



Dimensionnement optimal de machines synchrones sur cycle de fonctionnement pour des applications de véhicules hybrides

Sullivan Küttler, Khadija El Kadri Benkara, Guy Friedrich, Abdenour Abdelli, Franck Vangraefschèpe

► To cite this version:

Sullivan Küttler, Khadija El Kadri Benkara, Guy Friedrich, Abdenour Abdelli, Franck Vangraefschèpe. Dimensionnement optimal de machines synchrones sur cycle de fonctionnement pour des applications de véhicules hybrides. Symposium de Génie Électrique 2014, Jul 2014, Cachan, France. hal-01065394

HAL Id: hal-01065394

<https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-01065394>

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.

Dimensionnement optimal de machines synchrones sur cycle de fonctionnement pour des applications de véhicules hybrides

Sullivan KÜTTLER*, Khadija EL-KADRI BENKARA*, Guy FRIEDRICH*, Abdenour ABDELLI†, Franck VANGRAEFSCHPE†

RÉSUMÉ – Le dimensionnement optimal de machines électriques sur cycles de fonctionnement variable reste délicat et est un enjeu dans le domaine automobile où il est important de réduire le volume des matériaux utilisés pour des raisons de place limitée sous le capot et de compétitivité. La minimisation de ce volume est limitée par deux phénomènes physiques que sont la saturation magnétique et l'élévation de la température au niveau des enroulements ou des aimants permanents. Ainsi, un dimensionnement optimal en termes de volume doit s'appuyer sur un modèle multi-physique électromagnétique-thermique couplé. L'article propose une démarche de dimensionnement optimal originale s'appuyant sur deux modèles : un modèle électromagnétique rapide dans lequel la température est prise en compte de manière indirecte à travers des densités de courant. Ce modèle est utilisé dans un optimiseur SQP. Un modèle électromagnétique-thermique couplé permettant de déterminer l'évolution thermique en différents points de la machine lors de l'application d'un cycle de fonctionnement connu. Ce modèle plus complexe que le précédent conduit à des temps de calculs très importants, particulièrement lors des cycles de fonctionnement de longue durée. L'article propose de décrire la stratégie d'utilisation conjointe de ces deux modèles dans le cadre d'une réduction du volume extérieur des parties actives d'une machine à aimants permanents. Les deux modèles seront décrits et les résultats d'optimisation seront donnés et commentés.

MOTS-CLÉS – cycle, réduction de volume, modélisation multi-physique, couplage thermique-électromagnétique.

1. Introduction

Dans le cadre d'application de véhicules hybrides, l'intégration du cycle de fonctionnement de la machine électrique est un enjeu majeur dans le but de minimiser le volume de la machine électrique. En effet, les sollicitations qui lui sont demandées sont particulièrement intermittentes voir impulsives comme nous pouvons l'observer à travers des profils de conduite type comme les cycles Artémis. Les températures au sein de la machine peuvent alors varier fortement. Ses températures internes n'étant pas établies, ses limites de fonctionnement doivent donc être déterminées par simulation thermique du cycle entier afin de connaître les points chauds à l'instant le plus critique du cycle.

La notion de cycle a été introduite dans l'optimisation du dimensionnement de la machine pour un véhicule électrique dans [1] dont le but est de minimiser les pertes sur cycle ainsi que le courant efficace au point de base. La simulation sur cycle est particulièrement rapide pour être intégrée au processus d'optimisation du fait que la thermique est limitée indirectement par la densité de courant. Notre cas exige une modélisation électromagnétique-thermique trop fine et trop longue pour être intégrée au processus d'optimisation. C'est pourquoi nous effectuerons dans une première étape un dimensionnement optimal utilisant un modèle électromagnétique rapide de la machine électrique minimisant son volume par une réduction de son volume de fer en travaillant avec saturation des matériaux magnétiques et par une réduction de son volume de cuivre et donc des encoches et des dents en autorisant des densités de courant élevées. Comme la thermique n'est pas vérifiée à cette étape, une simulation électromagnétique-thermique sur cycle permet de réajuster la densité de courant autorisée de l'étape l'optimisation jusqu'à obtenir une machine minimisée en fer et en cuivre et dont les températures critiques sur cycle sont proches des limites fixées.

