



Des procédés de conversion électro-magnéto-mécaniques non-conventionnels aux systèmes mécatroniques : Conception - Modélisation - Optimisation

Hamid Ben Ahmed

► To cite this version:

Hamid Ben Ahmed. Des procédés de conversion électro-magnéto-mécaniques non-conventionnels aux systèmes mécatroniques : Conception - Modélisation - Optimisation. Sciences de l'ingénieur [physics]. Université Paris Sud - Paris XI, 2006. tel-00458961

HAL Id: tel-00458961

<https://theses.hal.science/tel-00458961>

Submitted on 26 Feb 2010

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 Paris Sud XI – UFR Scientifique d'Orsay

Rapport de synthèse

présenté en vue d'obtenir

L'Habilitation à Diriger les Recherches en Sciences Physiques

Par

Hamid BEN AHMED

Maître de conférences à l'ENS Cachan-Antenne de Bretagne
Chercheur au SATIE (UMR CNRS 8029)

Titre :

**Des procédés de conversion électro-magnéto-mécaniques
non-conventionnels aux systèmes mécatroniques**

Conception – Modélisation - Optimisation

Rapport présenté à l'ENSC Ker Lann, le 22 juin 2006 devant le jury composé de :

F. BOUILLAUT	Prof. Univ. Paris XI, LGEP	Président
B. NOGAREDE	Prof. INPT, LEEI	rapporteur
PH. VIAROUGE	Prof. LEEPCI, Univ. Laval (Quebec, Canada)	rapporteur
J.P. YONNET	DR CNRS, LEG	rapporteur
C. MARCHAND	Prof. Univ. Paris XI, LGEP	examineur
B. MULTON	Prof. ENS Cachan-Antenne de Bretagne, SATIE	examineur
B. LEQUESNE	DR, Delphi Research Labs (MI, USA)	Invité
M. PIERRE	Prof. ENS Cachan-Antenne de Bretagne, IRMAR	Invité

ECOLE NORMALE SUPERIEURE DE CACHAN
Antenne de Bretagne
SATIE UMR CNRS 8029

AVANT PROPOS

Une HDR : un phénomène anti-causal ?

Rédiger un mémoire d'*Habilitation à Diriger les Recherches* est synonyme d'un volume de travail conséquent et d'une maturité intellectuelle suffisante. C'est synonyme également de l'aboutissement d'une histoire scientifique, bien que perpétuellement redéfinie. Cette histoire devra donc obéir, comme pour toute histoire humaine, fût-elle scientifique et cartésienne d'apparence, à une cohérence dans la démarche et dans la démonstration. Cependant, dans la pratique d'un jeune chercheur post-doctorat et pré-HDR, ceci ne peut s'imposer a priori (phénomène anti-causal !) sauf si la dimension aventurière de notre activité est bannie au profit d'une vie professionnelle mise entièrement au service d'une sacro-sainte ... HDR. La rédaction du mémoire d'HDR est, par conséquent, un exercice en soi, une activité supplémentaire et complémentaire qui vient préciser, voir apporter a posteriori une cohérence à l'activité de recherche à proprement parler.

L'exercice peut s'avérer difficile (et pour ma part il l'est) d'autant que l'aventure, qu'est censée analyser et synthétiser l'impétrant que je suis, est souvent le fruit de rencontres humaines, industrielles et scientifiques. Elle n'est pas nécessairement la conséquence d'une stratégie précise finement élaborée au lendemain de son couronnement *docteur de l'université*

Stéphan ASTIER, dans son mémoire de HDR ¹, qualifiait cette nouvelle étape, dans l'avancement de carrière d'un jeune chercheur, de nécessaire et incontournable « rite de passage ». Il y indiquait en particulier « *qu'ils soient mineurs ou majeurs, les rites sont en fait indispensables à la structuration de tout corps social : il y a donc lieu, sinon de les suivre, du moins de les respecter* ».

Bien que le principe de rite soit effectivement imposé par le système auquel nous appartenons et dans lequel nombre d'entre nous souhaitons rester, les formes sont, quant à elles, beaucoup moins contraignantes. C'est donc avec une certaine liberté et une subjectivité formelle quasi-totale que j'aborde la rédaction de ce mémoire, sachant néanmoins qu'il est plus facile de résoudre un problème fortement contraint que le même problème sans contrainte. Cette souplesse de forme ne préjuge donc nullement de la facilité pour le rédacteur, ni peut-être pour ... le lecteur !

¹ Stéphan Astier, HDR : « Des machines à aimants aux systèmes énergétiques autonomes. Systémique, électricité et développement durable », soutenue à l'INP de Toulouse le 9 juillet 2003.

REMERCIEMENTS

Les travaux consignés dans ce mémoire se sont déroulés au Laboratoire SATIE (ex. LESIR), UMR-CNRS 8029 de l'Ecole Normale Supérieure de Cachan. Pour m'avoir accueilli au sein du laboratoire en tant que doctorant puis en tant que chercheur permanent, je tiens tout d'abord à présenter mes chaleureux remerciements à ses directeurs successifs, MM. Charles SOL (son fondateur), Jean Paul LOUIS et Sylvain ALLANO (actuel directeur).

Que MM. C. RIOUX, ancien Directeur du Laboratoire d'Electrotechnique d'Orsay où j'ai fait mes premiers pas de chercheur, et J. LUCIDARME, Ingénieur de recherche CNRS, en retraite depuis 1998, trouvent ici l'expression de ma profonde gratitude et ma reconnaissance pour la qualité de leur enseignement, pour avoir su partager avec enthousiasme leurs connaissances et pour leurs approches novatrices dans le domaine de l'électrotechnique.

Je tiens également à présenter mes plus vifs remerciements aux membres de jury qui m'ont fait l'honneur de juger ce modeste travail :

- M. Bertrand NOGAREDE, Professeur à l'INP de Toulouse et Responsable de l'équipe « Machines, Mécanismes et Matériaux Electrodynamiques » du LEEI ;*
- M. Philippe VIAROUGE, Professeur à l'Université Laval (Québec, Canada) et chercheur au Laboratoire d'Electrotechnique, Electronique de Puissance et Commande Industrielle ;*
- M. Jean Paul YONNET, Directeur de Recherche au CNRS, chercheur au LEG/INP Grenoble.*
- M. Frédéric BOUILLAUT, Professeur à l'Université Paris-Sud et Directeur du LGEP ;*
- Claude MARCHAND, Professeur à l'Université Paris-Sud et Responsable de l'équipe « Conception, Commande et Diagnostic » du LGEP ;*
- M. Bruno LEQUESNE, Responsable de Recherche au Delphi Research Labs (Michigan, USA) ;*
- M. Michel PIERRE, Professeur de mathématiques à l'ENS Cachan – antenne de Bretagne et chercheur au Laboratoire IRMAR.*

Mes remerciements et mon immense reconnaissance à Bernard MULTON, Professeur à l'ENS Cachan, Directeur du Dpt. Mécatronique, pour ses qualités scientifiques et humaines, pour ses conseils toujours pertinents et pour les conditions idéales de travail qu'il a su créer au sein de l'équipe. Qu'il trouve ici l'expression de mon admiration et de ma sincère et profonde amitié.

Que Mohamed GABSI, Maître de Conférences – HDR à l'Université Paris-Sud, trouve également ici le témoignage de ma gratitude et de mon amitié. Qu'il sache que ses avis souvent à contre-courant sont pour moi source d'enrichissement indéniable aussi bien sur le plan scientifique que personnel. Je le remercie aussi pour ses encouragements constants et son soutien sans faille durant toutes ces années.

Mes remerciements vont également à tous les membres de l'équipe. Qu'ils sachent que sans leur aide ce travail n'aurait simplement pas pu avoir lieu : M. LECRIVAIN, E. HOANG, L. PREVOND, E. SANTANDER, M. BESBES.

Je ne saurais oublier de remercier chaleureusement P.F. DESESQUELLES, ancien chercheur au SATIE, actuellement responsable chez VALEO-Mexique, pour m'avoir initié au passionnant domaine de la modélisation électromagnétique.

Ce mémoire est également (et surtout) le fruit de collaborations avec les doctorants et stagiaires de grande qualité que j'ai eu le plaisir de co-encadrer. Je garde d'eux un très bon souvenir et une amitié sincère. Ces quelques lignes sont insuffisantes mais qu'ils sachent que ce mémoire est aussi le leur : L. PREVOND, A. LESOBRE, N. BERNARD, Y. AMARA, P.E. CAVAREC, O. GERGAUD, G. ROBIN, P. FRANCOIS, C. BERNEZ, M. RUELLAN, J. SEIGNEURBIEUX, V. DEBUSSCHERE, M. ATTMANI, E. DECECCO, X. MININGER, H. ALLIOUI, F. BOUMENDIL, F. NEMOUCHI, E. BERTONCINI, C. LINET, E. AUFAUVRE, T. BRAY, C. GRACZYK, J. DELOR, M. ANTUNES.

J'ai beaucoup apprécié les nombreux échanges que j'ai eu avec les membres des autres équipes ainsi qu'avec les personnes extérieures au laboratoire. Je remercie tout particulièrement Monsieur M.E.H. ZAIM de l'Université de Nantes pour qui j'ai beaucoup d'affection et avec qui j'ai beaucoup appris. Que D. MATT de l'Université de Montpellier, A. CLEMENT et A. BABARIT de l'Ecole Centrale de Nantes, J. DELAMARRE du LEG, B. DEHEZ de l'Université Catholique de Louvain (Belgique) soient également et amicalement remercier.

Mes remerciements vont également aux nombreux collaborateurs industriels, notamment des sociétés D2T, PSA, VALEO, ACMEL, RADIO-ENERGIE, SIMU, SAGEM, MAGNETI-MARELLI.

Je remercie également tous les techniciens de SATIE et des Départements d'enseignement EEA et Mécatronique sans qui l'indispensable travail expérimental serait impossible : J. PARATGE, J.P. MADRANGE, S. HAMONIC, R. LEMERCIER, J.M. DESAGLLIER.

Que mes collègues enseignants du département Mécatronique de l'ENS Cachan – antenne de Bretagne, pour qui seul l'intérêt des élèves compte, soient ici remerciés : D. MILLER, B. LE PIOUFLE, D. GRENIER, J.Y. COGNARD, S. GARDETTE, C. KERZREHO, P. MOGNOL, G. DUMONT, C. JULIEN et bien sûr B. MULTON. Que G. FELD du département EEA soit également remercier pour les nombreuses et enrichissantes discussions pédagogiques que nous avons eu.

Je tiens également à adresser mes remerciements aux Directeurs successifs de l'antenne de Bretagne, MM. NUSIMOVICI et P. QUINTON, pour avoir su favoriser l'émergence d'une recherche « locale » et pour les conditions optimales de travail à l'antenne.

Aux élèves de l'ENS Cachan et d'ailleurs avec qui j'ai eu le plaisir de partager ma passion pour l'enseignement. Qu'ils sachent qu'auprès d'eux j'ai beaucoup appris !

Je n'oublierai pas de citer l'assistance informatique efficace (Eh oui cela existe !) fournie durant toutes ces années par : F. MONTEIL, P. DENUÉL, D. BACH, G. ROBIN, S. STEPHAN. Je les remercie vivement ainsi que le personnel administratif du SATIE et de l'antenne de l'ENS toujours disponible : S. DUMAST, S. STEPHAN, J. FONTAINE, M.E. HAMEL,, N. GICQIAUX,, L. LEGER, G. VALERO, M. GRELOT, C. BARDET, M. DESBOIS.

A l'heure où je rédige ces quelques lignes, mes pensées vont naturellement aux personnes qui me sont chères et qui ont su accepter mes absences répétées : ma compagne Nicole et nos deux Schtroumpfs Sirina et Nolan. Je leur adresse toute mon affection.

ORGANISATION DU MEMOIRE

Les travaux consignés dans ce mémoire ont été ou sont réalisés au sein du pôle de compétences « Actionneurs-Transport-Energie » de SATIE (ex. LESIR) de L'ENS de Cachan sur les deux sites cachanais et breton.

Ce mémoire est organisé en 3 parties. La **première partie** est consacrée au résumé des travaux d'enseignement et de recherche. Les co-encadrements ainsi que les différentes publications scientifiques y sont également mentionnés. Chaque publication est référencée selon une nomenclature précisée dans cette première partie. Dans tout le mémoire, ces références sont indiquées en caractère gras.

Le fil rouge des travaux présentés est l'étude de divers procédés de conversion et la modélisation de convertisseurs non-conventionnels. L'activité de conception est un domaine passionnant pour lequel je n'ai pu m'empêcher d'écrire quelques mots à travers un préambule intitulé « **La conception : un art, une technique ou une science ?** » (**deuxième partie**). Globalement cette partie traite des aspects philosophiques et épistémologiques de l'activité de conception et ses facettes subjectives et irrationnelles, autrement dit artistiques. Cependant, dans le dernier paragraphe intitulé « l'art au service de la science », sont décrits les travaux concernant l'élaboration d'une méthodologie générique d'aide à la conception que représente la « **Conception par Optimisation de Distribution** » et les premiers résultats que nous avons obtenus (thème D).

Dans la **troisième partie** est proposée une ***synthèse des travaux de recherche*** aux quels j'ai contribué. L'originalité des travaux menés réside à la fois dans les configurations électromagnétiques innovantes étudiées et dans les méthodologies de dimensionnement et d'analyse élaborées utilisant des approches combinées numériques et analytiques. En outre, ces travaux sont guidés par une volonté de développer une approche relativement synthétique de la conversion électro-magnéto-mécanique et d'établir des règles « générales » de conception et de modélisation.

Cette synthèse débute avec un premier chapitre « ***Nomenclature et spécificité du couplage fractionné*** » qui permet de situer sur le plan structurel les travaux réalisés. Des critères de classification des actionneurs essentiellement électromagnétiques y sont proposés notamment le critère de couplage électromagnétique. Ce dernier permet de définir deux principales classes de machines : celles à couplage fractionné et celles à couplage polaire. Les spécificités de ces couplages sont ensuite examinées au travers d'une approche analytique tendancielle utilisant les lois de similitude.

Ensuite, trois thèmes sont développés, chacun organisé en trois chapitres.

Le premier thème concerne les configurations à **couplage fractionné** à bobinage global. Tout d'abord les performances intrinsèques de différentes dispositions dites « fondamentales » à aimants et/ou à réluctance

sont examinées au travers de l'étude par motifs élémentaires (chapitre A.I). Ensuite, la répartition 3D de ces motifs, donnant lieu au concept polyentrefer, est analysée au chapitre A.II. L'intérêt, la faisabilité et les limitations de ce concept sont étudiés à partir d'approches théoriques mais également pratiques sur la base de plusieurs réalisations aussi bien tournantes que linéaires. Enfin, la répartition 2D des motifs élémentaires précédemment mentionnés, permet d'analyser les possibilités de ce type de couplage à la conception de structures monoentrefers (chapitre A.III) présentant des fonctionnalités spécifiques telles qu'un fort taux d'intégration aux contraintes d'application ou encore la simplicité d'alimentation électronique (structures monophasées).

Le deuxième thème concerne les configurations à **couplage polaire et à excitation homopolaire**. De complexité structurelle croissante, trois configurations sont étudiées. La première (chapitre B.I), adaptée aux hautes vitesses de rotation à très forte puissance, concerne le freinage par courants induits où des modèles de dimensionnement combinés *éléments finis-analytiques-circuits réluctants* originaux ont été développés. La deuxième configuration (chapitre B.II) est de type « tout fer tournant » étudiée dans le cadre du stockage électromécanique. Enfin, la troisième configuration (chapitre B.III) est à double excitation : par aimants et par bobine permettant une meilleure optimisation du fonctionnement sur cycle notamment dans le cadre de la traction électrique ou hybride.

Le dernier thème intitulé « **composants mécatroniques pour l'Intelligence énergétique** » concerne l'étude de systèmes présentant un couplage fondamentalement fort entre les différents phénomènes physiques mis en jeu. C'est le cas des récupérateurs d'énergie de la marche, de la houle ou encore thermique (chapitre C.I). C'est également le cas des soupapes électromagnétiques (chapitre C.II).

Dans chaque chapitre sont rappelés les co-encadrements, les collaborations universitaires et/ou industrielles, les autres membres permanents de l'équipe impliqués dans le thème abordé ainsi que les références de(s) article(s) joint(s) en annexe. En outre, un bilan critique est présenté à la fin de chaque chapitre.

Dans la dernière partie du mémoire sont proposés un **bilan global** des travaux menés ainsi que quelques **perspectives** et thématiques nouvelles.

Avertissement

Le rapport de synthèse (partie 3) est rédigé de sorte que sa lecture puisse se faire, dans un premier temps, sans avoir recours aux publications s'y rattachant. Les travaux et les résultats publiés sont ainsi directement intégrés dans cette synthèse. Le lecteur pourra, dans un second temps, afin d'approfondir ou de compléter un point particulier, consulter les publications jointes en annexe.

En outre, en fin de chaque thème, une bibliographie succincte est proposée.

SOMMAIRE

Partie 1 : Notice individuelle et résumé des travaux d'enseignement et de recherche

I. Notice individuelle et curriculum vitae	ii - 3
II. Activités d'enseignement	4
III. Activités de recherche	5
IV. Activités de transfert technologique direct	7
V. Co-encadrements	10
VI. Productions scientifiques	13
VII. Activités et responsabilités collectives	24

Partie 2 : Préambule : La conception : un art, une technique ou une science ?

I. Eléments de réponse	Préambule - 3
I. L'art au service de la science	12
II. La science au service de la l'art (thème D)	12
III. Conclusion	16
IV. Bibliographie	17

Partie 3 : Synthèse des travaux de recherche

Introduction générale

Synthèse - 3

Nomenclature et spécificités du couplage fractionné (chapitre A0)

7

I. Formalisme simplifié	7
II. Classification	8
III. Performances – analyse aux lois de similitude	11
IV. Conclusion	20
V. Bibliographie	20

Thème A : Structures à couplage fractionné : du motif élémentaire au convertisseur

21

A.I Motifs élémentaires

23

A.I.I Définitions	23
A.I.II Performances intrinsèques	24
A.I.III Structures	29
A.I.IV Modélisation spécifiques	31

A.II Concept polyentrefers

33

A.II.I Introduction et principe	33
A.II.II Etat de l'art et travaux sur les polyentrefers	40
A.II.III Bilan et perspectives	47

A.III Configurations mono-entrefers : fonctionnalités spécifiques

51

A.III.I Introduction	51
A.III.II Actionneur linéaire à commutation de flux (motif B)	52
A.III.III Actionneurs monophasés (motif A)	55
A.III.IV Bilan critique et perspectives	59

A.IV Bibliographie du thème A

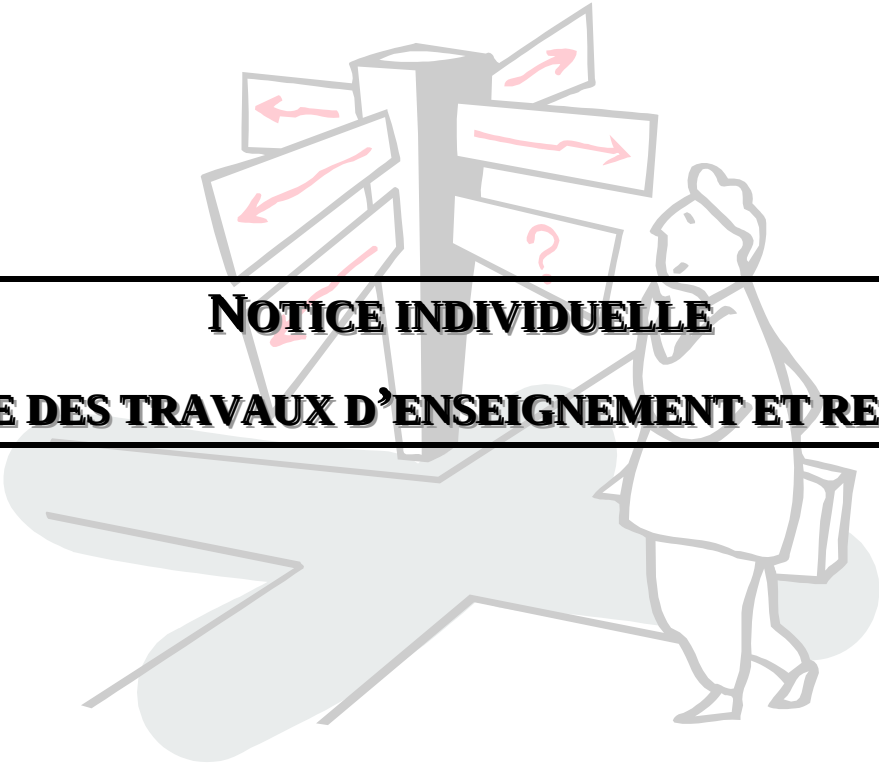
61

<u>Thème B. Structures à couplage polaire à excitation homopolaire</u>	63
<u>B.I Configuration à courants induits : frein à forte puissance</u>	67
B.I.I Introduction	67
B.I.II Modélisation des matériaux	68
B.I.III Modélisation électromagnétique des freins	69
B.I.IV Validation expérimentale des modèles et étude paramétrique	76
B.I.V Adjonction de la fonction moteur : conception du moteur/frein	77
B.I.VI Bilan critique et perspectives	79
<u>B.II Configuration « tout fer tournant » : stockage électromécanique</u>	81
B.II.I Introduction	81
B.II.II Conception d'un moteur/générateur intégré	82
B.II.III Compatibilité avec les paliers	86
B.II.IV Modélisation électromagnétique	88
B.II.V Optimisation machine-convertisseur-commande	90
B.II.VI Bilan critique et perspectives	93
<u>B.III Configuration à double excitation : optimisation pour la traction électrique</u>	95
B.III.I Introduction	95
B.III.II Problème général de défluxage : cas mono-excitation	96
B.III.III Etat de l'Art sur les structures à double excitation	99
B.III.IV Optimisation machine-alimentation-commande	109
B.III.V Bilan critique et perspectives	112
<u>B.IV Bibliographie du thème B</u>	113
<u>Thème C. Composants mécatroniques pour l'Intelligence énergétique</u>	117
<u>(travaux en cours)</u>	
<u>C.I Récupérateurs d'énergie</u>	121
C.I.I Introduction	119
C.I.II Générateur portable	120
C.I.III Houlogénérateur	122
C.I.IV Co-générateur	127
<u>C.II Soupapes électromagnétiques</u>	132
<u>C.III Bibliographie du thème C</u>	139

Partie 4 : Bilan global et perspectives
--

Annexe : Articles joints (CDROM)

PARTIE 1



NOTICE INDIVIDUELLE

RESUME DES TRAVAUX D'ENSEIGNEMENT ET RECHRECHE

I. Curriculum vitae

I.1. Notice individuelle

Nom : **BEN AHMED**
Prénom : **Hamid**

Date de naissance : 29 Octobre 1964 à Sétif (Algérie)
Situation de famille : Vie maritale, 2 enfants (nés en 2000 et 2005)
Adresse pers. : Résidence Canada Parc, 4 Place Pierre Gilles,
35200 Rennes

N° de téléphone : 02.23.30.37.01

Adresse prof. : Ecole Normale Supérieure de Cachan - Antenne de Bretagne
Campus de Ker Lann, 35170 BRUZ

N° de téléphone bureau : 02.99.05.93.30
N° de fax recherche : 02.99.05.93.05

Laboratoire : SATIE (ex. LESiR) UMR CNRS 8029 (Directeur S. Allano)
Pôle de compétences : « Actionneurs-Transport-Energie »
ENS Cachan – Antenne de Bretagne (www.satie.ens-cachan.fr)
E-mail : benahmed@bretagne.ens-cachan.fr

Fonction actuelle : Maître de conférences classe normale (section CNU 63^{ème})
(recrutement : 1^{er} septembre 1997)
Etablissement : Ecole Normale Supérieure de Cachan - Antenne de Bretagne
Département de Mécatronique (Directeur B. Multon)
(www.mecatronique.bretagne.ens-cachan.fr)

I.2. Emplois occupés

1996 -1997 Ingénieur de recherche post-doc sous contrat
CNRS/ENS Cachan

1994 -1996 Attaché Temporaire d'enseignement et de recherche
ENS Cachan

1993 -1994 Professeur contractuel (sur un poste PRAG)
IUFM de Créteil, CST Cachan

I.3. Titres universitaires

D.E.A. de Génie Electrique, Université P & M Curie (Juin 1989) : « Etude et expérimentation d'une machine polyentrefers à aimants alternés de 200 Nm ».

Doctorat en Sciences physiques de l'Université Pierre et Marie Curie

Date de soutenance : 07 janvier 1994.

Jury : C. Rioux (président), J.P. Yonnet (rapporteur), F. Biedinger (rapporteur), C. Rombaut, P. Sega, P.F. Desesquelles, J. Lucidarme.

Titre : " Contribution à la conception des machines synchrones à aimants permanents et à bobinage global".

Directeur de thèse : M. Ch. SOL

Encadrement : MM. P. F. DESESQUELLES et J. LUCIDARME

Travaux effectués : au LESiR - ENS Cachan.

I.4. Autres diplômes

Juin 1983 Baccalauréat série E (Algérie).
Juin 1988 Ingénieur en Génie Electrique de l'Ecole Polytechnique d'Alger (prépa. Intégrée).



II. Activités d'enseignement (depuis 1997)

Après 2 ans de professeur contractuel à l'IUFM de Créteil (CST Cachan), 2 ans d'Attaché Temporaire d'Enseignement et de Recherche (ATER) à l'ENS Cachan, 1 an de chercheur contractuel au CNRS/SATIE, je suis depuis septembre 1997 Maître de conférences à l'antenne de Bretagne de l'ENS Cachan.

L'enseignement dispensé concerne la conversion et le traitement de l'énergie électrique et les dispositifs associés. Mes interventions se déroulent principalement dans le cadre de la préparation aux agrégations de génie électrique (B4), de génie mécanique (B3) et de mécanique (B1) au sein du **département de mécatronique** de l'ENS Cachan – antenne de Bretagne. J'effectue cependant d'autres interventions en particulier dans le cadre de la maîtrise EEA de l'université des sciences de Rennes et au niveau du Master M2 Recherche «Systèmes Electroniques et Génie Electrique (SEGE) » de l'université de Nantes (ex. DEA de G.E. et électronique).

Durant ces années, je me suis particulièrement attaché, en collaboration avec les différents collègues notamment **B. Multon** et **G. Feld**, à rechercher une approche pédagogique générique dans l'enseignement des convertisseurs électromécaniques et électromagnétiques basée sur des fondements physiques en premier lieu telle que celle formalisée par **B. Nogarede**¹. L'approche en question dissocie les éléments physiques des éléments technologiques permettant ainsi, me semble-t-il, de développer auprès des élèves, scolairement matures, une vision générale de la conversion indépendamment de telle ou telle machine électrique ainsi qu'une ouverture possible à la compréhension voire à la conception d'autre type de convertisseurs encore peu conventionnels. Les outils informatiques ainsi que les modélisations électromagnétiques numériques viennent apporter à la fois une représentation graphique des phénomènes physiques théoriques et une réponse précise à des problèmes complexes où une approche formelle simplifiée trouve rapidement ses limites (non-linéarité, formes d'ondes quelconques, dispositifs multi-physique, ...). Les aspects technologiques et industriels sont abordés en tant que traduction technique des principes évoqués soumis à des contraintes multiples.

La notion de modèle est également abordée en tant que représentation souvent très simplifiée de la réalité devant donc faire appel à un maximum d'esprit critique quant aux hypothèses adoptées et aux limites de validité des résultats obtenus tant théoriques/numériques qu'expérimentaux.

Ci-dessous sont données quelques précisions :

- Préparation à l'agrégation de Génie Electrique (150 HETD) :
Cours, TD, TP d'électrotechnique ;
Montages d'électrotechnique ;
Leçons, dossiers.
- Préparation aux agrégations de Mécanique et de Génie Mécanique (10 HETD) :
Cours synthétique commun aux deux agrégations concernant le principe, la technologie, le dimensionnement sommaire et les critères de choix des systèmes d'entraînements électriques.
- Maîtrise EEA de l'université Rennes 1 (49 HETD) :
Module UE3-IET1 « électrotechnique et électronique de puissance » :
Cours, TD et TP
- Master M2 Recherche SEGE de l'école Polytechnique de l'université de Nantes (8 HETD) :
Cours/TD de « Conception d'actionneurs spéciaux ».
- Autres :
IUFM Créteil, CST Cachan, préparation au CAPET, (1994-1996).
Université Paris XIII, Licence Ingénierie Electrique, (1994-1996).
Ecole Spéciale de mécanique et d'électricité (Sudria- Paris), 3^{ème} année, (1995-1996).

Responsabilités collectives en enseignement :

- Responsable de l'enseignements de l'électrotechnique (courants forts) au département Mecatronique.
- Coordinateur de la promotion du concours d'entrée de 3^{ème} année ENS.
- Responsable de l'électrotechnique en maîtrise EEA de l'Université de Rennes 1 (de 2000 à 2004).
- Membre du comité de publication de la revue pédagogique 3EI

¹ Bertrand Nogarede « Machines tournantes : conversion électromécanique de l'énergie », Techniques de l'Ingénieur, D 3-410.

III. Activités de recherche

La démarche originale qui a fait la spécificité du laboratoire d'Electrotechnique d'Orsay (où j'ai fait mes premières armes) et par la suite celle de SATIE repose sur un principe simple : l'architecture d'un convertisseur, voire le concept originel associé, doit être le fruit d'un travail de réflexion très en amont. Il prend comme point de départ la fonction finale et les contraintes associées dans leur globalité. L'objet conçu devra par conséquent répondre au plus près à cette fonction. Nous parlons alors d'intégration objet-fonction. Cette approche de l'électrotechnique repose donc en premier lieu sur un travail de conception au sens d'activité inventive. Cette dernière se nourrit pour l'essentiel d'applications industrielles particulières mais également de la synthèse et de la formalisation générique que nous faisons ou que nous devrions faire à chaque fois qu'il est possible afin d'aboutir à la notion de concept² et donc à la capitalisation de toute cette expérience.

Cette vision fut en particulier enseignée par le professeur **C. Rioux** sur le plan théorique et par **M. J. Lucidarme** à l'activité inventive exceptionnelle. Cela impose que nous soyons au cœur même de la conversion électromécanique de ce qu'elle offre à la fois de fondamental (phénomènes physiques mis en jeu) et d'applicatif (contraintes technologiques). Cela suppose donc la maîtrise de ces deux « niveaux ». De plus, cette activité nécessite d'une part une réflexion personnelle nourrie par son propre « vécu » électrotechnique, mais également une réflexion commune, un travail collectif indispensable apportant la contradiction au travail personnel et par là même nourrissant ce dernier. Notons néanmoins que ce vécu personnel ou collectif peut quelquefois s'avérer négatif de part les préjugés que l'on peut avoir (qualifiés généralement de pré-requis), ce qui peut se traduire par une limitation de l'activité inventive voire son inhibition.

La figure ci-dessous illustre cette activité de conception en un schéma bloc objet-fonction. Dans ce schéma, apparenté à un schéma de régulation d'un système électrique par exemple, les différents blocs de régulation ne sont pas représentés. Ces derniers, existants intuitivement, ont pour objectif, pour reprendre la terminologie d'automatique, d'accélérer la convergence et d'annuler l'erreur statique. Concernant le premier critère, les caractéristiques de ces régulateurs dépendent fortement du retour d'expérience et de l'effort de synthèse que l'on réalise (en automatique, on parlera de correcteurs adaptatifs). Pour le second critère, l'objectif d'annuler l'erreur statique (par l'action intégrale qui garantit l'aboutissement de la réponse voulue) dans un processus humain est bien évidemment intrinsèquement utopique. D'une part l'unicité de la solution obtenue (objet optimal) n'est nullement assurée. D'autre part, le nombre de variables ou degrés de liberté intervenant dans le processus de conception est nécessairement limité. L'objet optimal dans l'absolu n'existe pas ! Une façon de tendre vers cet objectif idéal est d'ouvrir l'espace de recherche en augmentant à l'infini ou presque le nombre de degrés de liberté. Mais dans ce cas l'être humain est-il capable de gérer autant de variables ?.... C'est ce que tente de réaliser la méthodologie « **Conception par Optimisation de Distribution** » où cette recherche est confiée à l'outil informatique³.

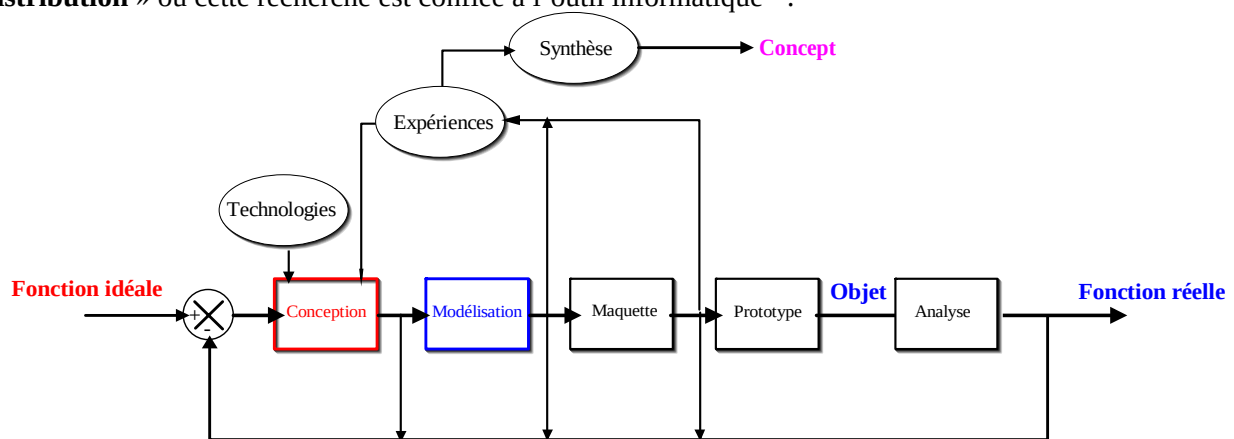


Figure 1. Principe général de conception

Le second aspect de l'activité de conception s'appuie sur la **modélisation électromagnétique** des dispositifs conçus afin de vérifier, en amont, la pertinence des choix effectués, le concept élaboré mais également afin d'affiner le dimensionnement et les performances théoriques attendues. Nous entendons ici

² Au sens de résultat d'une démarche de structuration d'expériences.

³ Cette méthodologie est décrite dans la partie 2 (§III, thème D).

par modélisation électromagnétique, non pas l'élaboration à proprement parler de codes de calculs numériques mais le développement de méthodologies générales de dimensionnement de l'ensemble du dispositif. La modélisation à laquelle nous nous intéressons est celle qui consiste à élaborer des techniques de dimensionnement et d'optimisation compatibles avec l'ensemble outils-système-objectifs. Une des approches répondant à ce dernier critère et que nous avons particulièrement développée est la combinaison d'outils numériques (éléments finis), de schémas réducteurs et de modèles analytiques.

La création d'une antenne de Bretagne de l'ENS Cachan (1994) sur le site de Ker Lann et la nomination dans cet établissement de B. Multon (dès 1995) et de moi même (1997) furent une occasion de développer, au sein d'une même équipe « *Actionneur-Transport-Energie* » (ATE), deux thématiques de recherche spécifiques. Concernant Ker Lann, les activités se sont orientées vers les systèmes de traitement de l'énergie électrique sous ses différents aspects : production à partir de sources renouvelables, gestion des transferts énergétiques, systèmes de stockage et de récupération. Les activités cachanaises se sont, elles, orientées plus spécifiquement vers les problématiques du transport : traction électrique, production électrique embarquée, vibrations, soupapes électromagnétiques. Les deux entités ont néanmoins conservé leur compétence principale : **la conception et la modélisation de convertisseurs électro-magnéto-mécaniques**. C'est dans cette compétence, à travers cette double appartenance géographique, que s'inscrivent principalement mes travaux de recherche.

Ainsi, les travaux consignés dans ce mémoire se démarquent par l'aspect non conventionnel des structures étudiées, par le couplage relativement fort entre la conception du dispositif électromagnétique et la fonction globale dans laquelle il s'insère et enfin par les approches spécifiques de dimensionnement développées combinant différents niveaux de modélisation.

L'objectif poursuivi est l'étude systématique, sur le plan de la conception et de la modélisation, des potentialités et des spécificités de certains procédés de conversion électro-magnéto-mécaniques originaux.

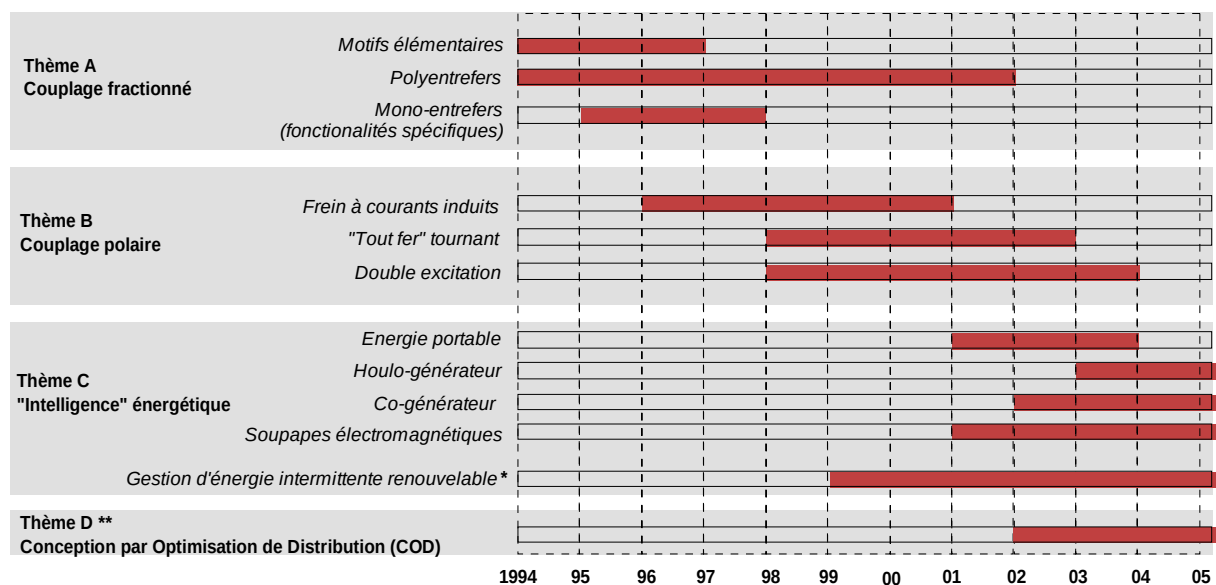
Dans le contexte précité, j'ai ainsi développé ou participé à développer trois thématiques principales, à savoir :

Thème A : Couplage fractionné

Thème B : Couplage polaire à excitation homopolaire

Thème C : Systèmes mécatronique pour l'intelligence énergétique

Sur le graphique de la figure 2 est indiquée la chronologie des thèmes abordés.



