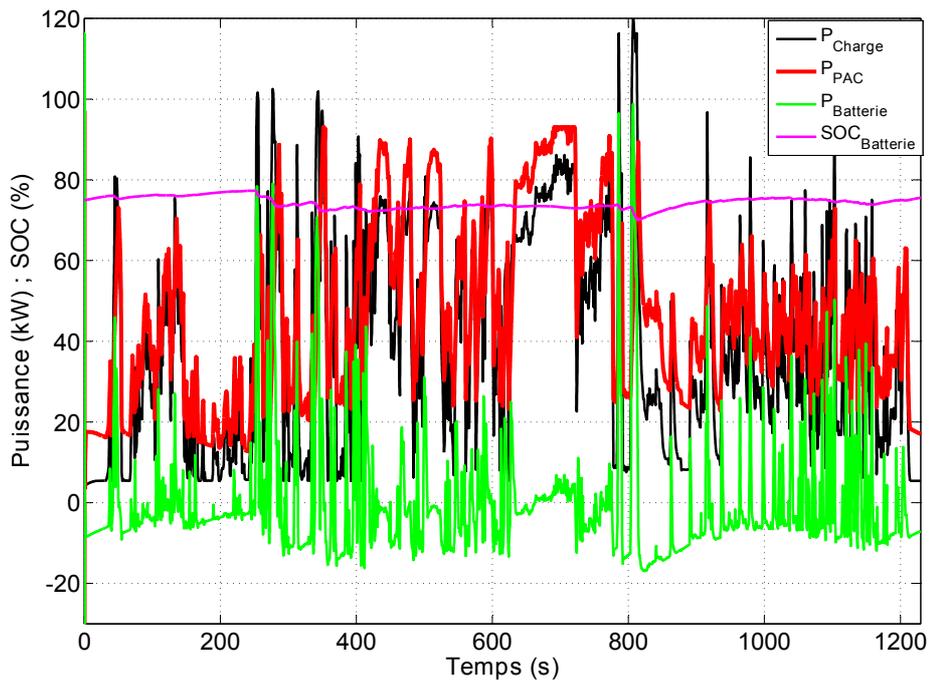
(b) Simulation

FIGURE 5.9 – Résultats pour le cycle Z1G et la stratégie RB

On procède aux mêmes essais, mais cette fois en utilisant la stratégie de gestion Rule-Based, donc sur les deux mêmes cycles. On retrouve bien le même comportement qu'en simulation. La puissance maximale de la PAC est limitée à  $cs\_max\_pwr$  (consigne)(Fig. 5.9(a)) si l'état de charge de la batterie ne tombe pas en dessous de la limite basse  $cs\_lo\_soc$ .



(a) Mesure du banc de test



(b) Simulation

FIGURE 5.10 – Résultats pour le cycle NRTC et la stratégie RB

Entre autre la batterie assiste bien la PAC pendant les phases de dynamique importante.

## 5.3 Conclusion

Le système utilisé pour nos essais est intéressant parce qu'il est polyvalent d'où son nom "banc de test universel". Avec seulement très peu de changements au niveau topologique et logiciel on arrive à réaliser des tests pour des applications suivantes : hydraulique, éolienne, système photovoltaïque et voiture hybride électrique.

A l'aide de ce banc de test on a donc pu valider qualitativement les résultats obtenus suite aux simulations présentées au chapitre 4.4.2. Par contre, il est à noter que les puissances transitant au niveau du banc sont largement plus faibles que celles avec lesquelles les simulations ont été faites : le facteur d'échelle étant d'environ 85/1.5 soit 57. Nous avons conscience que ce facteur d'échelle n'est pas respectueuse de toutes les règles de similitudes possibles ; il faudra à cet effet procéder à des perfectionnements.

Vu le temps imparti pour les essais, nous avons préféré faire fonctionner les hacheurs à puissance réduite (2000 W maximum) ; il est ensuite à noter que vu que l'on fonctionne à puissance réduite, le rendement des convertisseurs de puissance du banc (hacheurs et onduleur) sont largement dégradés par rapport à un fonctionnement au nominal. En conséquence, la puissance récupérée au niveau du moteur à courant continu est d'environ la moitié de ce qui a été fourni en entrée, ce qui bien sûr est loin d'un fonctionnement en pleine charge où les rendements sont bien plus acceptables.

Pour ce qui est de la topologie B qui relie les batteries directement sur le bus continu et ainsi est caractérisé par une fluctuation de la tension du même, on n'a pas pu faire de test sur le banc de test du aux contraintes temporelles. Il est prévu dans des futurs travaux d'évaluer l'impact de ces fluctuations de la tension sur le contrôle et la performance des moteurs de traction et les autres charges.



---

## Conclusion générale

Ce travail est parti du constat que les machines agricoles tout comme les voitures doivent faire face aux normes d'émissions de plus en plus restrictives et à la hausse des prix du pétrole. Pour relever ce défi, nous avons proposé un tracteur électrique propulsé par un système hybride pile à combustible/batterie. L'avantage d'un tel engin ne sera pas seulement l'élimination des émissions et une diminution du recours aux ressources fossiles mais aussi un élargissement des compétences de l'engin qui permet de nouvelles applications telles la mise à disposition d'énergie électrique pour des outils annexes (faucheuse, presse, ...)/ ou la fourniture d'énergie dans un site isolé voire au réseau (smart grids).

Une comparaison à l'aide de l'outil de simulation Matlab Simulink entre les performances d'un tracteur conventionnel, d'un tracteur diesel hybride et d'un tracteur à PAC hybride nous a conforté dans notre choix. Nos résultats montrent que par rapport à un tracteur conventionnel, un tracteur diesel hybride réduit la consommation de 18% et un tracteur PAC hybride de 35%.

Pour le système PAC hybride nous avons testé deux différentes topologies ainsi que deux différentes stratégies de gestion énergétique. Nous avons pu montrer que sur le plan des topologies celle qui fait intervenir un hacheur réversible entre les batteries et le bus DC garantit une tension stable sur le bus DC au détriment du rendement. Cependant la topologie qui relie les batteries directement au bus DC conduit à une tension fluctuante du bus DC. Il faudra donc dans de futurs travaux déterminer si un tel inconvénient est compatible avec le contrôle des machines électriques alimentées via le bus continu ou non. Pour les deux stratégies de gestion nous n'avons pas pu montrer une différence significative en termes de rendement. Ceci s'explique de la manière suivante : dans le monde des véhicules on s'attend d'une manière générale à une amélioration du rendement global par une hybridation [63]. Cette amélioration est due à la combinaison des 3 facteurs suivants :

- la source primaire (thermique ou électrique) est dimensionnée pour fournir la puissance moyenne demandée par la charge, tandis que les pics de puissance seront fournis par le ou

les éléments de stockage.

- l'élément de stockage réversible du point de vue énergétique permet de récupérer l'énergie lors des décélérations/freinages

- la mise en place d'une stratégie start/stop arrête le moteur lorsque le véhicule ne roule pas.

Dans notre cas particulier, les cycles de mission agricoles présentent beaucoup moins de pics de puissance que les cycles urbains; le freinage est quasiment inexistant lors des travaux au champ et pour finir lorsque l'engin à PAC est à l'arrêt, la consommation (à vide) est quasiment nulle (figure 4.22).

L'hybridation de la source primaire permet néanmoins d'améliorer la dynamique du système et contribue à prolonger sa durée de vie. Il est à noter que le comportement du conducteur et la maintenance du véhicule sont des éléments déterminants relativement à la consommation d'énergie. En effet il a été montré en Autriche [45] [44] qu'un glissement des roues important suite à l'utilisation d'une traction sur 2 roues au lieu de quatre conduit à une surconsommation de 10%. La pression des pneus, la largeur des outils tirés par le tracteur et la profondeur de travail sont aussi des éléments déterminants en termes de consommation.

Notre travail a consisté en une première validation du concept de tracteur à PAC hybride. Il sera bien sûr intéressant de réaliser un prototype grandeur nature pour pouvoir le tester dans des conditions réelles. Pour terminer, il faudra aussi prendre en compte le vieillissement des sources (primaire et secondaire), les coûts de maintenance ... pour évaluer au plus juste ce nouveau concept.

---

## Bibliographie

- [1] Fabricant de machines agricoles "Allis Gleaner Corporation - AGCO" , site internet 2010 : <http://www.agcocorp.com>.
- [2] Premier véhicule à pile à combustible : tracteur de Allis-Chalmers, 1959.
- [3] Système de propulsion diesel hybride de Deutz : <http://www.deutzamericas.com/engines/hybriddrive.htm>, 2007.
- [4] Fabricant de pile à combustible canadien Ballard Power Systems : <http://www.ballard.com>, 2010.
- [5] The Rush for Farmland, rural 21, The International Journal for Rural Development, 2010.
- [6] A.-L. ALLEGRE, A. BOUSCAYROL, J.-N. VERHILLE, P. DELARUE, E. CHATTOT et S. EL-FASSI : Reduced-scale-power hardware-in-the-loop simulation of an innovative subway. *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, 57(4):1175 –1185, apr. 2010.
- [7] B. BERNHARD et V. R. SCHLOTTER : Electric drives for combine harvesters. *In Proceedings of the International Conference on Crop Harvesting and Processing*, 2003.
- [8] D. P. BERTSEKAS : *Dynamic Programming and Optimal Control*. Athena Scientific, 2000.
- [9] A. BOUSCAYROL : Different types of hardware-in-the-loop simulation for electric drives. *In Industrial Electronics, 2008. ISIE 2008. IEEE International Symposium on*, pages 2146 –2151, jun. 2008.
- [10] Bruno BURGER : Press release 15/09. Rapport technique, ISE Freiburg, 2009.
- [11] D. CANDUSSO, I. VALERO, A. WALTER, S BACHA, E RULLIÈRE et B RAISON : Modelling, control and simulation of a fuel cell based power supply system with energy management. *In IECON 02 [Industrial Electronics Society, IEEE 2002 28th Annual Conference of the]*, volume 2, pages 1294 – 1299 vol.2, nov. 2002.
- [12] Candusso DENIS : *Hybridation du groupe électrogène à pile à combustible pour l'alimentation d'un véhicule électrique*. Thèse de doctorat, Université Joseph-Fourier - Grenoble I, 2002.

