



HAL
open science

Modélisation électrique et thermique des condensateurs électrolytiques en vue de l'analyse de leur vieillissement dans un contexte de traction électrique

Nicolas Patin, Romain Cousseau, Eric Monmasson, Lahoucine Idkhajine,
Christophe Forgez

► To cite this version:

Nicolas Patin, Romain Cousseau, Eric Monmasson, Lahoucine Idkhajine, Christophe Forgez. Modélisation électrique et thermique des condensateurs électrolytiques en vue de l'analyse de leur vieillissement dans un contexte de traction électrique. Symposium de Génie Électrique 2014, Jul 2014, Cachan, France. hal-01065295

HAL Id: hal-01065295

<https://hal.science/hal-01065295>

Submitted on 18 Sep 2014

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.

Modélisation électrique et thermique des condensateurs électrolytiques en vue de l'analyse de leur vieillissement dans un contexte de traction électrique

Nicolas Patin¹, Romain Cousseau¹, Eric Monmasson², Lahoucine Idkhajine², Christophe Forgez¹

¹LEC, UTC (nicolas.patin@utc.fr, romain.cousseau@utc.fr, christophe.forgez@utc.fr)

²SATIE, Université de Cergy- Pontoise (eric.monmasson@u-cergy.fr, lahoucine.idkhajine@u-cergy.fr)

RESUME - Dans cet article, nous présentons la modélisation électrique et thermique de condensateurs électrolytiques dédiés au découplage de convertisseurs électroniques de puissances utilisés dans l'automobile pour la traction tout électrique ou hybride. Dans un tel contexte, le stress thermique peut s'avérer très différent de celui rencontré dans une alimentation à découpage (variations importantes de températures dans le contexte d'une utilisation urbaine) et il convient d'établir un modèle électrique le plus fin possible du condensateur tout en le corrélant à son modèle thermique afin de pouvoir analyser son vieillissement. Le modèle électrique utilisé dans cette étude est dérivé de celui utilisé classiquement dans les batteries et nous présenterons en particulier un élément caractéristique d'un phénomène de diffusion permettant d'obtenir un modèle très proche des résultats expérimentaux obtenus par impédancemétrie. Le protocole expérimental de vieillissement et de mesures sera présenté et des résultats de vieillissement seront donnés dans l'article final sur une durée de test de plus de 5000h.

Mots-clés— Véhicules électriques, véhicules hybrides, Onduleur, Bus continu, Condensateur électrolytique, Modélisations électrique et thermique, vieillissement, impédancemétrie.

1. INTRODUCTION

Le contexte de cette étude est un projet ANR intitulé COPTON (pour Commande OPTimale d'ONduleur) qui vise à établir des stratégies de modulation de largeurs d'impulsions (MLI) optimales pour des onduleurs de traction pour véhicules électriques et/ou hybrides du point de vue de la durée de vie des composants. Or, dans le cas d'un convertisseur électronique de puissance, les condensateurs électrolytiques sont connus comme étant parmi les éléments les plus fragiles [1][2]. En outre, ces composants sont volumineux [3] et coûteux et constituent de ce fait une problématique majeure pour les équipementiers automobiles [4]. A l'heure actuelle, ils constituent donc encore un thème de recherche très actif [5].

Dans le cadre de cette étude, les sollicitations électriques des condensateurs dépendent non seulement de la stratégie de modulation mais aussi du point de fonctionnement de l'onduleur de traction [3–5]. Or, les véhicules électriques étant dédiés tout particulièrement à une utilisation urbaine, le stress électrique des composants peut subir de fortes variations dans le temps. De manière empirique, les constructeurs considèrent