Dans un premier temps, cet article présentera l'état des modélisations multi-physique électromagnétique-thermique couplés. Dans un second temps, la qualité des résultats dépendant de la qualité des modèles, une description des modèles électromagnétique rapide et électromagnétique-thermique fin sera donnée. Ensuite, une présentation de la méthode de dimensionnement utilisant conjointement les deux modèles sera détaillée. Pour finir, cette méthode sera appliquée pour exemple au dimensionnement de la machine électrique d'un véhicule hybride de type Kangoo. Les

résultats en termes de réduction de volume extérieur, de réduction de masse et de performances sur cycle seront analysés et commentés par rapport à une machine initiale optimisée pour un régime permanent.

2. État de l'art sur la modélisation multi-physique

Les performances de la machine sont estimées sur tout son espace de fonctionnement de par les cycles de fonctionnement sur une large plage de vitesse. Il est alors nécessaire d'implanter des lois de contrôle optimal tenant compte des non-linéarités de certains phénomènes électriques, magnétiques et thermiques ainsi que des limites de fonctionnement (limite en tension, courant et puissance) imposées par les équipements électriques que sont la batterie et l'onduleur [3]. Bien entendu, afin d'estimer au mieux les performances de la machine, les modèles développés nécessitent d'être couplés étant donné que de nombreuses caractéristiques sont dépendantes de la thermique et réciproquement. [5] résume le couplage électromagnétique-thermique à partir de caractéristiques physiques non-linéaires dans la machine qui sont la résistivité du cuivre et l'induction rémanente des aimants :

$$\begin{aligned}\rho(T) &= \rho_0 \cdot [1 + \alpha_{Cu} \cdot (T - T_0)] \\ B_r(T) &= B_{r0} \cdot [1 + \alpha_{Br} \cdot (T - T_0)]\end{aligned}\quad (1)$$

Pour entrer plus dans les détails, il existe un fort couplage entre le modèle thermique et électrique car les sources de chaleur dues aux pertes Joule sont dépendantes de la température par l'intermédiaire de la résistance non-linéaire du cuivre. Le changement de cette résistance implique également un changement des lois de contrôle. Il existe également un fort couplage entre le modèle thermique et magnétique car les flux Ψ_d et Ψ_q sont dépendants de la température des aimants. Cela implique également un changement des lois de contrôle. De plus, les pertes fer, source de chaleur dans le modèle thermique, dépendent également des lois de contrôle et créent un lien entre le modèle thermique et électromagnétique [8]. Elles sont également dépendantes de la température d'aimant dans une moindre mesure. Des travaux sur le développement de modélisation multi-physique tenant compte de la thermique peuvent être cités comme [5] pour régime permanent et [6]-[8] pour le régime transitoire. Les travaux de [7] ont permis la simulation thermique de la machine sur un cycle de fonctionnement.

3. Description des modèles utilisés

3.1 Modèle électromagnétique rapide

Les grandeurs physiques nécessaires au calcul des performances de la machine électrique peuvent se résumer pour une machine à flux radial et bobines réparties aux équations de Park en régime sinusoïdal établi. Bien que ces équations soient relativement simples, elles nécessitent au préalable les calculs plus complexes des flux magnétiques Ψ_d et Ψ_q et des pertes fer P_{fer} qui sont particulièrement sensibles aux lois de contrôle i_d - i_q du fait de la saturation magnétique pour les flux et de la forme des inductions magnétiques pour les pertes fer. Pour le dimensionnement une température d'aimant est fixée pour le calcul des flux et la résistance de bobinage est calculée à partir d'une température moyenne de bobinage fixée elle aussi. Nous avons alors les relations suivantes :

- $\Psi_d = f(i_d, i_q)$
- $\Psi_q = f(i_d, i_q)$
- $P_{fer} = f(i_d, i_q, \omega_e)$