- [13] P.A. CASSANI et S.S. WILLIAMSON : Feasibility analysis of a novel cell equalizer topology for plug-in hybrid electric vehicle energy-storage systems. *Vehicular Technology, IEEE Transactions on*, 58(8):3938 –3946, oct. 2009.
- [14] C. C. CHAN, A. BOUSCAYROL et K. CHEN : Electric, hybrid, and fuel-cell vehicles : Architectures and modeling. *Vehicular Technology, IEEE Transactions on*, 59(2):589 –598, feb. 2010.
- [15] C.C. CHAN, Y.S. WONG, A. BOUSCAYROL et Keyu CHEN : Powering sustainable mobility : Roadmaps of electric, hybrid, and fuel cell vehicles. *Proceedings of the IEEE*, 97(4):603 –607, apr. 2009.
- [16] B. DAVAT, S. ASTIER, T. AZIB, O. BETHOUX, D. CANDUSSO, G. COQUERY, A. DE BERNARDINIS, F. DRUART, B. FRANCOIS, M.G. ARREGUI, F. HAREL, D. HISSEL, J.-P. MARTIN, M.-C. PERA, S. PIERFEDERICI, S. RAEL, D. RIU, S. SAILLER, Y. BULTELE, T. CREUZET, C. TURPIN et T. ZHOU : Fuel cell-based hybrid systems. *Advanced Electromechanical Motion Systems Electric Drives Joint Symposium, 2009. ELECTROMOTION 2009. 8th International Symposium on*, pages 1 –11, july 2009.
- [17] Gao DAWEI, Jin ZHENHUA et Lu QINGCHUN : Performance comparison of different fuel cell vehicle power trains. *In Vehicle Power and Propulsion Conference, 2008. VPPC '08. IEEE*, pages 1 –5, sept. 2008.
- [18] O. DEGRELL et T. FEUERSTEIN : DLG-Powermix - A practical tractor test, DLG test centre for agricultural machinery, Groß-Umstadt, Germany : <http://www.dlg-test.de/powermix>.
- [19] DIESELNET : Nonroad diesel engine emission standards.
- [20] M. EHSANI, Yimin GAO et J.M. MILLER : Hybrid electric vehicles : Architecture and motor drives. *Proceedings of the IEEE*, 95(4):719 –728, april 2007.
- [21] A. EMADI, K. RAJASHEKARA, S.S. WILLIAMSON et S.M. LUKIC : Topological overview of hybrid electric and fuel cell vehicular power system architectures and configurations. *Vehicular Technology, IEEE Transactions on*, 54(3):763 – 770, may. 2005.
- [22] Volkswagen Recherche et DEVELOPEMENT : Hochttemperaturbrennstoffzelle : [http://www.focus.de/auto/videos/auto-vw-erklaert-die-neue-brennstoffzelle\\_vid\\_763.html](http://www.focus.de/auto/videos/auto-vw-erklaert-die-neue-brennstoffzelle_vid_763.html).
- [23] Commission EUROPÉENE : Commission Directive 2005/13/EC of 21 February 2005 amending Directive 2000/25/EC of the European Parliament and of the Council concerning the emission of gaseous and particulate pollutants by engines intended to power agricultural or forestry tractors, and amending Annex I to Directive 2003/37/EC of the European Parliament and of the Council concerning the type approval of agricultural or forestry tractors. *European Union Official Journal L55*, Fevrier 2005.
- [24] Böhler F., Thiebes PH., Geimer J., Santoire J. et Zahoransky R. : Hybrid drive systems for industrial applications : <http://www.iaf.fh-offenburg.de>.

- [25] FARMINDUSTRYNEWS.COM : Electrogator.
- [26] G. FONTES, C. TURPIN, S. ASTIER et T.A. MEYNARD : Interactions between fuel cells and power converters : Influence of current harmonics on a fuel cell stack. *Power Electronics, IEEE Transactions on*, 22(2):670 –678, march 2007.
- [27] Fraunhofer Institute for MANUFACTURING et Advanced Materials IFAM : Hydrogen technology.
- [28] M. GARCIA-ARREGUI, C. TURPIN et S. ASTIER : Direct connection between a fuel cell and ultracapacitors. pages 474 –479, may 2007.
- [29] Walid HANKACHE : *Gestion optimisée de l’Energie Electrique d’un Groupe Electrogène Hybride à Pile à Combustible*. Thèse de doctorat, INP Toulouse, 2008.
- [30] Thomas HERLITZIUS, Wolfgang AUMER, Mirko LINDNER, Gerd BERNHARDT, N. MICHALKE et U. SCHUFFENHAUER : Integration of an electrical drive into a tangential threshing cylinder. *VDI-Berichte*, 2060:495 – 500, 2009.
- [31] T. HOFMAN, R.M. van DRUTEN, A.F.A. SERRARENS et M. STEINBUCH : Rule-based energy management strategies for hybrid vehicles. *International Journal of Electric and Hybrid Vehicles*, 1:71–94, 2007.
- [32] J.D. HOLLADAY, J. HU, D.L. KING et Y. WANG : An overview of hydrogen production technologies. *Catalysis Today*, 139:244–260, 2009.
- [33] Marion King HUBBERT : Nuclear energy and the fossil fuels.
- [34] IPCC : Climate change 2007, working group II : Impacts, adaptation and vulnerability, effects of elevated CO<sub>2</sub> on plant growth and yield. Rapport technique 5.4.1.1, IPCC, 2007.
- [35] Johannes Theodorus Bernhard Anna KESSELS : *Energy Management for automotive Power Nets*. Thèse de doctorat, Technische Universiteit Eindhoven, 2007.
- [36] J.T.B.A. KESSELS, M.W.T. KOOT, P.P.J. van den BOSCH et D.B. KOK : Online energy management for hybrid electric vehicles. *Vehicular Technology, IEEE Transactions on*, 57(6):3428 –3440, Nov. 2008.
- [37] M. KOOT, J.T.B.A. KESSELS, B. de JAGER, W.P.M.H. HEEMELS, P.P.J. van den BOSCH et M. STEINBUCH : Energy management strategies for vehicular electric power systems. *Vehicular Technology, IEEE Transactions on*, 54(3):771–782, May 2005.
- [38] N.H. KUTKUT et D.M. DIVAN : Dynamic equalization techniques for series battery stacks. In *Telecommunications Energy Conference, 1996. INTELEC ’96., 18th International*, pages 514 –521, 6-10 1996.
- [39] A. LANGE, W.R. CANDERS, F. LAUBE et H. MOSEBACH : Comparison of different drive systems for a 75 kw electrical vehicle drive. In *ICEM*, pages 1308–1312, 2000.
- [40] James LARMINIE et Andrew DICKS : *Fuel Cell Systems Explained*. Wiley, 2003.
- [41] Tianliang LIN, Qingfeng WANG, Baozan HU et Wen GONG : Development of hybrid powered hydraulic construction machinery. *Automation in Construction*, 19(1):11 – 19, 2010.

- [42] Omar MANSOURI : Fiche technique : Convertisseur réversible dc/dc. Rapport technique, G2ELab, 2009.
- [43] Donella H. MEADOWS, Dennis L. MEADOWS, Jørgen RANDERS et William W. Behrens III : *The Limits to Growth*. Universe Books, 1972.
- [44] G. MOITZI, H. WEINGARTMANN et J. BOXBERGER : Effects of tillage systems and wheel slip on fuel consumption. In *The Union of Scientists - Rouse : Energy Efficiency and Agricultural Engineering*, 2006.
- [45] Gerhard MOITZI : Möglichkeiten zur Kraftstoffeinsparung. Richtiger Einsatz von Maschinen und Geräten im Ackerbau.
- [46] S.M. NAYLOR, V. PICKERT et D.J. ATKINSON : Fuel cell drive train systems – driving cycle evaluation of potential topologies. In *Vehicle Power and Propulsion Conference, 2006. VPPC '06. IEEE*, pages 1–6, sept. 2006.
- [47] S.M. NAYLOR, V. PICKERT et D.J. ATKINSON : Fuel cell drive train topologies - computer analysis of potential systems. In *Power Electronics, Machines and Drives, 2006. PEMD 2006. The 3rd IET International Conference on*, pages 398–403, mar. 2006.
- [48] Dan OCNASU : Connexion à arene temps réel du banc expérimental dédié à la génération eolienne. Mémoire de D.E.A., INP Grenoble ENSIEG, 2005.
- [49] G. PAGANELLI, M. TATENO, A. BRAHMA, G. RIZZONI et Y. GUEZENNEC : Control development for a hybrid-electric suv : strategy, implementation and fiel test results. In *Proc. of the American Control Conference*, pages 5064–5069, Arlington, VA, 2001.
- [50] Jay PUKRUSHPAN, Anna STEFANOPOULOU, Subbarao VARIGONDA, Jonas EBORN et Christoph HAUGSTETTER : Control-oriented model of fuel processor for hydrogen generation in fuel cell applications. *Control Engineering Practice*, 14(3):277 – 293, 2006. Advances in Automotive Control (AC'04).
- [51] Jay T. PUKRUSHPAN, Anna G. STEFANOPOULOU et Huei PENG : *Control of Fuel Cell Power Systems : Principles, Modeling, Analysis and Feedback Design*. Springer, 2004.
- [52] Jay Tawee PUKRUSHPAN : *Modeling and Control of Fuel Cell Systems and Fuel Processor Systems*. Thèse de doctorat, TheUniversity of Michigan, Co-Chairs : Anna Stefanopoulou and Huei Peng, Jan 2003.
- [53] Karl Th. RENIUS et Rainer RESCH : Continuously Variable Tractor Transmissions. *ASABE Distinguished Lecture Series*, No. 29:pp. 1–37, 2005.
- [54] P. RODATZ, G. PAGANELLI, A. SCIARRETTA et L. GUZZELLA : Optimal power management of an experimental fuel cell/supercapacitor-powered hybrid vehicle. *Control Engineering Practice*, 13(1):41 – 53, 2005.
- [55] Ludovic RUSE : *Banc Expérimental reproduisant le comportement d'une chaîne de production électrique de type éolien*. Thèse de doctorat, Conservatoire National des Arts et Metiers Centre Regional AGREE de Grenoble (C.U.E.F.A), 2005.

- [56] T. M. Guerra J. Rimaux S. DELPRAT, J. Lauber : Control of a parallel hybrid powertrain : optimal control. *IEEE transactions on Vehicular Technology*, 53(3):872 – 881, may 2004.
- [57] F.R. SALMASI : Control strategies for hybrid electric vehicles : Evolution, classification, comparison, and future trends. *IEEE transactions on Vehicular Technology*, 56(5):2393 – 2404, september 2007.
- [58] L. SCHINDELE, M. BRAUN et H. SPÄTH : The influence of power electronic dynamics on pem fuel cell-system. pages 9 pp. –P.9, 0-0 2005.
- [59] Roland SCHMETZ : Stepless changing with diesel-electric power. *profi test*, 12-99:3, 1999.
- [60] Pascal SCHOTT, Jean-Philippe POIROT et Pierre BAURENS : Modelisation et simulation de la source d'énergie à pile à combustible du véhicule à hydrogène. *Annales de Chimie Science des Matériaux*, 26(4):27 – 42, 2001.
- [61] A. SCIARRETTA et L. GUZZELLA : Control of hybrid electric vehicles. *Control Systems Magazine, IEEE*, 27(2):60 –70, april 2007.
- [62] Hydrogen-powered tractor unveiled at paris show. *Fuel Cells Bulletin*, 2009(2):1 – 1, 2009.
- [63] P. THOUNTHONG et S. RAEL : The benefits of hybridization. *Industrial Electronics Magazine, IEEE*, 3(3):25 –37, sept. 2009.
- [64] Phatiphat THOUNTHONG, Stephane RAËL et Bernard DAVAT : Energy management of fuel cell/battery/supercapacitor hybrid power source for vehicle applications. *Journal of Power Sources*, 193(1):376 – 385, 2009. Scientific Advances in Fuel Cell Systems.
- [65] P. J. TRITSCHLER, S. BACHA et E. RULLIÈRE : Emulation of fuel cell systems. *In Electrical Machines, 2010. ICEM 2010. 19th International Conference On*, 2010.
- [66] P. J. TRITSCHLER, S. BACHA, E. RULLIÈRE et G. HUSSON : Energy management strategies for an embedded fuel cell system on agricultural vehicles. *In Electrical Machines, 2010. ICEM 2010. 19th International Conference On*, 2010.
- [67] Graham M. TURNER : A comparison of the limits to growth with 30 years of reality. *Global Environmental Change*, 18(3):397 – 411, 2008. Globalisation and Environmental Governance : Is Another World Possible ?
- [68] I. VALERO, E. RULLIERE, S. BACHA et N. LAVERDURE : Experimental validation of control algorithms for fuel cells powered applications. *In FDFC, Fuel Cells : Materials, Engineering, Systems and Applications*, 2004.
- [69] Ianko VALERO, Seddik BACHA et Elisabeth RULLIERE : Comparison of energy management controls for fuel cell applications. *Journal of Power Sources*, 156(1):50 – 56, 2006. Selected papers from the 2nd France-Deutschland Fuel Cell Conference.
- [70] Dang Bang VIET : *Conception d'une interface d'électronique de puissance pour Pile à Combustible*. Thèse de doctorat, G2ELab, 2006.