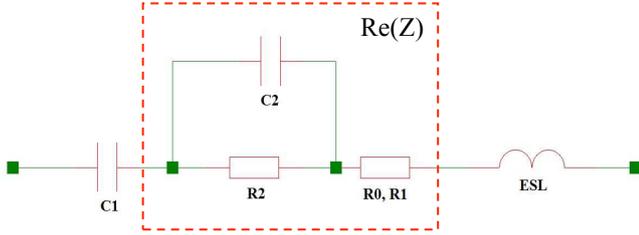
que le vieillissement des condensateurs est directement impacté par leur température de fonctionnement et que la durée de vie peut se déterminer à partir de la loi d'Arrhénius [6]. Cependant, les analyses de vieillissement que l'on peut trouver dans la littérature [1][7–8] s'attachent surtout à des cas statiques (d'un point de vue thermique) qui sont sensiblement différents du cadre de fonctionnement envisagé ici. Il convient donc de proposer un protocole d'étude permettant d'évaluer d'éventuelles différences de vieillissement entre des condensateurs cyclés thermiquement par rapport à des condensateurs maintenus à une température quasi constante. En effet, nous savons que nous disposons d'une palette de stratégies MLI [5][9] permettant de « régler » le courant efficace dans les condensateurs sur une plage de valeurs données pour un point de fonctionnement donné. On pourra donc proposer, si nécessaire, de maintenir le courant efficace dans les condensateurs à une valeur constante pour une large plage de points de fonctionnement d'un onduleur de traction ou, à l'inverse, induire des variations cycliques de ce courant (avec un impact minime sur la charge alimentée par l'onduleur) s'il s'avère que ce traitement est bénéfique pour la durée de vie des composants.

Dans ce contexte, le travail présenté ici s'inscrit dans la première phase du projet : à savoir la modélisation des condensateurs d'un point de vue électrique et thermique (couplage et modèle thermique traité dans [10]) afin d'évaluer au mieux leur état de santé. L'originalité de cet article porte sur l'utilisation d'un modèle diffusif dérivé de la modélisation des batteries [11] pour assurer une bonne corrélation entre le modèle électrique du condensateur et les mesures obtenus avec un impédancemètre. Ces points sont traités à la section 2. La modélisation électrique d'un condensateur (en particulier la résistance série équivalente ou ESR pour "Equivalent Series Resistance" dans les documentations techniques) est fortement impactée par la température. Un modèle thermique du composant est donc indispensable et dans notre cas d'étude, l'aspect dynamique étant très important, il est nécessaire de prendre en compte les capacités thermiques. Ceci fait l'objet de la section 3. Une présentation du banc d'essai et du protocole de vieillissement des condensateurs, ainsi que les résultats d'impédancemétrie obtenus après 5000h de cyclage sont

ensuite présentés à la section 4. Une conclusion clôturant cet article, dresse un bilan des résultats obtenus et met en évidence les perspectives de ce travail.

2. MODELISATION ELECTRIQUE

Une modélisation classique d'un condensateur électrolytique consiste en un circuit du type de celui de la figure 1 [7].



R0	Résistance des lames d'aluminium
R1	Résistance de l'électrolyte
R2	Résistance des pertes diélectriques
C1	Capacité globale
C2	Capacité des pertes diélectriques
ESR	Résistance série équivalente
ESL	Inductance série équivalente

Fig.1 Modélisation classique d'un condensateur électrolytique

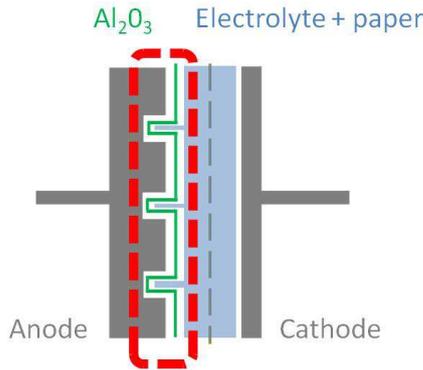


Fig.2 Structure d'un condensateur électrolytique (anode à gauche, cathode à droite, couche d'oxyde en vert sur l'anode gravée et papier imbibé d'électrolyte en bleu)

A ces éléments, nous ajoutons (pour une meilleure corrélation avec les résultats expérimentaux) une impédance Z_{ano} en série avec le circuit de la figure 1 et qui est représentative d'une diffusion anormale (pour « anomalie ») [12] qui peut être induite par la gravure [13] de l'anode du condensateur lors de sa fabrication afin d'augmenter la surface d'électrode et donc la capacité.