* non développé dans ce mémoire

** voir partie 2.

Figure 2. Chronologie des thèmes de recherche post-thèse

La liste des permanents du pôle de compétences « **Actionneur-Transport-Energie** » ayant participé ou participant encore aux travaux consignés dans ce mémoire est donnée ci-dessous.

Permanents	Situation
P.F. Desesquelles, Maître de conférences, ENS J. Lucidarme, Ingénieur de Recherche, CNRS E. Santander, Maître de conférences, ENS/IUFM	Détachement industrie (Valéo) depuis 1994 En retraite depuis 1998 Détachement industrie depuis 1997
B. Multon, Professeur, ENS (Ker Lann) M. Gabsi, Maître de conférences-HDR, Univ. Paris XI M. Lécivain, Ingénieur de recherche E. Hoang, professeur agrégé, ENS (Cachan) D. Miller, professeur agrégé, ENS (Ker Lann) L. Prévond, Maître de conférences, CNAM Paris H. Ben Ahmed, Maître de conférences, ENS (Ker Lann)	Directeur de Dépt., co-responsable équipe Co-responsable équipe

TABLEAU 1. LISTE DES PERMANENTS DU POLES

IV. Activités de transfert technologique ⁴

V.1 Machine centimétrique monophasée [RC-3]

Dans le but de mouvoir une aiguille de tachymètre pour automobile, une collaboration avec la société Magneti-Marelli France a été initiée. Dans ce cadre, un actionneur cylindrique tournant monophasé à aimants permanents fixes, à alimentation électronique et à débattement limité a été proposé, dimensionné et réalisé. Des modèles semi-analytiques pour le dimensionnement ont été établi dans le cadre du DEA de M. Attmani [DEA-MA].

Chercheurs impliqués : M. GABSI, H. BEN AHMED (resp.)

Société : Magnéti-Marelli France (Département 92).

Période : janvier 1994-décembre 1994

IV.2 Actionneur-Capteur pour prisomètre [RC-4]

Etude complète (conception et expérimentation) d'actionneurs linéaires originaux à réluctance variable avec capteur de position intégré et de l'électronique de pilotage et de traitement.

Cette étude concerne l'intégration d'un actionneur dans un capteur appelé prisomètre où il s'agissait d'entraîner une « aiguille » de masse et de forme normalisées et de pouvoir mesurer la position de pénétration de l'aiguille dans la pâte sans l'utilisation de capteur de position direct (de cette position, on en déduit le temps de prise de la pâte) après un essai de lâcher. Ainsi, un dispositif linéaire a été conçu et breveté [BI-1] intégrant dans la partie mobile le capteur de position indirect. Vu les contraintes de coût, de masse totale (dispositif en mouvement), de masse du noyau, de fiabilité, le dispositif retenu est un électroaimant axisymétrique simple effet. Un travail important a été réalisé en particulier sur les aspects modélisation et optimisation électromagnétique en situation de très forte saturation, d'où la recherche de modèles de matériaux adéquats et fiables en fort champ. Le second aspect concerne la pré-détermination de la caractéristique liée à la fonction capteur de position : perméance en fonction de la position du noyau.

Le système ainsi conçu est piloté par un PC permettant le calibrage périodique du capteur de position, la commande de l'alimentation de la bobine de puissance, la gestion des mesures ainsi que le traitement des résultats. Actuellement, le dispositif complet est industrialisé (voir photo) et commercialisé en France et en Europe.

Chercheurs impliqués : B. MULTON, H. BEN AHMED (resp.)

Société : ACMEL (91).

Période : septembre 1994 - octobre 1995.



Figure 3 Photo du prisomètre industrialisé (www.acmel.fr)

⁴ Ne seront mentionnées ici que les collaborations industrielles ne faisant pas partie d'une problématique de recherche à long terme mais comme étant des études spécifiques et, pour certaines, préliminaires à des études approfondies. Cependant, tous les contrats industriels sont mentionnés dans la rubrique VI. 11 : « Rapports de contrats ».

IV.3 Faisabilité de machines hybrides pour des applications spécifiques [RC-5]

Il s'agissait dans cette étude d'analyser, à partir de plusieurs cahiers des charges spécifiques (exemples : Scooter, climatiseurs industriels, ventilateurs, applications fortes puissances), la faisabilité des actionneurs hybrides synchrones en particulier à aimants permanents. Des solutions de différents types ont été ainsi dimensionnées et analysées.

Chercheurs impliqués : B. MULTON, J. LUCIDARME, L. PREVOND, H. BEN AHMED (resp.)

Société : EDF DER Clamart (Département 92).

Période : juillet 1995 - février 1996.

IV.4 Machine monophasée - comparaison [RC-6]

Il s'agissait, dans cette étude, de réaliser une comparaison complète sur la base d'études théoriques et expérimentales de deux types de structures à aimants permanents à alimentation électronique destinées au refroidissement d'un moteur thermique. Les deux structures sont à architecture inversée (extérieur tournant) et leur électronique de puissance et de commande est évidemment prise en compte dans la comparaison. La première est monophasée sans asymétrie (cf. figure 4), le démarrage est rendu possible grâce à une forme particulière du couple de détente, elle est alimentée par un onduleur monophasé en pont. Un prototype a été conçu au laboratoire. La seconde machine est plus « classique » à bobinage centralisé et couplage polaire.

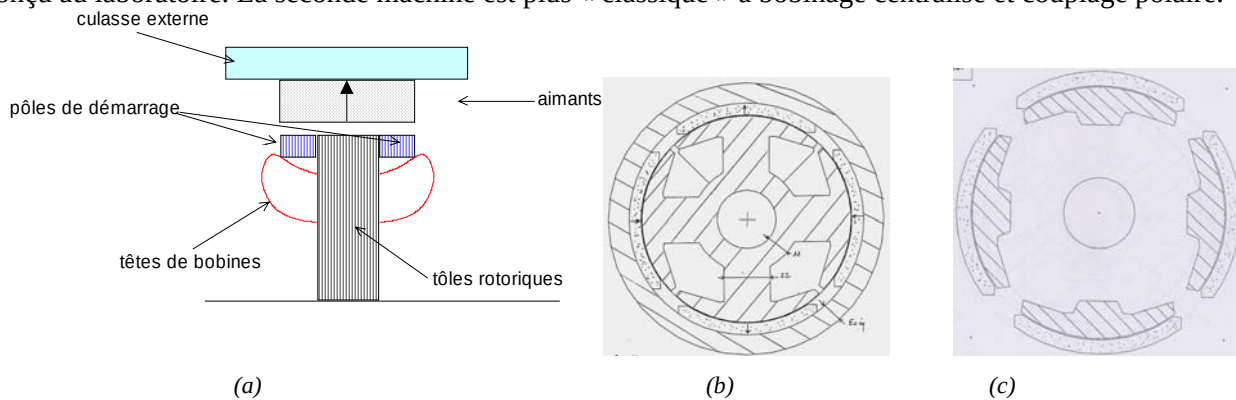


Figure 4 Structure monophasée : (a) coupe transversale schématique, (b) tôles rotoriques actives, (c) tôles rotoriques de démarrage

Le démarrage monophasé est ici obtenu par l'ajout de pôles magnétiques auxiliaires symétriques. Ces pôles sont insérés au niveau des têtes de bobines évitant ainsi l'augmentation de la longueur axiale de la machine comparativement à une structure classique.

A partir d'une modélisation éléments finis 2D non-linéaire corrigée nous avons optimisé, pour un même cahier des charges (1.1 Nm à 2650 tr/min, même longueur axiale totale et même puissance apparente) les deux machines. La structure de l'onduleur utilise 12 transistors MOS identiques (3 en parallèle $\times$ 4 pour le monophasé, 2 en parallèle $\times$ 6 pour le triphasé). Les réalisations et les tests complets effectués sur deux prototypes ont montré tout d'abord une bonne corrélation mesures-calculs (erreurs inférieures à 5 %) [CI-10]. Concernant les performances obtenues, celles-ci sont résumées dans le tableau 5 ci-dessous.

Type de machine	Triphasée	Monophasée
Pertes Joule totales machine (W)	62	90
Pertes onduleur (W)	60	80
Puissance absorbée (W)	436	480
Rendement global (%)	70	64
Masse stator (kg)	0.77	0.66
Masse rotor (kg)	0.55	0.70

TABLEAU 2. COMPARAISON DE DEUX MOTEURS TRIPHASE ET MONOPHASE (1.1 NM A 2650 TR/MIN, MEME SURFACE SILICIUM)

Il ressort de cette étude comparative, relativement complète, que les performances des deux machines sont globalement comparables. La structure monophasée s'est distinguée par la simplicité de son alimentation, de son contrôle et de sa fabrication, ce qui s'est traduit par un coût process plus faible. Cependant, au prix d'un certain nombre d'inconvénients, à savoir :

- à même nombre de pôles, la structure triphasée présente une épaisseur de culasse plus faible ainsi que des têtes de bobines réduites (à encombrement axial donné, la longueur active est plus importante) ;
- bien que la structure de l'onduleur en monophasé soit plus simple (4 interrupteurs), le courant commuté est néanmoins plus important générant donc, à même surface Silicium, des pertes convertisseur plus élevées ;

- enfin, l'ondulation de couple dans le cas triphasé est bien évidemment plus faible du fait tout d'abord de la structure triphasée de la machine, et ensuite d'un couple de détente très réduit, le démarrage étant dans ce cas naturel.

Chercheurs impliqués : B. MULTON, H. BEN AHMED (co-resp.), E. SANTANDER (resp.)

Période : juillet 1996-juin 1997.

Société : Valéo (Département « Systèmes d'essuyage », Dpt. 78)

IV.5 Etude des soupapes électromagnétiques [RC-14]

Depuis qu'existe le moteur à explosion, ses soupapes (d'admission et d'échappement) sont commandées par un ou plusieurs arbres à cames, à l'exception des soupapes d'admission automatiques, qui furent rapidement abandonnées. L'arbre à cames n'est toutefois pas la solution permettant d'obtenir les meilleurs résultats. Aujourd'hui, l'électronique embarquée, permettant de gérer par exemple l'injection de carburant, pourrait également commander les soupapes grâce à des actionneurs électromagnétiques, supprimant ainsi le ou les arbres à cames.

L'intérêt principal de la commande électromagnétique des soupapes pilotées par l'ordinateur de bord réside dans le fait qu'elle permet de faire varier le début et la fin de la levée ainsi que la durée de celle-ci. Malheureusement, la grande inertie de l'ensemble du système ne permet guère de dépasser les 6000 tr/min. En dessous de ce régime, le système permet de diminuer la consommation de carburant et donc la pollution; de plus, la mise hors service de certains cylindres en devient grandement simplifiée. Les moteurs *camless*, peu aptes aux régimes élevés, sont donc réservés aux voitures dont la propreté et l'économie de carburant sont les priorités.

Dans ce cadre, une collaboration a été initiée entre le SATIE et PSA en début de l'année 2001. Cette collaboration concerne l'étude des actionneurs linéaires compte tenu des spécificités de l'application, à savoir :

- Encombrement relativement restreint au regard de la puissance exigée ;
- Puissance électrique disponible limitée ;
- Consommation énergétique électrique devant être réduite ;
- Contrôle devant être aisé notamment concernant la vitesse d'impact en position haute afin de limiter le bruit acoustique et l'usure du dispositif (grand nombre de cycles) ;
- Coût faible.

L'étude menée avait pour double-objectif :

- L'analyse critique dimensionnelle et structurelle de l'actionneur déjà en étude chez PSA de type électro-aimant « basique » ;
- La proposition, le calcul et l'analyse critique de nouvelles structures de type polarisées par aimants permanents dites hybrides pouvant répondre au cahier des charges.

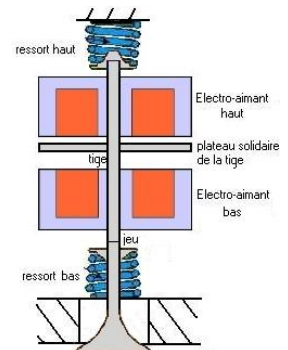


Figure 5 Schéma de principe d'une soupape électromagnétique (cas non saturé)

Dans ce cadre, plusieurs solutions originales ont été proposées, dimensionnées et réalisées et qui ont donné lieu à deux dépôts de brevet [BI-8] et [BI-9]. Ces travaux ont été réalisés dans le cadre de trois DEA [DEA-XM], [DEA-HA], [DEA-CB]. Il font partie également de la problématique plus générale de la conception, de la modélisation et de la commande des actionneurs à forte accélération, dans laquelle s'inscrit le sujet de thèse de Cédric Bernez [TH-CB]. Nous y reviendrons dans le thème C.

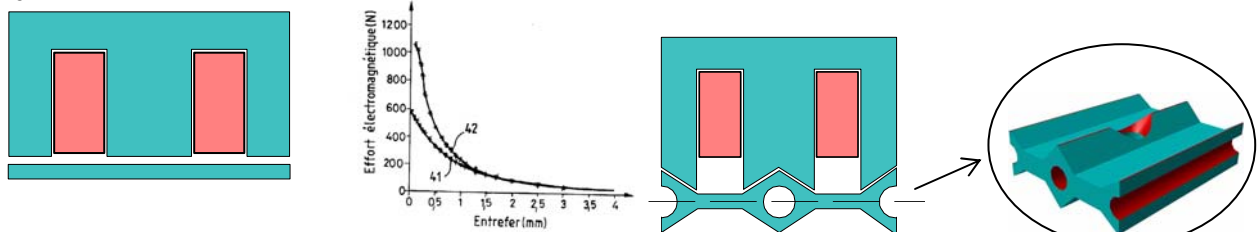


Figure 6 Effet de la saturation sur la caractéristique de l'effort en fonction de la position de la palette [BI-8] (repère 42 non-saturé, 41 saturé) et exemple de structure à pôles inclinés

Chercheurs impliqués : M. LECRIVAIN, M. GABSI (resp.), H. BEN AHMED (co-resp.)

Période : septembre 2001-août 2002.

Société : PSA (Direction de la recherche et de l'innovation automobile, Dpt. 92)

V. Co-encadrements

V.1 Thèses soutenues

- [TH-LP] L. Prévond
« Etude, expérimentation et modélisation de structures hybrides innovantes tournantes et linéaires ». Soutenue le : 16 décembre 1994.
Jury : J.M. Kauffmann, J. Robert, B. Davat, M. Amiet, B. Gréhan, C. Sol, J. Lucidarme
Co-encadrement : 30% (avec J. Lucidarme, B. Multon)
Financement : Bourse ministère
Situation actuelle : Maître de conférence au CNAM Paris
- [TH-AL] A. Lesobre
« Conception, modélisation et expérimentation d'un moteur-frein à courants de Foucault à réluctance et à bobinage global ». Soutenue le : mars 2001 (convention CIFRE avec la société D2T).
Jury : F. Bouillault, B. Nogarede, F. Piriou, D. Matt, D. Drecq, R. Barrué, H. Ben Ahmed
Co-encadrement : 70% (avec C. Ramirinjaona)
Financement : Bourse CIFRE (société D2T)
Situation actuelle : Ingénieur R&D chez D2T
- [TH-NB] N. Bernard
« Dimensionnement et expérimentation d'un moteur/générateur synchrone haute vitesse à alimentation électronique pour le stockage électromécanique d'énergie ». Soutenue le : décembre 2001.
Jury : J.M. Kauffmann, F. Piriou, E.H. Zaïm, S. Allano, J. Delamare, B. Multon, H. Ben Ahmed
Co-encadrement : 50% (avec B. Multon)
Financement : Bourse AMN
Situation actuelle : Maître de conférences à l'IUT de Saint Nazaire
- [TH-YA] Y. Amara
« Contribution à la conception et à la commande des machines synchrones à double excitation. Application au véhicule hybride ». Soutenue le : décembre 2001.
Jury : J. Robert, G. Friedrich, M.E. Zaïm, E. Walter, C. Chillet, R. Ibtouen, F. Chabot, M. Gabsi, E. Hoang
Co-encadrement : 30% (avec M. Gabsi)
Financement : Bourse ministère
Situation actuelle : Maître de conférences à l'UTBM.
- [TH-PEC] P.E. Cavarec
« Conception, modélisation et optimisation des actionneurs polyentrefers : application aux structures linéaires multi-tiges ». Soutenue le : 11 novembre 2002.
Jury : M. Jufer, B. Nogarede, D. Matt, A. Coty, B. Multon, H. ben Ahmed
Co-encadrement : 50% (avec B. Multon)
Financement : Bourse AMN
Situation actuelle : Ingénieur R&D chez Harmonic Design Inc./Somfy International (Californie, USA)
- [TH-OG] O. Gergaud
« Modélisation énergétique et optimisation économique d'un système de production éolien et photovoltaïque couplé au réseau et associé à un accumulateur ». Soutenue le : 09 décembre 2002.
Jury : C. Glaize, R. Belhomme, X. Roboam, C. Nichita, E. Peirano, B. Multon, H. Ben Ahmed
Co-encadrement : 50% (avec B. Multon)
Financement : Bourse AMN
Situation actuelle : professeur agrégé à l'IUT de Rennes

V.2 Thèses en cours

- [TH-GR] G. Robin
« Application des outils de l'intelligence artificielle à la gestion d'énergie optimale d'un système de production d'électricité photovoltaïque-éolien couplé au réseau et associé à accumulateur ».
Soutenance prévue : Juin 2005 (thèse commencée en septembre 2002).
Co-encadrement : 30% (P.Y. Glorennec-INSA Rennes, B. Multon)
Financement : Bourse AMN
- [TH-PF] P. François
« Conception, dimensionnement et réalisation d'un générateur asynchrone linéaire pour application de cogénération ».
Soutenance prévue : Juin 2005 (thèse commencée en septembre 2002).
Co-encadrement : 50% (avec M. L. Prévond, B. Multon)
Financement : congé formation
- [TH-CB] C. Bernez
« Conception, modélisation et expérimentation d'actionneurs à très forte accélération : application aux soupapes électromagnétiques ».
Soutenance prévue : Juin 2006 (thèse commencée en septembre 2003).
Co-encadrement : 50% (avec M.M. Gabsi)
Financement : Bourse AMN
- [TH-MR] M. Ruellan
« Modélisation et optimisation pour la conception d'un générateur électromagnétique direct intégré et fortement couplé à un système de production d'énergie houlomotrice ».
Soutenance prévue : Juin 2007 (thèse commencée en septembre 2004).
Co-encadrement : 50% (avec M. B. Multon)
Financement : Bourse AMN
- [TH-JS] J. Segnieurbieux
« Contribution à l'optimisation des systèmes électriques de production intermittente, associés à accumulateur, connectés au réseau et îlotables ».
Soutenance prévue : Juin 2008 (thèse commencée en septembre 2005).
Co-encadrement : 50% (avec M. B. Multon)
Financement : Bourse AMN

V.3 Ingénieurs (stage 1 an)

- [ING-EB] E. Bertoncini (CNAM)
« Etude, modélisation et expérimentation d'actionneurs linéaires hybrides ».
Soutenu le : 27 septembre 1994.
Co-encadrement : 30% (avec J. Lucidarme, B. Multon)
Situation post-mémoire : Ingénieur chez la RATP (Région Parisienne, RP)
- [ING-CL] C. Linet (Scientifique du contingent)
« Etude d'un actionneur linéaire hybride triphasé à très forte poussée ».
Fin de stage : septembre 1995.
Co-encadrement : 30% (avec J. Lucidarme, L. Prévond)
Situation post-mémoire : ?
- [ING-EA] E. Aufauvre (CNAM)
« Etude et réalisation d'un moteur hybride monophasé grande vitesse ».
Soutenu le : 27 mars 1996.
Co-encadrement : 80% (avec J. Lucidarme)
Situation post-mémoire : Ingénieur chez SAGEM
- [ING-TB] Th. Bray (CNAM)
« Perfectionnement du modèle électromagnétique, sous contraintes thermiques, d'un frein à courants de Foucault à réluctance et à bobinage global ».
Soutenu le : septembre 1998.
Co-encadrement : 50% (avec C. Ramirinjaona)
Situation post-mémoire : Ingénieur d'étude chez Alcatel (Tarbes)

- [ING-JD] J. Delor (CNAM)
« Dimensionnement d'une machine à double excitation destinée à la traction électrique ».
Soutenu le : 16 octobre 1998.
Co-encadrement : 50% (avec M. Gabsi)
Situation post-mémoire : Ingénieur chez FRENCE-TELECOM (RP)
- [ING-MA] M. Antunes (CNAM)
« Conception, modélisation et expérimentation d'un actionneur linéaire multi-tiges à aimants permanents ».
Soutenu le : octobre 1999
Co-encadrement : 50% (avec B. Multon)
Situation post-mémoire : Ingénieur chez Clemessy (Nantes)
- [ING-MR] M. Ruellan (INSA Strasbourg)
« Conception d'un générateur électromagnétique direct pour un système de récupération d'énergie lors de la marche ».
Soutenu le : juin 2003
Co-encadrement : 50% (avec B. Multon)
Situation post-mémoire : voir thèse

V.4 D.E.A.

- DEA-MA] M. Attmani
« Elaboration d'un modèle semi-analytique pour le pré-dimensionnement des machines à aimants alternés et à bobinage global ».
Soutenu le : 12 septembre 1995.
Co-encadrement : 50% (avec M. Gabsi)
Situation post-mémoire : Professeur certifié en lycée (RP)
- [DEA-ED] E. Dececco
« Intérêt de la multiplication des surfaces d'entrefer dans les machines à réluctance variable pure et à bobinage global ».
Soutenu le : juin 1997.
Co-encadrement : 70% (avec B. Multon)
Situation post-mémoire : Préparation d'une thèse au LGEP
- [DEA-CG] Ch. Graczyk
« Modélisation d'un frein à courants de Foucault à réluctance et à bobinage global ».
Soutenu le : juin 1997.
Co-encadrement : 100%
Situation post-mémoire : Professeur agrégé en lycée (Auxerre)
- [DEA-NB] N. Bernard
« Etude de la commande en mode synchrone d'un moteur/générateur pour accumulateur électromécanique d'énergie ».
Soutenu le : août 1998.
Co-encadrement : 50% (avec B. Multon)
Situation post-mémoire : Thèse au SATIE (voir thèse)
- [DEA-OG] O. Gergaud
« Etude des perturbations générées par le moteur/générateur sur les paliers magnétiques de sustentation ».
Soutenu le : juin 1999.
Co-encadrement : 50% (avec B. Multon)
Situation post-mémoire : Thèse au SATIE (voir thèse)
- [DEA-XM] X. Mininger
« Etude et conception de soupapes électromagnétiques ».
Soutenu en juin 2002.
Co-encadrement : 50% (avec M. Gabsi)
Situation post-mémoire : Thèse SATIE sur les actionneurs piézo-électriques (M. Gabsi).

- [DEA-HA] H. Allioui
« Modélisation d'un actionneur type électro-aimant pour les soupapes électromagnétiques ».
Soutenu en juin 2003.
Co-encadrement : 50% (avec M. Gabsi)
Situation post-mémoire : thèse en Tunisie
- [DEA-CB] C. Bernez
« Actionneurs linéaires pour soupapes électromagnétiques : étude prospective et mise en œuvre d'un banc d'essai ».
Soutenu en juin 2003.
Co-encadrement : 50% (avec M. Gabsi)
Situation post-mémoire : thèse au SATIE (voir thèse)
- [DEA-FB] F. Boumendil
« Performances limites des machines synchrones à aimants permanents haute vitesse ».
Soutenu le : septembre 2003.
Co-encadrement : 30% (avec MM. E. Zaïm et N. Bernard de SERENA-Nantes)
Situation post-mémoire : ?
- [DEA-FN] F. Nemouchi
« Optimisation d'une machine synchrone rapide ».
Soutenu le : septembre 2004.
Co-encadrement : 30% (avec MM. E. Zaïm et N. Bernard du GE44 Nantes-Saint Nazaire)
Situation post-mémoire : ?

V.5 Résumé des co-encadrements

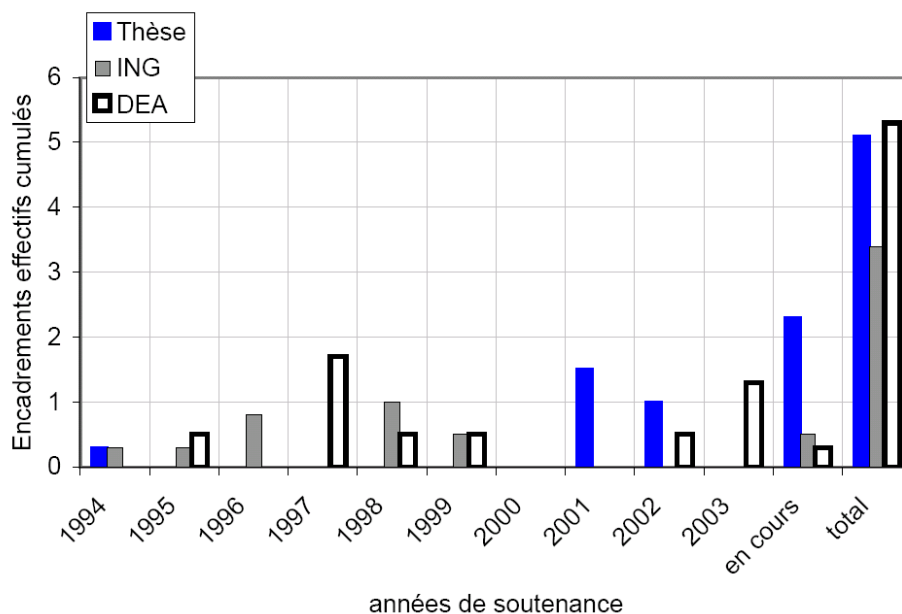


Figure 7a. Résumé des encadrements de recherche (cumulés) en fonction des années de soutenance

VI. Production scientifique

VI.1 Mémoires (ME)

- [ME-1] H. Ben Ahmed
« Etude et expérimentation d'une machine polyentrefers à aimants alternés de 200 Nm ».
Rapport de DEA de GE, travaux réalisés au laboratoire d'électrotechnique d'Orsay, juin 1989.
- [ME-2] H. Ben Ahmed
« Contribution à la conception des machines synchrones à aimants permanents et à bobinage global ».
Thèse de doctorat préparée au SATIE (ex. LESiR) de l'ENS Cachan et présentée à l'université Paris VI, janvier 1994

VI.2 Ouvrages (OU)

- [OU-1] B. Multon, O. Gergaud, H. Ben Ahmed, X. Roboam, S. Astier, B. Dakyo, C. Nikita
« Etat de l'art des aérogénérateurs ».
Ouvrage collectif « L'électronique de puissance vecteur d'optimisation pour les énergies renouvelables »,
Ed. NOVELECT - ECRIN, mai 2002, pp.97-154.
- [OU-2] B. Multon, O. Gergaud, G. Robin, H. Ben Ahmed.
« Consommation d'énergie et ressources énergétiques ».
Techniques de l'Ingénieur, D3900, 14 p., 2003.
- [OU-3] P. E. Cavarec, H. Ben Ahmed, B. Multon.
« Actionneurs électromagnétiques non conventionnels : Classification topologique ».
Techniques de l'Ingénieur, mai 2004, 22 p., D3412
- [OU-4] P. E. Cavarec, H. Ben Ahmed, B. Multon.
« Actionneurs électromagnétiques non conventionnels : Performances comparées ».
Techniques de l'Ingénieur, février 2004, 16 p., D3414
- [OU-5] B. Multon, X. Roboam, B. Dakyo, C. Nichita, O. Gergaud, H. Ben Ahmed
« Aérogénérateurs électriques ».
Techniques de l'Ingénieur, 2004, D3960, à paraître en nov. 2004.
- [OU-6] H. Ben Ahmed, N. Bernard, G. Feld, B. Multon.
« Machine synchrone : généralités, principe et structures ».
Techniques de l'Ingénieur, D3 560 (2005).
- [OU-7] H. Ben Ahmed, N. Bernard, G. Feld, B. Multon.
« Machine synchrone : modélisation en régime permanent ».
Techniques de l'Ingénieur, D3 561 (à paraître en janvier 2006).
- [OU-8] H. Ben Ahmed, N. Bernard, G. Feld, B. Multon.
« Machine synchrone : modes de fonctionnements ».
Techniques de l'Ingénieur, D3 562 (à paraître en juin 2006).

VI.3 Revues internationales avec comité de lecture (RI) ⁽⁵⁾

- [RI-1] H. Ben Ahmed, J. Lucidarme, P. F. Desesquelles.
« Méthode semi-numérique de pré-dimensionnement des machines à aimants permanents et à bobinage global ».
Journal de Physique III, juin 1995, pp: 703-725.
- [RI-2] L. Prévond, H. Ben Ahmed, B. Multon, J. Lucidarme.
« Méthode de prédétermination des caractéristiques électromagnétiques de machines à bobinage global à commutation de flux. Application à un actionneur linéaire ».
Journal de Physique III, juin 1997, pp. : 1307-1330.
- [RI-3] H. Ben Ahmed, E. Aufauvre, B. Multon.
« Dimensionnement d'une machine à commutation électronique monophasée haute vitesse à réluctance et aimants alternés ».
Journal de Physique III, octobre 1997, pp. : 2031-2058.
- [RI-4] H. Ben Ahmed, L. Prévond, B. Multon, B. Salamand, J. Lucidarme.
« Special Synchronous Linear Actuators. Structures and Performances ».
ELECTROMOTION Journal 1998, vol. 5, N° 3, pp. : 93-101.
- [RI-5] O. Gergaud, H. Ben Ahmed, B. Multon, N. Bernard
« Nouvelle architecture électromagnétique à réluctance variable excitée pour accumulateur électromécanique d'énergie ».
Revue Internationale de Génie Électrique, vol.4, n° 3-4/2001, pp 367-390.
- [RI-6] Y. Amara, E. Hoang, M. Gabsi, M. Lécivain, H. Ben Ahmed, S. Dérout
« Measured performances of anew hybrid synchronous machine »
EPE journal 2001, vol 12, N° 4

⁵ Selon classification CNU 63^{ème} section.

- [RI-7] Y. Amara, J. Lucidarme, M. Gabsi, M. Lécivain, H. Ben Ahmed, A. Akémakou
« A New Topology of Hybrid Synchronous Machine ».
IEEE Trans. on Ind. App., vol. 37, n° 5, Septembre / Octobre 2001, pp. 1273-1281.
- [RI-8] N. Bernard, H. Ben Ahmed, B. Multon
« Commande en boucle ouverte de position d'un moteur synchrone pour accumulateur électromécanique d'énergie ».
Revue Internationale de Génie Electrique, vol. 5, n°1/2002, pp 9-22.
- [RI-9] P.E. Cavarec, H. Ben Ahmed, B. Multon
« Force Density Improvements from Increasing the number of Airgap Surfaces in Synchronous Linear Actuators ».
IEE Proceeding on Electric Power Applications, vol. 150, N°1, janvier 2003, pp.:106-116.
- [RI-10] P.E. Cavarec, H. Ben Ahmed, B. Multon
« New Multi-rod Linear Actuator for Direct-Drive Wide Mechanical Bandpass Applications ».
IEEE Trans. On Industry applications, vol.39, n°4, july/Aug. 2003, pp.961-970.
- [RI-11] Y. Amara, M. Gabsi, H. Ben Ahmed, E. Hoang, M. Lécivain
« Classification of three-phase synchronous alternators associated to a diode rectifier with a constant-voltage load »
ELECTROMOTION Journal 2003, Vol. 10, N° 3, pp.286-291.
- [RI-12] L. Vido, Y. Amara, E. Hoang, M. Gabsi, H. Ben Ahmed, M. Lécivain
« Efficiency of alternators debiting on a diode bridge with a constant-voltage load »
ELECTROMOTION Journal 2003, vol. 10, N° 3, pp.311-316.
- [RI-13] X. Mininger, H. Ben Ahmed, M. Lécivain, M. Gabsi, E. Sedda, C. Fageon
« Permanent Magnet actuator for admission valves »
ELECTROMOTION Journal 2003, vol. 10, N° 3, pp. 280-285.
- [RI-14] Y. Amara, H. Ben Ahmed, M. Gabsi, M. Lécivain, F. Chabot
« Machines synchrones à double excitation : analyse et optimisation du fonctionnement pour la traction électrique ».
Revue Internationale de Génie Électrique, Vol. 7, N°1-2, avril 2004, pp 163-199.
- [RI-15] N. Bernard, H. Ben Ahmed, B. Multon
« Design and Modelling of a Slotless and Homopolar Axial-Flux Synchronous Machine for a Flywheel Accumulator ».
IEEE Trans. Industry Applications, vol. 40, Issue 3, May-June 2004, pp. 755- 762.
- [RI-16] C. Bernez, X. Mininger, H. Ben Ahmed, M. Gabsi, M. Lécivain, E. Gimmet
« High-acceleration linear drives: Application to electromagnetic valves »
Int. Journal of Electrical Engineering in Transportation, vol. 1, n°1, 2005, pp. :27-40.

VI.4 Revues nationales avec comité de lecture (RN)

- [RN-1] B. Multon, J.Y. Cognard, H. Ben Ahmed, N. Bernard, P.E. Cavarace, O. Gergaud, C. Kerzrého, D. Miller, S. Turri
« Les convertisseurs électromécaniques d'énergie : des systèmes mécatroniques »,
Revue Mécanique & Industries, Elsevier, Volume/Issue 4/5, aug/sept 2003, pp. 551-558.
- [RN-2] P.E. Cavarec, H. Ben Ahmed, B. Multon, M. Antunes
« Actionneur linéaire synchrone à aimants permanents mutli-tiges ».
Revue REE, N°11, décembre 2004 (article sélectionné dans EF'2003), pp.: 23-35.

VI.5 Revues pédagogiques avec comité de lecture (RP)

- [RP-1] B. Multon, H. Ben Ahmed, N. Bernard, P.E. Cavarec
« Les moteurs électriques pour applications de grande série ».
Revue 3E.I de juin 2000, pp.5-18.
- [RP-2] H. Ben Ahmed, B. Multon, L. Prévond
« Actionneur linéaire intégré pour application domotique ».
Revue 3E.I de juin 2000, pp.48-60.

- [RP-3] B. Multon, H. Ben Ahmed.
« Bilan du colloque Energie Portable des 21 et 22 mars 2002 ».
Revue 3E.I de mars 2002, 2 p.
- [RP-4] N. Bernard, B. Multon, H. Ben Ahmed.
« Le redresseur MLI en absorption sinusoïdale de courant ».
Revue 3E.I de décembre 2003, pp.56-65.
- [RP-5] B. Multon, G. Robin, M. Ruellan, H. Ben Ahmed
« Situation énergétique mondiale à l'aube du 3ème millénaire. Perspectives offertes par les ressources renouvelables »
Revue 3EI de mars 2004, pp. 20-33.
- [RP-6] H. Ben Ahmed, B. Multon, M. Ruellan
« Actionneurs linéaires directs et indirects »,
Revue 3EI, N°42, de novembre 2005, pp.38-58.

VI.6 Brevets d'inventions (BI)

- [BI-1] H. Ben Ahmed, B. Multon, F. Roux, H. Castellanet
« Actionneur électromagnétique, dispositif et procédé pour mesurer le temps de prise d'une pâte, mettant en oeuvre cet actionneur, et prisomètre automatique multipostes incluant ce dispositif ».
Brevet Français déposé le 22 janvier 1996, N° de dépôt FR96 00675, N° de publication FR2743933, Déposant : société ACMEL.
- [BI-2] J. Lucidarme, H. Ben Ahmed, M. Gabsi, B. Multon, E. Hoang, E. Santander.
« Machines électriques tournantes à excitation, par bobinage global, par aimants, ou double excitation ».
Brevet Français déposé le 20 mars 1997, N° de dépôt FR97 034429, N° de publication FR2761211, Déposant : CNRS. Extension européenne déposée le 23 mars 1998, N° EP 0866539.
- [BI-3] J. Lucidarme, H. Ben Ahmed, M. Gabsi, B. Multon, E. Hoang, E. Santander, M. Lécivain.
« Machines électriques tournantes à double excitation perfectionnée ».
Brevet Français déposé le 23 avril 1997, N° de dépôt FR97 034429, N° de publication FR2762722, Déposant : CNRS. Extension mondiale déposée le 16 avril 1998, N° WO 9848502.
- [BI-4] J. Lucidarme, M. Gabsi, M. Lécivain, H. Ben Ahmed
« Machines électriques à double excitation perfectionnée ».
Brevet Français déposé le 07 décembre 1998, N° FR98 15424, déposant : CNRS.
- [BI-5] H. Ben Ahmed, B. Multon, J. Delamare, C. Kerzrého, J.Y. Cognard, N. Bernard
« Moteur/générateur discoïde à réluctance excitée et à bobinage dans l'entrefer ».
Brevet français N° 99/15494, déposé le 8 décembre 1999, déposant : CNRS. Extension PCT complétée par de nouvelles revendications n°WO 01/43262 A1, 8 décembre 2000.
- [BI-6] D. Drecq, A. Lesobre, H. Ben Ahmed, L. Prévond
« Machine de charge pour un banc d'essai d'un moteur thermique ».
Brevet français N° FR 99 05452, déposé le 29 avril 1999, déposant : Borghi Saveri France. Demande PCT N° WO 00/66991, déposé le 31 mars 2000.
- [BI-7] H. Ben Ahmed, B. Multon, P.E. Cavarec, M. Antunes-Menoita
« Actionneur ou générateur linéaire à tiges ».
Brevet Français N°02 08194 déposé le 1^{er} juillet 2002, déposant : CNRS.
Demande PCT N° FR03 / 02034, déposée le 1^{er} juillet 2003.
- [BI-8] H. Ben Ahmed, M. Gabsi, M. Lécivain, C. Fageon, E. Sedda
« Actionneur électromécanique de commande de soupape pour moteur à combustion interne »
Brevet Français déposé le 18 Février 2003 sous le n° 03 01948, déposant PSA.
- [BI-9] M. Lécivain, M. Gabsi, H. Ben Ahmed, E. Sedda, C. Fageon
« Actionneur électromécanique de commande de soupape pour moteur à combustion interne et moteur à combustion interne muni d'un tel actionneur »
Brevet Français, déposé le 15 janvier 2004 sous le N° 04 50092, déposant groupe PSA.