- 
- [71] Dang Bang VIET, Y. LEMBEYE, J.P. FERRIEUX, J. BARBAROUX et Y. AVENAS : New high power - high ratio non isolated dc-dc boost converter for fuel cell applications. pages 1 – 7, june 2006.
- [72] Bouchra WAHDAME, Denis CANDUSSO, Xavier FRANÇOIS, Fabien HAREL, Marie-Cécile PÉRA, Daniel HISSEL et Jean-Marie KAUFFMANN : Comparison between two pem fuel cell durability tests performed at constant current and under solicitations linked to transport mission profile. *International Journal of Hydrogen Energy*, 32(17):4523 – 4536, 2007. Fuel Cells.
- [73] Bouchra WAHDAME, Denis CANDUSSO, Fabien HAREL, Xavier FRANÇOIS, Marie-Cécile PÉRA, Daniel HISSEL et Jean-Marie KAUFFMANN : Analysis of a pemfc durability test under low humidity conditions and stack behaviour modelling using experimental design techniques. *Journal of Power Sources*, 182(2):429 – 440, 2008. Selected papers from the International Workshop on Degradation Issues in Fuel Cells.
- [74] Mario WÜNSCHE : *Elektrischer Einzelradantrieb für Traktoren*. Thèse de doctorat, Technische Universität Dresden, 2005.
- [75] Gui XINQUN, Danan DOU et Richard WINSOR : Non-Road Diesel Engine Emissions and Technology Options for Meeting Them. *ASABE Distinguished Lecture Series*, No 34:pp. 1–24, 2010.
- [76] M. ZERAOUILA, M.E.H. BENBOUZID et D. DIALLO : Electric motor drive selection issues for hev propulsion systems : a comparative study. *In Vehicle Power and Propulsion, 2005 IEEE Conference*, page 8 pp., 7-9 2005.
- [77] Z.Q. ZHU et D. HOWE : Electrical machines and drives for electric, hybrid, and fuel cell vehicles. *Proceedings of the IEEE*, 95(4):746 –765, april 2007.

*There is a different and more fundamental cost that is independent of the monetary price. That is the energy cost of exploration and production. So long as oil is used as a source of energy, when the energy cost of recovering a barrel of oil becomes greater than the energy content of the oil, production will cease no matter what the monetary price may be.*

Marion King Hubbert

### A.1 Belarus 3023 - tracteur à transmission électrique



FIGURE A.1 – Tracteur diesel-électrique Belarus 3023

Ce tracteur d'une puissance de 220kW à transmission diesel électrique du fabricant biélorusse Usine de tracteurs de Minsk MTZ était présenté lors du salon Agritechnica 2009 à Hanovre. Son moteur diesel est connecté à une génératrice qui alimente un moteur électrique centrale qui propulse les roues à travers d'une transmission mécanique. La prise de force est propulsé avec un moteur électrique et ainsi largement indépendant du régime du moteur diesel. En plus il existe une prise électrique d'une puissance de 172kW pour des charges externes.

## A.2 Magda - La moissonneuse-batteuse à transmission électrique



FIGURE A.2 – Moissonneuse-batteuse diesel-électrique Magda

A l'université de Hohenheim un prototype d'une moissonneuse-batteuse à transmission électrique était construit et testé [7]. Là encore l'architecture de la chaîne de propulsion est réalisé en hybride série. La tension du bus DC est de 650V, le véhicule est propulsé par des machines asynchrones tri-phasés de 400V. Pour la génératrice une machine synchrone à aimant permanent était choisi. Pour l'instant seul la traction était électrifié, mais une propulsion des charges rotatives (bateur, ventilateur, vis à grains, etc) est sûrement très intéressant aussi. (Découplage des charges du régime du moteur !) En vu de l'environnement très pollué d'une moissonneuse-batteuse la transmission électrique est réalisé en utilisant que des composants refroidi à l'eau afin d'éviter tout défaut lié au poussières. A l'agritechnica 2009 l'université de Dresde (TU Dresden) a présenté un bateur à trans-

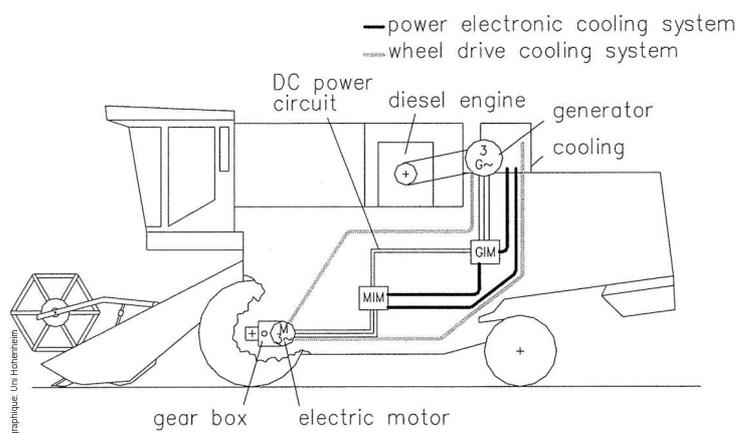


FIGURE A.3 – Schéma électrique de la moissonneuse-batteuse diesel-électrique Magda

mission électrique (voir figure A.4 ) on gagne jusqu'à 50% de volume sur la largeur d'une

moissonneuse-batteuse avec une transmission mécanique conventionnelle. On pourrait alors agrandir le batteur de 50% et ainsi augmenter la performance de la moissonneuse-batteuse. [30]

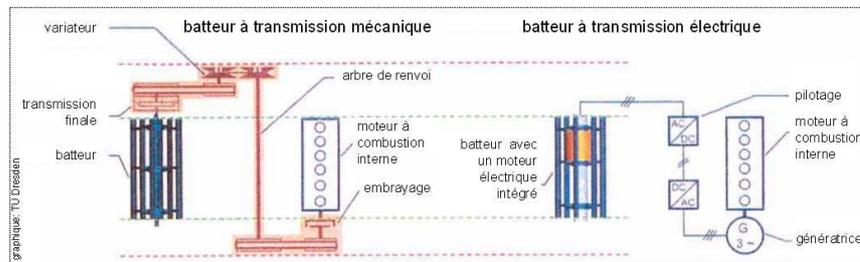


FIGURE A.4 – Comparaison d’une transmission électrique avec une transmission mécanique pour un batteur

### A.3 Toyota FCHV-adv

FCHV-adv est la nouvelle version du véhicule à PAC hybride de Toyota présenté en 2008. Ses caractéristiques sont :



FIGURE A.5 – Voiture à PAC hybride de Toyota

longueur/largeur/hauteur	4735/1815/1685mm
autonomie	690-830km
Démarrage à froid	-30°C
Réservoir H2	6kg (700 bar)
Places	5
Puissance	90kW
Batterie	NiMH

## A.4 Citaro FuelCELL-Hybrid

Fin 2009 Daimler a introduit la nouvelle version du bus à PAC hybride appelé Citaro FuelCELL-Hybrid. Il était développé par le Brennstoffzellen-Kompetenzzentrum Kirchheim-Nabern de Daimler. Les stacks sont fournis par l'Automotive Fuel Cell Cooperation (AFCC) et les batteries par A123systems. En 2010 30 bus seront testés dans des villes en Allemagne (p.ex. Hamburger Hochbahn).



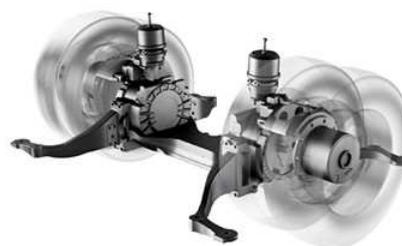
(a) L'extérieure du bus



(b) La PAC



(c) Le système de refroidissement



(d) L'essieu arrière avec les moteurs-roues

FIGURE A.6 – Bus à PAC Citaro Fuel Cell Hybrid de Daimler

Voici ses caractéristiques :

	Citaro FuelCELL-Hybrid
longueur/largeur/hauteur	11950/2550/3400mm
PAC	PEMFC 2x396 cellules
Poids système PAC	688kg
Puissance système PAC	2 x 60kW
Rendement	52-58%
Moteur	Moteur-roue 2x80kW
Réservoir H2	7x5kg (350 bar)
Batterie	LiFePO <sub>4</sub> , 27kWh, 240kW, 330kg
Poids totale (à vide - max)	13.2t - 19t
Capacité du bus	76 passagers
Durée de vie	min 6 ans ou 12000 h
Consommation	11-13 kg/100km

Ce prototype est assez pertinent dans la mesure où ses spécificités (gamme de puissance, technologie de batterie, ...) sont proches de notre étude.

## A.5 Transmission à variation continu de Fendt

Dans la suite les différents modes de fonctionnement de la transmission Vario sont expliqués.[Figure A.7]

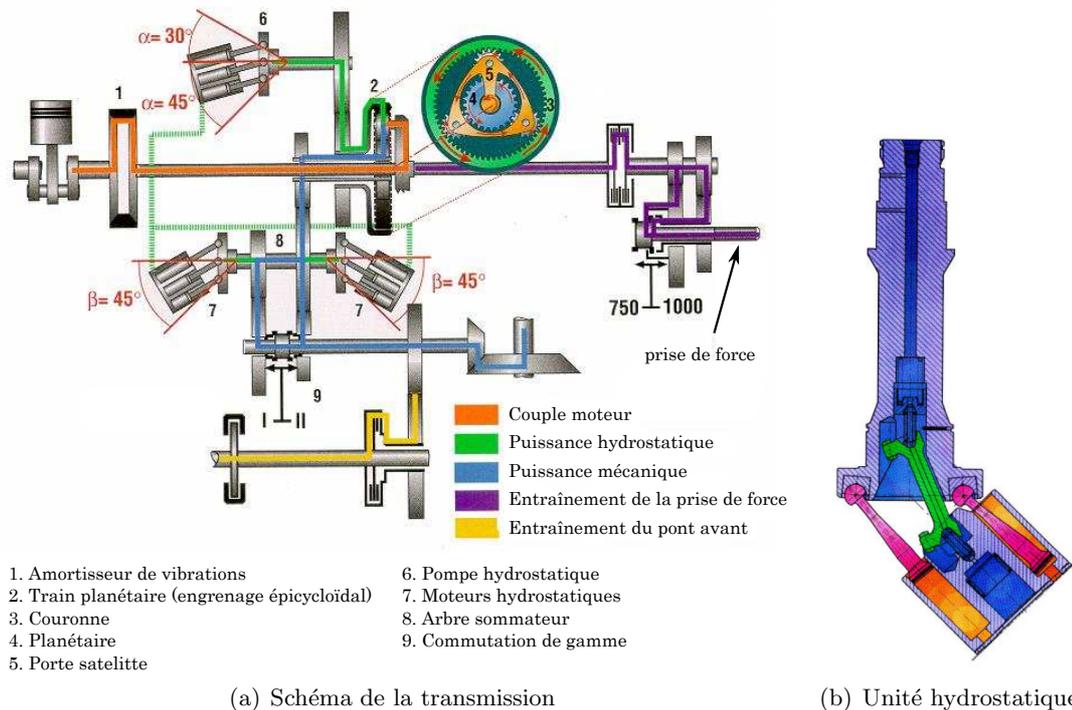


FIGURE A.7 – Explications sur la transmission à variation continu

a) Moteur démarré, tracteur à l'arrêt

- Le moteur thermique entraîne le porte-satellite (5)
- La couronne(3) tourne, entraînant la pompe(6) qui a un débit nul, car l'angle  $\alpha=0$
- Les moteurs hydrostatiques (7) ne tournent pas.
- Le planétaire (4) ne tourne pas car il est bloqué par les roues du tracteur via le couple conique du pont arrière.

b) Démarrage

99% transmission de puissance hydrostatique; 1% transmission de puissance mécanique.