Cette impédance peut s'obtenir par la résolution des équations de Fick, qui rendent compte mathématiquement des phénomènes de diffusion. La première loi décrit le lien de proportionnalité entre le flux de matière $J_0(x,t)$ (que nous assimilons au courant dans notre cas) au gradient de concentration de l'élément à la surface de l'électrode $\frac{\partial c_0(x,t)}{\partial x}$

(que nous assimilons à un gradient de tension). Elle est la suivante [6] :

$$J_0(x,t) = -D_0 \frac{\partial c_0(x,t)}{\partial x} \quad (1)$$

Avec D_0 le coefficient de diffusivité. On peut également introduire la seconde loi de Fick qui décrit l'évolution spatio-temporelle de la concentration de l'élément considéré. Cette loi découle de la première et, dans le cas d'une diffusion linéaire, s'exprime de la façon suivante [11][13] :

$$\frac{\partial c_0(x,t)}{\partial t} = D_0 \frac{\partial^2 c_0(x,t)}{\partial x^2} \quad (2)$$

La problématique de la résolution de cette équation tient au fait qu'elle dépend grandement des conditions initiales et conditions aux limites. La diffusion qui nous concerne se fait en regard d'un élément isolant et représente donc un milieu imperméable par rapport aux éléments considérés. Nous sommes donc dans un cadre de diffusion restreinte, ce qui se traduit par :

$$J_0(\delta_0, t) = 0 \quad (3)$$

Avec δ_0 la distance à partir de laquelle le flux s'annule (qui correspond alors à la distance de diffusion)

En passant l'équation (2) dans le domaine de Laplace, on obtient l'équation différentielle :

$$sC_0(x,s) = D_0 \frac{d^2 C_0(x,s)}{dx^2} \quad (4)$$

Cette équation accepte des solutions de la forme

$$C_0(x,s) = A(s) \cdot e^{-\sqrt{\frac{s}{D_0}}x} + B(s) \cdot e^{\sqrt{\frac{s}{D_0}}x} \quad (5)$$

Pour aboutir à la solution physique, il est nécessaire de définir les conditions initiales. Pour cela, on peut s'appuyer sur l'équation suivante

$$J_0(0,s) = -\frac{I(s)}{nFA} \quad (6)$$

où n est la concentration de l'élément diffusé, F la constante de Faraday et A la surface sur laquelle s'effectue la diffusion (surface de l'anode gravée).

On en déduit que

$$J_0(x,s) = \sqrt{sD_0} \left(A(s) \cdot e^{-\sqrt{\frac{s}{D_0}}x} - B(s) \cdot e^{\sqrt{\frac{s}{D_0}}x} \right) \quad (7)$$

D'après (3), on peut alors écrire que

$$B(s) = A(s) \cdot e^{-2\sqrt{\frac{s}{D_0}}\delta_0} \quad (8)$$

et d'après (6), il vient

$$J_0(x,s) = \sqrt{sD_0} (A(s) - B(s)) = -\frac{I(s)}{nFA} \quad (9)$$

Sur la base de ces deux équations, on peut établir les expressions de $A(s)$ et $B(s)$:

$$A(s) = -\frac{I(s)}{nFA\sqrt{sD_0}} \frac{1}{1-e^{-2\sqrt{\frac{s}{D_0}}\delta_0}} \quad (10)$$

et

$$B(s) = -\frac{I(s)}{nFA\sqrt{sD_0}} \frac{e^{-2\sqrt{\frac{s}{D_0}}\delta_0}}{1-e^{-2\sqrt{\frac{s}{D_0}}\delta_0}} \quad (11)$$

où $I(s)$ est le courant traversant le dispositif. Ensuite, en notant que

$$C_0(0,s) = A(s) + B(s) \quad (12)$$

On peut aboutir à l'expression de

$$\frac{C_0(0,s)}{nI(s)} = \frac{1}{nFA\sqrt{sD_0}} \frac{e^{\sqrt{\frac{s}{D_0}}\delta_0} + e^{-\sqrt{\frac{s}{D_0}}\delta_0}}{e^{\sqrt{\frac{s}{D_0}}\delta_0} - e^{-\sqrt{\frac{s}{D_0}}\delta_0}} \quad (13)$$

ou d'une façon plus compacte

$$Z(s) = \frac{C_0(0,s)}{I(s)} = \frac{1}{nFA\sqrt{sD_0}} \coth\left(\sqrt{\frac{s}{D_0}}\delta_0\right) \quad (14)$$

Comme nous pouvons le voir, l'expression contient des racines carrées de $j\omega$ (en posant $s = j\omega$). Ceci est dû à l'équation aux dérivées partielles d'ordre 2. Or, l'article [14] permet de généraliser ces équations (notamment dans le cas de l'"Anomalous diffusion" qui nous concernent) à des dérivées d'ordres non-entiers. Grâce à cela, nous disposons d'un degré de liberté supplémentaire dans l'algorithme de fitting de ce modèle avec les mesures.