VI.7 Conférences internationales avec comité de lecture et actes (CI)

- [CI-1] M.E. Zaim, K. Attallah, H. Ben Ahmed.
« Détermination du champ magnétique dans les machines à réluctance variable ».
Journées Tunisiennes d'Electrotechnique et de l'automatique, Décembre 1988, Monastir (Tunisie).
- [CI-2] P.F. Desesquelles, J. Lucidarme, H. Ben Ahmed.
« Theoretical and Experimental Results Upon Multi-airgap Axial Synchronous Machines With Permanent Magnets ».
I.C.E.M. 90, Cambridge Ma. (U.S.A.), Août 1990.
- [CI-3] P.F. Desesquelles, J. Lucidarme, H. Ben Ahmed.
« Expérimentation d'une machine couple à très hautes performances massiques ».
Colloque M.O.P.P., Lausanne (Suisse), Juillet 1990.
- [CI-4] H. Ben Ahmed, P.F. Desesquelles, J. Lucidarme.
« Teeth Topology and Optimization of Permanent Magnet Synchronous Machines ».
International Conference on the Evolution and Moderne Aspects of Synchronous Machines, Zurich (Suisse), august 1991, part 3, pp: 1144-1150.
- [CI-5] A. Amouri, C. Rioux, J. Lucidarme, P.F. Desesquelles, H. Ben Ahmed.
« Longitudinal Field Multi-airgap Linear Reluctance Actuator ».
IMACS Symposium Mcts Lille (FRANCE), avril 1991, vol. 1, pp: 214-220.
- [CI-6] H. Ben Ahmed, P.F. Desesquelles, J. Lucidarme.
« Optimum Design of P.M. Synchronous Machines with Centralized Coils ».
IMACS-TC1 '93, Montréal (CANADA), july 1993, pp: 305-310
- [CI-7] H. Ben Ahmed.
« Comparison of Two Multidiscoidal Configurations of P.M. Synchronous Machines using an Elementary Approach ».
ICEM '94, Paris, 5-8 septembre 1994, Vol. 1, pp: 175-180.
- [CI-8] E. Hoang, H. Ben Ahmed, J. Lucidarme.
« Switching Flux Permanent Magnet Polyphased Synchronous Machines ».
EPE'97, Trondheim, Norway, september 1997, vol. 3, pp. : 903-908.
- [CI-9] E. Santander, H. Ben Ahmed, M. Gabsi.
« Prediction and Mesurement of Detent Torque of a Single Phase Machine ».
Electrical Machines and Drives (IEE), Cambridge (UK), september 1997, pp. : 210-214.
- [CI-10] E. Santander, H. Ben Ahmed, B. Multon, J. Soulard, M. Rakotovao, F. Barrère.
« Comparison of Single and Three-Phase Permanent Magnet Motor Drive ».
ICEM'98, september 2-4 1998, Istanbul (Turkey). pp. : 1243-1248.
- [CI-11] L. Prévond, H. Ben Ahmed, J. Lucidarme, A. Lesobre.
« Multi-airgap Permanent Linear Actuator ».
ICEM'98, september 2-4 1998, Istanbul (Turkey). pp. : 276-281.
- [CI-12] N. Bernard, B. Multon, H. Ben Ahmed
« Open loop position and current control of a synchronous motor/generator for a Flywheel Accumulator ».
EPE'99, Conférence à Lausanne, 7-9 sept. 1999, 8 pages.
- [CI-13] H. Ben Ahmed, A. Lesobre, C. Ramirinjaona, L. Prévond, C. Graczick, D. Drecq
« Simple model for designing eddy current variable reluctance brakes ».
ICEM 2000, 28 au 30 août 2000 Helsinki.
- [CI-14] Y. Amara, M. Gabsi, M. Lécivain, J. Lucidarme, H. Ben Ahmed
« Structures of Hybrid Synchronous Machines : Principles and Comparison ».
ICEM'2000, Espoo, Finlande (2000), vol. 4, pp. 1956-1960.
- [CI-15] Y. Amara, J. Lucidarme, M. Gabsi, M. Lécivain, H. Ben Ahmed, A. Akémakou
« A New Topology of Hybrid Synchronous Machine ».
Proc. IEEE IAS'2000, Rome, Italie (2000), vol. 1, pp. 451-456.

- [CI-16] Y. Amara, K. Oujehani, E. Hoang, M. Gabsi, M. Lécivain, H. Ben Ahmed, S. Dérout
« Flux Weakening of Hybrid Synchronous Machines ».
Proc. IEEE IEMDC'2001, Cambridge, Massachusetts, USA (2001), pp. 367-373.
- [CI-17] Y. Amara, E. Hoang, M. Gabsi, M. Lécivain, H. Ben Ahmed, S. Dérout
« 3D Finite Elements Analysis of a Hybrid Synchronous Machine ».
Colloque ELECTROMOTION 2001, Bologne, Italie (2001), vol. 2, pp. 385-390.
- [CI-18] Y. Amara, E. Hoang, M. Gabsi, M. Lécivain, H. Ben Ahmed, S. Dérout
« Measured Performances of a New Hybrid Synchronous Machine ».
EPE'2001, Graz, Autriche (2001), CDROM.
- [CI-19] P.E. Cavarec, H. Ben Ahmed, B. Multon
« Integration reluctance position for self-commutation of a hybrid linear electric actuator ».
EPE 2001, Graz (Autriche) septembre 2001, CDROM
- [CI-20] P.E. Cavarec, H. Ben Ahmed, B. Multon
« Advantage of increasing the number of Airgap Surfaces in Synchronous Linear Actuator ».
Electromotion 2001 Bologne Italie pp251-256 June 19-20 2001
- [CI-21] N. Bernard, H. Ben Ahmed, B. Multon
« Semi-analytical inductance calculation on an axial-field synchronous machine for a flywheel storage system using surfacic permeances ».
IEEE-IEMDC'2001, Cambridge Massachusetts, 17-20 juin 2001, 9 pages.
- [CI-22] A. Lesobre, H. Ben Ahmed, D. Drecq
« An analytique dynamic model of eddy-current brake ».
IEEE-IEMDC'2001, Cambridge, Massachusetts (USA), 17-20 june 2001, , pp.: 122-125
- [CI-23] P.E. Cavarec, H. Ben Ahmed, B. Multon
« New Multi-rod Linear Actuator for Direct-drive, Wide Mechanical Band Pass Application ».
IEEE IAS annual meeting 2002 Pittsburgh, Pennsylvania USA October 13-18, 2002.
- [CI-24] N. Bernard, H. Ben Ahmed, B. Multon
« Axial field synchronous machine with homopolar flux in the airgap for a flywheel accumulator ».
IEEE-IAS 2002, Pittsburg Pennsylvanie, 13-18 oct. 2002.
- [CI-25] O. Gergaud, P.E. Cavarec, H. Ben Ahmed
« Two and three dimensional magnetic modeling of a permanent magnets linear actuator ».
ICEM 2002, 25-28 August 2002 Bruges Belgium
- [CI-26] O. Gergaud, B. Multon, H. Ben Ahmed
« Analysis and experimental validation of various photovoltaic system models ».
ELECTRIMACS'2002, august 18-21 2002, Montreal, Canada.
- [CI-27] X. Minger, H. Ben Ahmed, M. Lécivain, M. Gabsi, E. Sedda, C. Fageon
« Permanent Magnet Actuator for Admission Valves ».
5th Int. Symposium ELECTROMOTION, 26-28 novembre 2003, Marrakech (Maroc), Vol.10, N°3, pp.: 280-285
- [CI-28] Y. Amara, M. Gabsi, H. Ben Ahmed, E. Hoang, M. Lécivain
« Classification of Tree-Phase Synchronous Alternator Associated to the Diode Rectifier with a Constant-Voltage Load ».
5th Int. Symposium ELECTROMOTION, 26-28 novembre 2003, Marrakech (Maroc), Vol.10, N°3, pp.: 286-291.
- [CI-29] O. Gergaud, G. Robin, H. Ben Ahmed, B. Multon
« Economic formalism for optimizing the design and energy management of hybrid wind/photovoltaic system ».
International Conference on Renewable Energies and Power Quality (ICREPQ'03) Vigo (Espagne).

- [CI-30] P.E. Cavarec, H. Ben Ahmed, B. Multon
« Optimization Material Distribution in Electromagnetic Actuators ».
11th International Symposium on Applied Electromagnetics and Mechanics (ISEM'03), Versailles, 12-14 may 2003, pp 294-295.
- [CI-31] P.E. Cavarec, H. Ben Ahmed, B. Multon
« Improvement of the magnetic core for eddy current losses decreasing in cylindrical linear actuators ».
11th International Symposium on Applied Electromagnetics and Mechanics (ISEM'03), Versailles, 12-14 may 2003, pp 248-249.
- [CI-32] N. Bernard, H. Ben Ahmed, B. Multon, C. Kerzrého, J. Delamare, F. Faure
« Flywheel Energy Storage System in Hybrid and Distributed Electricity Generation ».
Papier invité au congrès PCIM'03, Nuremberg, mai 2003.
- [CI-33] S. Turri, D. Miller, H. Ben Ahmed, B. Multon
« Design of an electro-mechanical portable system using naturel human body movements for electricity generation ».
EPE, September 2003, Toulouse.
- [CI-34] Y. Amara, H. Ben Ahmed, E. Hoang, L. Vido, M. Gabsi, M. Lecrivain
« Hybrid Excitation Synchronous Debiting on a Diode Rectifier with a Resistive Load ».
EPE, September 2003, Toulouse.
- [CI-35] A. Barabiti, H. Ben Ahmed, A.H. Clément, V. Debusschere, G. Duclos, B. Multon, G. Robin
« Simulation of electricity supply of an Atlantic island by off-shore wind turbines and wave energy converters associated with a medium scale local energy storage ».
In Proc. 8th World Renewable Energy Congress (Denver) 2004.
- [CI-36] C. Bernez, M. Gabsi, H. Ben Ahmed, M. Lécivain
« On the Integration of Electromagnetic Valves in Internal Combustion Engines »
Third IEEE Int. Conference on Systems, Signals & Devices, SSD'05, 21-24 mars 2005, Sousse - Tunisie (8 pages)
- [CI-37] M. Ruellan, S. Turri, H. Ben Ahmed, B. Multon
« Electromagnetic Resonant Generator »
Annual meeting IEEE-IAS, Hong-Kong, octobre 2005
- [CI-38] C. Bernez, M. Gabsi, H. Ben Ahmed, M. Lécivain, E. Gimet
« High-acceleration linear Drives : Dimensioning and Constraints relative to Electromagnetic Valves »,
Annual meeting IEEE-IAS, Hong-Kong, octobre 2005

VI.8 Conférences nationales avec comité de lecture et actes (CN)

- [CN-1] H. Ben Ahmed.
« Optimisation et expérimentation d'une machine synchrone à aimants alternés fixes et à bobinage global ».
Conférence des Jeunes Chercheurs en génie électrique, FIRELEC '94, Grenoble.
- [CN-2] H. Ben Ahmed, L. Prévond, B. Multon.
« Structures polyentrefers : solutions pour les entraînement directs ? ».
Colloque SEE-CEMD'99, ENS Cachan, 4 février 1999. pp. : 95-100.
- [CN-3] H. Ben Ahmed, P.E. Cavarec, L. Prévond, B. Multon
« Conception et étude d'un actionneur linéaire synchrone à aimants permanents et mutli-plaques ».
Electrotechnique du Futur, 14-15 novembre 2001, Nancy pp307-312
- [CN-4] O. Gergaud, B. multon, H. Ben Ahmed
« Modélisation d'une chaîne de conversion éolienne de petite puissance ».
Eletrotechnique du Futur 14-15 novembre 2001 Nancy pp17-22
- [CN-5] S. Turri, B. Multon, H. Ben Ahmed, D. Miller, F. Multon, P. Delamarche
« Caractérisation d'un générateur portable : de l'énergie humaine à l'électricité ».
Colloque GEVIQ'2002, Marseille 12-13 juin 2002, pp. : 11-16.

- [CN-6] B. Multon, J.Y. Cognard, H. Ben Ahmed, N. Bernard, P.E. Cavarec, O. Gergaud, C. Kerzrého, D. Miller, S.Turri
« Convertisseurs électromécaniques d'énergie : des systèmes mécatroniques ». Journées AUM & AFM 2002, INSA Rennes, 2-3 septembre 2002.
- [CN-7] P.E. Cavarec, H. Ben Ahmed, B. Multon, M. Antunes
« Actionneur linéaire synchrone à aimants permanents multi-tiges ». Electrotechnique du Futur, 14-15 décembre 2003, Supelec-Paris (CDROM)
- [CN-8] M.E. Zaïm, H. Ben Ahmed, N. Bernard, M. Gabsi, , N. Takorabet, F. Boumendil, M.I. Lamghari-Jamal
« Machines électriques haute vitesse : analyse topologique et limites de faisabilité ». Electrotechnique du Futur, 14-15 décembre 2003, Supelec-Paris (CDROM)
Travaux réalisés dans le cadre du GDR ME²MS.
- [CN-9] P. François, H. Ben Ahmed, B. Multon, L. Prévond
« Générateur tubulaire asynchrone pour cogénérateur Stirling ». Electrotechnique du Futur, 14-15 décembre 2003, Supelec-Paris (CDROM)
- [CN-10] G. Robin, O. Gergaud, , H. Ben Ahmed, N. Bernard, B. Multon
« Problématique du stockage d'énergie situé chez le consommateur connecté au réseau ». Electrotechnique du Futur, 14-15 décembre 2003, Supelec-Paris (CDROM)
- [CN-11] H. Ben Ahmed, P.E. Cavarec, B. Multon
« Actionneurs linéaires directs et indirects : performances limites ». Journées du club EEA, 18-19 mars 2003, université de Cergy-Pontoise, 13 pages.
- [CN-12] B. Multon, G. Robin, O. Gergaud, H. Ben Ahmed
"Le génie électrique dans le vent : recherches dans le domaine de la génération éolienne",
Papier invité à JCGE 2003 (congrès Jeunes Chercheurs en Génie Electrique), Saint Nazaire 5 juin 2003.
- [CN-13] L. Vido, M. Gabsi, Y. Amara, H. Ben Ahmed, E. Hoang, M. Lécivain
« Utilisation des Machines a Double Excitation dans la Génération de Puissance Électrique à Bord de Véhicules »,
EF 2003, décembre 2003, Supelec Paris (CDROM).
- [CN-14] B. Multon, G. Robin, E. Erambert, H. Ben Ahmed
« Stockage de l'énergie dans les applications stationnaires »
Colloque « Energie électrique : besoins, enjeux, technologies et applications », Belfort, 18 juin 2004, pp.64-77.
- [CN-15] G. Robin, B. Multon, E. Erambert, H. Ben Ahmed
« Solutions de stockage de l'énergie pour les systèmes fluctuants de production d'électricité renouvelable ».
Colloque SeaTechWeek 04 (Semaine Internationale des Technologies de la Mer), 20-21 oct. 04.
- [CN-16] M. Ruellan, B. Rozel, H. Ben Ahmed, B. Multon, A. Babarit, A. Clément
« Prédimensionnement d'un houlogénérateur pendulaire »
EF 2005, Grenoble (9 pages)
- [CN-17] B. Multon, H. Ben Ahmed, M. Ruellan, G. Robin
« Comparaison du couple massique de diverses architectures de machines tournantes synchrones à aimants »
EF 2005, Grenoble (8 pages).
- [CN-18] N. Bernard, B. Delinchant, H. Ben Ahmed, M.E. Zaïm
« Influence du choix des matériaux magnétiques sur l'optimisation des machines synchrones »
EF 2005, Grenoble (6 pages)

VI.9 Communications à diffusion restreinte et séminaires dans des groupes de travail (DR)

- [DR-1] H. Ben Ahmed, P. F. Desesquelles.
« Modélisation et Optimisation des machines à aimants ».
Séminaire GdR « Modélisation », ENS Cachan. Mai 1992.
- [DR-2] H. Ben Ahmed, P. F. Desesquelles, J. Lucidarme.
« Conception et Calcul des Machines Hybrides à aimants alternés ».
Séminaire GdR « Conception des machines à aimants », CNAM Paris. Octobre 1992.
- [DR-3] L. Prévond, H. Ben Ahmed, J. Lucidarme, B. Multon.
« Modélisation en régime non linéaire d'actionneurs à commutation de flux ».
Séminaire GdR « Conception des machines à aimants », ENS CACHAN, 8 février 1995.
- [DR-4] L. Prévond, A. Miraoui, H. Ben Ahmed, T. Boujon, J.C. Faugières, J.F. Rialland, C. Domin.
« Etude de la désaimantation des aimants permanents, réalisation de bacs d'essais, essais sous contraintes magnétiques et thermiques ».
Séminaire GdR « Sécurité et disponibilité des systèmes électrotechniques », 20-21 janvier 2000, Lyon.
- [DR-5] B. Multon, N. Bernard, H. Ben Ahmed, C. Kerzrého, J.Y. Cognard, F. Faure, J. Delamare,
« Stockage électromécanique d'énergie ».
Groupe « Stockage d'énergie » Club CRIN Energies Alternatives, Paris, 23 mai 2002.
- [DR-6] B. Multon, S. Turri, H. Ben Ahmed, D. Miller, F. Multon, P. Delamarche
« Analyse des possibilités de récupération de l'énergie mécanique sur l'être humain, et conception d'un générateur électromagnétique linéaire alternatif ».
Bilan de l'Action Spécifique CNRS-STIC Energie Portable, Cachan 18 janvier 2002.
- [DR-7] B. Multon, H. Ben Ahmed
« Bilan du colloque Energie Portable des 21 et 22 mars 2002 ».
Lettre de l'association ADEMIS n°29, avril 2002, 1 page.
- [DR-8] O. Gergaud, B. Multon, H. Ben Ahmed
« Moteur-Générateur à champ axial pour accumulateur inertiel ».
Flux Magazine n°38, janvier 2002, pp.7-8.
- [DR-9] O. Gergaud, B. Multon, H. Ben Ahmed, D. Miller, A. Oukaour
« Système de production d'électricité combiné photovoltaïque et éolien associé à un système de stockage d'énergie, couplé au réseau et capable d'un fonctionnement autonome »,
GdR « Energie Décentralisée », Cachan, 21 juin 2002.
- [DR-10] H. Ben Ahmed, M.E. Zaïm, N. Bernard
« Machines synchrones hautes vitesses : contraintes et topologies ».
Exposé GdR « ME²MS », opération : « Constituants », thème : machines non-conventionnelles », présenté au CNAM-Paris, le 5 juin 2003.
- [DR-11] O. Gergaud, B. Multon, H. Ben Ahmed, G. Robin, D. Miller
« Modélisation énergétique et optimisation économique d'un système de production éolien et photovoltaïque couplé au réseau et associé à un accumulateur »,
GdR Energie Décentralisée, Toulouse, 27 janvier 2003.
- [DR-12] B. Multon, G. Robin, H. Ben Ahmed, O. Gergaud, N. Bernard
« Le stockage associé à la production d'électricité en réseau. Pourquoi, où, comment ? Travaux de SATIE »,
GdR « ME²MS », Groupe Production d'Energie Décentralisée, Sophia Antipolis, 16-17 octobre 2003.
- [DR-13] B. Multon, H. Ben Ahmed
« Nouveaux développements en Génie Electrique »,
Conférence de 2 heures aux enseignants de Génie Electrique, électronique et Informatique Industrielle de l'Académie de Dijon, le 22 octobre 2003, Lycée Gustave Eiffel Dijon.
- [DR-14] B. Multon, S. Turri, D. Miller, H. Ben Ahmed
« Produire de l'électricité en marchant. Mini-générateur électromécanique portable. »,
Revue Sortir du Nucléaire n°23, décembre 2003, pp.32-33.

- [DR-15] H. Ben Ahmed
« Conception par Optimisation de Distribution ».
Exposé SATIE, dans le cadre des ateliers d'objectifs scientifiques, présenté à Cachan le 22 mai 2003.

VI.10 Conférences nationales invitées (IN)

- [IN-1] « Solutions alternatives : stockage électromécanique – énergies renouvelables »
Journée « Energie : débranchez-vous ou énergie autonome » organisée par la MEITO le 13 décembre 2001, Nantes.
- [IN-2] « Une image de l'électrotechnique »
Journées d'électrotechnique organisée par l'académie de Rennes à destination des professeurs du secondaire et d'IUT de la région Bretagne, 3-5 avril 2002, Lorient.
- [IN-3] « Vérins électriques polyentrefers : solution alternative aux systèmes hydrauliques ? »
Club CRIN, groupe « Transport », thème « actionneurs et servomoteurs embarqués », 2 octobre 2002, Paris.
- [IN-4] « Influence des matériaux magnétiques sur les topologies et les performances des actionneurs électriques »
Club CRIN, groupe « Electronique de puissance », thème « Matériaux », 1 octobre 2003, Paris.
- [IN-5] « Généralités sur l'énergie éolienne et convertisseurs associés. Exemple du site de Ker Lann »
Journées d'électrotechnique organisée par l'académie de Rennes à destination des professeurs du secondaire et d'IUT de la région Bretagne, 9 mars 2004, organisées à l'ENS Cachan-Antenne de Bretagne.

VI.11 Rapports de contrats - Transferts technologiques (RC)

- [RC-1] J. Lucidarme, H. Ben Ahmed, P .F. Desesquelles, B. Multon, A. Dieudonné
« Application des actionneurs linéaires à champ longitudinal à la motorisation des fermetures domestiques ».
Rapport technique 1^{er} lot, pré-étude de faisabilité pour la Société SIMU, novembre 1990.
- [RC-2] J. Lucidarme, P .F. Desesquelles, B. Multon, A. Dieudonné H. Ben Ahmed
« Application des actionneurs linéaires à champ longitudinal à la motorisation des fermetures domestiques ».
Rapport technique deuxième lot, pré-étude de faisabilité pour la Société SIMU, juin 1991.
- [RC-3] H. Ben Ahmed, M. Gabsi
« Etude d'une machine pas à pas centimétrique à aimants permanents pour indicateurs de vitesse dans les véhicules ».
Rapport d'étude pour la Société MAGNETI-MARELLI-France, janvier 1995.
- [RC-4] H. Ben Ahmed, B. Multon
« Etude complète et expérimentation d'actionneurs linéaires originaux à réluctance variable avec capteur de position intégré. Elaboration d'un dispositif de mesure de prise de ciment ».
Rapport d'étude pour la Société ACMEL, octobre 1995
- [RC-5] H. Ben Ahmed, L. Prévond, B. Multon, J. Lucidarme
« Etude de faisabilité de machines hybrides pour des applications spécifiques : Scooter, climatiseurs industriels, ventilateurs, applications fortes puissances ».
Rapport d'étude pour EDF DER Clamart, février 1996.
- [RC-5b] J. Lucidarme, B. Multon, H. Ben Ahmed
« Etude et réalisation de moteurs hybrides monophasés à grande vitesse ».
Rapport d'étude pour SAGEM, issu du mémoire CNAM d'Eric Aufauvre, mars 1996.
- [RC-6] E. Santander, H. Ben Ahmed, B. Multon
« Dimensionnement de deux moteurs à commutation électronique à aimants permanents : Application au refroidissement d'un moteur thermique d'automobile ».
Rapport de fin de contrat la Société VALEO "Systèmes d'essuyage", juin 1997.
- [RC-7] H. Ben Ahmed, C. Ramironjaona, L. Prévond
« Modélisation d'un frein à courant de Foucault ».
Rapport d'étude pour le Groupe D2T, décembre 1998

- [RC-8] M. Gabsi, J. Lucidarme, H. Ben Ahmed, M. Lecrivain
« Conception d'un moteur à double excitation pour la traction électrique ».
Rapport d'étude pour la Société PSA (Direction des recherches et affaires scientifiques, février 1999.
- [RC-9] M. Gabsi, J. Lucidarme, H. Ben Ahmed, M. Lecrivain
« Conception d'un alternateur à double excitation haut rendement ».
Rapport d'étude pour la Société VALEO division alternateur, février 1999
- [RC-10] H. Ben Ahmed, L. Prévond
« Conception et modélisation d'un actionneur linéaire polyentrefers à AP et à champ longitudinal ».
Rapport d'étude pour la Société RADIO-ENERGIE / DRET, décembre 1999.
- [RC-11] B. Multon, J.Y. Cognard, H. Ben Ahmed, N. Bernard, O. Gergaud, C. Kerzrého, J. Delamare et F. Faure
« Stockage électromécanique d'énergie ».
Rapport intermédiaire PPF, mars 2000.
- [RC-12] H. Ben Ahmed, L. Prévond
« Actionneurs synchrones linéaires « multi-plaques » : étude, outils d'aide au dimensionnement et application à un actionneur de 100 kN ».
Rapport d'étude pour la Société RADIO-ENERGIE, mars 2001.
- [RC-13] A. Lesobre, H. Ben Ahmed, C. Ramironjaona, L. Prévond
« Conception d'un moteur-frein à réluctance et à courant de Foucault ».
Rapport de fin de contrat pour le Gourpe D2T , décembre 2001 (rapport issue de la thèse de M. Lesobre)
- [RC-14] H. Ben Ahmed, M. Gabsi, M. Lecrivain
« Soupapes électromagnétiques ».
Rapport d'étude pour la Société PSA, janvier 2002.
- [RC-15] S. Turri, B. Multon, H. Ben Ahmed, D. Miller, F. Multon, P. Delamarche
« Génération et conversion d'énergie pour les systèmes portables »,
Rapport d'activité de l'AS n°7 , 5 septembre 2002.
- [RC-16] B. Multon, V. Debusscherre, G. Robin, O. Gergaud, H. Ben Ahmed, A. Clément, G. Duclos, A. Barabit
« Générateur électrique combinant les ressources du soleil, du vent, de la houle et comprenant un dispositif de stockage »,
Rapport contrat ADEME, octobre 2003.

VI.12 Résumé des publications

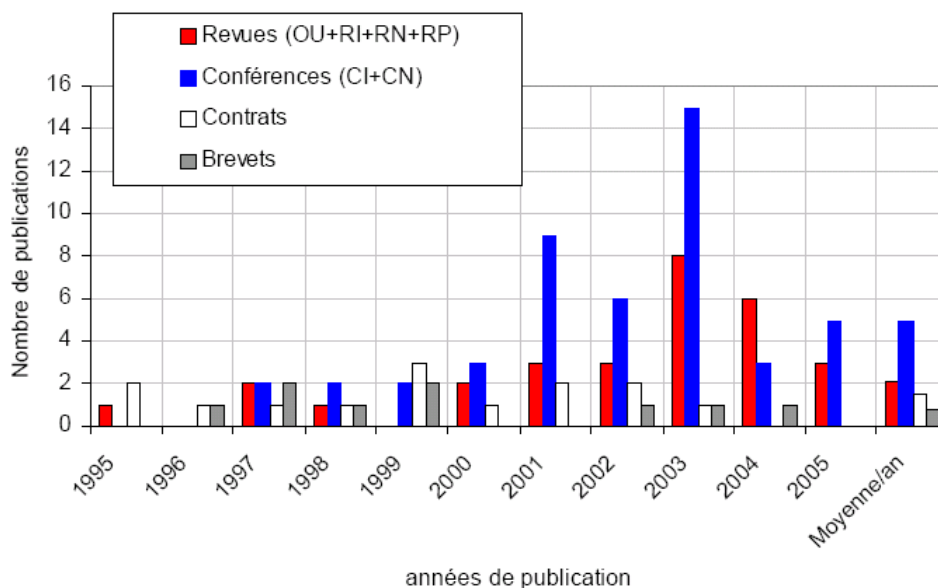


Figure 7b. Productions scientifiques cumulées post-thèse par an et moyenne annuelle

VII. Activités et responsabilités collectives

VII.1 Participations à l'organisation scientifique et logistique de colloques

- « La Conversion Electromécanique Directe : vers la simplification de la chaîne de transmission », **CEMD'99**, colloque SEE, ENS Cachan, 4 février 1999
- « Energie portable : autonomie et intégration dans l'environnement humain », **Journées de la section électrotechnique du club EEA**, ENS Cachan, 21-22 mars 2002, ISBN 2-909968-10-3
- Journées d'électrotechnique co-organisée par l'académie de Rennes à destination des professeurs du secondaire et d'IUT de la région Bretagne, 9 mars 2004, l'ENS Cachan-Antenne de Bretagne (en tant qu'initiateur et organisateur principal).

VII.2 Participation aux groupes de travail

- Du GdR ME²MS, thème « Constituants », **opération « Conception de machines rapides »** co-animée par M.E. ZAIM et dans laquelle participent différents chercheurs de divers laboratoires de génie électrique tels que le LGPIM, le GREEN, le GE44 et SATIE. Dans ce groupe, nous avons initié des travaux de collaboration en particulier avec le GE44 de Nantes-Saint Nazaire à travers le co-encadrement de deux stagiaires de DEA [**DEA-FB**], [**DEA-FN**]. Le groupe s'est fixé comme objectifs l'étude topologique, la constitution d'une base de données technologiques (en particulier relatives aux matériaux), l'élaboration de modèles adaptés, l'optimisation et enfin la détermination et la comparaison des performances limites des machines rapides. Une première synthèse a été présentée lors du colloque « Electrotechnique du futur » de décembre 2003 [**CN-8**]. Cette collaboration a également donné lieu à une proposition de rédaction d'un chapitre « Machines rapides », en cours, devant s'intégrer dans un livre intitulé « Machines spéciales » des éditions Hermes, collection EGEM, sous la coordination de M. Rezzoug et dont la parution est prévue pour fin 2006.
- Association ECRIN, groupe de travail « Transports », thème « Actionneurs et servomoteurs embarqués ».

VII.3 Membre

- Des commissions de spécialistes 63^{ème} section :
 Université Rennes 1 (nommé ; 2000-2004)
 Université de Nantes (nommé, depuis 2000)
 ENS Cachan (élu, depuis 2004)
- Du conseil de laboratoire (SATIE) de 2002 à 2005.

VII.4 Reviewer

- IEEE Industry Applications Society (USA)
- Journal of physique (USA)
- Revue Internationale Génie Electrique
- International Conference on Systems, Signals and Devices (SSD).

VII.5 Responsabilités des contrats industriels (transferts technologiques)

Voir également rubrique brevets d'invention.

- Etude pour la Société **MAGNETI-MARELLI-France** : « Etude d'une machine pas à pas centimétrique à aimants permanents pour indicateurs de vitesse dans les véhicules ». Janvier 1994 – janvier 1995

- Etude pour la Société **ACMEL** : « Etude complète et expérimentation d'actionneurs linéaires originaux à réluctance variable avec capteur de position intégré - Elaboration d'un dispositif de mesure de prise de ciment ». Septembre 1994 - octobre 1995.
- Etude pour **EDF DER-Clamart** : « Etude de faisabilité de machines hybrides pour des applications spécifiques : Scooter, climatiseurs industriels, ventilateurs, applications fortes puissances ». Juillet 1995 – février 1996.
- Etude pour la Société **VALEO "Systèmes d'essuyage"** : « Dimensionnement de deux moteurs à commutation électronique à aimants permanents : Application au refroidissement d'un moteur thermique d'automobile ». Juillet 1996 - juin 1997.
- Etude pour le **Groupe D2T** : « Modélisation d'un frein à courant de Foucault ». Janvier 1998 – décembre 2001.
- Etude pour la Société **RADIO-ENERGIE** : « Conception et modélisation d'un actionneur linéaire polyentrefers à AP et à champ longitudinal ». Juin 1999 - décembre 1999.
- Etude pour la Société **RADIO-ENERGIE** : « Actionneurs synchrones linéaires « multi-plaques » : étude, outils d'aide au dimensionnement et application à un actionneur de 100 kN ». Juin 2000 - mars 2001.
- Etude pour la Société **PSA** : « Soupapes électromagnétiques ». Janvier 2000 - janvier 2005.

VII.5 Logiciels

- **PERFORM I et II** : Logiciels de dimensionnement des actionneurs linéaires polyentrefers à aimants permanents à champ longitudinal de topologie « étoile » et « multi-plaques » basé sur une approche combinée éléments finis et analytique pour le compte de Radio-Energie **[RC-10]**.
- **PREDIM-D2T** : Logiciel de pré-dimensionnement des freins à courants de Foucault à réluctance et bobinage basé sur une approche combinée : *E.F. – Schémas Réluctants non-linéaires – Calculs Analytiques magnétodynamiques* pour le compte de la société D2T **[RC-7]**.
- **SSYEL@net** : Simulation de SYstèmes Electromagnétiques. Ce Travail fait partie du projet « Campus numérique de l'Université de Bretagne ». Le Logiciel pédagogique développé, basé sur les codes de simulation numérique élaborés au laboratoire, est a destination des enseignants du secondaire et du supérieur ainsi qu'à leurs élèves pour leur permettre de mieux comprendre le fondement des dispositifs électromagnétiques notamment leurs principes de fonctionnement et de dimensionnement. Le logiciel effectue le calcul et la visualisation des grandeurs magnétiques générées dans ces dispositifs tels que le champ magnétique, l'énergie magnétique stockée, le couple ou la force instantanés.



PARTIE 2

PREAMBULE LA CONCEPTION : UN ART, UNE TECHNIQUE OU UNE SCIENCE ?



« Le penseur » de A. Rodin (1840-1917)

I. Éléments de réponse

La question-titre de cette partie a été empruntée au sujet de philosophie proposé aux candidats du baccalauréat édition 2002 ¹. Ici, il ne s'agit pas de refaire un sujet de baccalauréat (que le lecteur se rassure !), ni même d'écrire une oeuvre philosophique, encore moins une œuvre, mais il s'agit simplement (sans prétention aucune) d'une occasion pour tenter de décrire un autre (?) aspect de notre discipline et peut-être une façon de déceler un sens, pour ne pas dire un esprit, à la démarche entreprise par la « communauté scientifique », à laquelle j'appartiens, en général et par notre équipe de recherche en particulier.

La deuxième raison est plus circonstancielle. A travers la définition non exhaustive des notions fondamentales intervenant dans la question posée, ce chapitre me permettra, je l'espère, d'exposer les différents aspects et approches de la démarche de conception, en particulier celles développées dans ce mémoire, et arriver, *in fine*, à montrer les multiples facettes de cette activité.

Enfin, au paragraphe III.1 intitulé « La science au service de l'art », sera présenté le **thème D** relatif à l'élaboration d'un outil générique d'aide à la conception appelé « Conception par Optimisation de Distribution ».

Je suis conscient que la réponse à la question posée est indéniablement au-dessus et même en dehors des champs de compétences du simple électrotechnicien que je suis ! ² Cependant, je tenterai, à travers les écrits et les analyses de spécialistes de la question que sont les *historiens des sciences*, les *épistémologistes* et autres *philosophes*, d'apporter quelques éléments de réponse, à défaut d'éléments de réflexion.

I.1 L'Art

Il ne s'agit pas ici de donner des définitions exhaustives de l'art et de ses multiples évolutions à travers l'Histoire (art symbolique, romantique, surréaliste, abstrait, contemporain, ...) mais d'établir quelques définitions de base et surtout de préciser, au-delà de la chose esthétique, sa spécificité par rapport aux activités humaines notamment techniques et scientifiques.

Les grecs parlaient de « **téchnè** », là où l'on traduira par « art » sous l'influence du latin. Les latins désigneront par le mot « ars » tant l'activité des ARTistes que celle des ARTisants. En français le même mot « Art » a longtemps désigné à la fois l'Art et la technique. Aujourd'hui, on réserve plus volontiers le mot art à l'activité esthétique et le mot technique sert à désigner l'univers des objets dits fabriqués et de leur mode de production.

Dans le Larousse ³, nous retrouvons ces deux facettes, originelle et contemporaine, du mot Art : « Ensemble des moyens, des procédés, des règles intéressant une activité, une profession ; activité conduite considérée comme un ensemble de règles à observer : art militaire, culinaire, ... »/ « Expression désintéressée et idéale du beau ; ensemble des activités humaines créatrices qui traduisent cette expression »/« Chacun des domaines où s'exerce la création esthétique, artistique »/« Ensemble de disciplines artistiques, notamment celles qui sont consacrées à la beauté des lignes et des formes, appelées aussi beaux-arts ».

La définition contemporaine du terme Art, au sens le plus restreint s'attache donc à exprimer une démarche dans laquelle les notions d'esthétique et de beauté ⁴ prennent une large part. Elles sont réductrices parce qu'elles traduisent l'analyse qui est faite des œuvres et de la démarche des artistes. Du point de vue de la personne qui crée au moment où elle crée, nombre d'autres éléments entrent en jeu, qu'il est impossible de généraliser, encore moins de formaliser.