- La pompe hydrostatique (6) s'incline et débite dans les moteurs (7)
- Les moteurs (7) entraînent le pont arrière.
- Le planétaire commence de tourner, la vitesse de la couronne diminue.

c) Vitesse d'avancement moyenne

50% transmission de puissance hydrostatique; 50% transmission de puissance mécanique.

- L'inclinaison de la pompe (6) augmente.
- Le débit de la pompe augmente, l'inclinaison des moteurs(7) diminue.
- La vitesse du planétaire augmente, ce qui augmente la vitesse du couple conique.
- La vitesse du porte-satellite ne change pas.
- La vitesse de la couronne diminue.

#### d) Transport

Régime moteur réduit, 100% transmission de puissance mécanique.

- L'inclinaison des moteurs(7) est nulle, le débit de la pompe est bloqué.
- La pompe(6) ne tourne pas, donc la couronne ne tourne pas.
- Le porte-satellite tourne.
- Le planétaire tourne, n'entraînant à lui seul le couple conique.

#### e) Marche arrière

Vitesse moyenne, 100% transmission de puissance hydrostatique,

la couronne tourne plus vite que le moteur thermique.

- Le débit de la pompe(6) est inversé (inclinaison de la pompe opposée)
- Les moteurs(7) tournent dans le sens opposé.
- Le planétaire tourne donc à l'opposé du porte-satellite, entraînant le couple conique en sens inverse également.
- La vitesse de la couronne augmente.

## A.6 Cycles de Mission

Voici une supervision complète des cycles de la DLG, leur valeur médiane et moyenne et une analyse de la distribution de puissance sur le cycle. Par rapport aux cycles originaux des changements ont été faits. Pour nos simulations on utilise des cycles étendus à 1230 secondes et on ramène la vitesse de rotation de la PDF à 1000 tr/min pour toutes les cycles.

Cycles	Median (kW)	Moyenne (kW)
Z1G	80.9	70.9
Z1P	71.3	64.6
Z2G	50.6	44.7
Z2P	44.9	40.9
Z3K	74.7	66.3
Z3M	69.4	67.8
Z4K	53.8	48
Z4M	50.3	49.2
Z5K	32.8	29.6
Z5M	31.1	30.6
Z6MS	55.1	52.7
Z7PR	38	43.1

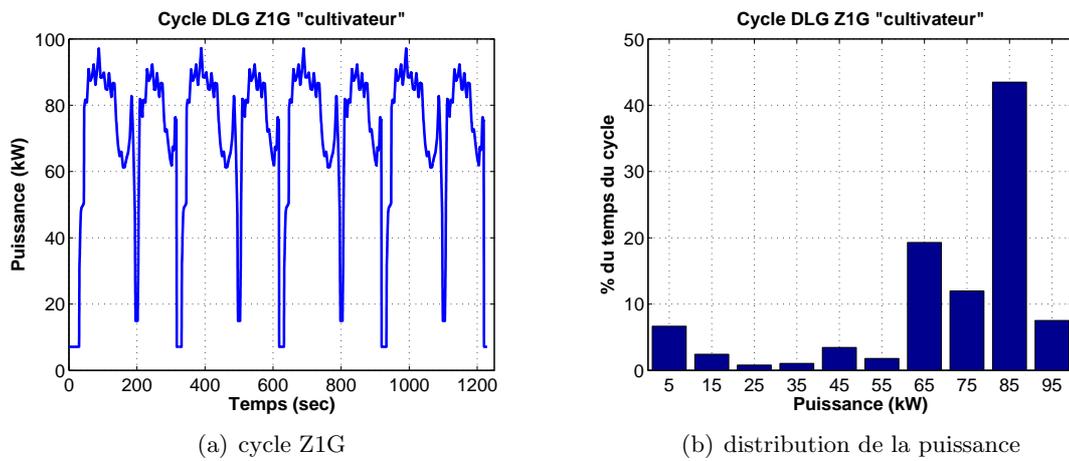


FIGURE A.8 – cycle Z1G

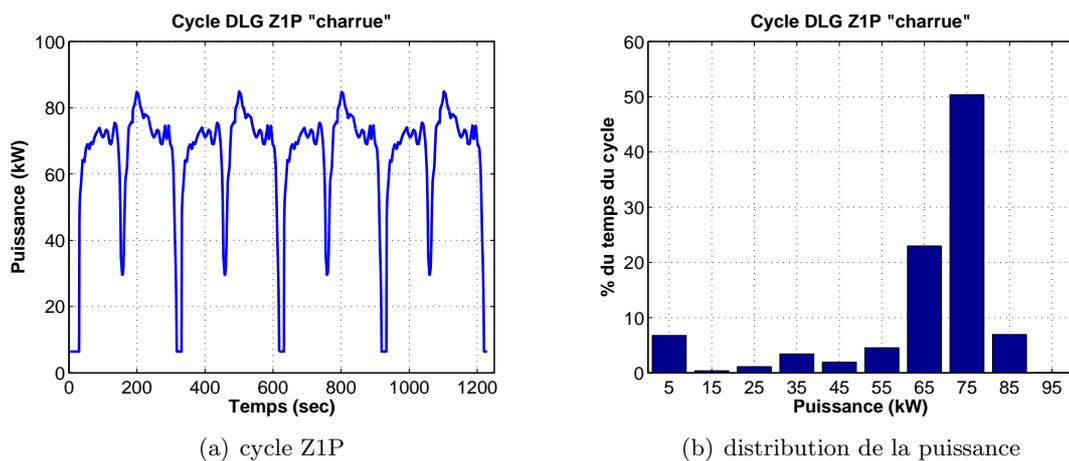


FIGURE A.9 – cycle Z1P

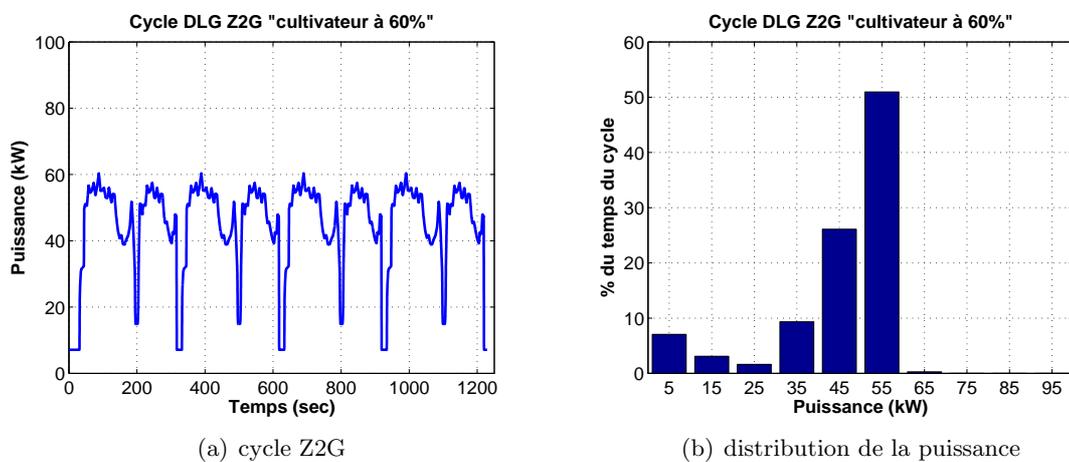
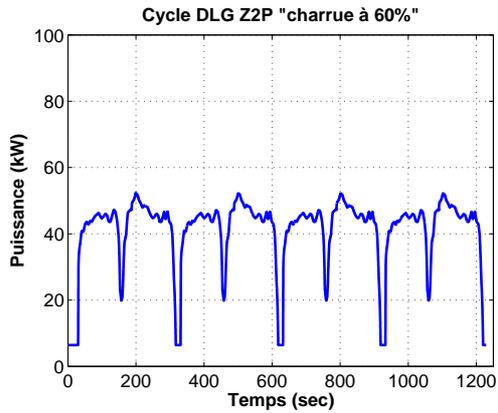
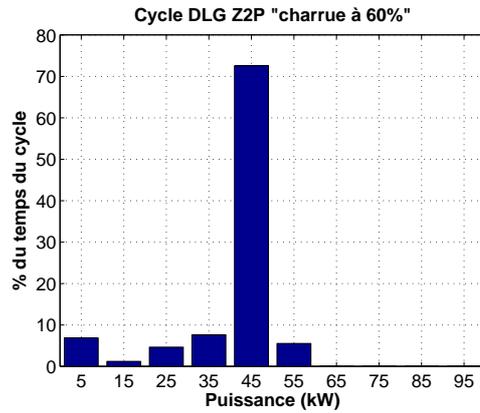