Finalement, l'expression de cette impédance, proposée dans [15], que nous utiliserons ici est la suivante :

$$Z_{Ano} = R_{Ano} \frac{\coth\left(\frac{j\omega}{\omega_1}\right)^{\frac{\gamma_1}{2}}}{\left(\frac{j\omega}{\omega_1}\right)^{\frac{1-\gamma_1}{2}}} \quad (15)$$

γ_1 valant 1 dans l'équation (14)

L'intérêt de cette représentation est multiple :

- Il rend compte de la physique du composant,
- Il permet d'obtenir une très bonne concordance entre modèle et mesures,
- Il repose sur une construction mathématique permettant a posteriori d'établir un modèle simplifié utilisable sur un ordinateur en temps réel pour du monitoring notamment à la manière d'un BMS – Battery Management System [16].

Finalement, l'expression complète de l'impédance du modèle proposé est la suivante :

$$Z(\omega) = R_0 + R_1 + \frac{1}{jC_1\omega} + \frac{R_2}{1+jR_2C_1\omega} + jESL\omega + Z_{Ano} \quad (16)$$

3. BANC D'ESSAI ET PROTOCOLE EXPERIMENTAL

Afin de pouvoir tester un lot de 6 composants sous étuve, nous avons choisi de simplifier les convertisseurs électroniques de puissance utilisés pour stresser les condensateurs : il s'agit de hacheurs série pilotés à rapport cyclique constant pour 3 d'entre eux et à rapports cycliques variables pour les 3 autres. L'air ambiant dans l'étuve est réglé à une température de 70°C pour permettre un vieillissement suffisamment rapide des condensateurs dans la mesure où les composants utilisés sont conçus pour fonctionner jusqu'à 150°C et qu'il aurait été difficile d'atteindre cette température par leur échauffement propre. Le schéma du banc d'essais et des photographies de ce dernier sont présentés aux figures 3 et 4.