En effet, bien que l'art donne une existence matérielle aux objets qu'il produit (œuvres d'art), ce n'est pas pour autant une simple et vulgaire imitation de la nature adossée à une technicité particulière. Comme

¹ Le sujet en question était exactement : « la politique est-elle un art ou une science ? ».

² Notons qu'une partie de la réponse se trouve déjà dans ce dénominateur...

³ Larousse encyclopédique universel, 1995.

⁴ La notion de beau est l'une des grandes questions de la philosophie. La définition largement admise est celle de Kant : « **est beau ce qui plaît universellement sans concept** ».

l'écrivit **Hegel** ⁵ [1] : « C'est un vieux précepte que l'art doit imiter la nature; on le trouve déjà chez Aristote. D'après cette conception, le but essentiel de l'art consisterait dans l'imitation, autrement dit dans la reproduction habile d'objets tels qu'ils existent dans la nature, et la nécessité d'une pareille reproduction faite en conformité avec la nature serait une source de plaisirs. Cette définition assigne à l'art un but purement formel, celui de refaire une seconde fois, avec les moyens dont l'homme dispose, ce qui existe dans le monde extérieur, et tel qu'il y existe. Mais cette répétition peut apparaître comme une occupation oiseuse et superflue, car quel besoin avons-nous de revoir dans des tableaux ou sur la scène, des animaux, des paysages ou des événements humains que nous connaissons déjà pour les avoir vus ou pour les voir dans nos jardins, dans nos intérieurs ou, dans certains cas, pour en avoir entendu parler par des personnes de nos connaissances ? ».

L'art consiste essentiellement à exprimer des idées, une sensibilité dans un matériau choisi. Son domaine d'expression privilégié est celui de l'image. Son propos est de rendre visible, de manifester, de montrer ce qu'il veut nous transmettre : « Le but de l'art, son besoin originel, c'est de produire aux regards une représentation, une conception née de l'esprit, de la manifester comme son oeuvre propre ; de même que, dans le langage, l'homme communique ses pensées et les fait comprendre à ses semblables. Seulement, dans le langage, le moyen de communication est un simple signe, à ce titre, quelque chose de purement extérieur à l'idée et d'arbitraire. L'art au contraire, ne doit pas simplement se servir de signes, mais donner aux idées une existence sensible qui leur corresponde » ⁶ [2].

Au 19^{ème} siècle, si on distingue assez nettement l'activité technique de l'activité artistique, l'usage du mot art reste prévalant. Ainsi, si, à l'âge artisanal, il n'était pas nécessaire de faire la différence entre l'œuvre d'un artiste et celle d'un artisan, à l'âge industriel, plus rien ne semble commun entre le produit de l'activité de l'ouvrier et celle de l'artiste Pour **Alain** ⁷ [3], l'artiste diffère de l'artisan car pour ce dernier l'idée précède et règle l'exécution. Bien que, note-t-il, l'artisan trouve quelques fois dans l'exécution mieux qu'il n'avait pensé, en cela il est artiste, mais par éclairs. Pour Alain, la distinction artisan-artiste est donc fondamentalement liée au fait que la construction de l'idée se réalise dans l'action : « Pensons maintenant au travail du peintre de portrait : il est clair qu'il ne peut avoir le projet de toutes les couleurs qu'il emploiera à l'œuvre qu'il commence ; l'idée lui vient à mesure qu'il fait ; il serait même rigoureux de dire que l'idée lui vient ensuite, comme au spectateur, et qu'il est spectateur aussi de son oeuvre en train de naître. Et c'est là le propre de l'artiste. Il faut que le génie ait la grâce de la nature et s'étonne lui-même. Un beau vers n'est pas d'abord en projet, et ensuite fait ; mais il se montre beau au poète ; et la belle statue se montre belle au sculpteur à mesure qu'il la fait ; et le portrait naît sous le pinceau. (...) Ainsi la règle du beau n'apparaît que dans l'œuvre et y reste prise, en sorte qu'elle ne peut servir jamais, d'aucune manière, à faire une autre œuvre ».

L'art est donc d'abord, au-delà de la recherche du *beau*, une **création** au service d'une expression. Cette faculté de créer est le propre du génie. Mais le génie est-il le propre de l'artiste ? **Nietzsche** ⁸ [4] répond par la négative en affirmant que l'activité du génie ne paraît pas quelque chose de différent de l'activité de l'inventeur en mécanique ou du savant astronomique. Pour Nietzsche le génie ne fait pas rien que d'apprendre d'abord à poser des pierres, ensuite à bâtir, que de chercher toujours des matériaux et de travailler toujours à y mettre forme : « D'où vient donc cette croyance qu'il n'y a de génie que chez l'artiste, l'orateur et le philosophe ? qu'eux seuls ont une « intuition » ? (mot par lequel on leur attribue une sorte de lorgnette merveilleuse avec laquelle ils voient directement dans « l'être » !). Les hommes ne parlent intentionnellement de génie que là où les effets de la grande intelligence leur sont le plus agréables et où ils ne veulent pas d'autre part éprouver d'envie. Nommer quelqu'un « divin » c'est dire : « Ici nous n'avons pas à rivaliser ». En outre : tout ce qui est fini, parfait, excite l'étonnement, tout ce qui est en train de se faire est déprécié. Or personne ne peut voir dans l'œuvre de l'artiste comment elle s'est faite ; c'est son avantage, car partout où l'on peut assister à la formation, on est un peu refroidi. L'art achevé de l'expression écarte toute idée de devenir ; il s'impose tyranniquement comme une perfection actuelle. Voilà pourquoi ce sont

⁵ Georg Wilhelm Friedrich Hegel, philosophe allemand, 1770-1831.

⁶ Gottfried Wilhelm Leibniz, philosophe, mathématicien et logicien allemand (Leipzig, 1646 - Hanovre, 1716).

⁷ Alain, de son vrai nom Emile Chartier, philosophe français, 1868-1951.

⁸ Friedrich Nietzsche, philosophe allemand, 1844-1900, texte publié en 1878.

surtout les artistes de l'expression qui passent pour géniaux et non les hommes de science. En réalité cette appréciation et cette dépréciation ne sont qu'un enfantillage de la raison ».

A la question de savoir ce qui différencie la production artistique de toute autre production d'objet et quelles sont les spécificités de l'art, **Kant** [5] répond que ces *artefacts* sont la production du génie au sens d'un savoir-faire n'obéissant à aucune règle claire, informulable, ne respectant aucune procédure particulière de création mais lui-même générateur de règles. Le génie est donc plus que le simple talent, il est ce qui donne des règles à l'art, ce qui crée des formes susceptibles d'être imitées, sans se référer par principe à quelques choses de déjà existant : « (...) les beaux-arts ne sont possibles qu'en tant que productions du génie. Il en ressort : 1- que le génie est un talent qui consiste à produire ce pour quoi on ne saurait donner de règle déterminée : il n'est pas une aptitude à quoi que ce soit qui pourrait être appris d'après une règle quelconque ; par conséquent, sa première caractéristique doit être l'**originalité** ; 2- que, dans la mesure où l'absurde peut lui aussi être original, les productions du génie doivent être également des modèles, i.e., être **exemplaires** : sans être elles-mêmes créées par imitation, elles doivent être proposées à l'imitation des autres, i.e., servir de règle ou de critère (...) ; 3- que le génie n'est pas lui-même en mesure de décrire ou de montrer scientifiquement comment il crée ses productions et qu'au contraire c'est en tant que **nature** qu'il donne les règles de ses créations ; par conséquent, le créateur d'un produit qu'il doit à son génie ignore lui-même comment et d'où lui viennent les idées de ses créations ; il n'a pas non plus le pouvoir de créer ses idées à volonté ou d'après un plan, ni de les communiquer à d'autres sous forme de préceptes qui leur permettraient de créer de semblables productions (c'est sans doute la raison pour laquelle le génie vient de *genius*, qui désigne l'esprit que reçoit en propre un homme à sa naissance pour le protéger et le guider, et qui est la source d'inspiration dont proviennent ces idées originales) ; 4- qu'à travers le génie, la nature prescrit ses règles non à la science, mais à l'art, et dans le cas seulement où il s'agit des beaux-arts ».

Ainsi, contrairement aux rationalistes considérant l'art comme une science (Leibniz), l'art pour Kant apparaît comme le lieu de la spontanéité créatrice, de l'inspiration. Comme l'écrivit le peintre **Kandinsky**⁹ : « C'est d'une manière mystérieuse, énigmatique, mystique, que l'Oeuvre d'art véritable naît de l'artiste ».

Pour autant, cette inspiration et cette liberté de création est-elle sans règle ? L'art, au moins jusqu'au 19^{ème} siècle, a été codifié. Le classicisme considère que les différentes formes d'art doivent être définies et déduites à partir d'un même principe, à savoir une mesure énoncée par la raison¹⁰. Dire qu'il y a des règles à l'art semble sous-entendre que l'art s'apprend et qu'il suffirait donc d'apprendre ces règles, de les mettre en œuvre pour devenir artiste. Or, nous savons bien que ce n'est pas le cas car, à ce compte là aussi, tout le monde serait artiste. Qu'est-ce qui s'apprend réellement dans l'art ? En réalité ce qui s'apprend c'est la technique. En effet, l'art suppose l'apprentissage d'un certain nombre de règles et de procédés, ainsi que l'acquisition d'une habileté ou encore d'une technicité. Cependant, cette part de technique dans l'art il ne suffit pas de la mettre en œuvre pour être un artiste. C'est une condition nécessaire mais pas suffisante. L'art commence là où justement s'achève la technique.

Ainsi, l'art ne se réduit pas à un ensemble de règles. Comme rappelé précédemment, l'art fait d'abord appel au génie. Sa première caractéristique est l'originalité. Or l'originalité est justement définie comme "le talent de produire ce dont on ne saurait donner de règle déterminée". Le technicien apprend son métier (des savoir-faire) et refait donc ce que fait son maître. En cela, il ne peut être original. L'artiste en revanche est créateur et en ce sens s'affranchit de toute règle. Par conséquent, l'art n'est point synonyme de science (savoir-pur), ni de technique (savoir-faire).

Notons enfin que l'art est d'abord une activité humaine. Les « produits » artistiques sont à distinguer de ceux de la nature que Kant appelle *effets* : « On distinguera l'art de la nature, comme le faire (*facere*) est distingué de l'agir ou de l'effectuer en général (*agere*), et les productions, ou les résultats de l'art, considérés en tant qu'œuvres (*opus*), seront distincts des produits de la nature, considérés en tant qu'effets (*effectus*). En toute rectitude, on ne devrait appeler art que la production qui fait intervenir la liberté, i.e., un libre arbitre dont les actions ont pour principe la raison. Car, bien qu'on se plaise à qualifier d'œuvre d'art le produit des abeilles (les gâteaux de cire construits avec régularité), ce n'est que par analogie avec l'art ; dès qu'on a

⁹ Kandinsky Wassily : artiste-peintre russe, né à Moscou en 1866, père de l'abstraction, mort à Paris en 1944.

¹⁰ Plusieurs exemples de codification existent. Nous pouvons citer les cinq positions de Beauchamp pour la danse classique ou l'art poétique codifiant la forme des différents poèmes et la succession des rimes.

compris en effet que le travail des abeilles n'est fondé sur aucune réflexion rationnelle qui leur serait propre, on accorde aussitôt qu'il s'agit d'un produit de leur nature (de l'instinct), et c'est seulement à leur créateur qu'on l'attribue en tant qu'art » [5].

En définitive, l'artiste est un créateur non seulement d'œuvres mais aussi de règles nouvelles. Bien que pouvant user d'un certain nombre de règles, la création (humaine) reste en grande partie énigmatique et mystérieuse. Elle fait appel à des processus irrationnels.

I.2 La science

Au vu du descriptif précédent, nous pouvons attribuer au mot « Art », indifférence à la logique, inexplicable démarche, subjectivité ..., mais génie, originalité, liberté et créativité.

A la science, on attribue généralement rigueur, respect des faits, précision de la pensée et de la démonstration, puissance de l'analyse, capacité d'abstraction, bref, « objectivité ». Comme l'écrit **Chalmers** [6] : *« Le savoir scientifique est un savoir qui a fait ses preuves. Les théories scientifiques sont tirées de façon rigoureuse des faits livrés par l'observation et l'expérience. Il n'y a pas de place dans la science pour les opinions personnelles, goûts et spéculations de l'imagination. La science est objective. On peut se fier au savoir scientifique parce que c'est un savoir objectivement prouvé ».*

Au-delà de ces aspects opposés ou rapprochés art/science, de tout temps l'Homme n'a cessé de chercher des explications aux choses qui l'entourent et de tenter de comprendre à travers la magie et la religion d'abord, puis à partir des raisonnements rationnels, le monde dans lequel il vit [7], [8]. C'est ainsi qu'en Mésopotamie et en Egypte ¹¹ apparaissent les premiers systèmes d'écriture et avec eux les prémices d'une pensée scientifique ¹². Dans ces sociétés primitives, magie et science sont encore intimement liées. Mais, que ce soit en astronomie, mathématiques, médecine ou agriculture, un grand nombre de découvertes et d'inventions importantes sur lesquelles repose le monde occidental aujourd'hui viennent de la Chine antique et médiévale ¹³.

Dans cette incessante quête de la connaissance du monde, deux étapes essentielles viendront s'intercaler entre les avancées scientifiques médiévales et contemporaines. La première est relative aux apports des peuples de l'Occident Antique. En effet, les Grecs ¹⁴ sont les premiers à recueillir et à relier des données scientifiques en un ensemble cohérent et à chercher l'explication de l'univers sans recourir à la magie. La seconde étape est relative à l'expansion de l'Islam du 8^{ème} au 13^{ème} siècle ¹⁵ qui permet le rayonnement d'une science écrite dont l'impact aura été double, à la fois original et intermédiaire entre l'Antiquité et le début du monde moderne.

La Renaissance Occidentale ¹⁶, après la sombre période de l'inquisition et les invectives de la religion, permettra enfin d'engendrer une profonde révolution scientifique qui bouleversera les conceptions et les idées fondamentales relatives à la Nature. C'est alors l'émergence de la science moderne.

Dès le 17^{ème} siècle ¹⁷, la conception de nouveaux instruments scientifiques de précision accompagne l'inexorable marche en avant de la science. Ainsi, Le 17^{ème} et 18^{ème} siècles sont les siècles de la mécanique (Newton) où règne une vision d'un monde ordonné et rationnel. Les 19 et 20^{ème} siècles correspondent à une ère où se développe une approche moins rationnelle, moins intuitive et sûrement plus formelle, où la théorie de la *mécanique quantique* et celle du *cahot* viennent contredire et ébranler les convictions scientifiques

¹¹ 3500 ans avant notre ère !

¹² Les chiffres, les tables numériques, les bases de l'algèbre, les techniques de calculs algébriques.

¹³ Dès -2000 av. J.C.

¹⁴ 600 ans avant J.C : Archimède, Euclide, Pythagore, Platon, Aristote ...

¹⁵ Al Khwarizmi (mathématiques et astronomie), Avicenne-Ibn Sina (médecine et philosophie), Averroès-Ibn Rushd (médecine et philosophie) ...

¹⁶ La renaissance débute en Italie au 14^{ème} siècle. Parmi les grands hommes de la Renaissance on peut citer : Léonard de Vinci (art et technique), Ambroise Paré (chirurgie et médecine), Nicolas Copernic (astronomie), André Vésale (anatomie moderne), Gerardus Mercator (mathématiques).

¹⁷ Fermat, Galilée, Newton, Kepler, Euler, Laplace, Volta, Watt ...

antérieures les plus cartésiennes. Ce sont les siècles où la Science et la Technologie façonnent, sans précédent, nos sociétés et transforment sans cesse notre vision du monde.

Ainsi, jusqu'au 18^{ème} siècle, la nature a été l'origine d'actes et de pensées dans les démarches scientifiques. L'observation de la nature constituait donc généralement le point de départ d'une expression scientifique. On observe ce qui nous entoure et on réalise une retranscription scientifique. Dans l'ère contemporaine, cette observation de la nature n'est plus la primitive de la démarche car celle-ci ne suffit plus, elle ne représente qu'un paramètre parmi tant d'autres d'une problématique scientifique supposée nettement plus complexe, donc le simple fait d'observer l'observable ne suffit plus. La science, au travers de la complexité du monde, dont l'être humain est de plus en plus conscient, est donc passée d'une représentation de la nature à un produit d'une modélisation.

Revenons à la définition étymologique de science. Ce mot est dérivé du latin **scire**, qui signifie savoir. Il est défini aujourd'hui comme ¹⁸ : « *Un ensemble bien organisé de connaissances relatives à certaines catégories de faits ou de phénomènes (les sciences morales, les sciences historiques, les sciences physiques, les sciences mathématiques.) / Ensemble des connaissances ou des études (justes ou approchées) sur la nature, sur la société, sur l'homme, sa pensée et ses réalisations / Science pure, science fondamentale ou recherche fondamentale : science pratiquée en dehors de tout souci d'application technique / Sciences appliquées : sciences visant à utiliser les résultats scientifiques en vue d'applications techniques / Sciences économiques ; sciences expérimentales (dont la méthode recourt à l'expérience) / Sciences humaines (qui prennent pour objet les aspects de l'homme et de la société que les sciences naturelles ne comportent pas - physiologie, psychologie, sociologie, linguistique, ethnologie, histoire...) / Sciences naturelles (qui se sont formées à partir de l'étude de la nature (physique, chimie, géologie, météorologie, botanique, zoologie, biologie...)) / Sciences occultes* ».

Bien que l'on trouve dans les définitions plusieurs types de sciences (expérimentales, formelles, humaines ...), la science n'est pas d'abord l'ensemble des connaissances particulières qui constituent une spécialité, la physique ou la biologie, par exemple. La science se rapporte surtout au *fait de savoir*, c'est l'acte de l'intelligence de l'Homme. La science est donc le résultat immédiat de l'évolution humaine : l'effort d'adaptation par la maîtrise de l'environnement, du réel, aboutit à l'établissement de méthode d'étude, puisque cette maîtrise passe obligatoirement par la compréhension du réel. Ces méthodes d'étude, différentes suivant les domaines d'applications, s'appellent les sciences. La science est donc la connaissance du réel. Cette connaissance s'acquiert à partir d'un esprit scientifique. Comme le définit **Bachelard** ¹⁹ [9], l'esprit scientifique est surtout synonyme de ce qu'il nomme *le sens du problème*, c'est-à-dire la capacité à saisir la contradiction dans l'examen d'un phénomène ou d'une notion : « (...) *C'est précisément ce sens du problème qui donne la marque du véritable esprit scientifique. Pour un esprit scientifique, toute connaissance est une réponse à une question. S'il n'y a pas eu de question, il ne peut y avoir connaissance scientifique. Rien ne va de soi. Rien n'est donné. Tout est construit* ».

Nous y voilà ! La science est donc une affaire de construction mentale. Une construction logique de bout en bout basée sur une vision *continuiste* et non sur une approche *révolutionnaire* procédant par ruptures. C'est ce que soutient Nietzsche [10], contrairement à Kuhn ²⁰ : « (...) *Comme l'abeille travaille en même temps à construire les cellules et à remplir ces cellules de miel, ainsi la science travaille sans cesse à ce grand columbarium des concepts, au sépulcre des intuitions, et construit toujours de nouveaux et de plus hauts étages, elle façonne, nettoie, rénove les vieilles cellules, elle s'efforce surtout d'emplir ce colombage surélevé jusqu'au monstrueux et d'y ranger le monde empirique tout entier, c'est-à-dire le monde anthropomorphique* ».

¹⁸ Petit Larousse 1995.

¹⁹ Gaston Bachelard, physicien, chimiste et philosophe français, 1884-1962.

²⁰ Thomas Kuhn, historien américain des sciences, 1922-1996, texte extrait de « Structure des révolutions scientifiques » [11], publié en 1962 où il faisait apparaître que le progrès scientifique n'est pas cumulatif, mais qu'il comporte des « **moments critiques** », où se reconstitue sur de nouvelles bases l'ensemble des problèmes formulés et où se redéfinissent les procédures de leur solution.

Le paradigme²¹ est la structure conceptuelle au sein de laquelle travaille la science, sans jamais remettre en cause ce qu'elle contient (les philosophes appellent cela le « **paradigme scientifique** »). La science est donc l'élaboration d'un modèle cohérent du réel de plus en plus généraliste. Quand une expérience récalcitrante fait problème, au sens où on ne peut pas le résoudre au sein du paradigme, on ne va pas d'un coup détruire celui-ci pour le remplacer par un autre. On va travailler à essayer de résoudre l'anomalie, de façon à essayer de la faire rentrer dans nos cadres, dans notre structure. Quitte à inventer des hypothèses ad hoc : ainsi, que fit-on pour ne pas s'écarter de la théorie newtonienne de la gravitation ? On inventa un concept, celui d'éther, qui était un milieu pouvant rendre compte de l'interaction à distance qui, sans cela, était incompréhensible et menaçait l'édifice de s'écrouler.

Certes, comme l'illustre le précédent bref historique des sciences, ou encore les différentes théories physiques d'Aristote, de Galilée, de Newton, de Faraday-Maxwell et d'Einstein, il y a des changements radicaux, et on peut dire que la vision du monde n'est plus la même. Mais il s'agit, plutôt qu'un abandon, de la théorie précédente, d'une relation englobante. Ainsi, la science travaille bien sur les concepts précédents, qu'elle rénove et façonne ; Einstein remplace le concept d'éther par le concept de champ. Ou encore sa théorie de la relativité englobe la théorie newtonienne comme un cas particulier.

Cette vision *continuiste* de la science ne semble cependant valable qu'à l'échelle de l'Histoire. Ainsi il y a *continuisme* dans la science mais pas du scientifique ! A cette échelle, la construction est nécessairement « révolutionnaire ». La démarche du scientifique, à l'inverse de l'artiste (et c'est là l'une des différences fondamentales) est basée sur un cheminement mental, intellectuel *logique* au sens d'une construction cohérente. Tellement cohérente qu'un scientifique a généralement des difficultés à sortir d'un schéma intellectuel, acquis ou développé, donné. L'exemple très illustratif est celui de la force à distance où Newton, dans ces écrits « *Principia Mathematica* » avait proclamé son refus de l'action à distance, considérée comme magie inacceptable : « *Le fait qu'un corps puisse agir sur un autre à distance à travers le vide, sans aucune médiation de quoique ce soit d'autre ... est pour moi une si grande absurdité, que je pense qu'aucun homme pensant philosophiquement avec compétence puisse y échoir.* ». Il ne restait plus qu'à Faraday et à Maxwell [12] de proposer un modèle plus généraliste pouvant lever cette incohérence. Rappelons à ce sujet que Faraday²² est un autodidacte non imprégné du dogme de la physique newtonienne, donc pouvant à ce titre proposer une vision nouvelle, une « révolution » en somme.

En définitive, on retiendra que la science est d'abord une démarche de construction cohérente théorique du réel qui se veut être générale et à des fins de connaissance et de compréhension de celui-ci.

Quant à la technique, celle-ci est d'abord synonyme de savoir-faire dont la mise en œuvre permet d'obtenir un résultat déterminé et donc dans une visée pré-établie d'utilité. Ce savoir-faire peut résulter de l'expérience, de la connaissance de règles établies ou encore d'un savoir scientifique.

I.3 La conception

Il ressort des notes précédentes que l'art est d'abord synonyme de **création** sans but particulier, sans finalité précise, l'objet créé suffit à lui-même ; que la science est d'abord une construction mentale cohérente, c'est un **savoir-pur** basé sur le paradigme scientifique ; enfin, que la technique est un **savoir-faire** que l'on apprend sous forme de règles et de procédés.

Qu'en est-il de la conception ? J'ai envie de répondre doré et déjà par : « la conception ce sont les trois notions précédentes à la fois, mon cher lecteur ! ». Mais précisons un peu plus l'implication de ces notions dans le processus de conception.

Tout d'abord, je dois préciser la distinction que je fais entre la *conception* et le *dimensionnement*. Le dimensionnement, approche quantitative de la conception, suppose que l'objet existe, définit partiellement à partir d'un concept ou d'une création préalable. Bien sûr, on peut émettre le reproche suivant à cette distinction : sa validité est tributaire du nombre de variables de conception et de l'étendue de leurs variations. En effet, une machine à aimant et pièces polaires peut devenir, à travers une étude de dimensionnement, une

²¹ paradigme : définition linguistique : Ensemble des unités pouvant se substituer dans un contexte donné. A titre d'exemple, en mathématiques, on peut substituer des chiffres et des opérations pour obtenir un même résultat : $2=1+1=4/2=2*1$

²² Michael Faraday, physicien et chimiste anglais, 1791-1867.

machine à réluctance variable pure, pourvu que les variables « hauteur d'aimant » ou « induction rémanente » optimales obtenues soient NULLES ! Cependant, s'agissant, dans mon esprit, de la conception comme activité en premier lieu humaine, le nombre de variables et leur étendue de variation sont nécessairement limités. La distinction peut donc être admise dans ces conditions. A l'inverse, une approche totalement informatique rend cette distinction caduque. L'analyse, qui sera faite ici, sera par conséquent à refaire, le champ d'implication de l'art dans la démarche de conception devra être en effet revu et précisé. Ce dernier aspect sera abordé dans le troisième et dernier paragraphe de ce préambule.

Pour commencer l'analyse de la conception et définir ses caractéristiques, rappelons la définition étymologique du mot conception ²³ : « *Conception : Action d'élaborer quelque chose dans son esprit ; résultat de cette action* ». Il est bien évident que j'ai omis ici les définitions rattachées aux dimensions biologique et religieuse. Il est cependant intéressant de les utiliser afin de faire ressortir la dimension *miraculeuse* de la création : mettre à la disposition du monde réel des concepts sortis tout droit de notre mental ! Ainsi, **A. Gire** ²⁴, dans sa contribution « *conception de la conception* » [13], donne sous forme métaphorique les cinq facteurs coexistants nécessaires à la « *conception-création-invention* » :

«

Des **identités**, ou encore des savoirs, des disciplines ;

Des **différences**, des altérités, ... des désirs ou encore un besoin ;

Des **aires de jeux**, des idées, des pensées, des cultures en lesquelles peut s'opérer la rencontre des uns et des autres ;

D'un **espace** assurant les conditions favorables à l'accueil, à l'élaboration, au mûrissement, au déploiement et au développement du germe et ainsi à la réalisation de l'œuvre. Cet espace d'accueil suppose des structures, des règles et des lois à la fois internes à l'art et externes, conduisant au dépassement paradoxal dans l'œuvre véritable de la tension entre la liberté de la création et l'existence d'un cadre et de structures qui renvoient au cinquième point ;

D'un **monde** dans lequel l'œuvre va être produite » ou encore un contexte.

»

Ces conditions semblent assurer la réussite de la «*fécondation*» entre le concepteur, l'objet et la visée mais elles ne décrivent nullement à partir de quel processus *chimique* ou *biologique* la fécondation est réalisée ! La conception est donc intuitive et informelle. La démarche de conception ne pourra pas être totalement liée à un processus rationnel. Et, en ce sens, elle reste en partie un Art et relève dans sa dimension artistique du *génie* (voir définition proposée par Kant et rappelée précédemment).

Il n'en reste pas moins que la conception, en particulier dans nos disciplines des sciences pour l'ingénieur, est avant tout l'élaboration théorique d'objets ou de systèmes dans une visée technique. Pour autant, la conception se limite-t-elle à une technique ? J. Perrin [14] propose la définition quasi-algorithmique suivante de la conception : « *concevoir, c'est accomplir une réduction progressive d'un espace de recherche initialement très large* ». S'agissant d'une activité humaine, il est bien évident qu'il manque à cette définition la dimension créative, qui ne peut se formaliser en un simple algorithme informatique !

Mais allons plus loin dans cette réflexion entre les deux approches intuition/construction. N'y a-t-il pas dans la démarche de conception à travers sa dimension artistique (création) une preuve, sinon un signe, de l'incapacité intellectuelle humaine (en l'occurrence le concepteur) et ses limitations à intégrer les différents aspects (contraintes, techniques ...) d'un projet puis à élaborer des solutions « optimales » à travers une construction scientifique rigoureuse ?

N'y a-t-il pas dans ce processus créatif une tentative d'apporter une réponse humaine à un problème du réel et donc nécessairement complexe ?

N'y a-t-il pas enfin, comme pour un artiste, une démonstration de la déficience de l'expression linguistique ou scientifique que le concepteur tente de contrecarrer par l'inventivité et la création ? Capacité qui s'avère être, par ailleurs, synonyme de la faculté dont fait preuve le concepteur de choisir et de

²³ Larousse encyclopédique universel (1995).

²⁴ Alain Gire est maître de conférence à l'INSA de Lyon, Centre des Humanités, ESCHIL (équipe de recherche en sciences humaines de l'INSA de Lyon).

sélectionner, et finalement d'élaborer des solutions particulières parmi d'innombrables solutions potentielles devenant ainsi des solutions du possible et dirons-nous, sans forcer sur l'adjectif, des solutions « optimales ». Cette incapacité implique donc une subjectivité du résultat tant que l'existence d'un optimum n'a pas été montrée ! En effet, bien que la pertinence du résultat de la création technique soit mesurable et quantifiable par l'évaluation des performances et de l'adaptabilité de l'objet conçu par rapport aux contraintes et à l'objectif fixés, la création n'est pas pour autant totalement rationnelle du fait que les solutions possibles ne sont pas TOUTES explorées.

Comme le décrit **C. Rosset**²⁵ [15], *l'existant* est la conjonction du *possible* et du *hasard*. Autrement dit, l'existant n'est que le résultat de certaines des tentatives générées par le hasard parmi une multitude de possibilités. On pourra ici remplacer *hasard* par *cheminement mystérieux de la pensée* (du concepteur).

La sélection de solutions a priori optimales est donc réalisée « inconsciemment » à travers un processus primitif d'évaluation qualitative. L'évaluation quantitative des performances de l'objet conçu se fait, quant à elle, a posteriori par **expérimentation** (donc à travers la technique), mais également, de plus en plus souvent, à travers des **simulations fondées sur des modélisations**. L'activité de modélisation est donc fondamentale dans tout travail de conception.

La modélisation s'appuie sur le « *savoir-pur* » et le nourrit à travers le développement de méthodes génériques acquises au travers d'analyses de plusieurs cas particuliers. La modélisation fait un usage scientifique de la technique en y apportant des moyens « classiques » telle que la logique mathématique. La modélisation suppose d'autre part une pluridisciplinarité scientifique et technique [13].

La démarche de conception se construit donc autour de modèles élaborés en intégrant dès l'origine une visée technique. Ainsi, à l'inverse d'une démarche « purement » scientifique, la finalité fait partie intégrante de cette élaboration. Les modèles sont développés à partir du *savoir-pur* : en ce sens les concepteurs sont des scientifiques. Mais la démarche de conception intègre dès son origine une visée technique : en ce sens, les concepteurs nécessitent et génèrent un savoir-faire, ils sont techniciens. Enfin, une partie de la démarche ne relève ni du savoir-pur ni du savoir-faire. Elle relève de l'imaginaire, des représentations mentales, de la création : en ce sens les concepteurs sont des artistes ! La conception repose donc autant sur la rigueur et le raisonnement scientifique (processus rationnel) que sur l'imaginaire et la créativité (processus irrationnel). Par conséquent elle est située à l'exacte croisée des chemins de la science, de l'art et de la technique [13].

Serait-il alors possible d'enseigner la conception en tant que discipline, notamment dans nos formations d'ingénieurs ? Tout d'abord, je répondrais qu'il est nécessaire de le faire. Les écoles d'ingénieurs sont, à mon sens, trop souvent des écoles du savoir-pur, en particulier des écoles de mathématique. On peut, peut-être, entrevoir ici une réaction à un complexe d'infériorité, de légitimité à leur appartenance au monde scientifique et, pire encore, à la recherche d'une respectabilité académique. C'est ainsi que la formation à la conception est encore trop peu présente, à quelques exceptions près, au point que les élèves ingénieurs peinent souvent aujourd'hui à utiliser leurs connaissances acquises du savoir-pur pour concevoir de nouveaux composés, procédés ou systèmes.

Pour revenir à la question posée, ce que l'on peut enseigner c'est la technique, la démarche scientifique et la démarche de conception. Cette dernière s'appuie sur la notion de « *la conception de la conception* » dont les chercheurs *en sciences de l'éducation* tentent de préciser les contours et le contenu. Cette notion a un double objectif. Le premier est de formaliser la conception et sa démarche, de la systématiser, voire de l'informatiser pour en faire un outil d'aide à la décision et/ou d'aide à la conception à travers l'intelligence artificielle et les systèmes experts. Le second objectif correspond à un souci de transfert des connaissances, à un objectif pédagogique pour tenter de former les futurs ingénieurs et autres techniciens à la démarche de conception, à leur faire appréhender le schéma mental lié à la création d'outils, d'objets ou encore de projets.

De multiples expériences et travaux existent de par le monde pour la réalisation de ces objectifs. Nous pouvons en citer deux.

La première, très originale, développée à l'INSA de Lyon à travers la création d'une section appelée **Théâtre-Etudes**, propose à des étudiants volontaires une formation soutenue, encadrée par des

²⁵ Clément Rosset est professeur de philosophie à la faculté de Nice.

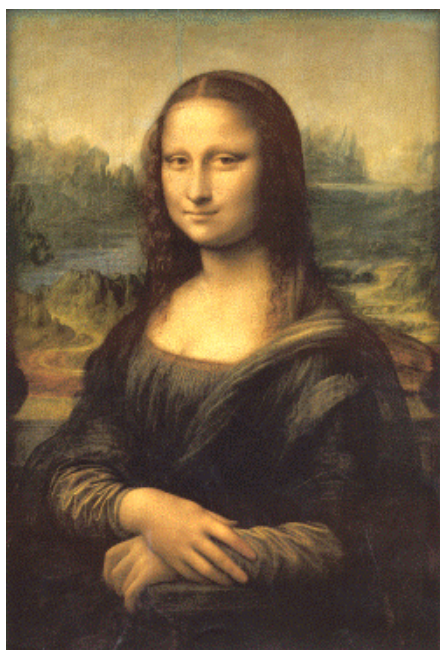
professionnels du spectacle, et intégrée à leur formation scientifique pendant 4 ans. Cette formation vise à développer chez eux les aptitudes relationnelles et créatives [13].

La seconde expérience concerne le domaine des sciences de l'éducation et de la formation technique. Dans ce cadre, le laboratoire LIREST ²⁶ de l'ENS Cachan s'intéresse, entre autres, à définir une méthodologie de l'enseignement de la conception à travers la définition et la mise en œuvre pédagogique de « *la rationalité technologique* » [16] correspondant à une formalisation du processus de conception en particulier au « *réinvestissement rationnellement guidé qui permet de déterminer un choix* ».

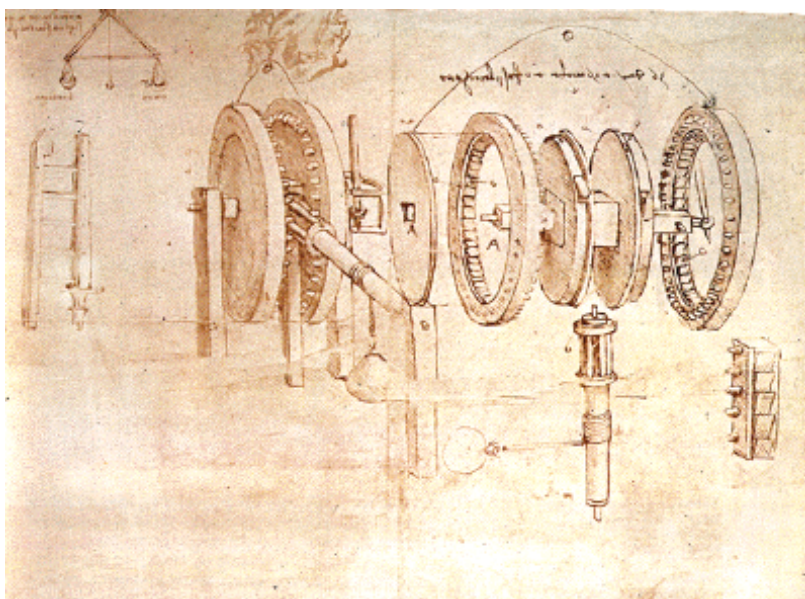
* * *

Avant de clore cette partie, il m'a semblé intéressant, voire important, de rappeler quelques grands noms de concepteurs « électrotechniques ». Leurs découvertes ont nourri depuis plus d'un siècle les recherches scientifiques, techniques et artistiques. Ainsi, je ne peux m'empêcher de penser à **Volta**, bricoleur né, et sa découverte en 1796 du premier « générateur » électrochimique d'électricité. De penser également à **Pixii** et **Clarke**, concepteurs du premier alternateur en 1832 suite à la découverte de Faraday du principe de l'induction, ou encore à **Gramme** et son invention de la dynamo et le fameux collecteur à balais. De penser à **Gaulard** et **Gibbs** et leur invention vers 1882 du premier transformateur industriel, suite à la démonstration théorique de Deprez sur la possibilité du transport de l'énergie électrique. De penser à **Ferraris** et son invention du premier moteur asynchrone polyphasé en 1885, suite aux expérimentations et à la découverte du principe des « machines » synchrone et asynchrone de Babbage et Herschel [17], [18], [19].

Bien que loin de nous et de nos préoccupations professionnelles, je ne peux m'empêcher également de penser à **Léonard De Vinci** ²⁷, le plus génial inventeur-artiste de la Renaissance (15^{ème} siècle) à l'activité inventive exceptionnelle et de faire le parallèle entre les deux « portraits » ci-dessous [22], [23].