FIGURE A.10 – cycle Z2G

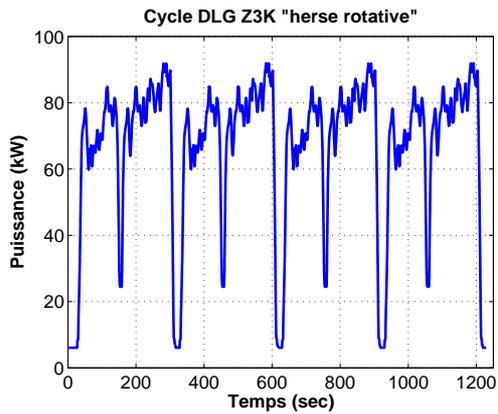


(a) cycle Z2P

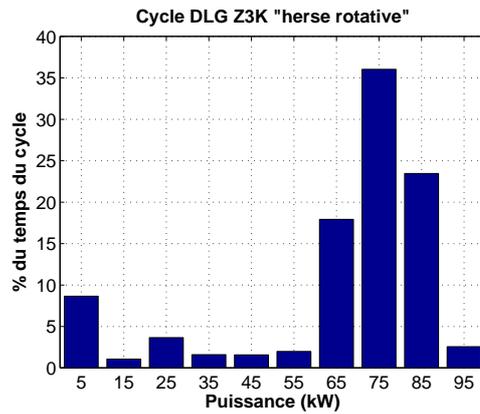


(b) distribution de la puissance

FIGURE A.11 – cycle Z2P

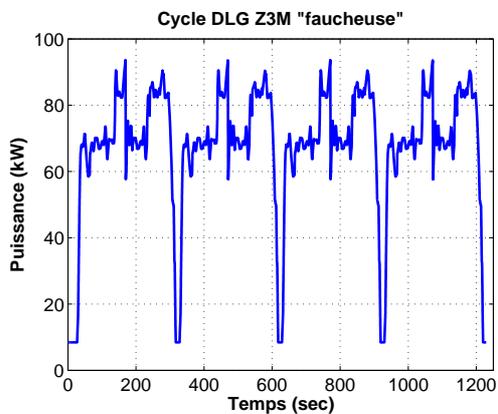


(a) cycle Z3K

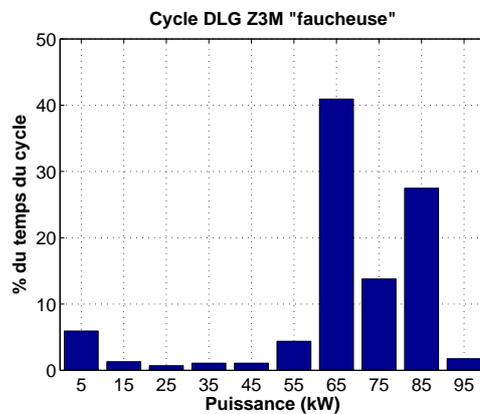


(b) distribution de la puissance

FIGURE A.12 – cycle Z3K



(a) cycle Z3M



(b) distribution de la puissance

FIGURE A.13 – cycle Z3M

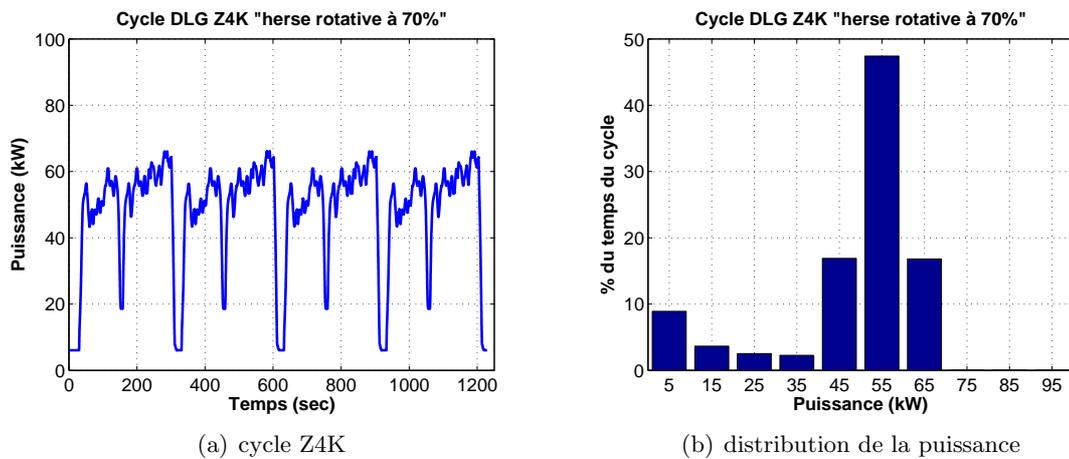


FIGURE A.14 – cycle Z4K

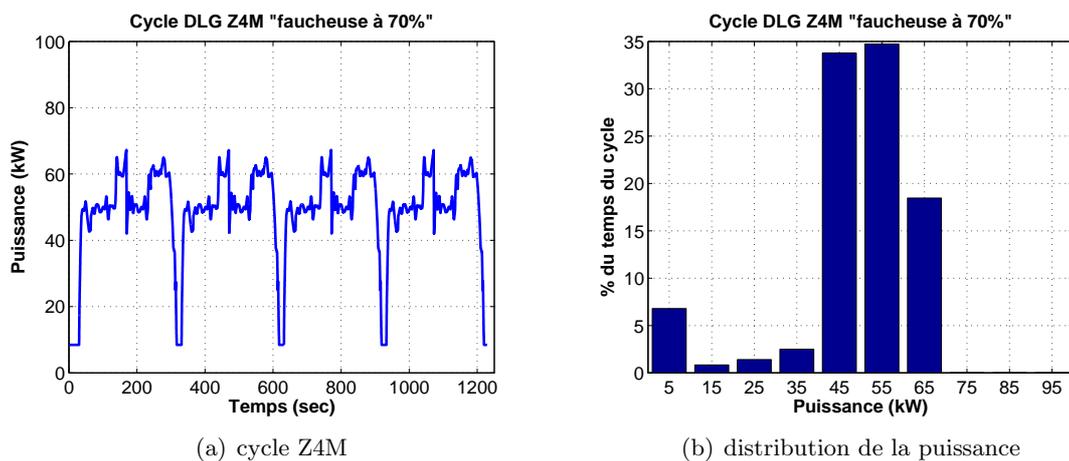


FIGURE A.15 – cycle Z4M

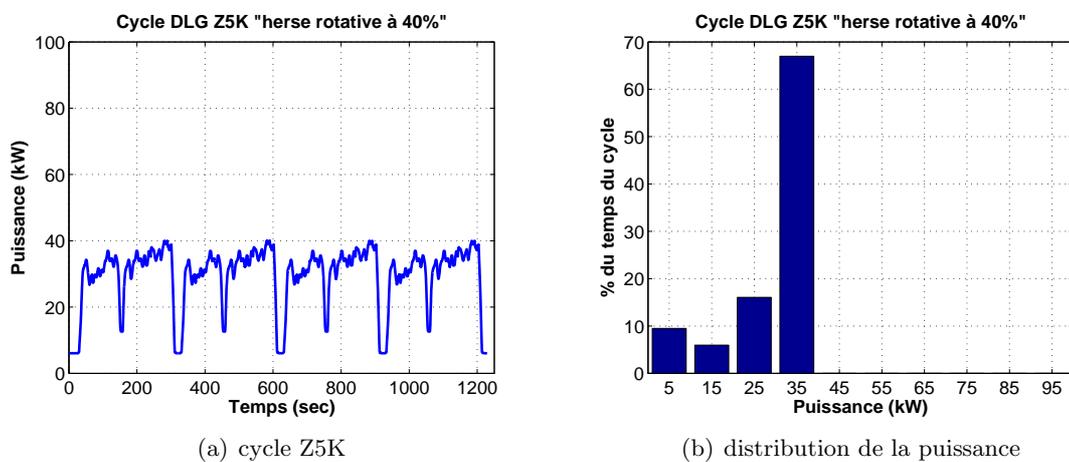
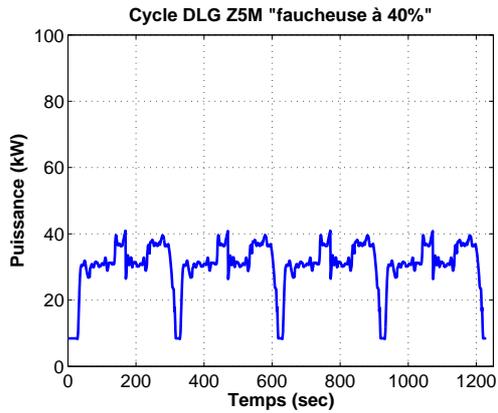
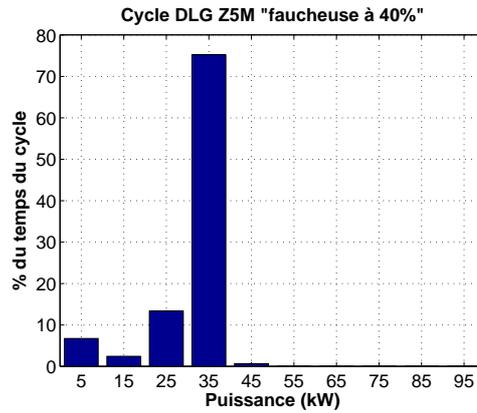


FIGURE A.16 – cycle Z5K

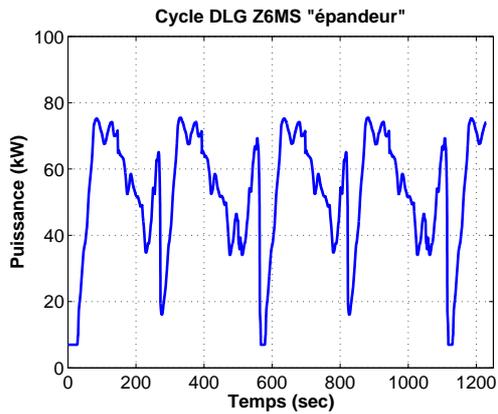


(a) cycle Z5M

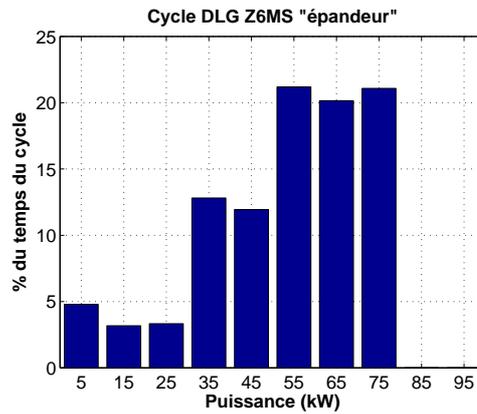


(b) distribution de la puissance

FIGURE A.17 – cycle Z5M

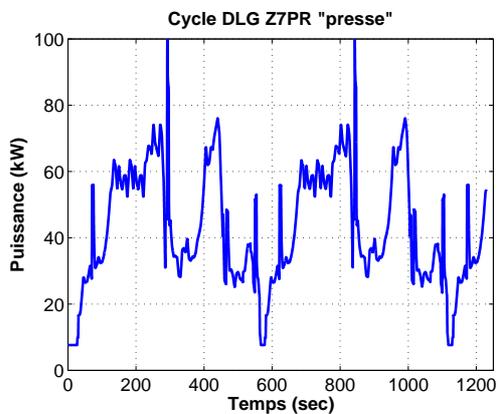


(a) cycle Z6MS

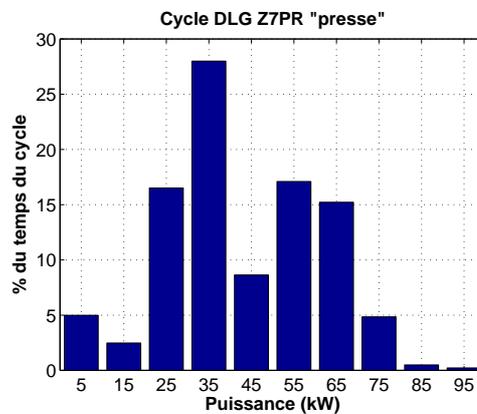


(b) distribution de la puissance

FIGURE A.18 – cycle Z6MS



(a) cycle Z7PR



(b) distribution de la puissance

FIGURE A.19 – cycle Z7PR

## B.1 Batteries Lithium Fer Phosphate de A123

Pour plus d'information sur les batteries Li-Ion de A123Systems voir aussi leur site internet : Actuellement le prix des batteries est d'environ 1 Euro/Wh.