Pour ce faire, un modèle magnétique par réseau de réductances non-linéaires composé de 70 éléments et de 48 nœuds a été développé afin de calculer rapidement les tables de flux en fonction des courants i_d - i_q pour une température d'aimant donnée. À partir des formes d'induction dans le fer établies par le modèle magnétique, un modèle de pertes fer basé a également été développé et permet de prendre en compte l'impact de la commande machine en régime de défluxage. Ces modèles sont détaillés dans [2] et ont été validés par rapport à une approche par éléments finis. Une optimisation des lois de contrôle intègre l'autopilotage de la machine électrique, les différentes limitations des équipements électriques et les non-linéarités des modèles et permettent de calculer le couple maximal à une vitesse donnée. Ainsi elle est utilisée pour vérifier les limites de l'espace de fonctionnement de la machine sur deux points couple-vitesse, c'est-à-dire le point de base et le bon défluxage à la vitesse maximale. La vérification de ces deux points de fonctionnement permet de valider l'espace de fonctionnement comprenant tous les points couple-vitesse du cycle.

3.2 Modèle électromagnétique-thermique fin couplé

Un modèle thermique fin par réseau de résistances, capacités thermiques et sources toutes non-linéaires composé de 258 éléments et 145 nœuds a été développé et validé à partir d'essais expérimentaux [2]. Les pertes Joule ayant un impact sur la température des conducteurs et cette température sur la valeur de la résistivité du cuivre, le calcul de ces pertes est alors traité directement sur 12 points du réseau correspondant aux encoches et têtes de bobines lors de la résolution du réseau thermique à chaque pas de temps. La résistance moyenne des bobinages peut alors être réévaluée à chaque pas de temps pour être réintégrée dans le modèle de Park. Le réseau permet également le calcul de la température des aimants et ainsi de réaliser le couplage électromagnétique-thermique dû à la variation de l'induction de l'induction rémanente

des aimants. Pour ce faire, avant l'étape de simulation les tables de flux et de pertes fer, cette fois-ci localisées et adaptées à la discrétisation du réseau thermique, sont établies pour plusieurs couples de courants i_d - i_q et différentes températures d'aimant T_{aim} . Nous avons alors les modèles suivants :

- $\Psi_d = f(i_d, i_q, T_{aim})$
- $\Psi_q = f(i_d, i_q, T_{aim})$
- $P_{fer} = f(i_d, i_q, \omega_e, T_{aim})$ localisées dans la culasse et les dents.

L'optimisation des lois de contrôle minimise les pertes dans la machine et assure l'autopilotage du cycle à simuler, c'est-à-dire, le respect à chaque pas de temps des points couple-vitesse et tient compte de la température des aimants dans le calcul des flux et pertes fer, de la variation de la résistance de bobinage et des non-linéarités des modèles liées à la commande.

4. Stratégie de dimensionnement

Finalement, l'idée est alors de traiter le problème de dimensionnement général en le divisant en deux sous-problèmes. Le premier étant un problème inverse permettant d'obtenir une machine minimisée et fonctionnant au-delà de son régime permanent. Nous vérifierons dans le processus d'optimisation de la machine qu'elle pourra répondre magnétiquement aux points de fonctionnement transitoires du cycle. Cela-dit, la thermique lors du cycle ne sera pas prise en compte mais les phénomènes complexes tels que la saturation et les pertes fer dans la machine seront pris en compte de manière précise. Le second étant un problème direct permettant cette fois-ci de tenir compte de l'évolution des températures dans la machine pour un cycle type. La stratégie globale vise à réajuster le seul paramètre thermique n'étant pas optimisé dans la phase d'optimisation afin de minimiser au mieux le volume de la machine.