« La Joconde » (Léonardo de Vinci)



« Ensemble de mécanismes » (Léonardo de Vinci)

Figure 1. Œuvres de Léonard De Vinci [22], [23]

Les deux œuvres présentées me font dire que la faculté de réaliser des chef-d'œuvre aussi bien artistiques que techniques ne peut provenir que d'un même cheminement mental, d'une même essence. Bien que faisant défaut à la définition de Kant du Beau (voir note ⁴), le « portrait » de droite me plaît tout autant

²⁶ Laboratoire Inter-universitaire de Recherche en Éducation Scientifique et Technologique, Groupe de Didactique des Sciences et des Techniques de Cachan.

²⁷ Léonard DE VINCI excellait comme peintre, sculpteur, architecte, ingénieur, musicien, botaniste, géologue et anatomiste. Les dessins réalisés lors de ses dissections sont aussi bien des œuvres d'art que des documents scientifiques rigoureux [20], [21].

sinon plus que celui de gauche. L'esthétique qui se dégage du premier est de nature technique (quoique ...) et correspond, non pas à une beauté désintéressée et sans concept mais bien au contraire à une sorte d'admiration de cette faculté de créer, de la capacité du concepteur à faire naître... une œuvre.

II. L'Art au service de l'art et de la science

Il a été noté précédemment que, bien que la conception obéisse à des règles, l'art (dimension créative de la conception) permet (et doit) souvent déroger à ces règles et en établir de nouvelles. Cette génération de règles permet à la fois de nourrir l'art à travers l'enrichissement du champ des solutions possibles (élargissement du *background*) mais également la science à travers l'analyse technique et scientifique des œuvres créées ce qui permet d'élaborer des concepts techniques, des méthodologies de modélisation

Il est quelques fois intéressant, voire nécessaire, d'analyser les objets créés à des fins, a priori, adaptées. Ensuite d'en déduire, à partir de l'analyse approfondie de leur spécificité, de leur classification ou encore de leur comparaison, des règles et des concepts pouvant nourrir la science et la technique en offrant de nouvelles problématiques scientifiques, de nouveaux questionnements et peut-être de nouveaux objets. En cela, l'art peut nourrir la science.

III. La science au service de l'Art

Un des premiers rapprochement de la science et de l'art est la préservation, à travers des connaissances scientifiques puis des processus techniques, de la trame matérielle artistique contre les effets du temps. On peut citer à titre d'exemple : la recherche d'objets d'art, de témoins archéologiques, la datation d'une peinture, l'étude des supports papier, parchemin, des encres, des liants ainsi que la conservation et la restauration de vitraux ou d'anciens manuscrits [24].

Le second rapprochement est lié à la musique. Nombre d'entre nous écoutons des œuvres issues de ce rapprochement. La science et la technique ont permis d'élargir le champ d'investigation et d'innovation musicale. On peut citer à cet effet l'exploration des ressources de la synthèse des sons par ordinateur²⁸.

J'ai auparavant émis l'hypothèse que la créativité dans la conception est la réaction du concepteur à sa propre limitation intellectuelle de générer mentalement une infinité de configurations et de sélectionner objectivement celle considérée comme optimale. Cette limitation ainsi que la sélection subjective peuvent être partiellement levées en utilisant les connaissances scientifiques et technique adéquates. Ces connaissances sont résumées dans l'approche dite « **Conception par Optimisation de Distribution** » (COD).

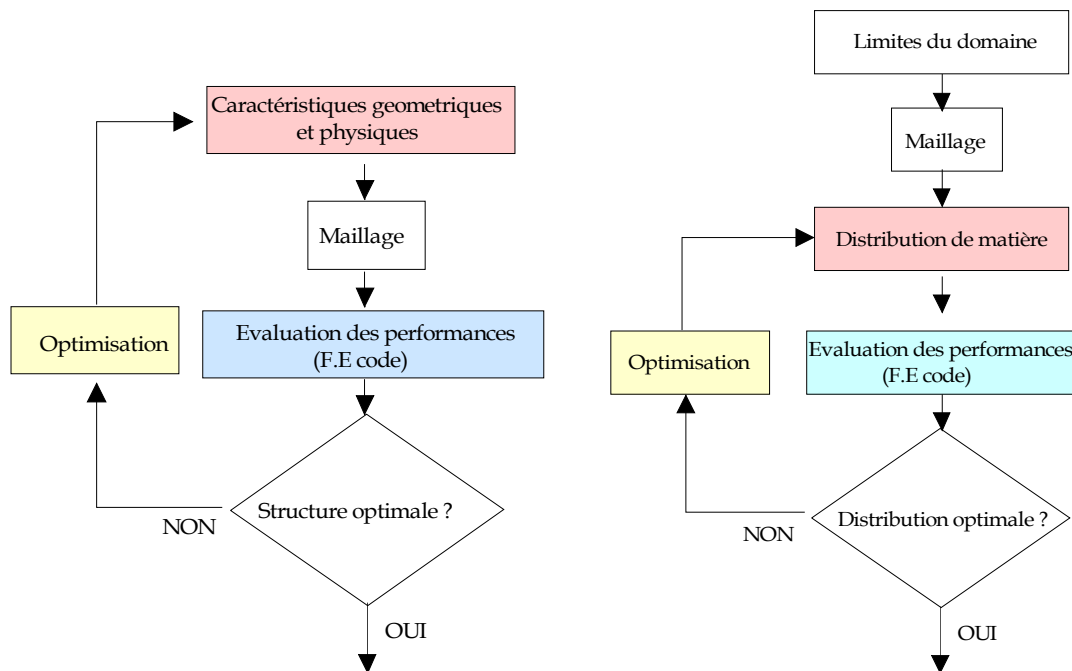
III. 1 Principe de la méthode COD

Dans l'approche COD, les processus *création/sélection* et *évaluation/dimensionnement-optimisation* sont confondus. L'optimisation, basée sur des méthodes stochastiques²⁹, de la distribution de matière dans un volume fixé est ici à la fois une conception et un dimensionnement de l'objet. L'activité artistique (créative) dans ce cas peut toujours exister et se nourrir des résultats générés par cette approche algorithmique. En effet, la méthode COD et les outils correspondants permettent au concepteur de disposer d'un outil performant pour étendre son champ d'investigation et de démultiplier sa capacité inventive.

Concernant la méthode COD à proprement parler (appliquée à la conception de dispositifs électromagnétiques tels que les actionneurs électriques, les convertisseurs statiques d'énergie ou encore les composants magnétiques), celle-ci est illustrée par l'organigramme de la figure ci-dessous, à rapprocher à celui, également représenté, de la méthode de dimensionnement classique fondé sur une modélisation par éléments finis.

²⁸ Voir rapport de mission gouvernementale de M. J.C. Risset [25].

²⁹ Cela nous rappelle le cheminement *hasardeux* de l'esprit humain dans un processus de création signalé précédemment mais avec ici une puissance « neuronale » très supérieure !



Comme déjà signalé, la recherche de topologies nouvelles, parfaitement adaptées à des fonctions et à des exigences données, se fait classiquement à travers des itérations humaines, « entachées » de préjugés, sans toutefois une garantie absolue du résultat obtenu. Une recherche systématique avec un minimum de contraintes topologiques permettrait en premier lieu de comparer les performances des structures précédemment mentionnées, par rapport à une solution optimale bien que celle-ci ne soit pas nécessairement réalisable. De plus, la possibilité d'une répartition discontinue de matière peut favoriser l'émergence d'une solution optimale, difficilement envisageable en considérant une répartition continue. En second lieu, l'approche pourrait constituer une base pour la réalisation d'un code d'aide à la conception véritablement générique. Enfin, de concevoir des dispositifs pour des fonctions nouvelles, pour lesquelles nous n'avons aucune notion quant à la topologie adaptée (notamment dans les micro-systèmes). Notons toutefois que l'ampleur du problème (naturellement très pluridisciplinaire) traité reste bornée par la puissance des moyens de calcul à mettre en œuvre.

Depuis le milieu des années 90, plusieurs laboratoires dans le monde travaillent au développement de cette méthodologie. Avant de présenter nos premiers travaux dans ce domaine, nous donnons dans ce qui suit deux exemples issus de [26] et de [27] illustrant parfaitement la démarche et l'objectif à atteindre.

Dans le premier exemple [26], il s'agit d'un palier magnétique élémentaire à courants de Foucault (cf. figure 3). La force imposée sur l'anneau en court-circuit est de 100 N. L'objectif est d'optimiser la répartition de matière (ferromagnétique et conductrice) afin de générer la force souhaitée et de minimiser la masse et les pertes Joule générées.

Dans le second exemple [27], il s'agit de concevoir un micro-actionneur électro-thermo-mécanique (cf. figure 4). L'objectif ici est d'optimiser la répartition d'un matériau thermo-élastique, de caractéristiques données et dans un volume fixé, permettant de maximiser, pour une raideur de ressort imposée, le déplacement horizontal (cf. figure 5).

On peut également citer les travaux récents du GREEN de Nancy dans lesquels les auteurs de [28] optimisent la répartition de matière ferromagnétique rotorique afin de maximiser le couple d'une machine synchrone à réluctance variable pure.

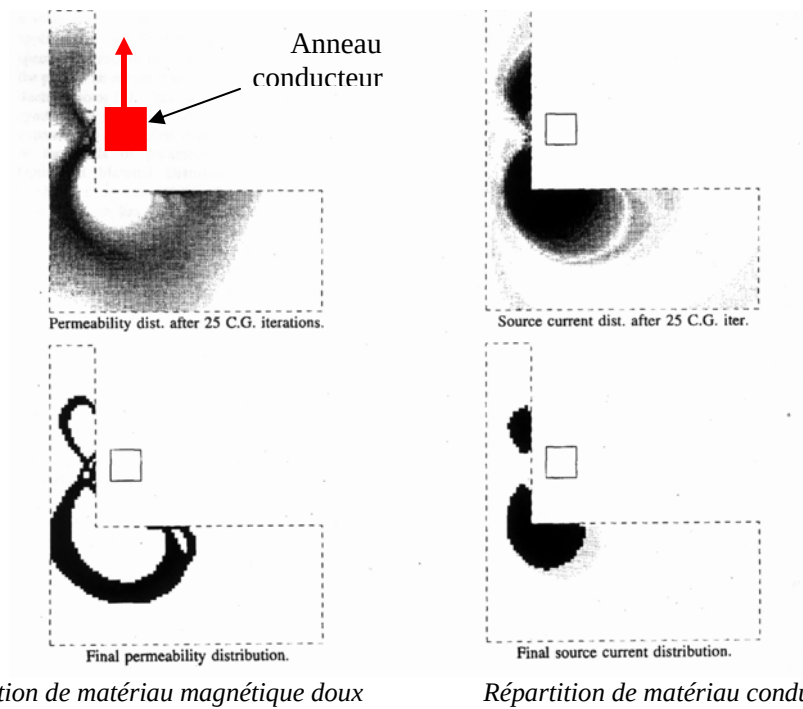


Figure 3. Exemple 1 : Optimisation de distribution dans le cas d'un dispositif électromagnétique à courants induits [26]

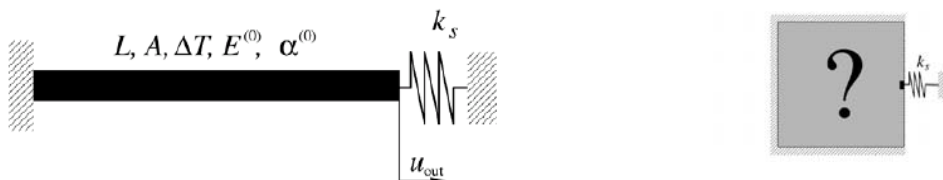


Figure 4. Exemple 2 : Actionneur thermo-mécanique [27]

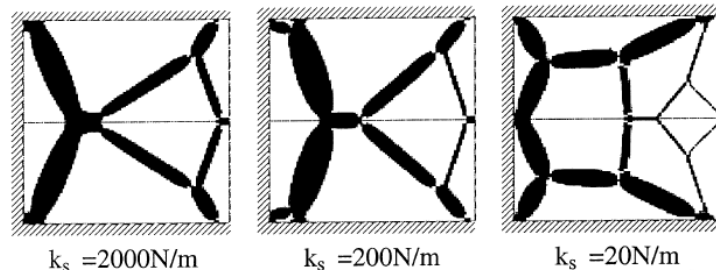


Figure 5. Résultats d'optimisation de l'exemple 2 [27]

III. 2 Travaux SATIE (Thème D)

Co-encadrement

P.E. CAVAREC [TH-PEC]

Collaborations universitaires

Institut de Recherche en Mathématiques Appliqués de Rennes IRMAR (M. PIERRE, P. BOISSOLES)

Autre permanent de l'équipe impliqué

B. Multon

Depuis 2002 et de façon relativement discontinue, nous nous sommes intéressé à ce type d'outil de conception. Il s'agit pour nous à l'heure actuelle d'études prospectives. Nous comptons dans le futur approfondir cet axe de recherche qui nous semble très prometteur (cf. bilan et perspectives).

Nous présentons dans ce qui suit deux exemples simples que nous avons traités, l'objectif étant ici de réaliser les outils nécessaires. Ces outils concernent tout d'abord l'aspect de modélisation électromagnétique. Celle-ci est réalisée à partir d'un code de calculs par éléments finis 2D non-linéaire développé au laboratoire. Le maillage, rectangulaire, constitue à la fois le maillage de discrétisation en éléments finis et celui de discrétisation de la géométrie. Le maillage est donc inchangé quelle que soit la topologie, ce sont les

propriétés électriques et magnétiques de chaque élément qui sont modifiées dans le processus d'optimisation COD. Le nombre de variables d'optimisation est donc proportionnel au produit du nombre d'éléments par le nombre de variables physiques (perméabilité, conductivité, densité de courant). La discrétisation de chaque grandeur physique peut être également considérée, auquel cas, il s'agira d'optimiser, non pas une distribution, mais des fonctions de répartition. Afin de simplifier le problème, dans les cas traités, la discrétisation des grandeurs physiques adoptée est binaire, se résumant donc à deux valeurs extrêmes. Par exemple, la perméabilité prend deux valeurs possibles : μ_0 ou μ_{fer} . D'autre part, les valeurs extrêmes considérées de chaque grandeurs sont liées. Par exemple, pour un élément k , si $\mu_k = \mu_{\text{fer}}$, alors $J_k = 0$.

Le second aspect est relatif à la méthodologie d'optimisation. Nous nous sommes orienté vers une approche par algorithme génétique [29] qui semble particulièrement bien adaptée à ce type de problème.

Le premier exemple, académique, concerne la maximisation de la différence de flux dans les deux axes d et q (cf. figure 1a). Les forces magnétomotrices ε_d et ε_q sont fixées. L'optimisation de répartition dans la surface concernée s'effectue à volume donné. Les résultats obtenus pour deux niveaux de discrétisation sont présentés aux figures 6b et 6c. On peut aisément constater que dans cet exemple le problème ainsi posé n'admet pas de solution optimale, l'épaisseur des barreaux magnétiques est directement liée à la discrétisation imposée. Cette épaisseur tend vers zéro si le nombre d'éléments tend vers l'infini.

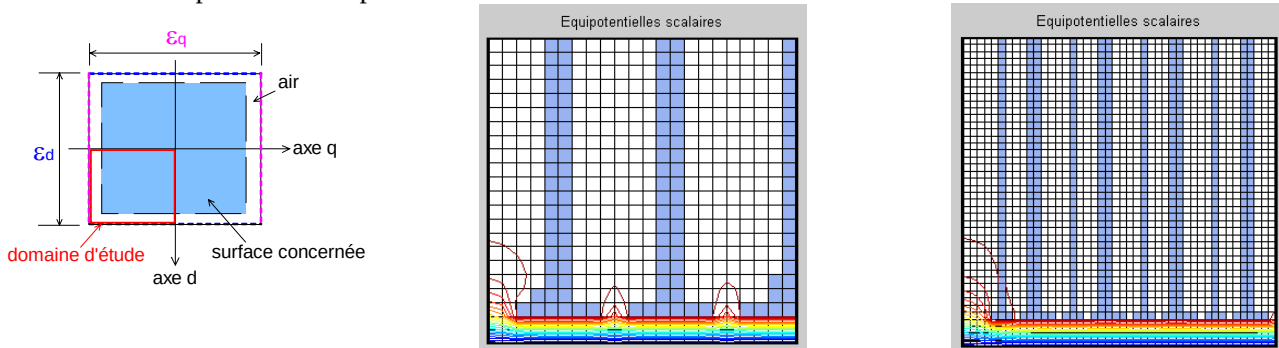


Figure 6. Exemple 1 SATIE : Maximisation de la différence de flux suivant les deux axes vertical et horizontal (en bleu : fer, en blanc : air)

Le second exemple concerne un actionneur linéaire à réductance variable pure. Le rotor ou « mover » est ici entièrement passif. Le stator comporte un circuit magnétique et un bobinage parcouru par un courant de densité J donnée. La fonction objectif est la maximisation de la force moyenne $\bar{F}$ (cf. figure 7a). Cette dernière est calculée par la méthode des travaux virtuels.

Il existe ici une contrainte de type fonctionnel représentée par la « bande de glissement » d'épaisseur imposée égale à l'épaisseur d'entrefer, et de perméabilité μ_0 (air). La position verticale de cette bande est cependant laissée libre. Le problème d'optimisation consiste donc à rechercher la meilleure répartition de matière fer-air dans la surface mobile et fer-cuivre dans la surface fixe.

Les résultats intermédiaires obtenus sont donnés aux figures 7b sous forme de cartes d'équipotentiels scalaires dans la position de conjonction (flux maximal). Le résultat « final » est présenté à la figure 7c [CI-30].

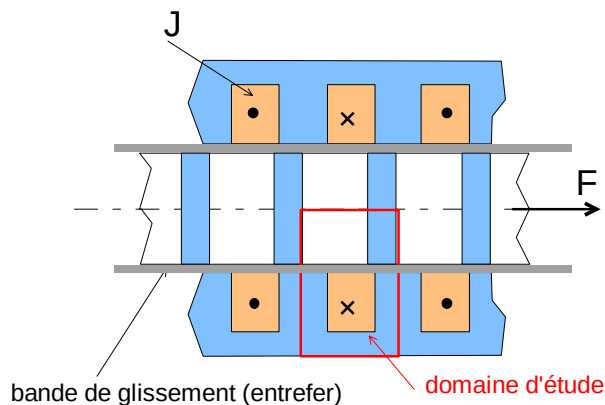


Figure 7.a Géométrie globale

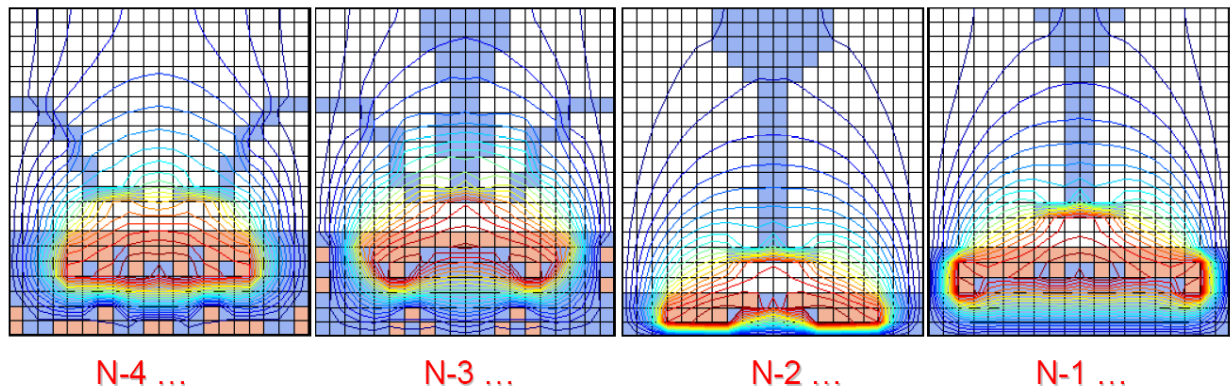
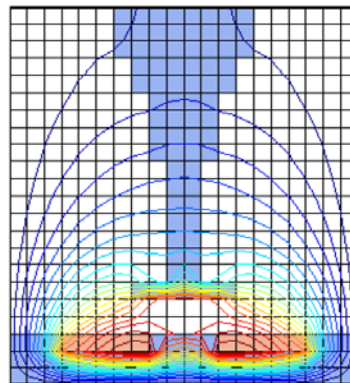


Figure 7.b Résultats d'optimisation intermédiaires (en bleu : fer, en blanc : air, en rouge : cuivre)



(c) Distribution optimale

Figure 7c. Exemple 2 SATIE : Actionneur linéaire à réluctance variable élémentaire [CI-30]

On voit ainsi, à travers cet exemple simple, qu'une telle géométrie aurait été difficilement obtenue par une optimisation classique consistant à optimiser les paramètres d'une frontière de forme pré-établie.

IV. Conclusion

Les savants d'hier tentaient de comprendre la vie et le réel avec une certaine conscience de la tâche immense à accomplir et avec une réelle lucidité de leur ignorance. Les approches scientifiques adoptées ou développées se confondaient alors généralement avec une approche philosophique. Aujourd'hui, la science a pris une apparence de culture de l'exact, du vrai, et s'est donnée inconsciemment comme objectif utopique de tout comprendre et de tout formuler. Les avancées scientifiques depuis deux siècles ont permis aux scientifiques de croire que cela est possible, ne laissant aucune place à l'erreur ou à l'incertitude. Comme le soulignait **Iba Ndiaye Diadji**³⁰ [30] « (...) La science se présente comme le territoire du Vrai, de l'Incontestable, du Prouvé. Ce qui fait que, quand on parle de critique de la science, on pense beaucoup plus aux historiens des sciences, aux autres scientifiques, parce que faisant partie de la Maison du Vrai ! ».

Nos scientifiques aidés par une vision industrialo-économique de l'activité humaine, ont peut être perdu cette dimension philosophique. Ceci se constate aisément dans nos formations axées essentiellement sur les « sciences exactes », rangeant dans les cases du folklore l'Art en ce qu'il a de plus intuitif, créatif, imaginatif et ... d'esthétique !

La science est rigueur, cohérence et généralisation. Mais n'oublions pas que, dans la science, il y a toujours des hypothèses connues et surtout inconnues associées à des modèles inévitablement simplifiés. La

³⁰ M. Iba Ndiaye Diadji est professeur d'Esthétique, à l'ENS de l'Université Cheikh Anta Diop de Dakar (Sénégal), texte extrait de « Art africain et science occidentale : convergence contradictoires pour une saisie du réel ».

généralité est par conséquent limitée par la validité de ces hypothèses. En ce sens, la recherche scientifique dans l'absolu (généralité) est un objectif et non un fait !

Le concepteur en particulier, l'ingénieur en général, excelle dans l'art de la manipulation de ces hypothèses car ce qu'il recherche, en premier lieu, est non pas la généralité mais le particulier, donc un objectif connu, une visée préalablement établie. A travers ces multiples « cas particuliers », le concepteur peut définir des concepts et espère tendre vers une certaine généralité, vers des modèles de connaissance génériques. C'est là que se situe, à mon sens, le rôle premier d'un chercheur en sciences pour l'ingénieur.

V. Bibliographie

- [1] **G. W. F. Hegel** (traduction de F. Chatelet): « Esthétique », 2 tomes, Editeur Lgf, Collection Ldp Classiques Philosophie, 1997.
- [2] **B. Russel** : « Philosophie de Leibniz », édition Archives Contemporaines, 2000.
- [3] **Alain** : « Eléments de philosophie », édition Gallimard, collection Folio Essais, 1997.
- [4] **F. Nietzsche** (traduction A. M. Desrousseaux, H. Albert) : « Humain trop humain », édition Hachette Pluriel Référence, 2001.
- [5] **E. Kant** (traduction Alain Renaut) : « Critique de la faculté de juger », Editeur Flammarion, collection Gf, 2000.
- [6] **A. Chalmers** : « Science and its Fabrication », Open University Press, 1990.
- [7] **A. Lagarde** : « Le mythe, la science et la philosophie », édition Ellipse, 2001.
- [8] **M. Bouazaoui, J.P. Delahaye, G. Wlodarczak** : « L'infini dans les sciences, l'art et la philosophie », édition l'Harmattan, 2003.
- [9] **G. Bachelard** « La Formation de l'esprit scientifique », Librairie Philosophique J. Vrin, Paris 1996.
- [10] **F. Nietzsche** (traduction de N. Gascuel) : « Vérité et le mensonge au sens extra-moral », 1^{ère} publication en 1873, Ed. Actes Sud, collection Babel, 2002.
- [11] **T. S. Kuhn** : « La structure des révolutions scientifiques », édition Flammarion, collection Champ, 1983.
- [12] **C. Marie** : « James Maxwell et la représentation du 'réel' », Revue 3EI, pp. ...à compléter
- [13] **J. Perrin** (ouvrage collectif sous la direction de) : « Conception : entre science et art », Press Polytechniques et universitaires Romandes, 2001.
- [14] **J. Perrin** : « Concevoir l'innovation industrielle, Méthodologie de conception de l'innovation », Paris, les Editions du CNRS, 2001.
- [15] **C. Rosset** : « L'anti-nature », édition PUF, Paris, 1995.
- [16] **Y. Cartonnet** : « L'actualisation de la technologie structurale pour la formation de la technicité d'un concepteur de produits industriels », HDR, ENS Cachan – Université Paris Sud, décembre 2000.
- [17] **A. Busson** : « Une innovation dont la portée fut considérable : l'avènement du courant alternatif », RGE N° 9, septembre 1985, pp. 631-639.
- [18] **H. Morsel, F. Caron, F. Cardot, M. Lévy-Leboyer** : « Histoire de l'électricité en France », 3 tomes (de 1881 à 1987), édition Fayard, 1996.
- [19] **B. Multon** : « Historique des machines électromagnétiques et plus particulièrement des machines à réluctance variable », Revue 3E.I n°3, juin 1995, pp.3-8.
- [20] **O. Letze** : « Léonard de Vinci, l'inventeur », Editeur Fondation Pierre Gianadda, 2002.
- [21] **R. Temperini** : « L'ABCdaire de Léonard de Vinci », Editeur Flammarion, Collection Abcdaire, 2002.
- [22] <http://artdevinci.free.fr/>
- [23] <http://membres.lycos.fr/seddryck/ldvinci.html>
- [24] **F. Mirambet** : « Apports de l'électricité à la sauvegarde du patrimoine culturel », REE, N°1, janvier 2003.
- [25] **J.C. Risset & al.** : « L'art peut inspirer la science et la technologie », rapport de mission art-science-technologie commandé par le ministre de l'éducation C. Allègre, mars 1998. téléchargeable à <http://www.education.gouv.fr/rapport/risset/default.htm>.
- [26] **Drek N. Dyck et David A. Lowther** : « Automated Design of Magnetic Devices by Optimization Material Distribution », IEEE on Magnetics, Vol. 32, n° 3, pp. : 1188-1193, May 1996.
- [27] **O. Sigmund** : « Design of multiphysics actuators using topology optimisation », Comput. Methods Appl. Mech. Engrg. 190, 2001, deux parties pp.: 6577-6604, et 6605-6627.
- [28] **S. Dufour, G. Vinsard, B. Laporte** : « Generating Rotor by Using a Genetic Method », IEEE Trans. On Magnetics, vol. 36, N°4, July 2000, pp. : 1039-1042.
- [29] **K. Deb** : « Multiobjective Optimization Using Evolutionary Algorithms », Chichester, U.K., Wiley, 2001.
- [30] **Iba Ndiaye Diadji** : « Art africain et science occidentale, convergences contradictoires pour une saisie du réel », intervention réalisée dans le cadre de « L'Observatoire Leonardo des arts et des technosciences » : <http://www.olats.org/projetsSinguliers.shtml>.
- [31] **P. Francastel** : « Art et technique », édition Gallimard, 1988.
- [32] **B. Morichère** : « Philosophes et philosophie », édition Nathan, 1992.
- [33] **F. Nietzsche** (traduction N. Gascuel) : « Vérité et mensonge au sens extra-moral », édition Actes Sud, 2002.

- [34] **J. Young, M. Jenkins** : « Science et art : Un livre en 3 dimensions pour comprendre les rapports entre la science et l'art », édition Seuil, Album jeunesse, 2004.
- [35] **P. DE La Cotardiere** : « Histoire des sciences de l'Antiquité à nos jours », édition Tallandier, 2003.
- [36] **E. Kant** (traduction Alain Renaut) : « Critique de la raison pure », Editeur Flammarion, collection Gf, 2001.
- [37] **M. Blay** : « Principia de Newton », Puf Collection Philosophies, 1995.
- [38] **L. Fedi, J.M. Salanskis** : « Les philosophies françaises et la science. Dialogue avec Kant », Editeur ENS Fontenay/st Cloud, Collection Cahier Histoire Philosophie Sciences, 2001.
- [39] **P. Bourdieu** : « Les règles de l'art. Genèse et structure du champ littéraire », Editeur Seuil, Collection Points Essais, 1998.

Biographies d'info science :

http://www.infoscience.fr/histoire/biograph/biograph_som.html

Aide sur la philosophie (nombreuses citations et textes de philosophes) :

<http://cde.4.free.fr/fra/respedago/>

PARTIE 3

SYNTHESE DES TRAVAUX DE RECHERCHE

<u>Introduction générale</u>	3
<u>Nomenclature et spécificités du couplage fractionné</u>	7
<u>Thème A. Structures à couplage fractionné : du motif élémentaire au convertisseur</u>	21
- Motifs élémentaires - Concept polyentrefer - Configurations monoentrefer : fonctionnalités spécifiques	
<u>Thème B. Structures à couplage polaire à excitation homopolaire : optimisation énergétique</u>	63
- Configuration à courants induits : frein à forte puissance - Configuration « tout fer tournant » : stockage électromécanique - Configuration à double excitation : optimisation pour la traction	
<u>Thème C. Composants mécatroniques pour « l'Intelligence » énergétique</u>	117

Thème C. Composants mécatroniques pour « l'Intelligence » énergétique

INTRODUCTION GENERALE

Les travaux consignés dans ce mémoire se démarquent par l'aspect non conventionnel des structures étudiées, par le couplage relativement fort entre la conception de l'objet et sa fonction objectif et enfin par les approches spécifiques de dimensionnement développées combinant différentes échelles de modélisation.

L'objectif poursuivi consiste en l'étude systématique, **sur le plan de la conception et de la modélisation**, des potentialités et des spécificités de certains procédés de conversion électro-magnéto-mécaniques originaux.

Ces études et ces procédés sont ainsi déclinés suivant trois thématiques :

Thème A : Couplage fractionné

Thème B : Couplage polaire à excitation homopolaire

Thème C : Systèmes mécatronique pour l'intelligence énergétique

A travers ces trois thématiques, nous avons tenté d'explorer trois niveaux distincts de la fonction de conversion. Le niveau « élémentaire » consistant en une réduction extrême de la fonction de conversion à sa plus simple expression que représente le motif élémentaire, présent fondamentalement dans les configurations à couplage fractionné mais aussi à couplage polaire et excitation homopolaire. Le niveau « actionneur », dans lequel il s'agit de considérer l'influence notamment des circuits magnétiques globaux ainsi que les modes d'alimentation et de commande. Enfin, le niveau « système » caractérisé par l'imbrication forte entre phénomènes physiques de conversion mise en jeu et par l'hétérogénéité des échelles temporelles présentes.

Les tableaux 1, 2, et 3 indiquent, schématiquement, les convertisseurs étudiés dans le cadre des trois thématiques mentionnées ainsi que les co-encadrements et quelques publications correspondants.

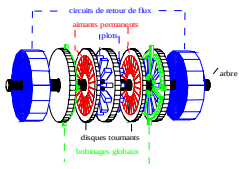
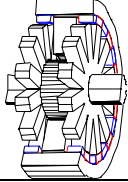
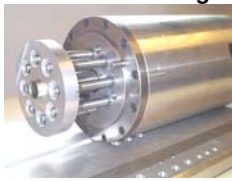
Schémas	Co-encadrements /Publications	Schémas	Co-encadrements /Publications
Polydisques 	[ME-1] [ME-2] [RI-1], [CI-2, 3, 4, 6, 7]	Structures « étoile » et « multi-plaques » 	C. Linet [ING-CL] [RI-4], [CI-11], [CN-2, 3], [RC-10, 12]
Cylindrique à aimants alternés monophasé 	M. Attmani [DEA-MA] E. Aufauvre [ING-EA] [RI-3], [CI-9, 10], [CN-1], [RC-3, 6]	Structure multi-tiges 	M. Antunes [ING-MA] P.E. Cavarec [TH-PEC] [RI-9, 10], [RN-2], [BI-7], [CI-19, 20, 23, 31], [CN-7]
Linéaire à commutation de flux 	L. Prévond [TH-LP] E. Bertoncini [ING-EB] [RI-2], [RP-2], , [CI-8], [RC-1], [RC-2]		

TABLEAU 1. STRUCTURES A COUPLAGE FRACTIONNE ET A BOBINAGE GLOBAL ETUDIEES (**THEME A**)

de la structure, notamment rotorique, peuvent constituer, en effet, des objectifs dominants dans une démarche de conception. Le couplage fractionné à bobinage global appliqué à des structures mono-entrefers permet également de répondre à ces objectifs. Il s'agit d'entraînements à faible puissance à haute vitesse de rotation ou à très longue course de translation. Deux fonctionnalités furent ainsi explorées. Ces dernières, non nécessairement orthogonales, imposent d'ores et déjà une structure à rotor entièrement passif. La première fonctionnalité concerne la maximisation du taux d'intégration de l'actionneur à son environnement géométrique immédiat. C'est le cas des structures à commutation de flux [ING-EB], [TH-LP]. La seconde fonctionnalité est la simplification de la structure électronique d'alimentation et de commande. C'est ce que permettent les actionneurs synchrones « naturellement » monophasés sans dissymétrie étudiés [ING-EA].

Dans les **structures à couplage polaire à excitation homopolaire** (thème B), la source d'excitation (bobinée) est globale, la source de puissance est à bobinage réparti. C'est donc une disposition « inverse » de celle à couplage fractionné. Ainsi, sont menées différentes études sur ce type de structure de complexité croissante. La configuration « minimale » à couplage polaire est fondamentalement **dissipative à courants induits** (chapitre B.I). Le rotor est entièrement passif admettant des vitesses périphériques importantes. La partie « puissance » où ont lieu les courants de Foucault est massive et fixe favorisant ainsi le refroidissement et minimisant les contraintes mécaniques. En outre, l'inertie dans une architecture discoïde est relativement faible autorisant des dynamiques de fonctionnement très élevées. Cette configuration est ainsi très bien adaptée au freinage de très forte puissance à haute vitesse de rotation. Le dimensionnement et l'optimisation d'une telle configuration peut être excessivement complexe si l'on adopte une démarche entièrement numérique. A l'inverse, une modélisation multi-niveaux est tout à fait appropriée. Dans ce cadre, trois niveaux de modèles ont été élaborés et combinés [DEA-CG], [ING-TB], [TH-AL]. Chaque modèle est adapté à une échelle caractéristique de la machine. On notera en particulier que vis-à-vis de l'excitation homopolaire, une approche par motif élémentaire est possible comme pour le couplage fractionné.

Le fonctionnement réversible dans une telle configuration est obtenu par « addition » d'une fonction moteur à la fonction frein précédente. Cette seconde fonction est réalisée à partir d'un actionneur à réluctance variable pure à couplage polaire et à double saillance (MRVDS), les deux fonctions utilisant le même rotor. La compatibilité magnétique des deux fonctions fut également analysée.

Le fonctionnement réversible peut être « naturellement » réalisé à partir d'un procédé non-dissipatif comportant un bobinage de puissance. Cette configuration a été étudiée dans le cadre du stockage électromécanique stationnaire à long cycle (chapitre B.II). Aux spécificités mécaniques précédentes, s'ajoutent ici la nécessité d'une plage étendue de fonctionnement à puissance maximale constante, des pertes d'autodécharge ainsi que des pertes magnétiques faibles. La prise en compte de toutes ces contraintes dans un processus de conception itérative a permis de « converger » vers une configuration similaire à la précédente (discoïde, rotor passif, excitation homopolaire fixe) avec cependant une disposition des bobinages, induit et d'excitation, dans l'entrefer ainsi qu'une **architecture « tout fer tournant »** [DEA-OG], [DEA-NB], [TH-NB].

Toujours dans le cas des structures à couplage polaire, l'adjonction d'un critère de performances massiques élevées conduit à une **configuration multi-excitation** (chapitre B.III) : par aimants permanents et par bobinage homopolaire fixe. Cette configuration a été étudiée dans le cadre de la traction électrique ou hybride. A partir d'une analyse structurelle simplifiée, différentes dispositions des deux circuits d'excitation sont examinées et qualitativement comparées. La disposition dite à circuits parallèles imbriqués à flux transverse est particulièrement analysée à travers la conception et la réalisation de nombreux prototypes. Dans un cadre général de double excitation, une optimisation de l'ensemble machine-alimentation-commande a été effectuée mettant en évidence le domaine d'intérêt d'une telle configuration comparativement aux solutions mono-excitations usuelles [ING-JD], [TH-YA].

Le troisième et dernier thème (thème C) intitulé « **Composants mécatroniques pour l'Intelligence énergétique** » concerne l'étude, non pas de composants électromagnétiques, mais de systèmes mettant en jeu plusieurs phénomènes de conversion couplés : mécanique, électromagnétique, voire hydrodynamique ou thermodynamique. C'est en particulier le cas des convertisseurs « récupérateurs » d'énergie renouvelable (chapitre C.I) tels que le générateur portable (énergie de la marche), le houlogénérateur (énergie des vagues) et le co-générateur (énergie thermique) [TH-PF], [TH-MR]. C'est également le cas des soupapes électromagnétiques (chapitre C.II) [DEA-XM], [TH-CB].

Ces différents systèmes reposent sur le principe de résonateur électromécanique dont l'énergie primaire d'excitation diffère selon le composant étudié. La fonction récupération (cas des récupérateurs) ou motrice (soupapes) s'apparente alors à un amortissement dont il est nécessaire d'optimiser, à chaque instant, sa valeur compte tenu de la sollicitation primaire.