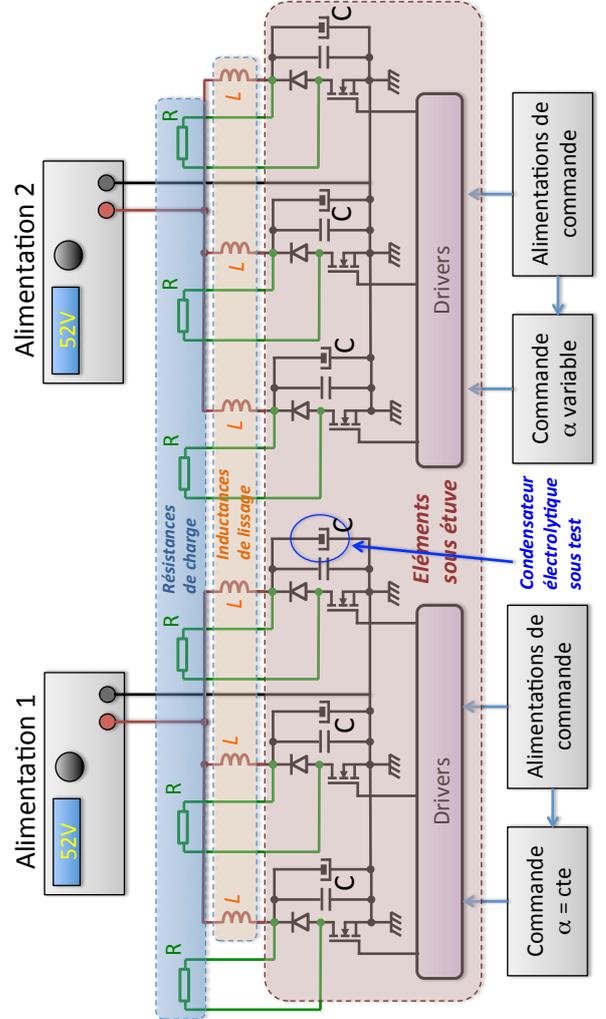


Fig.3 Schéma de principe du banc de cyclage des condensateurs

On peut y voir que 6 hacheurs comprenant les condensateurs électrolytiques à tester sont placés dans un étuve à 70°C et sont scindés en deux groupes alimentés par deux sources de tension indépendantes de 52V (représentative de la tension obtenue en sortie de la batterie d'une Renault Twizy par exemple). Le premier groupe est piloté avec un rapport cyclique constant $\alpha_0 = 0.3$ tandis que le second groupe est piloté, via un microcontrôleur (situé à l'extérieur de l'étuve), avec un rapport cyclique variant sinusoidalement en fonction du temps entre

une valeur minimale $\alpha_{\min}=0.1$ et une valeur $\alpha_{\max}=0.5$ sur une période de 1000s. Afin de garantir que la majeure partie de la composante AC du courant absorbé par chaque hacheur sur son entrée circule dans sa propre capacité de découplage, nous avons placé une inductance de ligne de $66\mu\text{H}$. Dans la mesure où chaque condensateur de découplage a pour valeur $470\mu\text{F}$ pour un calibre en tension de 63V [6] (à laquelle s'ajoute un condensateur non polarisé de type polypropylène de $10\mu\text{F}$), on obtient une fréquence de coupure du filtre ainsi constitué de 894Hz qui est nettement inférieure à la fréquence de découpage choisie (10kHz) qui ne peut pas être augmentée d'avantage pour des raisons de pertes par commutations critiques dans les transistors choisis étant donnée la température ambiante de l'étuve (70°C).

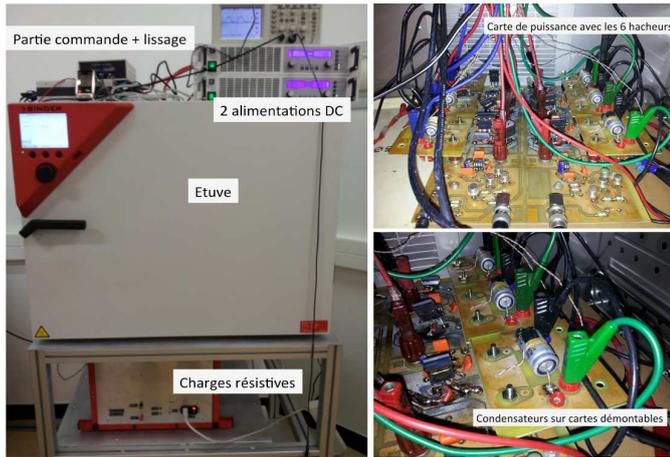


Fig.4 Présentation du banc de cyclage complet

Toutes les 500h environ, le banc d'essai est stoppé et une impédancemétrie des 6 condensateurs de découplage est réalisée. Ces derniers sont fixés sur des supports permettant de les désolidariser des hacheurs et de faciliter une mesure « à 4 fils » avec un impédancemètre BioLogic sur une plage de fréquence allant de 200Hz à 20kHz . L'impédancemétrie doit en outre être menée à différentes températures (à savoir 25 , 60 et 80°C toujours dans l'étuve) car l'évolution due au vieillissement, notamment de l'ESR, peut être assez sensible à 25°C sans que cela soit le cas à la température de fonctionnement normale des condensateurs.

4. RESULTATS EXPERIMENTAUX

Les résultats d'impédancemétrie ont été exploités tout d'abord pour caractériser notre modèle avec une très bonne concordance comme en témoigne la figure 5 pour laquelle on peut voir la comparaison entre modèle et mesure à 25 , 60 et 80°C . Cette figure a été obtenu grâce à l'utilisation d'un algorithme génétique pour la minimisation de la fonction objective suivante :

$$\sqrt{\sum (Re_{\text{mesure}} - Re_{\text{modèle}})^2 + (Im_{\text{mesure}} - Im_{\text{modèle}})^2} \quad (3)$$

L'intérêt d'ajuster le modèle avec les mesures avec une telle fonction est que l'on prend en compte les erreurs non seulement

sur la partie réelle (partie qui nous intéresse) mais également sur la partie imaginaire.