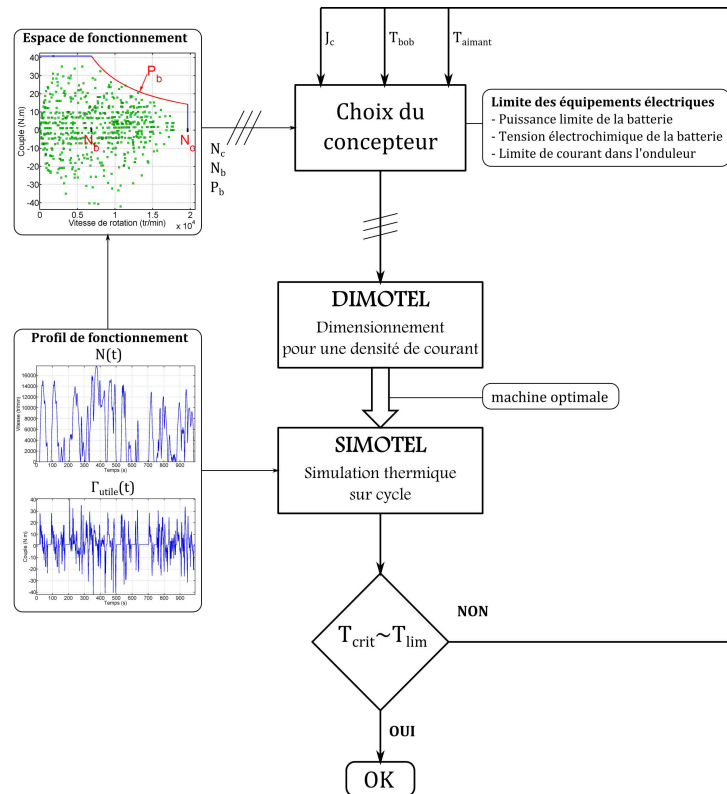


Figure 1 : Présentation de la méthode de dimensionnement.

5. Résultats

Le cahier des charges correspond au démonstrateur de véhicule hybride de type Kangoo et sera donné dans l'article final et la machine électrique comprend un système de refroidissement par eau autour de la culasse. La machine finale, dimensionnée au plus juste thermiquement sur cycle peut travailler avec une densité de courant dans les conducteurs pouvant atteindre $65 \text{ A}\cdot\text{mm}^{-2}$. Nous nous sommes fixés une température limite sur cycle de l'ordre de $100 \text{ }^\circ\text{C}$ aux extrémités des têtes de bobines. Une machine initiale a été également dimensionnée plus classiquement pour intégrer tous les points de fonctionnement du cycle en régime permanent, c'est-à-dire pour une température établie de $100 \text{ }^\circ\text{C}$ aux extrémités des têtes de bobines au point de fonctionnement le plus critique ; la densité de courant à ce point atteint $14 \text{ A}\cdot\text{mm}^{-2}$. Le Tableau 1 montre les comparatifs en termes de volume extérieur et de masses de parties actives, de rendement global sur cycle et de température maximal au cours du cycle au niveau des extrémités des têtes de bobines

entre la machine initiale et la machine finale. Les variations de températures lors des cycles de fonctionnement s'établissent dans un temps de l'ordre de 30 à 50 minutes c'est pourquoi nous avons enchaîné douze cycles Artémis urbain représentant au total 191 minutes dans l'étape de simulation pour connaître les réelles températures maximales au moment le plus chaud.

Tableau 1. Bilan sur le dimensionnement sur cycle de MAPI de différentes densités de courant

Machine	Volume extérieur des parties actives I	Masse des parties actives	Rendement global sur cycle	Température bobinage
Machine initiale	1,57 dm ³	13,29 kg	90,03 %	50,6 °C
Machine finale	0,82 dm ³	5,46 kg	89,30 %	105,7 °C

Nous pouvons constater que nous avons réduit le volume extérieur des parties actives de la machine de 48 % comme le montre la Figure 2 donnant la géométrie des deux machines extremum, c'est-à-dire la machine optimisée en régime permanent et la machine optimisée thermiquement sur cycle. Cette réduction est principalement due à la réduction de la hauteur des encoches et par conséquent du diamètre extérieur du stator.

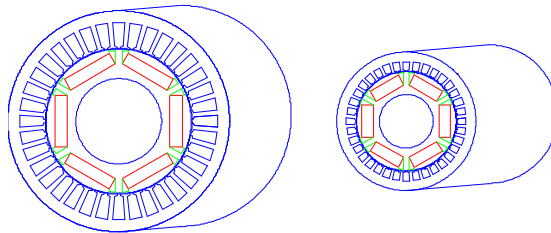


Figure 2 – Dimensions des deux machines extremum.

La Figure 3 montre les évolutions de masse des parties actives entre les deux machines. Une réduction de masse d'environ 10 kg est à noter entre la machine initiale et finale ; cela est dû principalement à la réduction de la masse du cuivre qui passe de 6,26 kg à 1.16 kg.