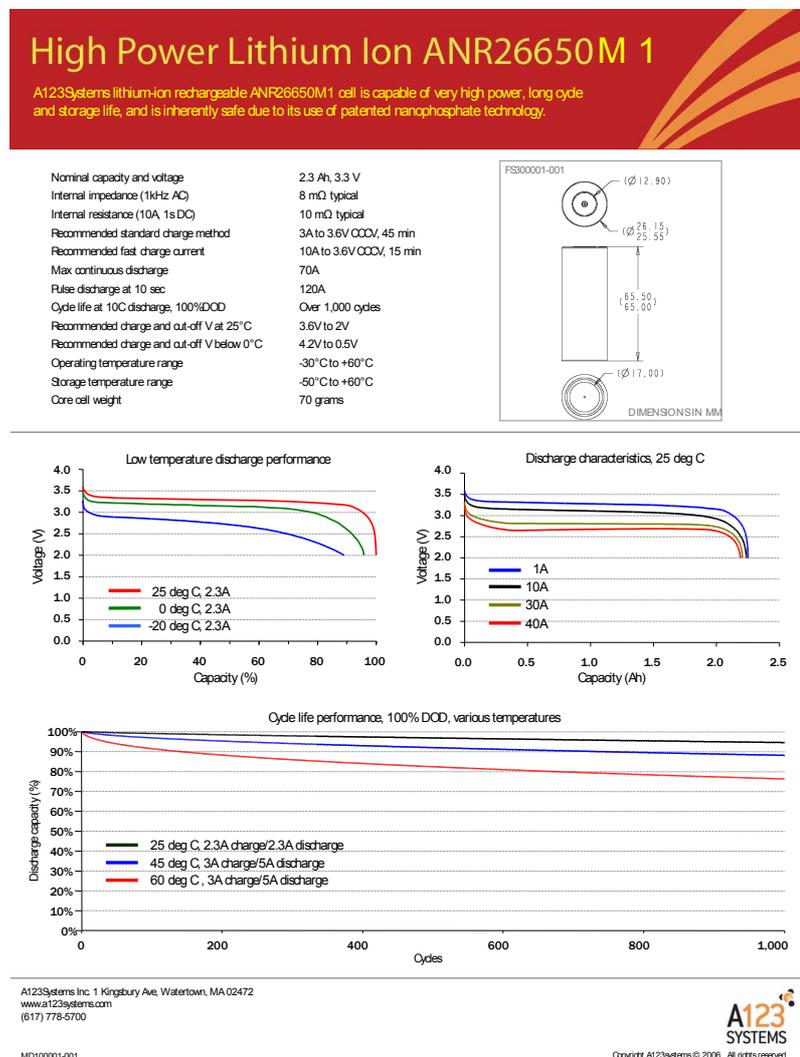


FIGURE B.1 – Feuille de données batterie Lithium Ion

Batterie LFP prismatique développé par A123systems et General Motors pour l'utilisation dans le véhicule hybride Chevrolet Volt (Fig. B.2(a)). Par leur forme prismatique ils peuvent être empilé de façon plus économe en volume. Ils disposent d'une capacité de

20Ah et d'une tension de 3.3V.



(a) batterie Li-Ion prismatique de 20Ah



(b) bloc de batterie

FIGURE B.2 – Batterie LFP de A123systems pour l'application HEV et PHEV

## B.2 Pertes dans les hacheurs

Calcul des pertes pour des hacheurs. Pour simplifier on néglige les variations des paramètres avec la température.

Pertes cuivre dans la bobine :

$$P_{cu} = i_L^2 \cdot R_L \quad (\text{B.1})$$

Pertes par conduction dans les IGBT

$$P_{cond} = i_{eff}^2 \cdot R_{ce} + V_{ce} \cdot I_{moy} \quad (\text{B.2})$$

Pertes par commutation dans les IGBT ;  $E_{on}$  pertes joule à l'enclenchement,  $E_{off}$  pertes joules au déclenchement.

$$P_{com} = f_{dec} \left( E_{on} \cdot \frac{I_{on}}{I_N} + E_{off} \cdot \frac{I_{off}}{I_N} \right) \quad (\text{B.3})$$

Pertes dans les diodes

$$P_{cond} = \alpha \cdot (V_f + r_D \cdot I_L) I_L \quad (\text{B.4})$$

$$P_{com} = f_{dec} \cdot E_{rr} \cdot \frac{I_{off}}{I_N} \cdot \frac{V_{bus}}{V_N} \quad (\text{B.5})$$

$E_{rr}$  pertes joules de relaxation dans la Diode.

Avec  $i_L$  le courant traversant la bobine.

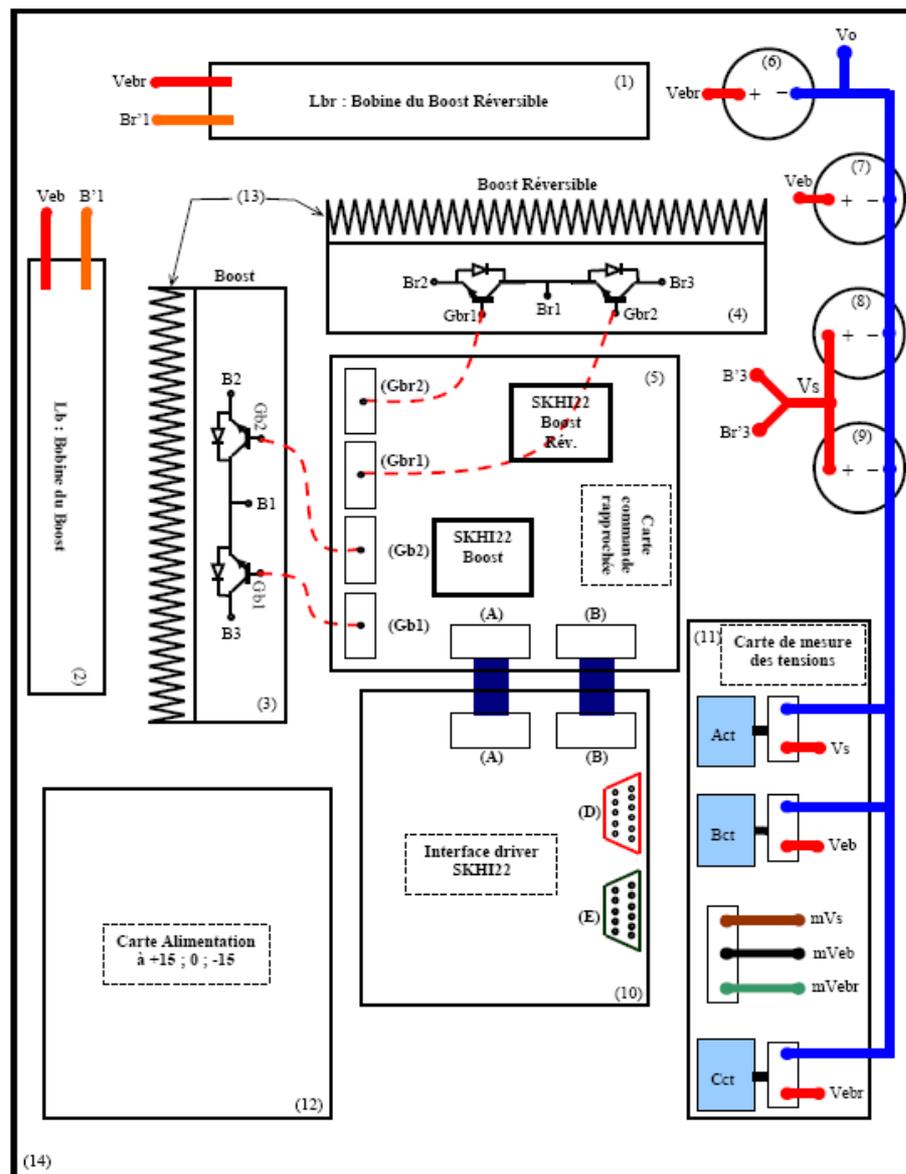


FIGURE B.3 – Vue de dessus du rack des hacheurs du banc de test universel du G2ELab

### B.3 Hacheurs parallèle et réversible du banc de test

Eléments de puissance des deux hacheurs :

- Diametre des cables 16 mm
- Bobine du boost ; Inductance 6 mH
- Bobine du boost réversible ; Inductance 0.82 mH
- Condensateurs d'entrées 250 V, 2200  $\mu$ F
- Condensateurs de sortie 500 V, 2200  $\mu$ F
- IGBT : SEMIKRON, SKM200GB123D 1200 V, 200 A

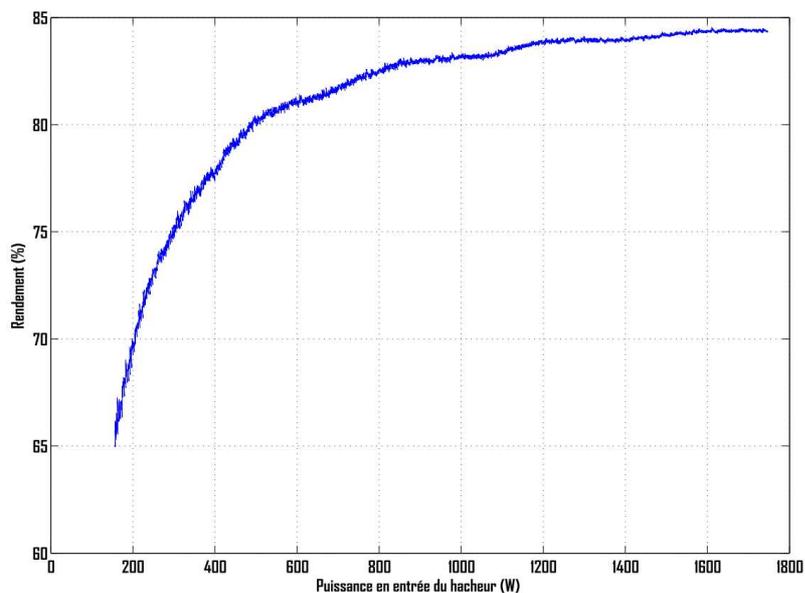


FIGURE B.4 – Rendement mesuré du hacheur simple sur le banc de test

## B.4 Interface dSPACE

On montre ci-dessous quelques éléments de l'interface dSPACE de notre banc de test qui complètent le schéma montré en figure 5.5.