Mais avant de développer ces thématiques, j'ai jugé utile, à travers un premier chapitre introductif, de préciser la nomenclature employée tout au long de ce mémoire et de suggérer une classification topologique et descriptive des actionneurs électro-magnéto-mécaniques linéaires et rotatifs. Ce chapitre permet également de dégager, à partir d'un formalisme simple et à travers les lois de similitude, un premier comparatif quant aux performances des différentes architectures. Les spécificités du couplage fractionné, utilisé notamment dans le concept polyentrefer (chapitre A.II), seront par ailleurs décrites.

NOMENCLATURE ET SPECIFICITES DU COUPLAGE FRACTIONNE

(CHAPITRE A0)

Articles joints :

v [P.E. Cavarec, H. Ben Ahmed, B. Multon « Force Density Improvements from Increasing the number of Airgap Surfaces in Synchronous Linear Actuators », IEE Proceeding on Electric Power Applications, vol. 150, N° 1, January 2003, pp.: 106-116.](#)

v [B. Multon, H. Ben Ahmed, M. Ruellan, G. Robin « Comparaison du couple massiques de diverses architectures de machines tournantes synchrones à aimants », EF 2005, Grenoble.](#)

I. Formalisme simplifié

Rappelons qu'un convertisseur électromécanique d'énergie (cf. figure 1), indépendamment de son architecture, est un système dans lequel le transfert de puissance électrique-mécanique (en fonctionnement moteur par exemple) est réalisé à partir d'une conversion intermédiaire électromagnétique. D'une manière schématique, la magnétisation du système, souvent en majeure partie celle de l'entrefer, est réalisée à travers deux types de sources magnétiques que l'on qualifie de puissance (bobinages permettant le transfert de puissance) et d'excitation (inducteur bobiné, réductant, à aimants...). Dans le cas d'une excitation bobinée, la puissance absorbée se limite à ses propres pertes par effet Joule.

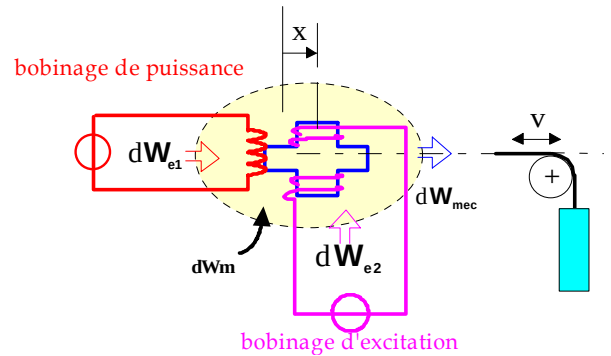


Figure 1.

La force générée dans un tel système est liée à la variation de son énergie magnétique W_m par rapport au déplacement de sa partie mobile (mover ou rotor). Ainsi, pour un déplacement x_j (rotation ou translation), la force généralisée correspondante (force ou couple) peut s'écrire [1], [2] :

$$F_j(x_j) = -\frac{\partial W_m}{\partial x_j} \quad (1)$$

La valeur moyenne de la force magnétique générée est alors égale au rapport de l'énergie ΔW_m convertie sur un cycle et la période mécanique de conversion τ :

$$\bar{F} = \frac{\Delta W_m}{\tau} \quad (2)$$

Pour un actionneur comportant N_b bobines au total ¹, la force moyenne générée s'écrit en régime magnétique linéaire sous la forme simple suivante :

$$\bar{F} = N_b k_{imoy} \frac{4\Phi_{fo} \cdot \varepsilon_{max}}{\tau} \quad (3)$$

où Φ_{fo} est le flux d'excitation (inducteur) maximal embrassé par une spire du bobinage de puissance et ε_{max} est la valeur crête de la force magnéto-motrice (ampères-tours) par bobine. k_{imoy} est un coefficient relatif à la forme d'onde du courant d'alimentation et à son déphasage par rapport au flux d'excitation (ce coefficient est égal à l'unité dans le cas d'une alimentation en créneaux idéaux de courant en quadrature de phase par rapport au flux d'excitation et $\pi/4$ pour une alimentation sinusoïdale).

¹ $N_b = 2mpq$ dans le cas classique d'une machine 2p pôles, q phases et m encoches/pôle/phase ; m=1 pour les structures Verniers grosses dents.

On note : $\bar{B}_f(x) = \frac{\Phi_f(x)}{S_p} = \bar{B}_{f0} \cdot f_r(x)$, l'induction moyenne sous un pôle statorique de section S_p et pour une position x de la partie mobile. $\bar{B}_{f0}$ est l'induction moyenne maximale et $f_r(x)$ est une fonction de répartition.

L'expression (3) de la valeur moyenne de la force sur au moins un cycle (période mécanique de conversion) s'écrit alors :

$$\bar{F} = N_b S_p k_{imoy} \frac{4\bar{B}_{f0} \cdot \varepsilon_{max}}{\tau} \quad (4)$$

II. Classification

Il est bien difficile, et même hasardeux, de réaliser une classification exhaustive des convertisseurs électromécaniques d'énergie. Cependant, à partir de quelques critères simples fonctionnels et structurels, définis suite à une analyse d'un nombre suffisant de structures existantes, il est possible d'établir une sorte de nomenclature descriptive des actionneurs qui se veut être aussi générique que possible [3], [OU-3].

II.1 Source magnétique d'excitation

La source de puissance étant généralement de type courant produit (alimentation)², celle d'excitation en revanche peut être générée suivant différents procédés. En particulier, on peut distinguer celle **produite** par une alimentation (cas classique, bobinage d'excitation accessible) ou par une aimantation rigide (excitation par aimants permanents) et celle **induite** par la source de puissance (cas des actionneurs à induction par exemple). Ainsi, les principaux modes de génération de l'excitation peuvent être résumés dans le tableau 1 issu de [3]. Sur la figure 2 sont donnés trois exemples d'actionneurs de type linéaire obéissant à cette première classification. Ces trois modes de conversion (à aimants, à réluctance et à courants induits) appliqués à diverses architectures sont analysés aux chapitres suivants.

Source d'excitation		Non-dissipative	dissipative
Produite	Aimantation	MS et MCC à AP	***
	Courant	MS bobinée (supra)	MCC et MS bobinées et MAS généralisée
Induite	Aimantation	MRV pure	Machine à hystérésis
	Courant	***	M à induction

TABLEAU 1. CRITERES FONCTIONNELS [3]

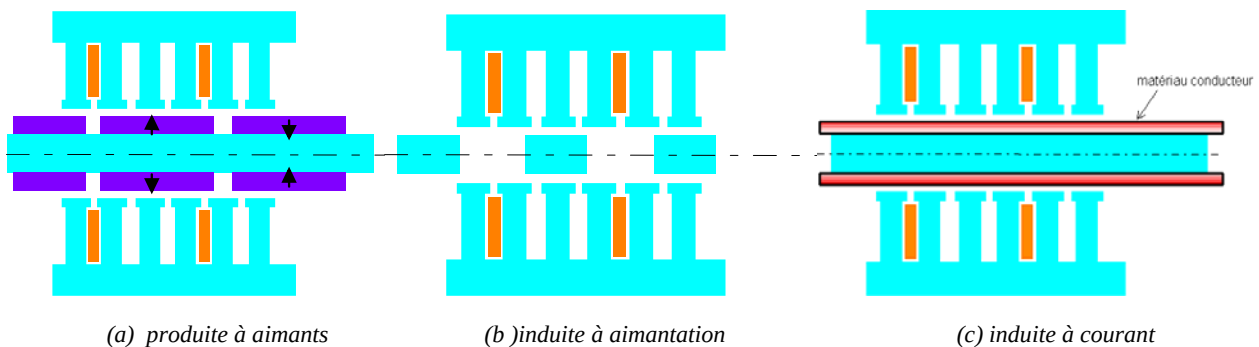


Figure 2. Exemples, dans une architecture générale linéaire tubulaire, de sources d'excitation

II.2 Alimentation/mouvement

Il s'agit ici de distinguer le pas de conversion τ (lié à la fréquence d'alimentation du bobinage de puissance) et à la course totale du mobile X .

² Sauf dans le cas d'un système à courants induits non réversible (configuration fondamentalement dissipative).

a- Actionneurs mono-pas

Dans cette première catégorie, les deux grandeurs caractéristiques définies précédemment sont très proches ($\tau/X \approx 1$). On trouve ici les actionneurs à bobine mobile (de type haut-parleur) ou encore de type électro-aimant à noyau plongeur.

b- Actionneur multi-pas

Dans cette catégorie, il y a dissociation totale entre la fréquence d'alimentation et la course ($\tau/X \ll 1$). On trouve ici la grande majorité des actionneurs électromagnétiques tournants ou linéaires.

Dans la suite de l'étude, on s'intéressera uniquement aux actionneurs multi-pas.

II.3 Couplages électromagnétiques

Concernant le bobinage de puissance, celui-ci peut être globalement de deux types : le **bobinage réparti** (cas classique des actionneurs à champs tournants dans lequel les différentes phases sont entrelacées) et le **bobinage centralisé** ou **global**. Dans ce dernier cas, les phases sont juxtaposées (couplages magnétiques inter-phases faibles), voire indépendantes (structures multistacks, couplages magnétiques totalement négligeables).

Le type d'interaction entre les deux sources de puissance et d'excitation (origine de la force motrice à valeur moyenne non nulle) définit le **couplage électromagnétique**.

A partir du type de bobinage de puissance et des valeurs typiques du rapport $\tau/2\tau_p$ (τ est lié à la fréquence fondamentale de conversion alors que τ_p est lié à la dimension caractéristique du bobinage de puissance³), on peut définir principalement 4 classes de machines élémentaires. En particulier, on distingue :

- celles dont la géométrie du bobinage de puissance est associée à celle de la fréquence de conversion : $\tau/2\tau_p \approx 1$: **couplage dit polaire**. Dans cette catégorie, on distingue celles à bobinage réparti « *classiques* » à champs tournants et celle à bobinage centralisé dites « *Vernier grosses dents* » ;
- celles où les grandeurs τ et τ_p sont totalement dissociées : $\tau/2\tau_p \ll 1$, **couplage dit fractionné**. De la même manière que précédemment, vis à vis du type de bobinage, on distingue ici les machines « *Vernier petites dents* » et les machines à « *bobinage global* ».

Dans le tableau 2A sont donnés des exemples d'actionneurs linéaires à aimants permanents obéissant à cette classification. D'autres architectures sont bien sûr possibles. Ainsi, dans le tableau 2B sont illustrés des exemples de structures cylindriques à réluctance variable pure.

Notons que dans les exemples illustrés précédemment par la figure 2A, les excitations considérées sont de type hétéropolaire. Il est également possible, comme nous allons le voir ci-après, de générer un champ d'excitation, notamment homopolaire, à partir d'un dispositif dit « déporté ». Auquel cas, il existe un circuit magnétique de forme adéquate afin « d'amener » ce champ dans la zone d'entrefer.

³ Dans le cas classique τ_p traduit l'ouverture polaire.

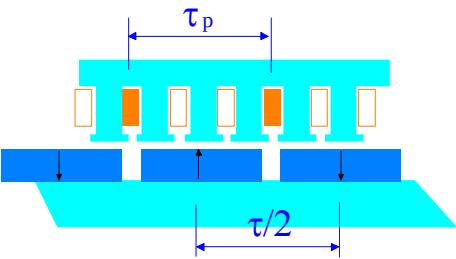
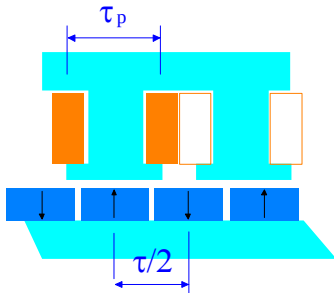
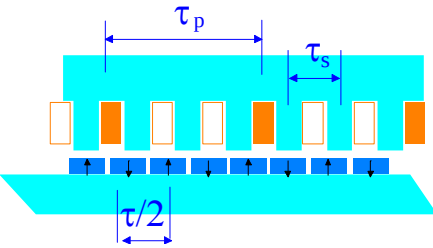
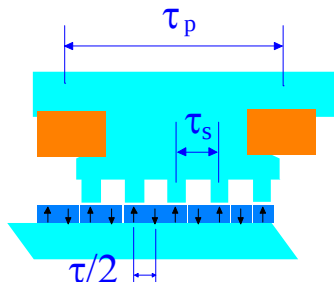
Carac.	Bobinage de puissance	
	réparti	centralisé
Couplages polaires $\frac{\tau}{2\tau_p} \approx 1$	classique 	Vernier grosses dents ⁴ 
	Vernier petites dents ⁴ 	Global ⁵ 

TABLEAU 2A. COUPLAGES ELECTROMAGNETIQUES APPLIQUES AUX STRUCTURES LINEAIRES

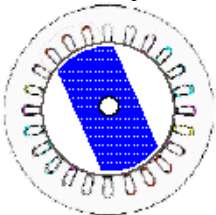
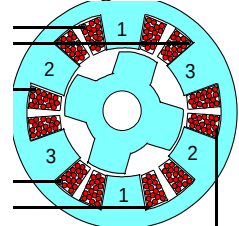
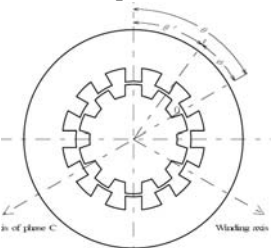
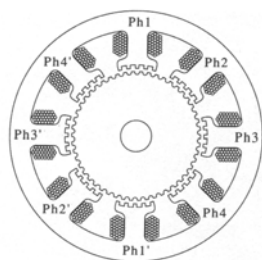
	réparti	centralisé
	Classique	Vernier grosses dents
Couplages polaires		
	Vernier petites dents 	Global 

TABLEAU 2B. COUPLAGES ELECTROMAGNETIQUES APPLIQUES AUX STRUCTURES TOURNANTES

⁴ Dans ces deux types d'actionneurs Vernier, il existe une condition géométrique de bon fonctionnement [4] : $|N_a - N_s| = p$ où N_a et N_s représentent respectivement le nombre de paires d'aimants ou de dents rotoriques, et le nombre de dents statoriques. p est le nombre de paires de pôles du bobinage statorique. Cette condition, exprimée en fonction des pas de conversion τ , polaire τ_p et d'encoche τ_s , devient : $\left| \frac{2\tau_p}{\tau} - \frac{2\tau_p}{\tau_s} \right| = 1$.

⁵ Dans le cas des actionneurs à bobinage global, l'effet Vernier n'est pas fondamental (dans ce cas $\tau = \tau_s$), cependant il peut être utilisé afin de minimiser les ondulations de force de détente ou de réluctance [TH-PEC].

2.4 Critères structurels

Aux aspects mentionnés précédemment s'ajoutent des critères structurels de l'actionneur. Dans le tableau 3 sont indiqués, de façon non-exhaustive, quelques exemples de ces critères.

Critères ⁶	Caractéristiques		
Nature du mouvement élémentaire	rotation		translation
Disposition de la partie mobile par rapport à la partie fixe	entourée	entourante	ouverte
Composition partie hors puissance (rail, mover ou rotor)	actif		passif
Géométrie de la surface d'entrefer	cylindrique	plane	sphérique
Nombre de surfaces d'entrefer	monoentrefer		polyentrefers
Mobilité relative des sources	fixe		mobile
Nombre de sources d'excitation	mono-source		poly-sources
Localisation des sources de puissance et d'excitation	sans fer	encoches	déporté
Trajet du champ magnétique dans la zone active relativement à la surface d'entrefer	longitudinal		normal
Trajet du champ magnétique dans la zone de retour de flux relativement au plan du mouvement	parallèle		transversal ⁷
Polarité du champ magnétique généré dans l'entrefer	homopolaire		hétéropolaire

TABLEAU 3. CRITERES STRUCTURELS

III. Performances comparées – Analyse aux lois de similitude

Le calcul précis et rigoureux des performances des actionneurs électromagnétiques nécessite, pour chaque architecture, un travail de modélisation et d'optimisation lourd et complexe. Bien que précise, cette démarche conduit à une analyse comparative difficile. Nous proposons ici une approche qualitative, basée sur une modélisation analytique très simplifiée. Elle a pour objectif d'expliciter quelques règles de conception et de préciser les spécificités des actionneurs électromagnétiques à couplage fractionné. A travers une analyse aux lois de similitude [5], nous étudierons le comportement de deux types d'actionneurs à aimants permanents : linéaires tubulaires et tournants cylindriques. Les deux couplages, polaire et fractionné, seront étudiés vis à vis de leurs performances volumiques (performances ramenées au volume enveloppe) et vis à vis de l'influence de leurs principaux paramètres géométriques.

Il est bien entendu qu'il est indispensable de prendre toutes les réserves et limitations que nécessite ce type de démarche et de ne considérer, dans les résultats obtenus, que les aspects qualitatifs ou encore tendanciels ; les aspects quantitatifs feront l'objet de calculs et d'optimisation spécifiques et seront présentés lors des prochains chapitres thèmes A, B et C).

III.1 Structures linéaires à aimants

Tout d'abord nous allons examiner précisément le cas d'architecture linéaire tubulaire (cf. figure 3). L'induction d'excitation, par aimants permanents, sera considérée constante.

La valeur des ampères-tours thermiquement admissibles compte tenu de la résistivité électrique des conducteurs ρ , de l'échauffement imposé $\Delta\theta_{\max}$ et du coefficient d'échange surfacique α_{th} s'écrit :

$$\varepsilon_{\max} = \frac{1}{N_b} k_{ieff} \sqrt{\frac{\alpha_{th} \cdot \Delta\theta_{\max}}{\rho}} \cdot \sqrt{\frac{S_{th} \cdot S_b}{\ell_b}} \cdot k_r \quad (5)$$

où ℓ_b est la longueur moyenne d'une spire et k_{ieff} est donné par : $k_{ieff} = \frac{I_{\max}}{I}$.

Dans ce type d'architecture, nous avons également :

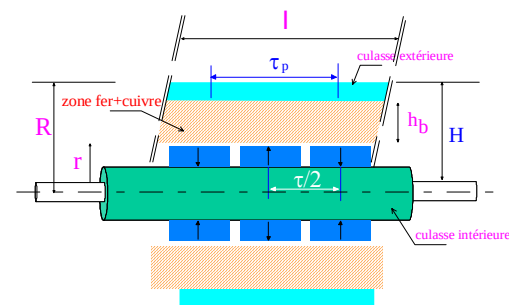


Figure 3. Exemples d'architecture linéaire tubulaire à couplage polaire

⁶ Il est à noter qu'une machine peut posséder plusieurs de ces caractéristiques à la fois. A titre d'exemple, un mouvement composé (rotation et translation), une excitation multiple (aimants et bobine), disposition géométrique de la source de puissance différente de celle de la source d'excitation (MS à griffes), ...

⁷ Cette configuration est plus connue sous le dénominateur « TFM » comme *Transverse Flux Motor*.

$N_b \cdot \tau_p \approx \ell$	: nombre total de bobines
$S_{th} \approx 2\pi R \cdot \ell$	: surface d'échange thermique
$S_b \approx h_b \ell k_{fc}$	: section bobinaire <u>totale</u>
$\ell_b \approx 2\pi \left(r + \frac{h_b}{2} \right)$	: longueur moyenne d'une spire
$S_p \approx 2\pi r \tau_p$	: section d'un pôle statorique
$\mathcal{V} \approx \pi R^2 \ell$	: volume-enveloppe a pour expression :

Dans ces expressions, k_{fc} désigne le taux de remplissage axial fer/cuivre.

Compte tenu des ces approximations, les lois de variation de la FMM, de la force et de la force volumique sont **[CN-11]** :

$$\varepsilon_{\max} \propto \frac{\ell}{N_b} \chi \cdot r^{\frac{1}{2}} \quad (6)$$

$$\bar{F} \propto \bar{B}_{f0} \cdot \left(\frac{2\tau_p}{\tau} \right) \cdot \chi \ell r^{\frac{3}{2}} \quad (7)$$

$$\frac{\bar{F}}{\mathcal{V}} \propto \bar{B}_{f0} \cdot \left(\frac{2\tau_p}{\tau} \right) \cdot \chi \cdot r^{\frac{-1}{2}} \quad (8)$$

où χ est une grandeur, donnée par (9), indépendante de la longueur axiale ℓ de l'actionneur et est fonction des valeurs relatives de la hauteur de la fenêtre bobinaire et de l'épaisseur de la culasse respectivement

$$h = \frac{h_b}{r} \text{ et } e_c = \frac{E_c}{r} = \frac{k \cdot \tau_p / r}{1+h} \quad (k \text{ est une constante généralement } \ll 1^8) :$$

$$\chi = \sqrt{h \cdot \frac{(1+h+e_c)}{\left(1+\frac{h}{2}\right)}} \quad (9)$$

Dans les deux types d'homothétie analysées, cette grandeur reste inchangée quel que soit le type de couplage ($\chi \propto \text{Cste}$).

Bien qu'approximatives, ces relations mettent en évidence doré et déjà quelques résultats intéressants :

- les ampères-tours admissibles sont proportionnels au rapport $\frac{\ell}{N_b}$ qui correspond pour ce type de topologie approximativement au pas polaire τ_p ;
- la force volumique est indépendante de la longueur active axiale ℓ de l'actionneur ;
- toutes ces grandeurs sont proportionnelles à la racine carrée de l'échauffement toléré ;
- enfin, la force et la force volumique sont proportionnelles au rapport $\frac{2\tau_p}{\tau}$. Les performances relatives au couplage fractionné ($2\tau_p \square \tau$) sont donc intrinsèquement plus importantes que celles du couplage polaire ($2\tau_p \approx \tau$).

A partir de ce formalisme simple, et principalement des relations (6), (7) et (8), nous allons examiner les performances des couplages polaire et fractionné précédemment définis. Pour se faire, nous allons analyser à travers les effets d'échelle, et en particulier à travers 2 types d'homothétie géométrique partielle, les performances spécifiques comparées des différents couplages. Les homothéties choisies permettent, à partir de l'accroissement des dimensions de la structure de référence, de maximiser la force ramenée au volume-enveloppe. Dans cette analyse :

- le jeu mécanique est constant. Il ne varie pas proportionnellement aux autres dimensions ;
- l'échauffement et les conditions de refroidissement (par convection) sont maintenus constants ;

⁸ Le facteur k dans l'expression de l'épaisseur de culasse correspond approximativement au rapport de l'induction moyenne à vide ($\bar{B}_{f0}$) et de l'induction maximale dans la culasse.

- Enfin, les homothéties appliquées **ne modifient pas les proportions des motifs élémentaires**, proportions optimisées pour la géométrie de référence⁹. La hauteur du motif élémentaire ainsi que la hauteur des aimants évoluent proportionnellement au pas polaire concernant le couplage polaire. Pour le couplage fractionné, le pas de conversion est maintenu invariant, sa valeur optimale étant ici proportionnelle au jeu mécanique. Dans ces conditions, l'induction moyenne d'excitation est sensiblement maintenue constante.

Dans ce contexte, nous allons examiner les conséquences sur les performances volumiques de deux types d'homothétie :

- Augmentation de la longueur active seule, les autres dimensions étant constante ;
- Augmentation des dimensions radiales proportionnellement au pas polaire : homothétie appelée « à structures pleine ».

L'influence sur les performances massiques sera traitée ultérieurement en considérant une homothétie dans laquelle le pas polaire est maintenu indépendant des dimensions radiales (i.e. le nombre de paires de pôles croît proportionnellement aux dimensions radiales) : homothétie dite « à structure creuse ».

Les résultats comparés sont illustrés sur la figure 5.

- Augmentation de la longueur active seule :

Notons tout d'abord qu'afin de maintenir les contraintes magnétiques de saturation et de désaimantation à leur valeur optimale, l'augmentation de la longueur active se traduira par l'accroissement du nombre de bobines de puissance tel que $N_b \propto \ell$ (voir relation (6)), le pas polaire étant maintenu ici constant ($\tau_p \propto \text{Cste}$).

Quel que soit le type de couplage et comme l'indiquent les relations (7) et (8), ce type d'homothétie permet d'augmenter la poussée sans pour cela dégrader la force volumique. Une telle solution peut ne pas être viable pour les valeurs de force élevées (problèmes de tenue mécanique, encombrement limité en longueur, réalisation, flexion, guidage, ...).

Une seconde solution théorique consiste à augmenter la force globale en disposant en « parallèle » plusieurs actionneurs tubulaires optimisés identiques, ce qui donne une **configuration multi-machines**. La longueur active de chaque actionneur est maintenue constante. Si la surface d'échange thermique de chaque actionneur est conservée (en faisant circuler un fluide de refroidissement au sein de cet assemblage) alors la force volumique globale est approximativement conservée à sa valeur optimale, la force totale étant égale à la somme des forces générées par chaque actionneur. Cependant, cette solution accroît sensiblement la complexité mécanique du dispositif en particulier concernant le guidage, le refroidissement est également plus complexe.

- Augmentation du rayon d'entrefer à $H \propto \tau_p \propto r$ (homothétie à structure pleine) :

Il s'agit ici de porter l'homothétie également sur le rayon moyen d'entrefer ainsi que sur toutes les grandeurs radiales (hauteur de la zone active, hauteur des aimants, épaisseur de la culasse, ...) ¹⁰. Rappelons cependant que la valeur du jeu mécanique ainsi que les proportions du motif élémentaire seront quant à elles conservées. Le pas polaire subit alors la même loi de variation. Dans ces conditions, la valeur de l'induction d'excitation sera supposée maintenue à sa valeur maximale.

D'autre part, une distinction sera faite entre les deux grandeurs géométriques : le rayon d'entrefer et la longueur axiale.

Dans le cas des actionneurs à **couplages polaires** aussi bien *classiques* que « *Vernier grosses dents* », nous avons $\frac{2\tau_p}{\tau} \approx 1$. La force volumique est au mieux invariante vis à vis de leurs principales dimensions. La force ramenée au volume-enveloppe est ainsi au mieux conservée pour des configurations multi-machines ou longues. Toute homothétie appliquée sur les grandeurs radiales dégrade donc inévitablement la force

⁹ Nous reviendrons sur cette notion dans le chapitre A.I « Motifs élémentaires ».

¹⁰ Le maintien de la hauteur de la zone active (et donc l'accroissement du nombre de paires de pôles) n'est pas bénéfique pour les performances volumiques (volume-enveloppe). Ce cas sera analysé ultérieurement lorsqu'on s'intéressera aux performances massiques.

volumique. Ainsi, si aucune contrainte mécanique n'est spécifiée, l'augmentation de la poussée d'un actionneur linéaire par augmentation de son volume, à jeu mécanique et échauffement constants, ainsi qu'à effort volumique maximal, passe nécessairement par son allongement.

Signalons que la différence majeure entre les architectures *classiques* et *Vernier grosses dents* réside dans la réalisation du bobinage. Le bobinage centralisé permet d'obtenir souvent des coefficients de remplissage de cuivre meilleurs (à travers notamment sa compression [6], [7]), de limiter la longueur des têtes de bobines (et donc le volume cuivre) pour les actionneurs à surface d'entrefer plane ou pour les actionneurs tournants et, enfin, de réaliser des pas polaires relativement faibles. Cependant, le refroidissement du bobinage centralisé, de par sa forme, est plus difficile et présente un gradient de température plus élevé. Un refroidissement volumique et non surfacique (par circulation de fluide caloporteur au sein du bobinage) est donc plus indiqué.

Toutes ces considérations ne modifient pas fondamentalement les résultats obtenus précédemment, cependant cela se traduit par des performances volumiques légèrement plus faibles pour les actionneurs *classiques* comparativement aux actionneurs *Vernier grosses dents*. En contre partie, les actionneurs *Verniers grosses dents* souffrent d'une ondulation de couple plus importante du fait de la présence naturelle d'un couple de détente plus important. On peut également souligner la présence d'une répartition axiale de la force magnétique radiale hétérogène susceptible de générer des déformations radiales de la structure et donc un bruit acoustique non négligeable.

Dans le cas du **couplage fractionné**, la principale modification apportée est la valeur du rapport $\frac{2\tau_p}{\tau}$ qui peut être très supérieur à l'unité. Cette caractéristique, comme montré par les relations (7) et (8), confère à ce type de couplage des performances spécifiques (force, force volumique et surfacique) sensiblement supérieures à celles obtenues par les actionneurs à couplage polaire [8], [9].

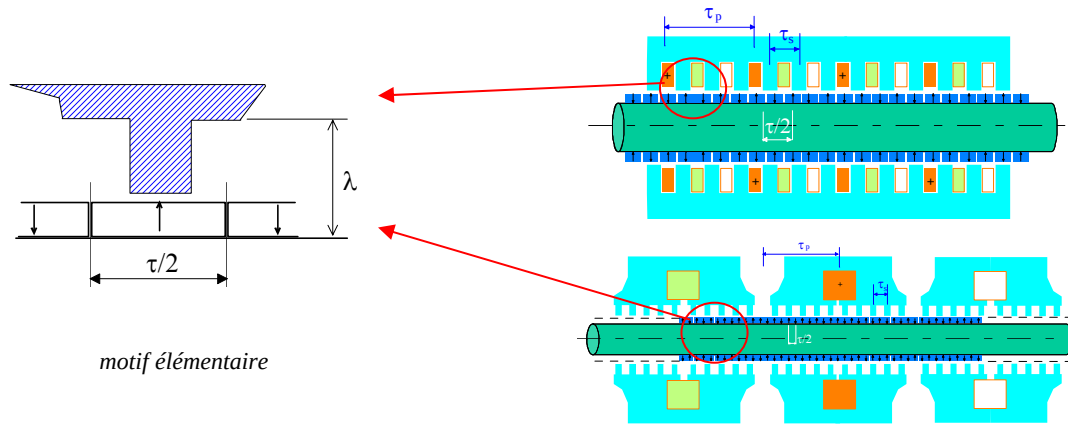


Figure 4. Exemples d'actionneurs linéaires tubulaires à couplage fractionné

Outre cette supériorité intrinsèque du couplage fractionné, nous avons montré, de plus, lors de différentes études [ME-2], [DEA-ED], [TH-PEC], que la dissociation des échelles, autorisée par ce type de couplage, conduit à rendre optimales les dimensions du motif élémentaire (motif de largeur τ). Ces dimensions sont essentiellement liées à la valeur du jeu mécanique e . On peut ainsi écrire : $\tau_{opt} \approx k_e \cdot e$ où k_e est un coefficient de dépendance qui vaut approximativement 10 à 20 sur des considérations de densité d'effort¹¹ selon le type de motifs magnétiques élémentaires.

L'augmentation du rayon d'entrefer avec $\boxed{H \propto \tau_p \propto r}$ améliore la force ramenée au volume-enveloppe tant que le motif élémentaire reste loin de la limite magnétique de conversion. Dans ces conditions, la force volumique augmente dans ce type de couplage en $\frac{1}{r^2}$ à l'inverse du couplage polaire. Compte tenu de la loi d'évolution de la force, la force volumique évolue donc en $F^{\frac{1}{5}}$ si l'on conserve la longueur active et en $F^{\frac{1}{7}}$ si celle-ci est modifiée proportionnellement aux dimensions radiales.

¹¹ Voir chapitre A.I « motifs élémentaires ».

Exemple de calcul numérique :

Dans le cadre d'une étude comparative, P.E. Cavarec lors de sa thèse [TH-PEC] a effectué un calcul de modélisation/optimisation sur un cas simple d'actionneur de type *Vernier grosses dents* (tableau 2) monophasé. Il s'agissait, à volume donné, de maximiser la force moyenne compte tenu des limites de saturation (donc en régime non-linéaire), de désaimantation et d'échauffement. Le calcul des performances électromagnétiques a été réalisé à partir d'un code éléments finis non-linéaire 2D développé au SATIE. Les aspects thermiques ont été pris en compte suivant un modèle simplifié par résistances thermiques équivalentes. Enfin, l'optimisation a été effectuée en utilisant une approche par algorithme génétique. Les résultats sont présentés dans l'article [RI-9], joint en annexe, confirmant et quantifiant les évolutions établies par les lois de similitude et plus particulièrement le principe de la conservation des dimensions optimales du motif élémentaire quel que soit le volume global de l'actionneur. On note également que dans des conditions usuelles de fonctionnement, la valeur de la force volumique développée par un actionneur linéaire à couplage polaire est au mieux constante quelle que soit la force et vaut **400 N/litre**.

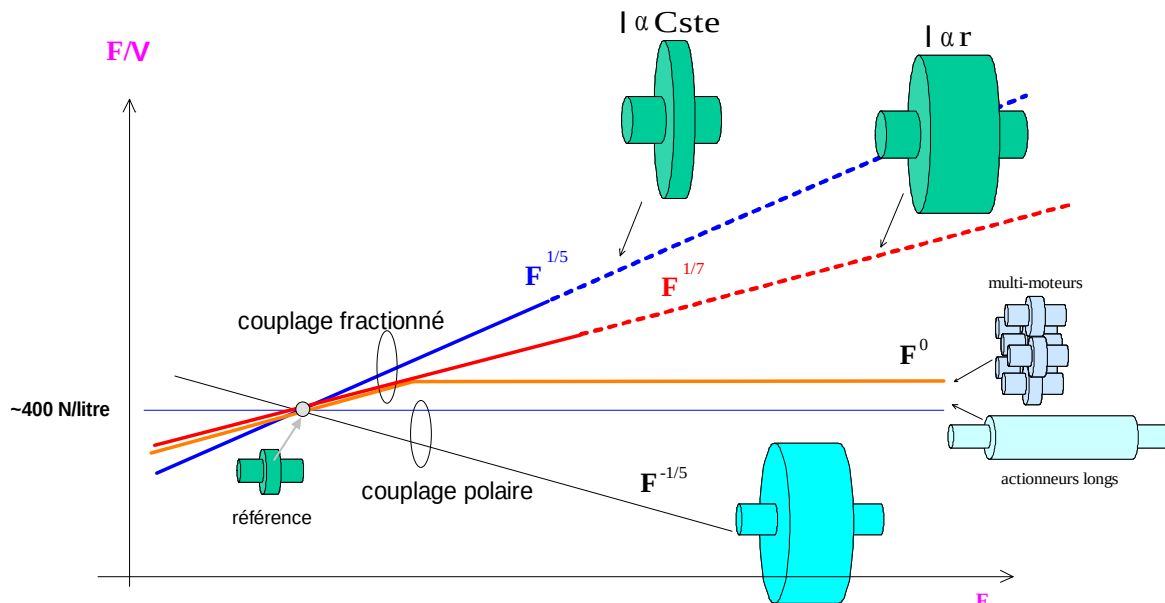


Figure 5. Actionneurs linéaires tubulaires - Effet d'échelle sur la force volumique en fonction de la force (avec jeu mécanique et coefficient de refroidissement surfacique conservés – échelles logarithmiques)

- **Performances massiques** : $\tau_p \propto \text{Cste}$ (homothétie à structure creuse) :

Il est bien évident que les performances volumiques ne représentent pas nécessairement les performances massiques, en particulier pour des **structures creuses** (ou couronnes). L'analyse par les lois de similitude, dans le cas de la maximisation des performances massiques, s'effectue à partir d'une homothétie où les pas, polaire et de conversion, sont maintenus constants indépendamment de l'accroissement du rayon d'entrefer. La hauteur de la zone active est maintenue également constante. La masse active varie non plus en $r^2 \cdot \ell$ mais simplement en $M \propto r \cdot \ell$. En outre, comme l'indique la relation (9), la grandeur χ varie ici en $\chi \propto \frac{1}{\sqrt{r}}$. Par conséquent, la force (relations 7) varie en $\ell \cdot r$. Quant à la force massique, elle est constante, alors que la force volumique (ramené au volume-enveloppe, relation 8) se dégrade fortement en $\propto \frac{1}{r}$ ou encore en $\propto F^{-1} \cdot \ell$.

Ainsi, comparativement à une configuration pleine, une configuration creuse favorise toujours les performances massiques quels que soient les types de couplage et d'architecture. Ce type d'homothétie, appliqué aux actionneurs linéaires tubulaires monoentrefers, conserve en effet la force ramenée à la masse active. C'est donc la même évolution que celle de la force volumique lorsqu'on effectue un allongement de l'actionneur ou encore lorsqu'on adopte une solution multi-machine.

On retrouve également, en termes de performances massiques, la supériorité intrinsèque des actionneurs à couplage fractionné à travers le rapport $\frac{2\tau_p}{\tau} \square 1$.

III.2 Structures tournantes cylindriques à aimants

La même démarche peut être effectuée pour les structures cylindriques tournantes. Les conditions générales adoptées sont identiques à celles des structures linéaires, à savoir :

- Surface d'échange thermique = surface extérieure. Pas d'échange suivant les flans latéraux ;
- Proportions du motif élémentaires conservées ;
- Induction d'excitation constante ;
- Technologie de refroidissement fixée ;
- Structure, matériaux et disposition des aimants et des bobinages maintenus ;
- Jeu mécanique constant.

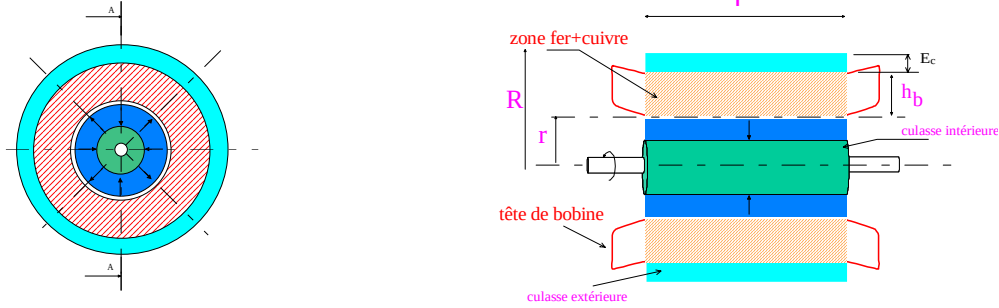


Figure 6. Exemples d'actionneur cylindrique

La relation (1) appliquée aux structures tournantes cylindriques permet d'écrire le couple électromagnétique sous la forme :

$$\bar{C} = N_b S_p k_{imoy} \frac{4\bar{B}_{f0} \cdot \varepsilon_{max}}{\tau_r} \quad (10)$$

où N_b est le nombre TOTAL de bobines de puissance ¹². Quant à la FMM, celle-ci est donnée par l'expression générale (5).