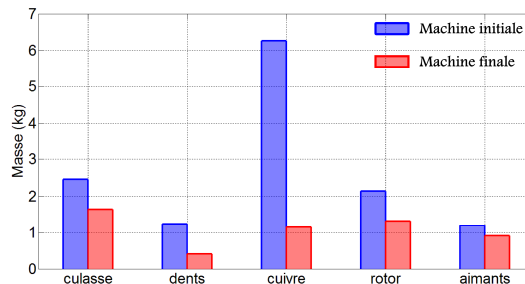


Figure 3 – Comparaison des masses des parties actives entre les deux machines extremum.

5.1 Analyse des résultats

La Figure 5 montre les températures aux extrémités des têtes de bobines au cours du 12^{ème} cycle Artémis.

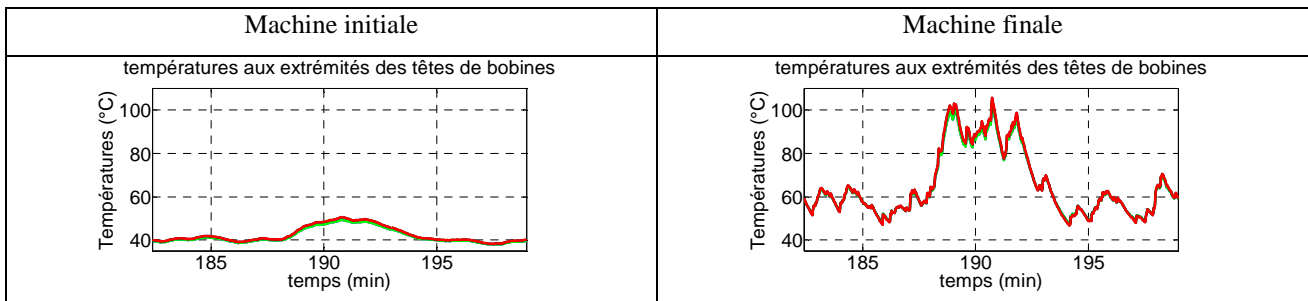


Figure 4 – Évolution des températures au niveau des extrémités des têtes de bobines pour les deux machines.

La minimisation du volume de la machine par la diminution de la section des conducteurs entraîne une augmentation des pertes Joule lors des demandes en couple lors du cycle, c'est-à-dire lors des phases d'accélération. La machine finale est alors plus sensible aux échauffements et un écart de température d'une cinquantaine de degrés au niveau des extrémités des têtes de bobines est à noter sur le 12^{ème} cycle.

Le bilan des pertes ainsi que le bilan énergétique sur cycle de la machine est donné sur la Figure 5.