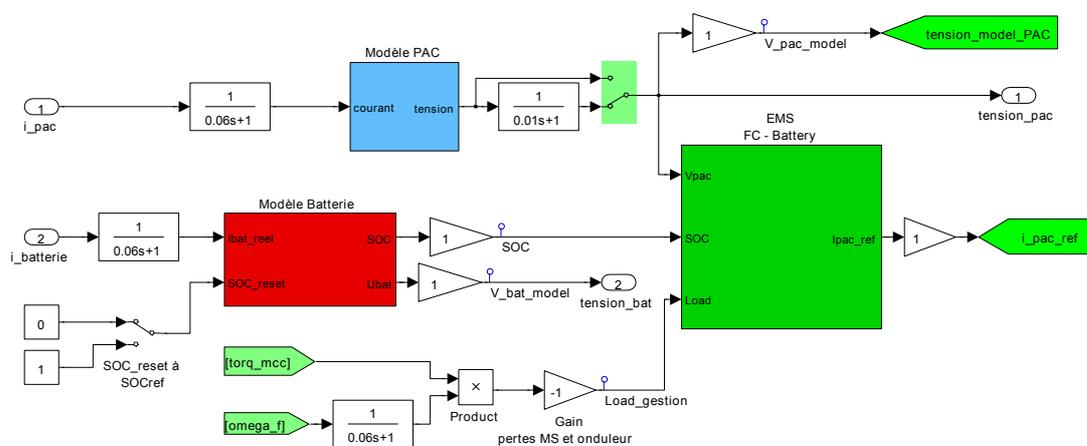


FIGURE B.5 – Sous-système PAC, Batterie, gestion de l'énergie

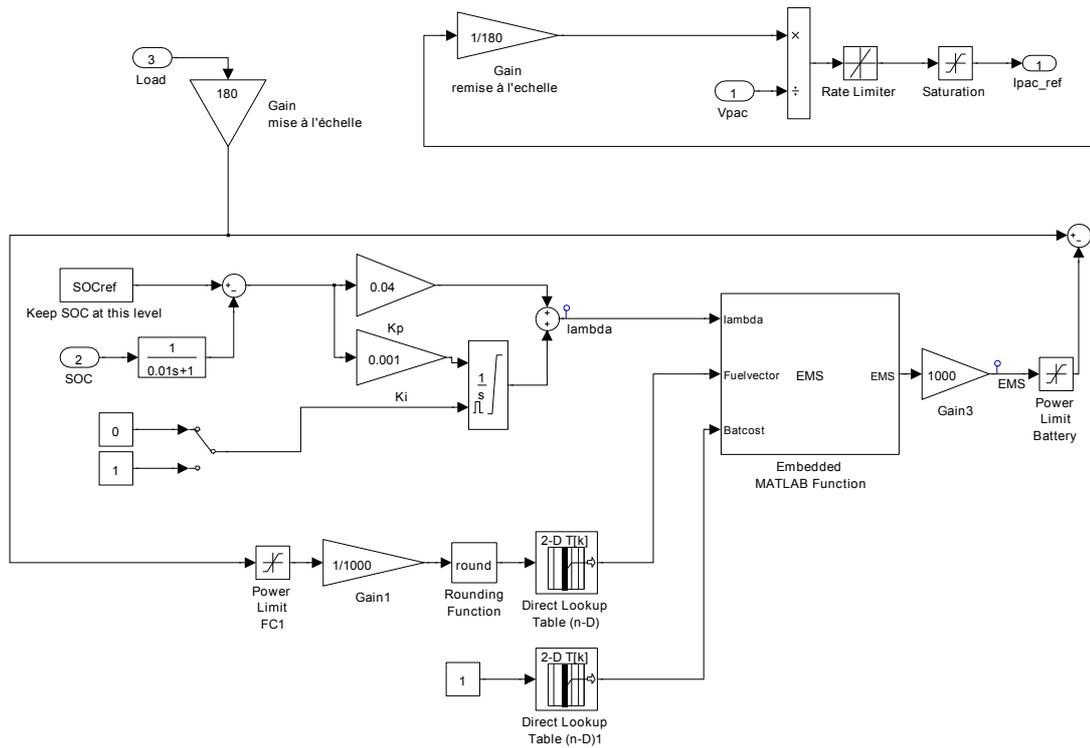


FIGURE B.6 – Sous-système gestion de l'énergie ECMS

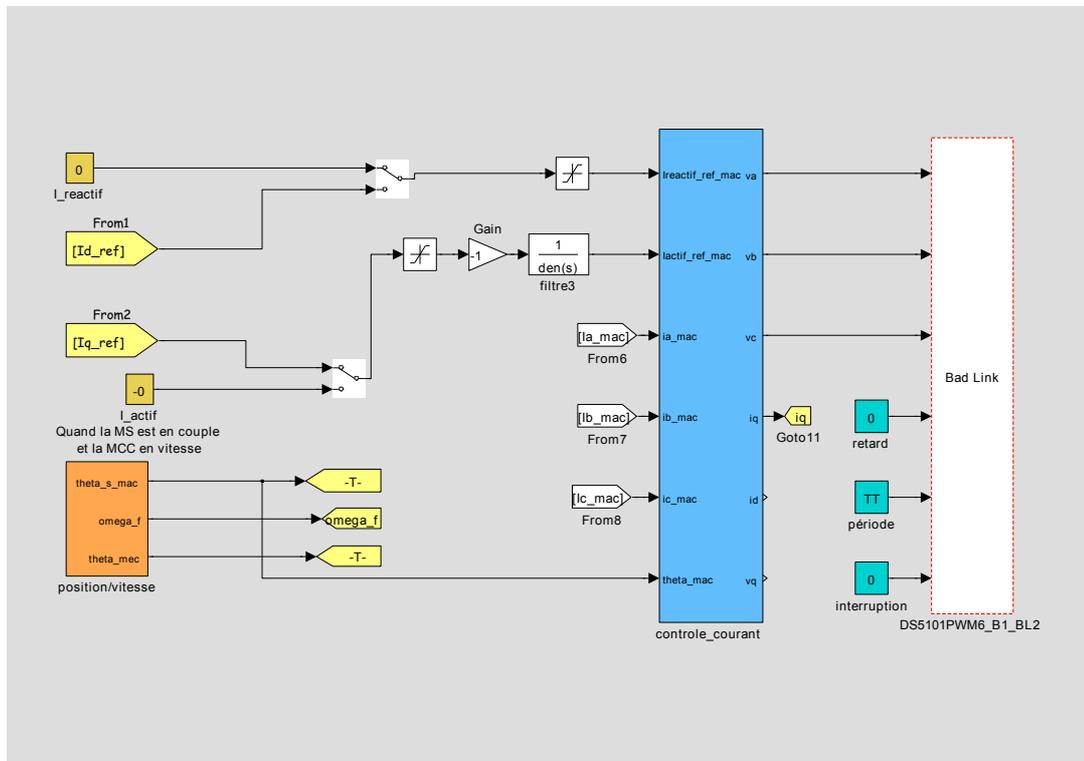


FIGURE B.7 – Sous-système contrôle onduleur

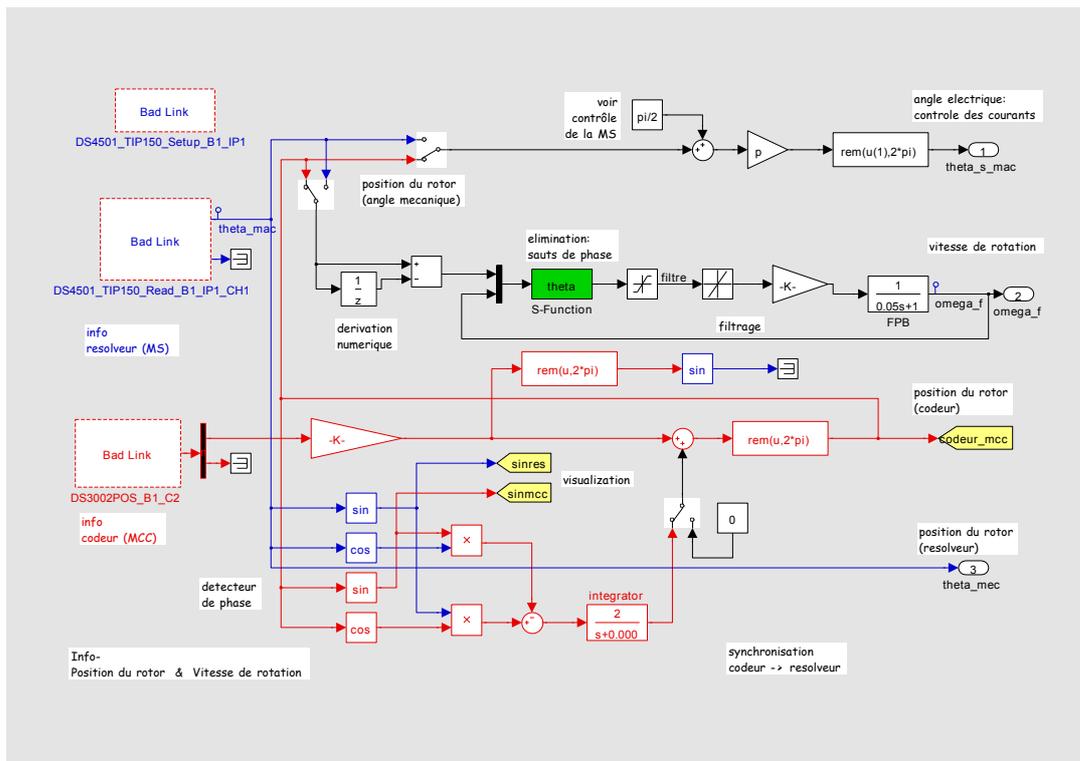


FIGURE B.8 – Sous-système contrôle vitesse

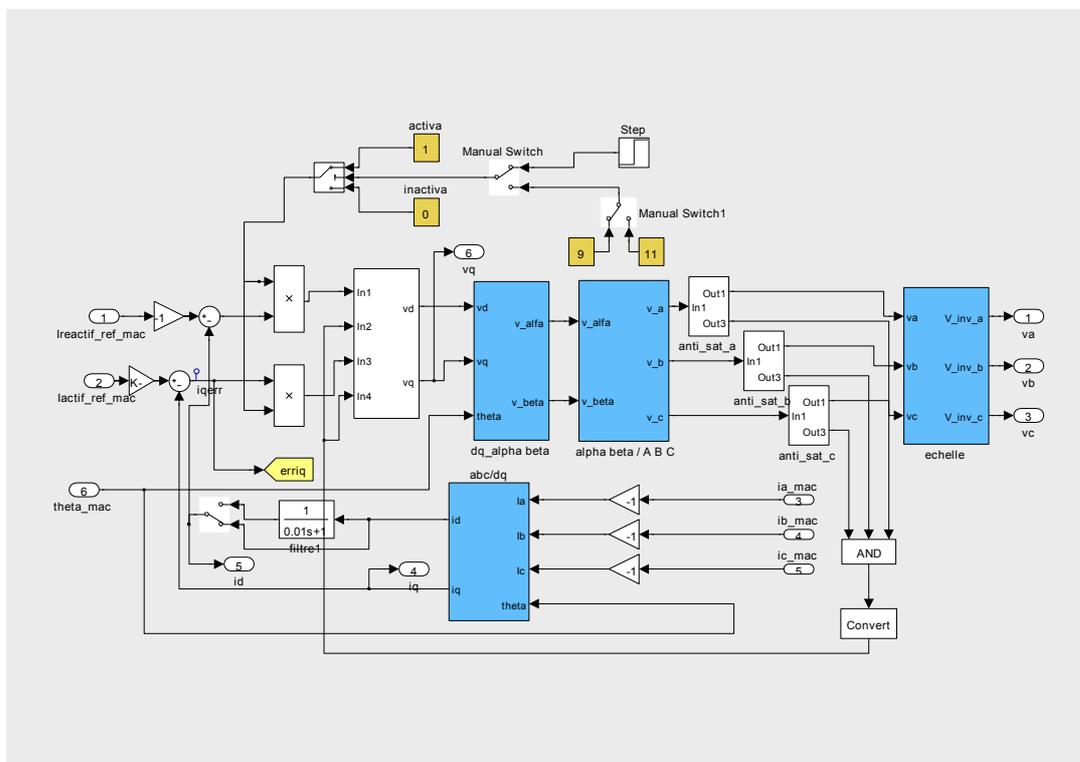


FIGURE B.9 – Sous-système contrôle courant

## B.5 Choix des moteurs électriques dédié aux véhicules électriques

Les moteurs électriques sont produits à grande échelle partout dans le monde et par de nombreux fabricants. Ces moteurs sont utilisés dans l'industrie, dans l'électroménager, dans le transport ferroviaire, dans les machines outils et dans de nombreuses autres applications. Dans chaque voiture neuve d'aujourd'hui il y a une vingtaine de moteurs électriques, du lève-vitre au rétroviseur électrique. Mais contrairement aux moteurs utilisés pour le domaine de la traction, ceux qui sont utilisés pour ce genre d'application ne demandent pas autant de performance. Pour ce qui est de la filière des véhicules électriques, celle-ci requiert le développement de moteurs électriques qui répondent aux besoins particulièrement exigeants de la traction. Ils sont de plus soumis à des démarrages et des arrêts fréquents. En outre ils doivent permettre des accélérations/décélérations fréquentes, un fort couple et une très large plage de vitesse. Les moteurs de propulsion pour les VE peuvent être classés en deux grandes sous-catégories : Les moteurs avec ou sans collecteur de courant.