Les mesures d'impédancemétrie ont été effectuées avec un Biologic VSP + booster 20A. Ce dernier est annoncé avec une précision de mesure de courant inférieure à 0.5% de la pleine échelle pour des fréquences inférieures à 30kHz .

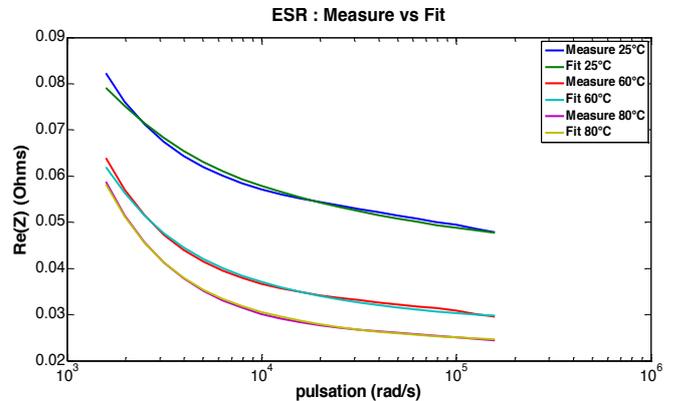


Fig.5 "Fitting" du modèle avec les résultats d'impédancemétrie à différentes températures

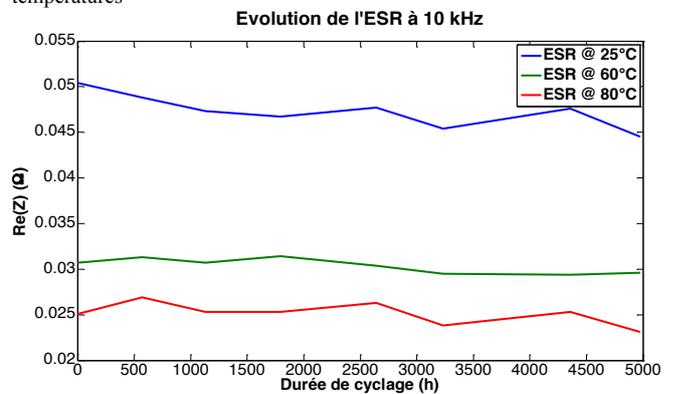


Fig.6 Evolution de l'ESR pour un condensateur et pour chaque température

En outre, la décomposition possible de l'ESR du modèle en fonction de $R1$ d'une part, de $R2$ en parallèle avec $C2$ d'autre part ainsi que de la partie réelle de Z_{Ano} nous permettra, à terme, d'identifier les éléments significatifs dans l'analyse du vieillissement et de faciliter un monitoring des condensateurs intégrés à un onduleur.

La figure 6 présente les premiers résultats d'évolution de l'ESR avec le temps (pour un total de 5000h cyclées), ces derniers ayant également été obtenus avec la mesure d'impédancemétrie du Biologic. On peut constater, et contrairement à ce qui était attendu, que les valeurs d'ESR pour une fréquence de 10kHz ont une légère tendance à diminuer. Toutefois, ces résultats sont à l'image de ce qui est présenté dans [17], où l'on constate la même décroissance d'ESR avec le vieillissement pour des condensateurs très proches de ceux que l'on utilise. Il semblerait donc qu'une augmentation l'ESR avec le temps soit valable pour la plupart des condensateurs aluminium électrolytiques grand public tandis que des condensateurs dédiés aux environnements hostiles (comme pour les applications automobiles) peuvent présenter une évolution différente.

5. CONCLUSION ET PERSPECTIVES

Cette étude sert de base pour l'ensemble du projet COPTON et permettra non seulement, au terme des essais, de déterminer l'impact du cyclage thermique sur le vieillissement des condensateurs mais aussi, elle ouvre des perspectives en terme de monitoring en temps réel des condensateurs dans un onduleur embarqué sur véhicule grâce aux modèles établis. Dans un deuxième temps, l'exploitation de ce modèle associée à la connaissance de l'évolution des paramètres sur une période plus grande de vieillissement nous permettra d'agir sur la commande du convertisseur de manière à garantir une durée de vie optimale des condensateurs ou tout du moins de prendre ce critère en compte parmi d'autres dans le choix d'une stratégie MLI.