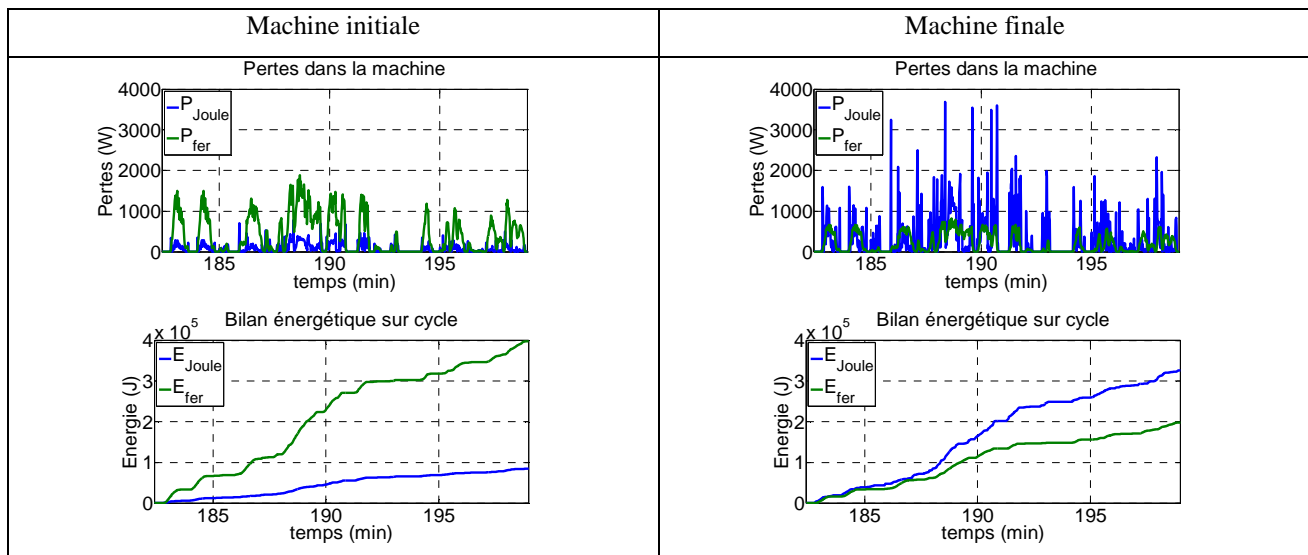


Figure 5 – Bilan énergétique sur cycle pour les deux machines.

Nous pouvons observer le niveau très important des pertes Joule pour la machine finale qui sont multipliées par presque 5 par rapport à la machine initiale. Les pertes fer ont quant à elles été divisées par un peu plus de 2 du fait de la réduction du volume de fer. Cela-dit, d'un point de vue énergétique sur la durée du cycle, l'énergie que représentent les pertes Joule est modérée du fait qu'elles apparaissent ponctuellement alors que les pertes fer apparaissent de manière permanente dès que le véhicule est en mouvement. Par conséquent, bien que les pertes Joule aient fortement augmenté, la diminution même plus modérée des pertes fer permet de conserver un bon rendement sur cycle.

6. Conclusion

La machine électrique a pu être largement minimisée en poussant les niveaux de saturation magnétique dans le fer et la densité de courant dans les conducteurs. La densité de courant dans les conducteurs peut alors atteindre $65 \text{ A}\cdot\text{mm}^{-2}$ tout en étant en dessous des températures limites au cours du cycle. Ainsi nous avons obtenu un gain d'environ 48 % sur le volume extérieur des parties actives et de presque 59 % sur ses masses actives par rapport à une machine dimensionnée pour un fonctionnement en régime permanent.

De plus, nous pouvons constater que les performances en termes de rendement global sur cycle sont conservées. En effet, bien que le niveau de pertes Joule ait augmenté fortement avec la diminution de la section des conducteurs, celles-ci n'interviennent que ponctuellement lors des accélérations. À contrario, le niveau des pertes fer a diminué, plus modérément avec la réduction du volume de fer notamment dans les dents. Cela-dit, sur cycle elles interviennent de manière plus permanente dès que le véhicule est mobile. Par conséquent leur réduction compense en partie l'augmentation des pertes Joule.

7. Références

- [1] P-H. Nguyen, « Impact des modèles de pertes fer sur l'optimisation sur cycle d'un ensemble convertisseur – machine synchrone », Ph.D Thesis, Laboratoire SATIE, ENS Cachan, Novembre 2011.
- [2] S. Küttler, « Dimensionnement optimal de machines synchrones pour des applications de véhicules hybrides », Ph.D Thesis, LEC, UTC, Mai 2013.
- [3] L. Chédot, « Contribution à l'étude des machines synchrones à aimants permanents internes à large espace de fonctionnement. Application à l'alternateur », Ph.D Thesis, LEC, UTC, 2004.
- [4] T. Raminosa, « Optimisation des performances des machines synchro-réductantes par réseau de perméances », Ph.D Thesis, Institut National Polytechnique de Lorraine (INPL), 2006.
- [5] X. Jannot, « Modélisation et optimisation d'un ensemble convertisseur-machine : Application aux systèmes d'entraînement à haute vitesse », Ph.D Thesis, ED STITS, Supélec, 2010.
- [6] M. I. Lamghari-Jamal, « Modélisation magnéto-thermique et optimisation de machines rapides : Application à la machine à réluctance variable », Ph.D Thesis, Laboratoire IREENA, Université de Nantes, 2006.
- [7] A. Fasquelle, « Contribution à la modélisation multi-physique : électro-vibro-acoustique et aérothermique de machines de traction », Ph.D Thesis, École centrale de Lille, 2007.
- [8] J. Legranger, « Contribution à l'étude des machines brushless à haut rendement dans les applications de moteurs-générateurs embarqués », Ph.D Thesis, LEC, UTC, Mai 2009.