Dans les structures cylindriques, le nombre total de bobines de puissance N_b est fonction du rayon d'entrefer et du pas polaire, tel que :

$$N_b \propto \frac{r}{\tau_p}$$

Pour une induction dans la culasse fixée, l'épaisseur de culasse est directement liée au pas polaire. La variation de sa valeur suit donc la loi :

$$E_c \propto \tau_p$$

Pour une structure cylindrique, nous faisons les approximations suivantes :

$$S_{th} \approx 2\pi R \cdot \ell \quad : \text{surface d'échange thermique}$$

$$S_b \approx h_b k_{fc} 2\pi \left(r + \frac{h_b}{2} \right) \quad : \text{section bobineable totale}$$

$$\ell_b \approx 2\ell \left(1 + k_\ell \frac{\tau_p}{\ell} \right) \quad : \text{longueur moyenne d'une spire (} k_\ell : \text{coefficient lié au rayon de courbure des têtes de bobines)}$$

$$S_p \approx \tau_p \ell \quad : \text{section d'un pôle statorique}$$

$$\mathcal{V} \approx \pi R^2 \ell \left(1 + k_m \frac{\tau_p}{\ell} \right) \quad : \text{volume-enveloppe comprenant les têtes de bobines (} k_m : \text{coefficient lié à la distribution du bobinage, en particulier au nombre d'encoches par pôle et par phase)}$$

$$R = r \cdot \left(1 + \frac{h_b}{r} + \frac{E_c}{r} \right) \quad : \text{rayon extérieur de la machine (voir figure 6)}$$

¹² $N_b = 2mpq$ dans le cas classique d'une machine $2p$ pôles, q phases et m encoches/pôle/phase.

Le terme entre parenthèse dans l'expression de la longueur moyenne d'une spire (ℓ_b) représente l'influence des têtes de bobines.

Les lois de variations de la FMM, du couple et du couple volumique (ramené au volume enveloppe), compte tenu des précédentes approximations, sont :

$$\varepsilon_{\max} \propto \frac{1}{N_b} \cdot \chi_1 \cdot r^{\frac{3}{2}} \quad (11)$$

$$\bar{C} \propto \bar{B}_{f0} \cdot \left(\frac{2\tau_p}{\tau} \right) \chi_1 \cdot \ell r^{\frac{5}{2}} \quad (12)$$

$$\frac{\bar{C}}{V} \propto \bar{B}_{f0} \cdot \left(\frac{2\tau_p}{\tau} \right) \chi_2 \cdot r^{\frac{1}{2}} \quad (13)$$

La relation (13) montre ainsi, comme pour les actionneurs linéaires, que le couple volumique est lié au rapport des pas, de conversion et polaire. On retrouve donc la supériorité des structures à couplage fractionné.

Les fonctions X_1 et X_2 dépendent essentiellement de la longueur relative des têtes de bobines.

• Augmentation de la longueur active seule ($r \propto \text{Cste}$) :

On rappelle que toutes les autres grandeurs (τ_p , τ , N_b , ...) sont ici maintenues constantes. Dans ces conditions, les fonctions X_1 et X_2 présentent deux types d'évolution asymptotique selon l'importance relative des têtes de bobines (rapport τ_p/ℓ), à savoir¹³:

$$X_1 \propto \begin{cases} \ell^{\frac{1}{2}} & \text{pour } \ell \ll \tau_p \\ \ell^0 & \text{pour } \ell \gg \tau_p \end{cases} \quad \text{et} \quad X_2 \propto \begin{cases} \ell^{\frac{3}{2}} & \text{pour } \ell \ll \tau_p \\ \ell^0 & \text{pour } \ell \gg \tau_p \end{cases} \quad (14)$$

Quel que soit le type de couplage, polaire ou fractionné, les évolutions du couple et du couple volumique (issues des relations 12 et 13) sont par conséquent :

$$C \propto \begin{cases} \ell^{\frac{3}{2}} & \text{pour } \ell \ll \tau_p \\ \ell^1 & \text{pour } \ell \gg \tau_p \end{cases} \quad \text{et} \quad \frac{C}{V} \propto \begin{cases} C & \text{pour } \ell \ll \tau_p \\ C^0 & \text{pour } \ell \gg \tau_p \end{cases} \quad (15)$$

Ces résultats, synthétisés sur la figure 7, montrent ainsi que compte tenu de l'effet des têtes de bobines, l'allongement de l'actionneur cylindrique tournant, à couplage polaire ou fractionné, est tout d'abord favorable au couple volumique (évolution en $(\bar{C})^1$) puis, pour $\ell > \tau_p$ (effet des têtes de bobines négligeable), le couple volumique devient invariant.

¹³ Les études pour lesquelles les têtes de bobines sont négligées correspondent au cas $\ell \gg \tau_p$. Rappelons que ℓ représente la longueur active de l'actionneur (cf. figure 6).

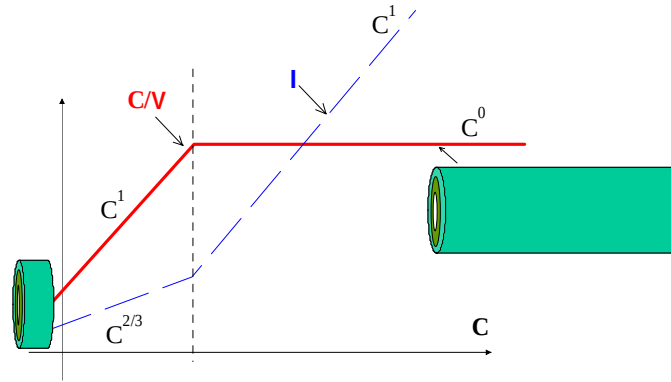


Figure 7. Structure cylindrique – Cas de l'allongement de l'actionneur (seule ℓ varie), quel que soit le couplage - Echelles logarithmiques

- Augmentation du rayon d'entrefer à $\tau_p \propto r$:

Le nombre de paires pôles est ici **constant**. Il en est de même du nombre de bobines (N_b), de la hauteur bobinaire normalisée h et de l'épaisseur de culasse normalisée e_c .

Les fonctions $X1$ et $X2$ restent invariantes lorsque la longueur active augmente proportionnellement au rayon d'entrefer. Elles évoluent en $r^{-1/2}$ pour $X1$ et en $r^{-3/2}$ pour $X2$ lorsque le rayon augmente seul.

Les têtes de bobines influencent aussi le type d'évolution du volume-enveloppe. En effet, lorsque le rayon et la longueur active augmentent proportionnellement, le volume croît classiquement en r^3 . Si la longueur est maintenue constante et que seul le rayon augmente alors le volume croît tout d'abord en r^2 puis, du fait de l'importance du volume occupé par les têtes de bobine, en r^3 .

Pour le couple et le couple volumique, les lois d'évolution correspondantes sont différentes selon le type de couplage électromagnétique.

Les résultats obtenus sont synthétisés sur les figures 8a et 8b.

Pour les actionneurs à **couplages polaires** aussi bien *classiques* que « Vernier grosses dents », nous avons $\frac{2\tau_p}{\tau} \approx 1$.

Si l'on maintient la longueur active et le nombre de paires de pôles fixes, seules les dimensions radiales augmentant, les évolutions du couple et du couple volumique sont ainsi :

$$C \propto \begin{cases} r^{5/2} & \text{pour } \tau_p \propto r \square \ell \\ r^2 & \text{pour } \tau_p \propto r \square \ell \end{cases} \quad \text{et} \quad \frac{C}{V} \propto \begin{cases} C^{5/3} & \text{pour } \tau_p \propto r \square \ell \\ C^{-1/2} & \text{pour } \tau_p \propto r \square \ell \end{cases} \quad (16)$$

Ces relations asymptotiques montrent que l'influence du rayon de la machine est fondamentalement différente selon l'importance de la longueur des têtes de bobines. Tant que cette dernière reste négligeable, le couple volumique augmente sensiblement en fonction du couple. A partir d'une certaine longueur, et donc d'un certain couple, cette évolution devient défavorable puisque le couple volumique décroît fortement.

Si maintenant, nous augmentons la longueur active proportionnellement au rayon d'entrefer ($\ell \propto r$), alors les deux fonctions $X1$ et $X2$ restent constantes. Les évolutions obtenues sont :

$$C \propto r^{7/2} \quad \text{et} \quad \frac{C}{V} \propto C^{1/7}$$

Pour le **couplage fractionné** (le pas de conversion, différent du pas polaire, est ici maintenu constant), les évolutions du couple et du couple volumique lorsque seule la longueur active est augmentée ($r \propto \text{Cste}$, nombre de paires de pôles également constant) sont :

$$C \propto \begin{cases} r^{\frac{7}{2}} & \text{pour } \tau_p \propto \ell \\ r^3 & \text{pour } \tau_p \propto \ell \end{cases} \quad \text{et} \quad \frac{C}{V} \propto \begin{cases} C^{\frac{3}{7}} & \text{pour } \tau_p \propto \ell \\ C^0 & \text{pour } \tau_p \propto \ell \end{cases} \quad (17)$$

Lorsque le rayon d'entrefer et la longueur sont augmentés simultanément ($\ell \propto r$), les fonctions X1 et X2 sont invariantes. En effet, l'influence des têtes de bobines, dans ce type d'homothétie, est indépendante du facteur d'homothétie puisque le rapport τ_p/ℓ est ici maintenu constant. Nous obtenons donc les évolutions suivantes :

$$C \propto r^{\frac{9}{2}} \quad \text{et} \quad \frac{C}{V} \propto C^{\frac{1}{3}}$$

Ainsi, par le découplage des pas, de conversion et polaire, l'augmentation uniquement des dimensions radiales et du pas polaire ($\ell \propto \text{Cste}$) entraîne tout d'abord une forte augmentation du couple volumique puis, la géométrie devenant relativement très plate et l'influence des têtes de bobines prépondérante, le couple volumique n'évolue plus. Rappelons que pour les structures à couplage polaire, avec action sur les seules dimensions radiales, le couple volumique décroissait en $C^{\frac{1}{2}}$ en fonction du couple.

L'augmentation à la fois des dimensions axiales et radiales, et du pas polaire ($\ell \propto r$) permet de rendre indépendante les têtes de bobines du facteur d'homothétie et d'obtenir ainsi une loi d'évolution du couple volumique constamment favorable ($C^{\frac{1}{3}}$) quel que soit le couple.

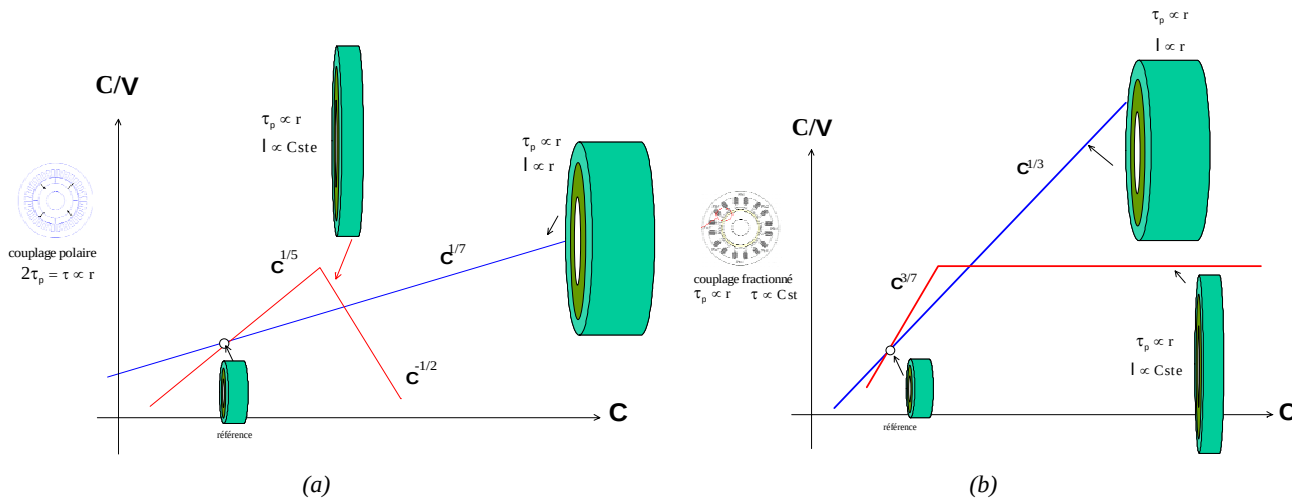


Figure 8. Actionneurs tournants cylindriques - Effet d'échelle sur le couple volumique en fonction du couple (avec jeu mécanique, coefficient de refroidissement surfacique conservés et nombre de paires de pôles conservés) – Echelles logarithmiques
(a) : couplage polaire, (b) : couplage fractionné

- Performances massiques : $\tau_p \propto \text{Cste}$ (homothétie à structure creuse) :

Les **performances massiques** suivent les mêmes lois que celles relatives aux performances volumiques tant que la hauteur de la zone active varie proportionnellement au rayon d'entrefer (configurations pleines). Si l'on conserve cette hauteur (configuration creuse), le pas polaire reste constant, le nombre de paires de pôles évolue alors proportionnellement au rayon. Dans ces conditions, la masse active ne croît qu'en $M \propto r \cdot \ell$.

L'évolution du couple massique est alors très favorable, en $(\bar{C})^{\frac{1}{2}}$ pour une longueur conservée. Cette évolution est moindre lorsque l'actionneur subit un allongement proportionnel au rayon d'entrefer. En outre, il est remarquable de constater qu'au facteur $2\tau_p/\tau$ près, nous obtenons les mêmes évolutions pour les deux couplages polaire et fractionné.

Pour plus de détails sur ce sujet, le lecteur pourra se reporter à l'article **[CN-17]** où il y est également présenté une confrontation avec des données industrielles montrant notamment la pertinence de cette approche.

IV. Conclusion

Nomenclature, critères fonctionnels et structurels, couplages électromagnétiques, performances volumiques, effets d'échelle, tels ont été les principaux mots clés de ce premier chapitre.

La comparaison des actionneurs électromagnétiques est un exercice difficile et résolument complexe. Les grandeurs géométriques, électriques, magnétiques, les critères de comparaison possibles, les contraintes multiples, le type d'architectures globales, le type de couplage électromagnétique, les technologies de refroidissement, les matériaux utilisés et leur caractéristiques précises, les modes d'alimentation et de contrôle ... sont autant de variables qu'il est objectivement nécessaire d'intégrer dans une démarche d'optimisation puis de comparaison. A cela, il faut rajouter les aspects multi-physiques, notamment mécanique, totalement tenus à l'écart dans cette étude. Signalons également la difficulté de formaliser mathématiquement et génériquement les différents critères et contraintes et, enfin, les problèmes de précision et de temps de calcul.

Autant dire qu'un tel problème d'étude comparative, au sens mathématique, ne peut être raisonnablement résolu qu'à travers la réduction de sa taille (couplages entre phénomènes négligés, nombre de variables géométriques réduits, choix subjectifs ou objectifs de certains critères et contraintes) et par l'emploi d'outils souples tels que les modèles semi-analytiques voire entièrement analytiques. Ceci se fait au détriment bien évidemment de sa généralité et de sa précision. Cependant, c'est à ce prix seulement que le problème devient soluble, l'interprétation et l'analyse des résultats possibles. Cette approche s'avère souvent inévitable bien sûr, mais surtout elle permet une synthèse et une vision globale des convertisseurs électromécaniques pourvu que l'on accepte le caractère très approximatif des résultats obtenus. Il s'agit alors d'une analyse qualitative indiquant des tendances et des orientations de conception.

C'est dans cet état d'esprit que l'étude, présentée dans ce chapitre, a été menée. Bien des analyses complémentaires restent nécessaires. Nous pouvons citer la prise en compte des pertes magnétiques, des pertes et des contraintes du convertisseur électronique, ainsi que l'extension de cette étude aux autres architectures telle que discoïde. Ce dernier point est en cours.

Cela étant, cette analyse nous a permis de dégager les principales spécificités structurelles et fonctionnelles de différents couplages et de montrer, à jeu mécanique et échauffement constants, la supériorité des structures à couplage fractionné.

Nous avons omis d'intégrer, dans cette analyse simplifiée, les limites magnétiques de conversion. L'étude au delà de ces limites montre une dégradation relativement notable de l'évolution des performances spécifiques des actionneurs. Ces limites seront abordées dans l'étude du concept polyentrefers (chapitre A.II) qui permet, justement, de les repousser et de maintenir ainsi une évolution favorable.

V. Bibliographie

- [1] **B. Nogarede** : « Machines tournantes : conversion électromécanique de l'énergie », Techniques de l'Ingénieur, D 3 410.
- [2] **Staton D.A., Deodhar R.P., Soong W.L., Miller T.J.E.** : « Torque prediction using the flux-mmF diagram in AC, DC and reluctance motors ». Proceedings IEEE trans. on Ind. Appl., vol. 32, Jan./Feb. 1996, pp. : 180-188.
- [3] **B. Nogarede** : « Machines tournantes : principes et constitution », Techniques de l'Ingénieur, D 3 411.
- [4] **D. Matt, J.F. Llibre** : « Performances comparées des machines à aimants et à reluctance variable. Maximisation du couple massique ou volumique », JPIII, octobre 1995, N° 5, pp : 1621-1641.
- [5] **M. Jufer** : « Electromécanique », traité de l'Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, Ed. Georgi Dunod, 1979.
- [6] **A.G. Jack et. al.** : « Permanent-Magnet Machines with Powder Iron Cores and Prepressed Windings », IEEE Trans. On Industry app., vol. 36, N° 4, july/august 2000, pp.: 1077-1084.
- [7] **A. Muetze, A. Jack, B. Mecrow** : « Alternate Designs of Low Cost Brushless-DC Motors using Soft Magnetic Composites », ICEM'02, 25-28 August 2002, Bruges (Belgique) (CDROM proceeding).
- [8] **A. dos Santos** : « Transverse flux linear motor leading to a tubular configuration », 4th Int. Symp. on Linear Drives for Industry Application (LDIA), September 2003, Birmingham (UK).
- [9] **M.A. Mueller** : « Electrical Generators for drive Wave energy Converters », Generation, Transmission and Distribution, IEE Proc., vol. 149, 4, July 2002, pp. : 446 – 456.

THEME A : STRUCTURES A COUPLAGE FRACTIONNE : DU MOTIF ELEMENTAIRE AU CONVERTISSEUR ELECTROMECHANIQUE

Les actionneurs à couplage fractionné, spécialement à bobinage global, représentent par excellence des exemples de structures non-conventionnelles par leur faible présence dans le domaine commercial, singulièrement en forte puissance. En particulier, la structure à bobinage global, la plus répandue dans la littérature, porte le nom de TFM comme « Transverse Flux Motor » développée à l'Université de Braunschweig par le Professeur H. Weh [2], [3] dans les années 80, dont la figure 1a en présente le principe général.

Relativement à cette structure, de nombreuses études ont été menées depuis dans d'autres laboratoires tels que ceux de l'Université d'Aachen (Prof. Henneberger, Allemagne) dont la figure 1b est issue [4], de l'Université du Wisconsin-Madison (Prof. T.A. Lipo, USA) [5], de l'Université Delft (Prof. J.A. Ferreira, Netherlands) [6], de l'Université de Newcastle (Prof. A.G. Jack, UK) [7], de l'Université de Wuhan (Prof. C. Gu, Chine) [8], de Kungl Tekniska Högskolan (KTH laboratory, Stockholm-Suède) [9]. En France, récemment des études ont été conduites au LEM (Montpellier) [31], au LEG (Grenoble) [10] ainsi qu'au L2ES (Belfort) [11]. Signalons également les structures usuellement appelées moteur-couple (cf. figure 3) telles que celle présentée dans [12] correspondant à une machine « Vernier petites dents » à réluctance variable, celles dites MEGATORQUE commercialisées par la société japonaise NSK [13], la machine Dynaserv commercialisée par la société américaine Parker [14], celles, plus anciennes (année 60-70) développées par PORTESCAP destinées aux entraînements pas à pas faibles puissances [15], ou encore la disposition linéaire à aimants étudiée au Basic Research Laboratory du Japon [16].

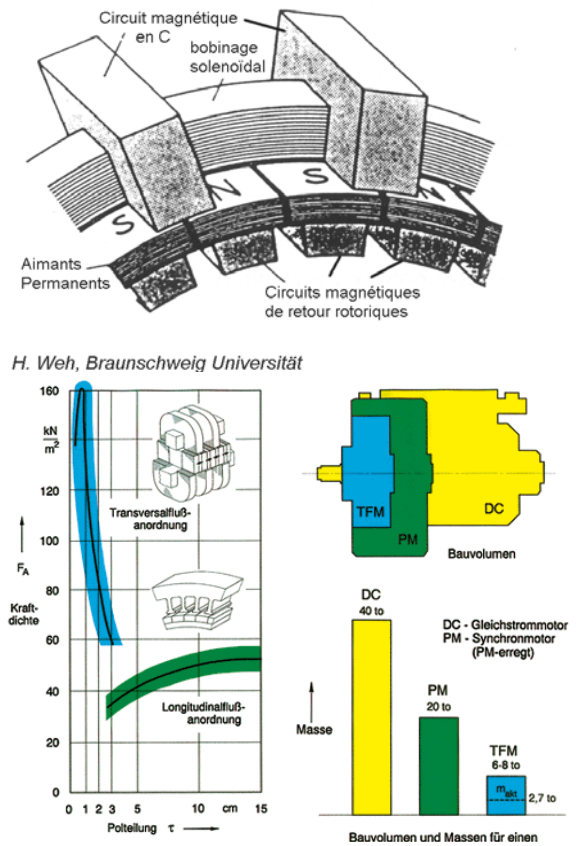


Figure 1. Schéma de principe de la structure TFM et performances comparées [2], [4]

Au-delà de ces structures particulières à bobinages globaux, le laboratoire d'électrotechnique d'Orsay (Universités Paris VI et XI) a mené, depuis les années 70 jusqu'à la fin des années 80 sous la direction du Professeur C. RIOUX [1], des recherches sur des architectures également à bobinages globaux à couplage fractionné mais essentiellement polyentrefers. Les structures étudiées furent chronologiquement de type à réluctance variable pure discoïde (voir figure 2) [17 à 22], linéaire [23 à 26], [CI-5], cylindrique à excitation homopolaire [24] et enfin discoïde à aimants permanents [27], [28], [ME-1], [CI-2], [CI-3]. Ces dernières ont été notamment développées en collaboration avec la société CGELEC-Nancy (M. J. Pouillange).

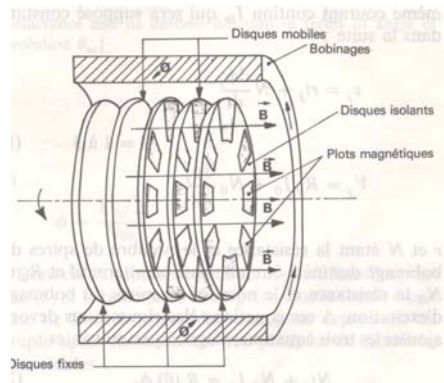


Figure 2. Schéma de principe de la machine discoïde à réluctance variable développée au Laboratoire d'Electrotechnique d'Orsay [20]

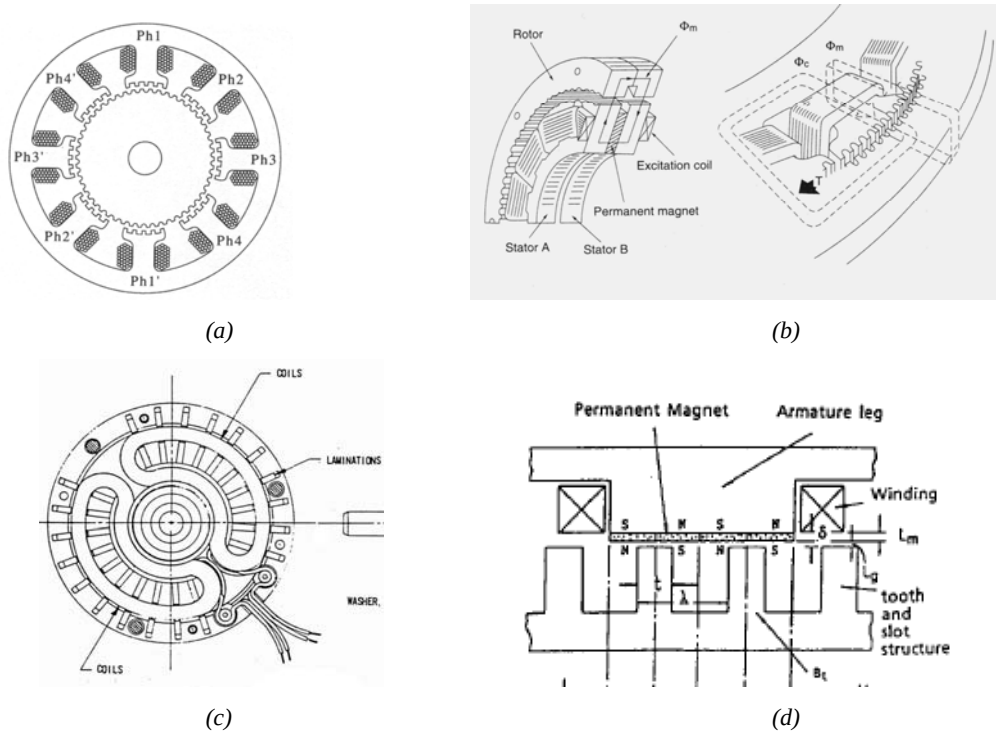


Figure 3. Exemples de structures à couplage fractionné et à bobinage global : (a) moteur Vernier petites dents à réluctance variable pure [12], (b) Moteur-couple DYNASERV [14], (c) moteur à aimants PORTESCAP [13], (d) actionneur linéaire à aimants [16]

A l'image du Laboratoire d'Electrotechnique de Montpellier [29 à 31]¹, notre contribution au SATIE dans ce domaine, à partir du début des années 90, s'inscrit dans la continuité des travaux du L.E. d'Orsay à travers l'extension des études menées sur différentes structures originales, notamment celles comportant des aimants permanents. C'est ainsi que nous avons mené des analyses topologiques, développé une nomenclature adaptée, élaboré un formalisme et des outils de dimensionnement et d'optimisation génériques conformes à ce type de structures, conformes aussi aux conditions relativement réalistes de conception, et enfin conçu et réalisé différents prototypes de validation aussi bien polyentrefers que monoentrefers.

Cette partie, consacrée entièrement aux actionneurs à couplage fractionné et à bobinage global, tente de présenter une synthèse de cette contribution. Ces structures étant basées sur la notion de motif élémentaire, nous précisons au **premier chapitre** les différents types de motifs qualifiés de **motifs fondamentaux** ainsi que les principaux résultats obtenus quant à leurs performances intrinsèques comparées. Enfin, nous indiquerons l'approche globale de modélisation spécifiquement développée pour ce type de structure.

Le **deuxième chapitre** sera consacré aux actionneurs polyentrefers pour lesquels le critère recherché est la haute densité volumique de force ou de couple à travers la multiplication des surfaces d'entrefer.

Enfin, le **troisième chapitre** concerne les configurations d'actionneurs monoentrefers pour lesquelles, à l'inverse des précédentes études, les aspects intégration à l'environnement d'application, effets magnétiques 3D, saturation, désaimantation, conditions structurelles favorables au démarrage du moteur en configuration monophasée, calcul précis du couple instantané de détente, utilisation de matériau magnétique « HF », représentent les critères premiers de conception, de dimensionnement et d'analyse.

¹ Sous la direction de D. Matt [31], les études menées au LEM concernent principalement les structures à couplage fractionné synchrones à aimants permanents de type cylindriques « Vernier petites dents » ainsi que discoïdes monoentrefers à bobinage global.

A.I Motifs élémentaires

Co-encadrements

M. Attmani [DEA-MA], E. de Cecco [DEA-ED]

Autres permanents de l'équipe impliqués

P.F. Desesquelles, B. Multon, M. Besbes

Article joint :

v H. Ben Ahmed, P.F. Desesquelles, J. Lucidarme : « Teeth Topology and Optimisation of Permanent Magnet Synchronous Machines », *International Conference on the Evolution and Moderne Aspects of Synchronous Machines, Zurich (Suisse), Août 1991, vol. 3, pp. : 1144-1150.*

I. Définitions

Les structures à couplage fractionné, en particulier à bobinage global, sont composées de motifs élémentaires identiques, de largeur égale au pas de conversion τ et de hauteur λ , et répartis suivant les 2 dimensions pour une configuration monoentrefer ou dans les 3 dimensions pour celle polyentrefers. Ces motifs sont délimités par deux axes de périodicité et par deux axes de symétrie. La composition de ces motifs élémentaires conditionne les performances de l'actionneur. A partir de considérations simples, hors aspects dimensionnels et d'architecture globale, on peut définir un certain nombre de familles de motifs que nous avons qualifié simplement de **motifs fondamentaux [ME-4]**. En ce qui concerne les actionneurs à réluctance variable pure, on peut établir deux motifs fondamentaux : à champ normal ($\phi_{\perp}$) et à champ longitudinal ($\phi_{\parallel}$) par rapport à la surface d'entrefer. Concernant les actionneurs à aimants permanents, le nombre de motifs fondamentaux est de 4 suivant la direction relative du champ magnétique et celle de l'aimantation. Les deux figures suivantes présentent schématiquement ces différents motifs fondamentaux.

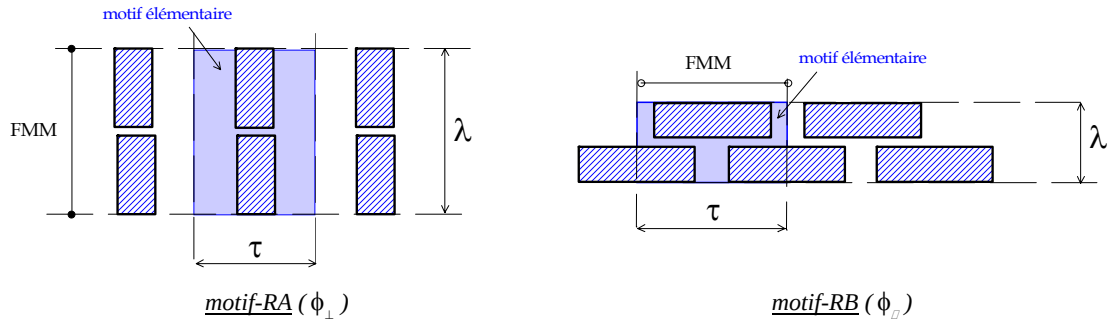


Figure 1. Motifs élémentaires fondamentaux à réluctance variable pure.

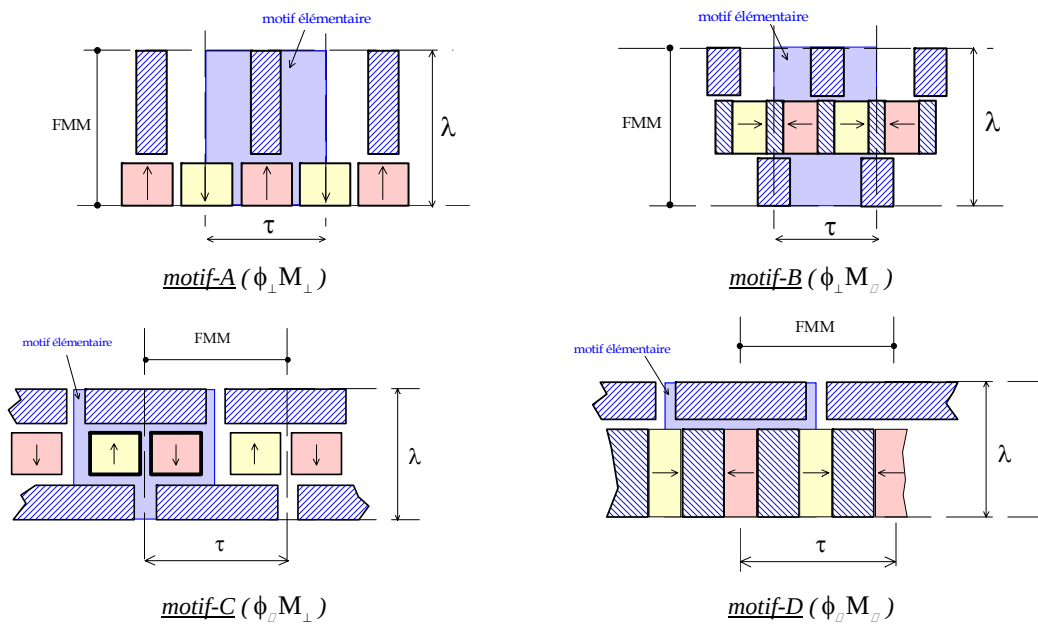


Figure 2. Motifs élémentaires fondamentaux à aimants permanents [ME-4] (le déplacement est ici horizontal, schémas en position de flux maximal).

Bien que le couplage ne soit pas de type fractionné, une approche par motif élémentaire est également possible dans le cas des structures à couplage polaire à excitation homopolaire.

En effet, comme nous le verrons dans le thème B, vis-à-vis de l'induction d'excitation (obtenue par un bobinage global) une modélisation utilisant une approche par motif élémentaire est possible. Cette répartition sera ensuite conjuguée, par une méthode analytique ou semi-analytique, à celle générée par le bobinage de puissance afin de calculer les performances globales de ce type d'actionneur. Pour les deux cas de structures étudiées (chapitres B.I et B.II, thème B), le motif utilisé est noté motif-SA (cf. figure 3) correspondant au motif-A sans aimant.

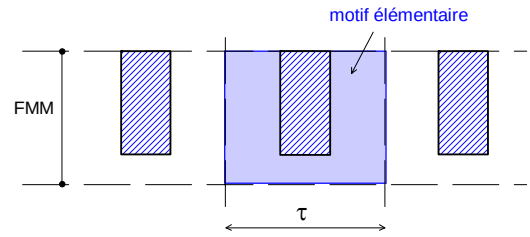


Figure 3. Motif-SA ($\phi_{\perp}$)

II. Performances intrinsèques

II.1 Normalisation géométrique

La normalisation géométrique permet, à travers la manipulation de grandeurs sans dimension, la généralisation des résultats obtenus. Se pose alors la question du type de normalisation à adopter et le choix de la grandeur géométrique de référence.

Nous avons tout d'abord adopté une normalisation où la grandeur de référence est la hauteur du motif élémentaire, normalisation dite « normalisation- λ » (figure 4a). Ce choix est justifié dans le cas des architectures polyentrefers multi-plaques ou encore polydiscoïdes où l'épaisseur des parties actives représente une caractéristique majeure. Cependant, lors de l'extension des analyses à d'autres architectures, en vue d'une comparaison générale, il s'est avéré qu'il était plus pertinent de prendre en compte l'entrefer comme contrainte mécanique fondamentale. Nous avons alors modifié la normalisation. Celle-ci considère désormais le jeu mécanique comme grandeur de référence, normalisation dite « normalisation-E » (figure 4b). Ce choix nous a permis, en particulier, de montrer que les dimensions optimales maximisant la force moyenne sont directement liées à cette grandeur.

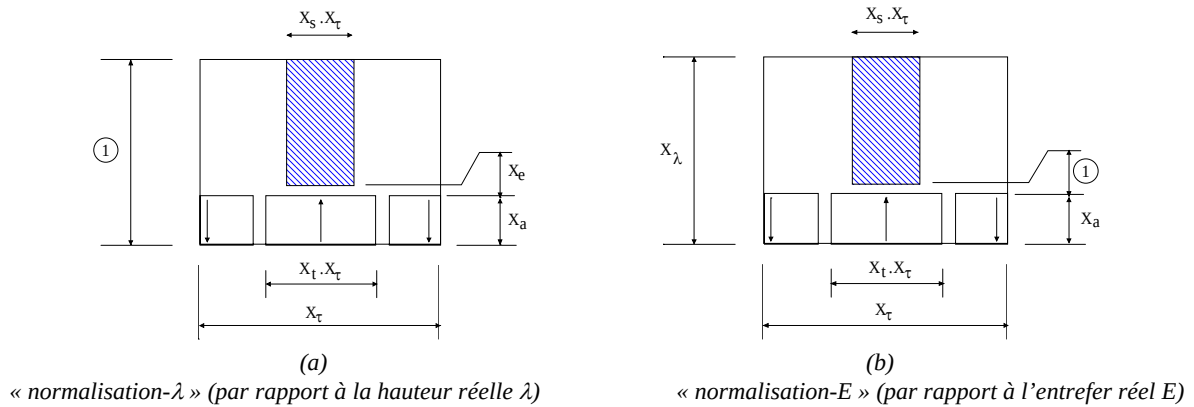


Figure 4. Normalisations : exemple motif-A

II.2 Performances intrinsèques

Il est possible, à travers la notion de motifs élémentaires, de mener une première étude comparative des performances intrinsèques des actionneurs à couplage fractionné et à bobinages globaux en se limitant à leur zone active. L'intérêt est ici de s'affranchir des considérations d'architecture globale et aussi de réduire la complexité géométrique du problème.

a- Motifs à aimants

Concernant tout d'abord les motifs à aimants permanents, une analyse paramétrique systématique a été réalisée dans le cadre de ma thèse [ME-2]. Dans cette étude, effectuée en régime magnétique non-saturé et à partir d'une modélisation magnétostatique 2D ¹, il a été montré l'influence des différents paramètres

¹ Code développé à l'origine par P.F. DESESQUELLES [28].

géométriques normalisés (« normalisation- λ ») sur les caractéristiques électromagnétiques de l'actionneur en particulier sur la densité surfacique moyenne développée. Cette dernière s'écrit en régime magnétique linéaire (cf. relations (4) du chapitre introductif A0) dans de la « normalisation- λ » :

$$\sigma_t = \left[\frac{4 \cdot \bar{b}_{f0}}{X_r} \right] \bar{H}_m B_r \cdot k_{imoy} \quad (1)$$

où B_r est l'induction rémanente des aimants permanents, $\bar{H}_m$ est le champ moyen appliqué par les ampères-tours d'induit, $\bar{b}_{f0}$ est l'induction moyenne des aimants ramenée à B_r , k_{imoy} représente un coefficient relatif de la forme d'onde du courant d'alimentation et de son déphasage par rapport au flux d'excitation ($k_{imoy}=1$ pour une alimentation en créneaux de courant idéaux et à flux croisé et $\pi/4$ pour une alimentation sinus).