6. REMERCIEMENTS

Les auteurs souhaitent remercier l'ANR, qui a permis de financer ce travail au travers du programme Jeunes Chercheurs Jeunes Chercheuses (JCJC).

7. REFERENCES

- [1] H. WANG, F. BLAABJERG, « Reliability of Capacitors for DC-Link Applications – An Overview », IEEE Energy Conversion Congress and Exposition, 2013, Denver, USA.
- [2] S.G. PARLER, « Thermal Modeling of Aluminum Electrolytic Capacitors », IEEE Industry Applications Society Conference, October 1999.
- [3] T. D. NGUYEN, N. PATIN, G. FRIEDRICH, « Analyse des sollicitations sur les condensateurs de filtrage du bus continu d'onduleur pour applications embarquées en fonction de la stratégie de modulation », Electronique de Puissance du Futur, 2010, Saint-Nazaire.
- [4] J. HOBRAICHE, J.-P. VILAIN, P. MACRET, N. PATIN, A New PWM Strategy to Reduce the Inverter Input Current Ripple, IEEE Transactions on Power Electronics, Vol. 24, No. 1, pp. 172–180, January 2009.
- [5] Y. SATO, D. DAHONO, T. KATAOKA, Analysis and minimization of ripple components of input current and voltage of pwm inverters, IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 32, No. 4, pp. 945-950, July/August 1996.
- [6] PEG 225 Datasheet – Electrolytic capacitors for automotive applications, Documentation KEMET, www.kemet.com
- [7] M.L. GASPERI, « Life Prediction Modeling of Bus Capacitors in AC Variable Frequency Drives », Transactions on Industry Applications, IEEE, Vol.41, No.6, November/December 2005.
- [8] A.M.R. AMARAL, A.J.M.CARDOSO, « A Simple Offline Technique for Evaluating the Condition of Aluminum-Electrolytic Capacitors », Transactions on Industrial Electronics, Vol.56 No.8, August 2009
- [9] T. D. NGUYEN, N. PATIN, G. FRIEDRICH, PWM Strategy dedicated to the reduction of DC bus capacitor stress in embedded three phase inverter, IEEE VPPC 2011, Chicago (Illinois, USA), 6-9 septembre 2011
- [10] R. COUSSEAU, N. PATIN, E. MONMASSON, L. IDKHAJINE, « A Methodology for Studying Aluminium Electrolytic Capacitors Wear-out in Automotive Cases », EPE-ECCE Europe, 2013, Lille.
- [11] L. GAGNEUR, A. L. DRIEMEYER-FRANCO, C. FORGEZ, G. FRIEDRICH, « Modeling of the diffusion phenomenon in a lithium-ion cell using frequency of time domain identification », Elsevier, Microelectronics Reliability, Volume 53, Issue 6, June 2013, Pages 784–796
- [12] J. DIARD, B. LE GORREC, C. MONTELLA, « Cinétique électrochimique », 1996, Hermann
- [13] A. J. BARD, L. R. FAULKNER, « Electrochemical methods, Fundamental and applications », 2000, J. Wiley and Sons
- [14] J. BISQUERT, A. COMPTE, « Theory of the Electrochemical Impedance of Anomalous Diffusion », Journal of Electroanalytical Chemistry, 499, pages 112-120. 2001.
- [15] BIOLOGIC, « How to fit transmission lines with Zfit », Application Note 43, 11/06/2012, www.bio-logic.info
- [16] K.W.E. CHENG, B.P. DIVAKAR, Wu HONGJIE, Kai DING, HO FAI HO, Battery-Management System (BMS) and SOC Development for Electrical Vehicles, IEEE Transactions on Vehicular Technology, Vol. 60, No. 1, pp. 76-88, Jan. 2011
- [17] L. ELIASSON, « Aluminum Electrolytic Capacitors Designed for Long Operational Life », CARTS International 2012 Proceedings, March 2012, pp.125-132