### B.5.1 Machines à courant continu

Les moteurs à collecteur sont surtout des machines à courant continu (MCC). On peut distinguer les MCC série, shunt, bobinées et à aimant permanent. Dans tous les cas, on a besoin d'un collecteur (commutator en anglais) et de balais pour les alimenter. Ainsi ils sont peu fiables et peu adaptés pour une utilisation sans maintenance et à haute vitesse. Plus particulièrement, les MCC à rotor bobiné ont une très basse densité spécifique de puissance. Enfin, il est évident que l'on a tout intérêt à éviter ce genre de moteur dans un véhicule qui transporte de l'hydrogène du fait des arcs électriques qui apparaissent au niveau des balais. Néanmoins cette technologie était très répandue (pour les véhicules à batteries) dans le passé à cause de la simplicité du contrôle commande et d'une technologie arrivée à maturité depuis de nombreuses années.

Les moteurs sans collecteur (commutatorless en anglais) sont entrés en scène il y a quelques années, surtout du fait des progrès de l'électronique de puissance. Ils ont l'avantage d'avoir un meilleur rendement, une densité de puissance plus importante et un coût d'exploitation plus bas. En outre ils sont plus fiables et ne nécessitent pas de maintenance comparée à des MCC. C'est pourquoi, aujourd'hui, cette technologie représente le choix le plus attractif pour les moteurs destinés aux VE.

### B.5.2 Machine asynchrone

La machine asynchrone (MAS) est la machine la plus répandue dans le monde industriel. Elle est simple, robuste, à bas coût et à rendement et densité de puissance élevés comparée à la MCC. Parmi les deux types de moteur asynchrone qui existent, l'un est appelé "à cage d'écureuil" et l'autre "à rotor bobiné". La technologie avec cage d'écureuil est

plus simple, plus robuste et moins chère et représente donc le choix préféré de beaucoup de fabricants et développeurs. Si on parle de moteur asynchrone dans le monde des véhicules électriques c'est (presque) toujours de moteur à cage d'écuriel qu'il s'agit.

### B.5.3 Machine synchrone à aimant permanent

La machine synchrone à aimants permanents (MSAP) possède elle aussi des bobinages triphasés au stator, mais des aimants permanents au rotor au lieu d'une cage d'écuriel. Le rotor tourne au synchronisme avec le champ créé par le stator. Du fait que le champ du rotor est créé par des aimants permanents, on a de très forts rendements proches de 96% au point nominal de la machine. En plus ce type de machine possède de très hautes densités de puissance. Par contre des transitoires du couple de charge trop brusques peuvent conduire à la dégradation des aimants du fait de la force contre électromotrice et ce sont aussi les machines électriques les plus chères même si leur coût a baissé dans les dernières années. Un avantage des moteurs à aimant permanent est aussi leur refroidissement. Comme le rotor est fait d'aimant, il ne chauffe pas et donc ne doit pas être refroidi. Ceci conduit aussi à des densités de puissance plus élevées. En plus il est très silencieux. Cependant cette technologie souffre d'un prix élevé et d'une plage de puissance constante réduite (on ne peut atteindre que 2 fois la vitesse de base). En plus, en cas d'incident les aimants permanents peuvent induire de fortes tensions aux bornes du moteur et mettre en danger les passagers et les éventuels secouristes. La vitesse des moteurs à aimants permanents est limitée à cause de la force centrifuge.

#### TFM - transverse flux motor

Ce type de moteur est un moteur synchrone à aimants permanents avec un guidage du flux magnétique particulier ; il comprend normalement deux stators et un rotor ce qui conduit à de très grandes densités de couple ( $>75\text{Nm/l}$ ). Comme cette structure est plutôt complexe et du fait qu'on utilise beaucoup d'aimants ce type de moteur devrait être aussi plus cher que les autres technologies.

### B.5.4 Machine à réluctance variable

Le moteur à réluctance variable (MRV) est considéré comme un candidat attractif pour l'utilisation dans un véhicule électrique ou hybride. Il combine une structure simple et robuste à un coût bas. Il n'y a pas d'aimant ou de bobinage au rotor ce qui le rend moins cher et particulièrement adapté aux hautes vitesses de rotation. Contrairement aux moteurs asynchrones et moteurs à aimants permanents des problèmes mécaniques à très haute vitesse sont peu probables. En plus de la simplicité de conception de la machine à réluctance variable notons aussi celle de l'onduleur qu'on lui associe. Le moteur à réluctance variable possède un rotor en tôle feuilleté avec des pôles saillants. Le nombre de pôles du rotor est inférieur au nombre de pôles du stator. Le rapport nombre de pôles stator/ nombre de pôles rotor est par exemple 6/4 ou 8/6. Lorsqu'on alimente une bobine du stator

le rotor cherche à s'orienter suivant le champ magnétique c'est ainsi que le couple est créé. Les caractéristiques frappantes de cette technologie sont sa simplicité et sa robustesse.

### B.5.5 Rendement des machines électriques

Evidemment, pour n'importe quelle application, la machine électrique doit être la plus efficace possible. On pourrait supposer que le choix du type de machine est un facteur prépondérant mais il n'en est rien. Il y a d'autres facteurs qui sont plus importants que le type de la machine. Le concept d'une machine électrique est énergétiquement plutôt simple - la puissance électrique en entrée et la puissance mécanique en sortie avec quelques pertes joules entre les deux! Bien que toutes les grandeurs pour déterminer la puissance soient faciles à mesurer; le produit du courant par la tension et le produit du couple par la vitesse de rotation ainsi que le rendement ne sont pas si simples à élaborer. Il paraît important de noter qu'il n'existe pas une seule méthode internationalement reconnue pour l'indication du rendement d'un moteur électrique. Néanmoins il existe des critères permettant de classer les différents types de moteur et de dégager leurs avantages et désavantages respectifs.

On constate tout d'abord que le rendement augmente avec la puissance. Ceci est par exemple observable en prenant en compte la norme 60034 de la commission électrotechnique internationale (CEI) relatives aux moteurs électriques. Deuxièmement, un facteur important est la vitesse de rotation. Les moteurs à haute vitesse de rotation ont généralement aussi un meilleur rendement. On peut expliquer ceci avec la relation proportionnelle entre le couple et les pertes et comme les moteurs à basse vitesse ont plutôt un couple élevé ils ont souvent aussi des pertes plus élevées. Troisièmement la méthode de refroidissement est décisive pour le rendement : Le refroidissement liquide tend à améliorer le rendement si on le compare au refroidissement à air à cause d'une moindre résistance des circuits électrique à basse température. En outre il est important de constater que pour un moteur donné le rendement évolue comme dans la figure présentée en dessous - cas d'un moteur SRM. On observe que le point maximal de rendement n'existe que pour un régime donné. Si on s'éloigne de ce point, le rendement chute.

En résumé, on constate que les rendements des moteurs présentés précédemment sont comparables avec un léger avantage de 1 à 2% pour la MSAP et la MRV par rapport à la MAS dû aux pertes au rotor de la MAS. En outre quelques fabricants de MRV prétendent que le rendement d'une SRM est constant sur une plage de vitesse de rotation et de couple plus large que pour les autres technologies.

### B.5.6 Volume et masse du moteur

En ce qui concerne la masse et le volume d'un moteur, on peut, comme cela a été précédemment fait pour le rendement, montrer que ce n'est pas tellement le type de moteur choisi qui importe mais la manière dont il est refroidi. Pour refroidir un moteur à air, il faut une beaucoup plus grande surface comparé à un refroidissement liquide. Ainsi un moteur refroidi par liquide possède une densité de puissance sensiblement plus élevée qu'un moteur

refroidi à l'air.

### **B.5.7 Vitesse de rotation et couple**

Une vitesse de rotation plus élevée conduit à une densité de puissance plus élevée. La taille d'un moteur est fonction du couple plutôt que de la puissance. En conséquence un moteur de vitesse plus élevée avec un faible couple et un réducteur est plus petit qu'un moteur à fort couple. De même, un moteur à haute vitesse avec un réducteur va être plus petit et plus léger qu'un moteur à basse vitesse. Dans la littérature, on trouve des articles traitant la comparaison des différentes technologies de moteur électrique pour la traction d'un VE. [76] [39] L'article [76] met en avant le moteur asynchrone tandis que l'article [39] donne sa préférence à la machine à flux transverse TFM. Finalement on peut conclure que à part de la MCC toutes les types de machines électriques présenté ici (MAS, MSAP, TFM et MRV) peuvent satisfaire les exigences d'un VE [77].



# OPTIMISATION DE L'ARCHITECTURE ÉLECTRIQUE ET GESTION D'ÉNERGIE POUR UN SYSTÈME À PILE À COMBUSTIBLE EMBARQUÉE DÉDIÉ À L'APPLICATION AGRICOLE

**Résumé** Les travaux de cette thèse portent sur l'intégration d'un système à pile à combustible hybride dans un tracteur agricole. Dans notre travail, plusieurs architectures de réseaux électriques embarqués et de stratégies de gestion de l'énergie sont envisagées. Une modélisation du système complet est mise en place sous Matlab Simulink afin de pouvoir simuler les différents scénarii envisagés, de même qu'un banc de test permettant de valider les résultats issus des simulations purement numériques. L'objectif premier de ce travail est d'optimiser les flux énergétiques relatifs aux diverses sources et charges constitutives du système et ainsi de réduire la consommation du véhicule pour des cycles de mission agricoles. Cette thèse découle d'un projet de recherche commun entre le G2ELab, le CEA Grenoble et l'entreprise AGCO, implémenté en France à Beauvais qui commercialise des machines agricoles sous quatre marques : Massey Ferguson, Fendt, Valtra et Challenger.

## Mots clés

*Optimisation, Véhicule hybride à PAC, Tracteur agricole, Gestion d'énergie*

---

# OPTIMISATION OF THE ELECTRIC ARCHITECTURE AND POWER MANAGEMENT FOR THE ON BOARD FUEL CELL SYSTEM OF AN AGRICULTURAL TRACTOR

**Abstract** The work presented in this PhD manuscript deals with the integration of a hybrid fuel cell system into an agricultural tractor. Several on board electrical power grid architectures and energy management strategies were considered. We developed a model of the complete system thanks to Matlab Simulink in order to evaluate them. We also set up a test bench which gave us the possibility to validate the results obtained from the purely numerical simulation. The main objective of this work is the optimization of the energy flows in the hybrid system and thus the reduction of the tractor consumption for agricultural mission cycles. This PhD thesis was established as a joint project between the G2ELab, the CEA Grenoble and the AGCO Corporation. The AGCO group which has its headquarters in Georgia, US is a global agricultural equipment manufacturer and sells its products under the brands : Massey Ferguson, Fendt, Valtra and Challenger. The French plant is in Beauvais.

## Keywords

*Optimisation, FCHV, Agricultural tractor, Energy Management Strategy*