Le terme entre crochets est dit coefficient de couplage électromagnétique surfacique (noté K_{ci}) et traduit l'interaction entre le champ d'induit (bobinage de puissance) et d'excitation (aimants). Le calcul de ce coefficient, à travers le calcul de $\bar{b}_{f0}$, s'effectue par éléments finis. Sa variation, en fonction des principales grandeurs sans dimension que sont le pas de conversion X_r et la hauteur des aimants X_a , est donnée à la figure 5 pour les 4 motifs fondamentaux précédemment définis.

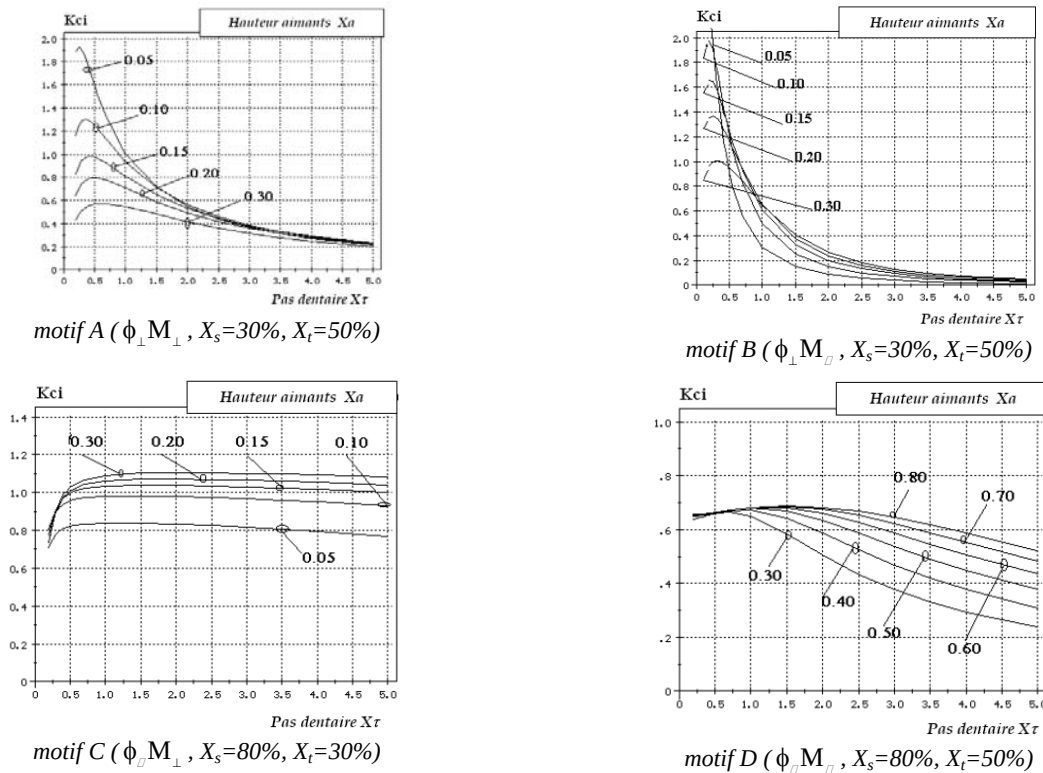


Figure 5. Influence du pas et de la hauteur des aimants normalisés (« Normalisations- λ ») sur le coefficient de couplage surfacique (pour $X_e=1\%$) [ME-2]

Les conclusions principales de cette étude sont :

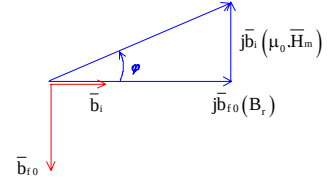
- La largeur des plots est uniquement fonction de la direction de la FMM imposée aux bornes du motif. Pour les motifs A et B, le paramètre X_s optimal est inférieur à 0.5 (compris entre 0.2 et 0.4). A l'inverse, pour les motifs C et D, la largeur normalisée du plot devra être supérieure à 0.5 (~ 0.8) ;
- Une configuration à aimants jointifs ($X_i = 0.5$) favorise la force quel que soit le type de motif ;
- La direction de la FMM appliquée conditionne également les valeurs normalisées « optimales » du pas de conversion et de la hauteur des aimants. Ainsi, dans le premier cas (motifs A et B), la maximisation de la force impose des motifs étroits et des aimants minces ($X_r \sim 0.2$, $X_a > 0.05$), pour le second cas, les motifs devront être allongés et les aimants épaissis ($X_r > 1$, $X_a > 0.5$) ;
- Enfin, dans le cas des motifs B et C, l'utilisation de pièces inter-aimants magnétiques permet la « concentration de flux ». Ceci engendre des performances supérieures aux cas précédents au prix cependant de l'accroissement de l'influence du jeu mécanique. Dans ce cadre, il a été également

montré que le facteur de concentration « optimal » ² est approximativement égal au rapport de l'induction de saturation et de l'induction rémanente des aimants.

Le facteur de puissance dans le cas d'une alimentation en courant sinusoïdal à flux croisé ($k_{imoy}=\pi/4$) a été également calculé en négligeant le flux de fuites dans la structure globale. Pour une valeur du champ moyen $\bar{H}_m$ dû aux ampère-tours et une induction rémanente B_r des aimants fixés, il a été montré que la facteur de puissance se déduisait aisément de la relation suivante :

$$\tan(\varphi) = \left[\frac{\bar{b}_i}{\bar{b}_{f0}} \right] \cdot \frac{\mu_0 \bar{H}_m}{B_r} \quad (2)$$

où $\bar{b}_i$ est l'induction moyenne dans l'entrefer générée par les ampères-tours seuls.



L'étude paramétrique systématique menée a montré en particulier que (cf. figure 6) :

- Les largeurs relatives des plots maximisant le couplage électromagnétique favorisent aussi le facteur de puissance. En outre, l'influence du jeu mécanique sur le $\cos(\varphi)$ est très peu marquée pour les structures à FMM parallèle ;
- La maximisation du facteur de puissance exige, pour les configurations à FMM normale, des domaines « carrés » voire allongés ($X_t \geq 1$) et des aimants épais ; pour les configurations à FMM parallèle, des domaines étroits ($X_t \ll 1$) et des aimants épais. Ce qui, au vu des courbes paramétriques relatives au coefficient de couplage (figure 5), correspond, pour les motifs à FMM normale, à une double dévaluation de l'effort surfacique. Pour les motifs à FMM parallèle, la dévaluation est moindre puisque elle n'intervient que par le pas dentaire (la hauteur des aimants est en effet favorable à la fois au couplage et au $\cos(\varphi)$).

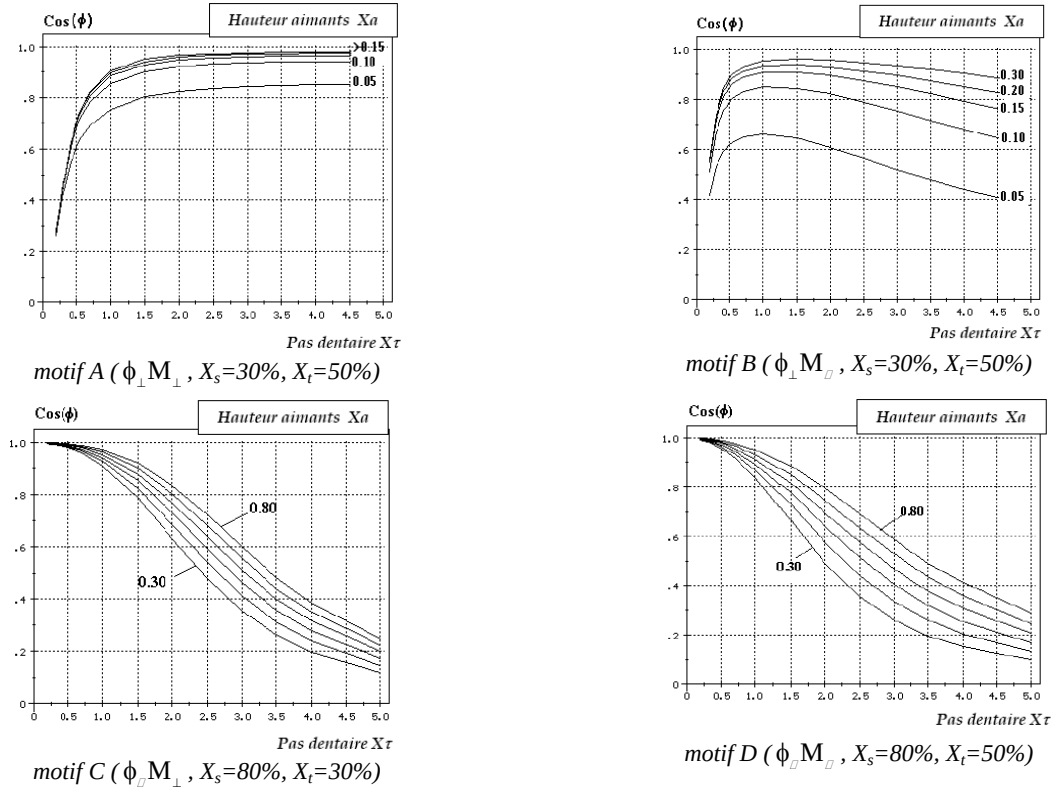


Figure 6. Influence du pas de conversion et de la hauteur des aimants normalisés (« Normalisations- λ ») sur le facteur de puissance (pour $X_e=1\%$, $\bar{H}_m = 20$ kA/m, $B_r=1$ T) [ME-2]

² Ce facteur, noté ξ , correspond au rapport de la hauteur des aimants et de la demi-largeur de la pièce inter-aimant (modélisation 2D). Ce qui donne

$$\text{en normalisation-}\lambda : \xi = 4 \frac{X_s}{1-2X_t}$$

Le lecteur pourra se reporter à l'article **[CI-4]** joint en annexe pour y trouver d'autres résultats de cette analyse paramétrique.

Toujours dans le même cadre d'étude, nous avons également estimé les performances maximales (limite magnétique de conversion) en terme d'effort surfacique susceptible d'être généré par les motifs élémentaires, avec et sans contraintes thermiques. Ces résultats ont permis de montrer l'efficacité des motifs « hybrides » où la FMM et l'aimantation sont orthogonales (motifs B et C). A titre d'exemple, la figure ci-contre ⁽³⁾ donne l'effort surfacique maximal généré par chaque motif élémentaire utilisant des aimants terre-rare ($B_r=1T$) et pour deux valeurs d'induction à saturation (selon un modèle à deux pentes).

Ainsi, le motif A (aimantation et FMM perpendiculaires au déplacement) est le moins performant ($\sigma_t \approx 6 N/cm^2$ pour $B_s=1.6 T$), le motif C (aimantation perpendiculaire, FMM parallèle) est le plus performant ($\sigma_t \approx 18 N/cm^2$ pour $B_s=1.6 T$).

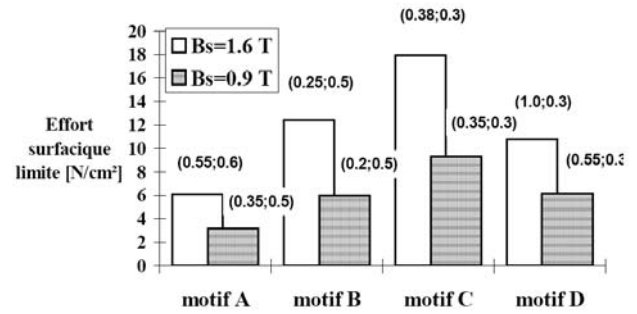


Figure 7. Effort surfacique maximal (en limite de conversion, hors désaimantation) pour $B_r=1T$ et $X_c=0.01$ [ME-2] ⁽³⁾

Au delà de l'intérêt comparatif, ces résultats permettent d'estimer la valeur de l'effort volumique maximal développé en limite magnétique de conversion. En effet, la force totale ramenée au volume de la zone active (correspondant également à la force d'un motif ramenée à son volume) peut être liée à la densité surfacique maximale de force et au pas de conversion par la relation suivante (« normalisation-H »).

$$\frac{\bar{F}}{\vartheta_{za}} = \frac{\sigma_t \cdot (\tau \times 1)}{(\tau \times 1) \cdot \lambda} = \sigma_t \cdot \left(\frac{X_\tau}{\tau} \right) \quad (3)$$

Au vu des résultats de la figure 7, nous obtenons, pour un pas de conversion τ réalisable de l'ordre de 5 mm et un pas normalisé X_τ de 0.5 ⁽⁴⁾, une force en limite magnétique de conversion ramenée au volume de la zone active (relation 3), de l'ordre de **6 kN/litre** pour le motif A et **18 kN/litre** pour le motif C.

b- Motifs à réluctance variable pure

La même étude par motif élémentaire fut également menée dans le cas des structures à réluctance variable pure et à couplage fractionné. La prise en compte de la saturation nécessite une modélisation magnétique non-linéaire. Le critère de temps de calcul prend donc ici toute son importance. C'est pour cela que nous avons développé des méthodes de minimisation des points de calcul pour la détermination du cycle de conversion. Ces méthodes furent également appliquées aux structures à aimants permanents.

Concernant tout d'abord le motif-RA ⁵, la détermination des conditions favorables de l'intérêt de la multiplication des surfaces d'entrefer dans les actionneurs à réluctance variable nous a incité à développer, dans le cadre du stage de DEA de E. Dececco et en collaboration avec M. Besbes, un outil de calcul par éléments finis magnéto-statique 2D non-linéaire sous MODULEF intégrant également un module d'optimisation par algorithme génétique, un module de maillage adaptatif et enfin une méthodologie de minimisation des points de calcul du cycle de conversion. Cette dernière consiste en une pré-optimisation du pas de calcul permettant un gain élevé en temps d'optimisation multi-variables. Un exemple de répartition

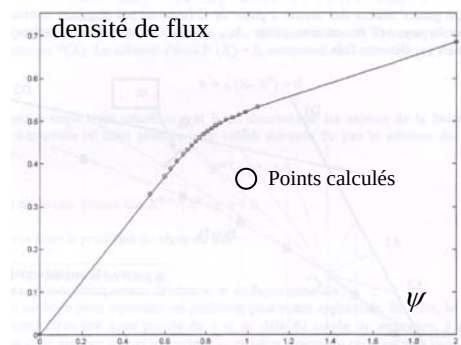


Figure 8. Exemple de caractéristique densité de

³ Les valeurs indiquées entre parenthèse sur la figure 7 correspondent aux valeurs optimales de X_τ et λ_a en « normalisation- λ ». B_s correspond à l'induction de saturation dans un modèle $B(H)$ à deux pentes.

⁴ Ce qui correspond à une hauteur réelle du motif de $\lambda = \frac{\tau}{X_\tau} = 10$ mm et un entrefer réel de $E = X_c \cdot \lambda = 0.1$ mm.

⁵ De nombreux travaux relatifs à la modélisation de ce type de motif ont été déjà menés dans les années 80 au Laboratoire d'Electrotechnique d'Orsay et en particulier par J.P. Bastos [19]. Cependant, ces travaux et ces modélisations ne prenaient pas explicitement en considération la contrainte du jeu mécanique (« normalisation- λ »). De plus, elles n'intégraient pas d'outils numériques d'optimisation multi-variables.

optimale des points de calcul est donné à la figure 8.

flux-ampères-tours en conjonction – Répartition optimale des points de calcul [DEA-ED]

A partir de ces outils, des études paramétriques et d'optimisation basées sur l'approche par motif élémentaire ont été réalisées dans le cadre du motif-RA utilisant la « normalisation-E »⁶. En particulier, le calcul des densités surfacique σ_t et volumique $\bar{F}/\vartheta_{za}$ de l'effort moyen a été effectué suivant les formulations (4) et (5).

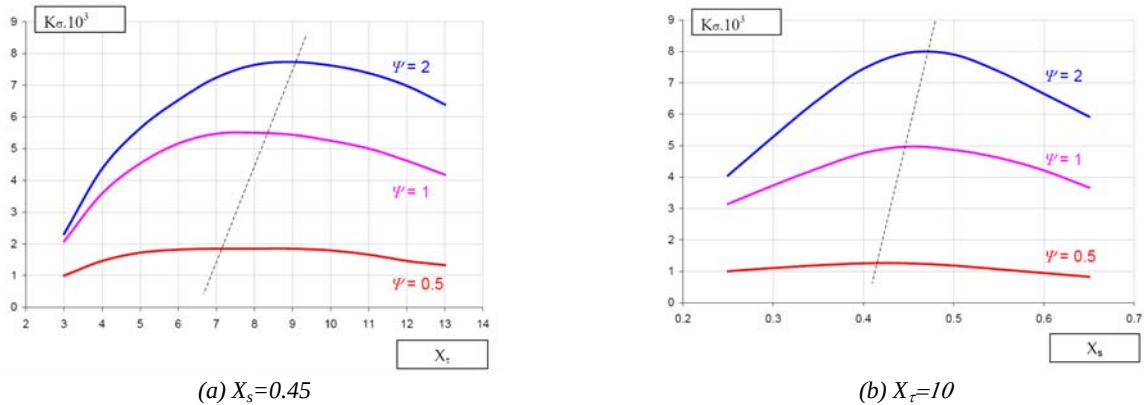
$$\sigma_t = \left[\frac{\delta_m}{X_\tau} \right] \cdot \frac{B_s^2}{\mu_0} \quad (4)$$

où le terme entre crochets représente le coefficient de couplage électromagnétique surfacique dans les structures à réluctance variable pure (noté K_σ) dont la valeur dépend de l'énergie volumique magnétique convertie δ_m calculée dans le plan normalisé $\bar{b}(\psi)$ en non-linéaire suivant la méthode précisée ultérieurement. La FMM « réelle » imposée aux bornes du motif élémentaire vaut : $FMM = \psi \cdot \left(\frac{B_s}{\mu_0} \right)$.

$$\bar{F}/\vartheta_{za} = \left[\frac{\delta_m}{X_\tau \cdot X_\lambda} \right] \cdot \frac{B_s^2}{\mu_0 \cdot e} \quad (5)$$

Le terme entre crochets représente ici le coefficient de couplage volumique (noté K_Δ) calculé par éléments finis non-linéaire, e est la valeur du jeu mécanique imposé (« normalisation-E »). X_τ et X_λ représentent les valeurs normalisées, par rapport à l'entrefer, du pas et de la hauteur du motif élémentaire respectivement.

Sur la figure 11, sont présentés deux exemples de résultat relatifs à l'influence des grandeurs normalisées que sont le pas de conversion et la largeur du plot (« normalisation-E ») sur le coefficient de couplage surfacique pour différentes valeurs de FMM normalisées. Il y est montré en particulier que le pas de conversion normalisé, maximisant la pression tangentielle, dépend de l'état magnétique, donc du niveau de saturation des plots ferromagnétiques. On retiendra cependant des valeurs réelles de pas voisines de 10 fois le jeu mécanique. Concernant la seconde courbe, la largeur des plots magnétiques devra représenter approximativement 45 % du pas de conversion. En outre, l'analyse effectuée sur le seul critère de maximisation de la pression tangentielle magnétique moyenne a montré que les plots inférieurs et supérieurs devront être de même largeur. Enfin, que l'influence du jeu mécanique est fondamentale dans ce type de motif et conditionne directement les limites de l'intérêt de la solution polyentrefer comparativement aux structures monoentrefer à couplage fractionné.



avec $B_s = 1.6 \text{ T}$, $X_\lambda = 3$,

Figure 9. Influence du pas de conversion et de la largeur des plots sur l'effort surfacique maximal : cas du motif- RA (« normalisation-E ») [DEA-ED]

Sur la figure 10, sont représentées, en fonction de la FMM normalisée, les valeurs optimales des paramètres géométriques maximisant la force volumique, à jeu mécanique et induction de saturation du matériau ferromagnétique donnés. A titre indicatif, la force obtenue ramenée au volume du motif élémentaire (motif RA) pour $\psi = 2$, $B_s = 1.6 \text{ T}$ ($K_\Delta = 2.75 \cdot 10^{-3}$, cf. figure 10) et $e = 0.1 \text{ mm}$ est de **56 kN/litre**.

⁶ La définition des paramètres géométriques normalisés sont identique à ceux indiqués à la figure 4 (à l'exception des aimants).

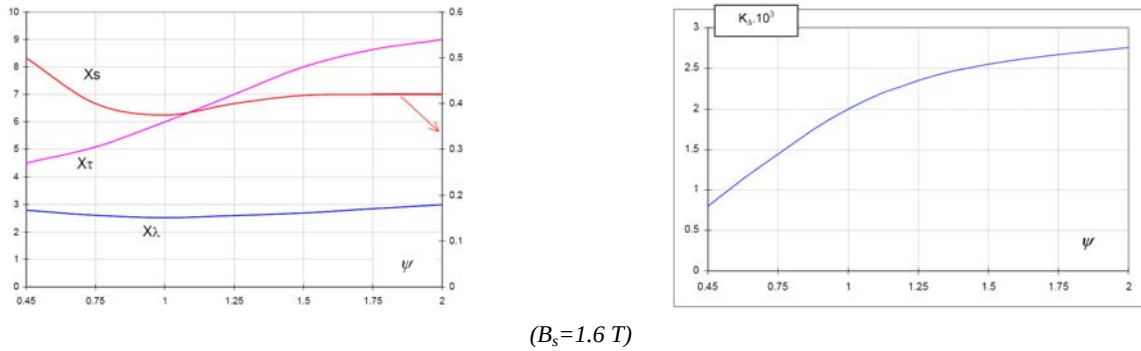


Figure 10. Géométrie et coefficient de couplage volumique optimaux en fonction de la FMM normalisée : cas du motif- RA (« normalisation-E ») [DEA-ED]

Dans le cadre d'une collaboration avec **A. Amouri** [26] (alors doctorant en 3^{ème} année au Laboratoire d'Electrotechnique d'Orsay) travaillant sur l'actionneur linéaire à champ longitudinal multi-plaque, nous avons réalisé, à partir du code par éléments finis développé au SATIE, une étude paramétrique systématique dans le cas du motif-RB (à champ longitudinal) [CI-5]. La structure étant frottante et l'épaisseur des plaques étant une contrainte mécanique majeure, la normalisation adoptée fut la « normalisation- λ ».

Cette étude a permis en particulier de déterminer les valeurs optimales du pas de conversion et de la largeur des plots maximisant la pression tangentielle moyenne (cf. figure 11). En outre, une étude comparative sommaire entre les deux motifs RA et RB a été également effectuée et a montré une similitude des pressions développées atteignant, en limite de conversion ($B_s = 1.6 \text{ T}$), une valeur de **10 N/cm²**.

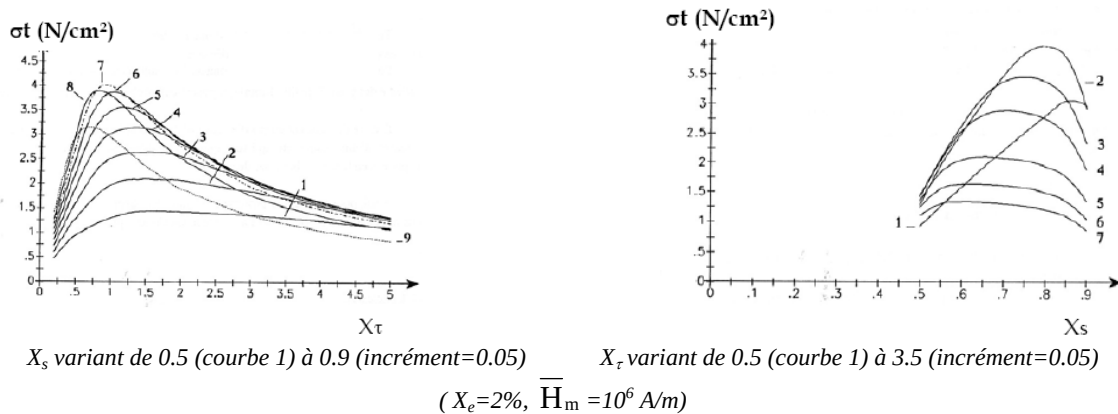


Figure 11. Influence du pas de conversion (a) et de la largeur des plots (b) sur l'effort surfacique : cas du motif- RB [26], [CI-5] (« normalisation- λ »)

III. Structures

Hors considérations purement mécaniques et indépendamment du type d'architecture, la conception de structures à couplage fractionné et à bobinage global correspond à une mise en série et/ou en parallèle de motifs élémentaires identiques afin de constituer la zone active. Cette répartition de motifs s'effectue en 2D pour les structures monentrefers et en 3D pour celles polyentrefers. Autour de la zone active est réalisé un circuit magnétique de retour de flux de type à *champ parallèle* ou *transversal* et enfin un bobinage global de puissance. La figure 12 illustre cette disposition dans le cas d'une architecture discoïde à réluctance variable (motif-RA).

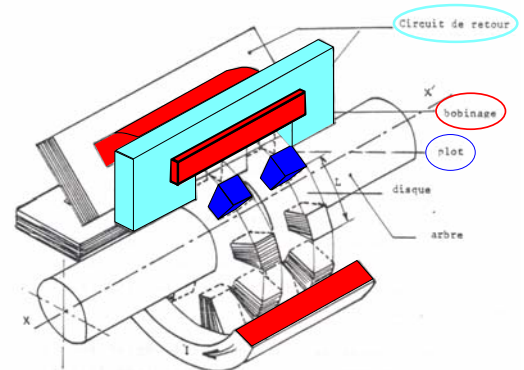


Figure 12. Exemple de schéma de principe d'un actionneur à bobinage global à couplage fractionné discoïde (motif RA)

C'est ainsi que nous avons, durant ces années de recherche, contribué à la conception et/ou à la modélisation et à l'optimisation d'un certain nombre de structures linéaires et tournantes, à couplage fractionné et bobinage global. Ces

travaux ont été réalisés en particulier par les chercheurs que j'ai eu l'honneur de co-encadrer et souvent dans le cadre de collaborations extérieures universitaires et/ou industrielles. Les deux tableaux suivants en donnent des illustrations. Sont également indiquées les principales caractéristiques structurales suivant les critères de classification établis au chapitre précédent, ainsi que les références des encadrements, contrats et publications associés.

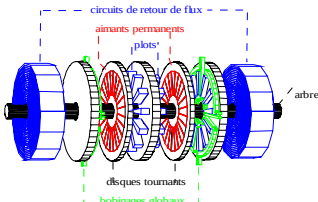
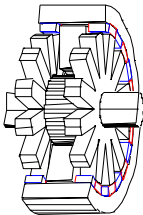
Schémas	Principales caractéristiques structurales ⁷	Co-encadrements /Publications
Polydisques à aimants 	Motif- A <u>Disposition</u> : ouverte (discoïde) <u>Excitation</u> : produite à aimants mobiles <u>Bobinage de Puissance</u> : polyphasé fixe <u>Polarité</u> : hétéropolaire <u>Champ magnétique</u> : normal/parallèle <u>Surfaces d'entrefer</u> : polyentrefer, planes <u>Rotor</u> : actif	[ME-1] [ME-2] [RI-1], [CI-2, 3, 4, 6, 7]
Cylindrique à aimants monophasé 	Motif-A <u>Disposition</u> : entourée <u>Excitation</u> : produite à aimants fixes <u>Bobinage de puissance</u> : monophasée fixe <u>Polarité</u> : hétéropolaire <u>Champ magnétique</u> : normal/transversal <u>Surfaces d'entrefer</u> : bi-entrefers, cylindriques <u>Rotor</u> : passif	M. Attmani [DEA-MA] E. Aufauvre [ING-EA] [RI-3], [CI-9, 10], [CN-1], [RC-3, 6]

TABLEAU 1A. EXEMPLES D'ACTIONNEURS TOURNANTS SATIE A BOBINAGE GLOBAL A COUPLAGE FRACTIONNE

Schémas	Principales caractéristiques structurales	Co-encadrements /Publications
Structures « étoile » et « multi-plaques » 	Motif-C <u>Disposition</u> : entourée <u>Excitation</u> : produite à aimants fixes <u>Bobinage de puissance</u> : polyphasé fixe <u>Polarité</u> : hétéropolaire <u>Champ magnétique</u> : longitudinal/transversal <u>Surfaces d'entrefer</u> : polyentrefer, planes <u>Mover</u> : passif	C. Linet [ING-CL] [RI-4], [CI-11], [CN-2, 3], [RC-10, 12]
Structure multi-tiges 	Motif-D <u>Disposition</u> : entourée <u>Excitation</u> : produite à aimants fixes <u>Bobinage de puissance</u> : polyphasé fixe <u>Polarité</u> : hétéropolaire <u>Champ magnétique</u> : longitudinal/transversal <u>Surfaces d'entrefer</u> : polyentrefer, planes <u>Mover</u> : passif	M. Antunes [ING-MA] P.E. Cavarec [TH-PEC] [RI-9, 10], [RN-2], [BI-7], [CI-19, 20, 23, 31], [CN-7]
Linéaire à commutation de flux 	Motif-B <u>Disposition</u> : entourée <u>Excitation</u> : produite à aimants mobiles <u>Bobinage de puissance</u> : polyphasé mobile <u>Polarité</u> : hétéropolaire <u>Champ magnétique</u> : normal/transversal <u>Surfaces d'entrefer</u> : bi-entrefers, planes <u>Rail</u> : passif	L. Prévond [TH-LP] E. Bertoncini [ING-EB] [RI-2], [RP-2], [CI-8], [RC-1, 2]

TABLEAU 1B. EXEMPLES D'ACTIONNEURS LINEAIRES SATIE A BOBINAGE GLOBAL A COUPLAGE FRACTIONNE

⁷ Selon la nomenclature proposée dans le chapitre introductif de la partie 3.

IV. Modélisation spécifique des structures à couplage fractionné

Au-delà des aspects relatifs aux performances des configurations à couplage fractionné, ces dernières se caractérisent par une approche spécifique de leur modélisation. En effet, le découplage des échelles **locale** et **globale** permet d'adopter des méthodes de modélisation et de calcul adaptées à chaque échelle. Ainsi, à l'échelle locale (motif élémentaire), la détermination des grandeurs électromagnétiques devra être précise. En effet, la conversion d'énergie s'effectuant précisément à cette échelle, sa précision conditionne directement celle du modèle général, donc celle des performances globales de l'actionneur.

A l'inverse, l'échelle globale est relative aux circuits magnétiques de retour de flux et aux bobinages. Sa précision conditionne donc celle de l'évaluation de la chute de F.M.M. et des fuites magnétiques. A ce titre, l'influence de la précision de modélisation est sensiblement moindre.

Cette approche (illustrée par la figure 13) a été utilisée dans de nombreuses architectures à couplage fractionné que nous avons modélisées, dimensionnées et expérimentées. Ainsi, pour notre part, à l'échelle locale, les modèles utilisés ont été de type éléments finis non-linéaire généralement 2D. A l'échelle globale, l'approche développée est de type *circuit réluctant saturable* à éléments distribués. Des équations d'interface permettent d'assurer l'adéquation des deux modèles.

Cette approche, appliquée à différentes structures à couplage fractionné, a donné de très bons résultats tant en termes de précision globale que de temps de calcul, en particulier dans une optique d'optimisation multivariables. Elle a été également appliquée avec le même succès aux structures à couplage polaire à excitation homopolaire (thème B).

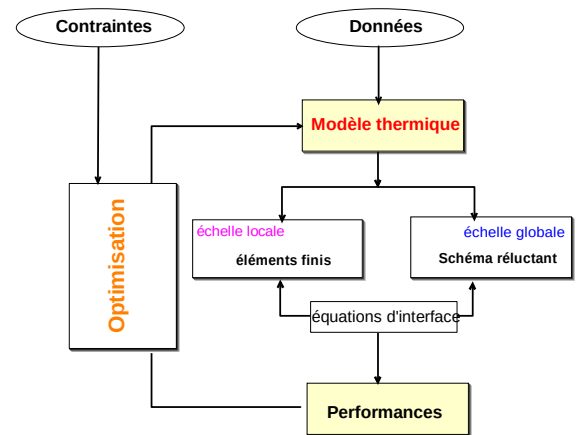


Figure 13. Principe général de modélisation/optimisation des structures à couplage fractionné

A.II Concept polyentrefer

Co-encadrements

Ch. Linet [ING-CL], M. Antunes [ING-MA], P.E. Cavarec [TH-PEC]

Collaboration industrielle

Radio-Energie [RC-10], [RC-12]

Autres permanents de l'équipe impliqués

J. Lucidarme, P.F. Desesquelles, B. Multon, L. Prévond

Articles joints :

▼ [P.F. Desesquelles, J. Lucidarme, H. Ben Ahmed : « Theoretical and Experimental Results Upon Multi-airgap Axial Synchronous Machines With Permanent Magnets », I.C.E.M. 90, Cambridge Ma. \(U.S.A.\), Août 1990.](#)

▼ [H. Ben Ahmed, P.E. Cavarec, L. Prévond, B. Multon : « Conception et étude d'un actionneur linéaire synchrone à aimants permanents et mutli-plaques », Electrotechnique du Futur, 14-15 novembre 2001, Nancy pp.: 307-312.](#)

▼ [P.E. Cavarec, H. Ben Ahmed, B. Multon : « New Multi-rod Linear Actuator for Direct-drive, Wide Mechanical Band Pass Application », IEEE on Industry Applications, vol. 39, N°4, July/August 2003.](#)

I. Introduction et principe

Parmi les topologies électromagnétiques non conventionnelles, les actionneurs polyentrefers tiennent probablement la place la plus innovante. Ce concept de **polyentrefer** a été imaginé dès les années 1970 et mis en œuvre à partir de 1980 par le Professeur **Rioux** et son équipe au Laboratoire d'Electrotechnique d'Orsay [1]. L'approche théorique qui fut développée pour démontrer l'intérêt de la multiplication des surfaces d'entrefer, dans le cas des architectures à bobinage global et couplage fractionné, était basée sur la notion d'homothétie totale, notion pour laquelle le bénéfice du concept polyentrefer est immédiat.

En effet, prenons le cas très simplifié d'une configuration monoentrefer où la zone active, de profondeur unitaire, ne comporte qu'un seul motif élémentaire (figure 1, cas de référence). Ce motif (donc la zone active) est soumis à une force magnétomotrice générée par un bobinage global (non-représenté sur la figure). Effectuons maintenant une réduction de toutes les dimensions du motif **y compris le jeu mécanique** d'un facteur k ($k < 1$) comme illustré par la figure 1b. Chaque motif élémentaire ainsi obtenu est soumis à une FMM elle-même réduite dans les mêmes proportions que sa géométrie. La répartition du champ magnétique dans chaque motif est alors identique à celle du motif original, l'énergie volumique convertie ($\delta w_m = \int \vec{H} \cdot d\vec{B}$) ainsi que la densité surfacique moyenne d'effort ($\sigma_t = \vec{H}_t \cdot \vec{B}_n$) sont ainsi conservées.

Dans ces conditions, on peut disposer $\frac{1}{k^3}$ motifs élémentaires dans le même volume de la zone active que précédemment. En conséquence, le nombre de surfaces d'entrefer, et donc la surface d'entrefer totale, sont augmentés d'un facteur $\frac{1}{k}$; il en est de même pour la force et pour la force volumique.

En outre, la FMM totale étant maintenue fixe dans cette opération, les pertes Joule sont donc constantes, le niveau de saturation également. Pour une vitesse de translation donnée, le rapport de la puissance électromagnétique développée sur les pertes Joule se trouve ainsi amélioré d'un facteur $\frac{1}{k}$.

Enfin, bien que le volume des parties ferromagnétiques ainsi que la répartition du champ magnétique soient identiques au cas de référence, les pertes magnétiques se trouvent néanmoins augmentées proportionnellement à $\frac{1}{k^n}$ (où n est compris entre 1 et 2, selon le type de matériau magnétique utilisé) à cause de l'augmentation de la fréquence de conversion (vitesse conservée et diminution du pas).

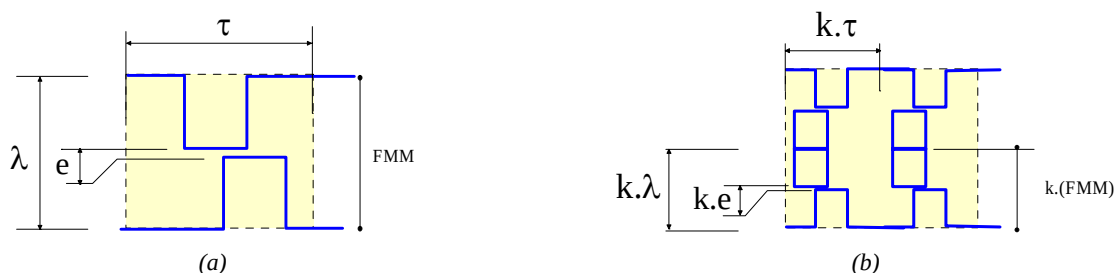


Figure 1. Homothétie totale (exemple $k=0.5$)

Cette approche, bien que rigoureuse dans sa démarche, ne prend cependant pas en compte un certain nombre de limitations et contraintes et fait appel, par voie de conséquence, à une multitude de questionnements. Parmi ces derniers :

- le jeu mécanique étant généralement une contrainte mécanique très forte, qu'en est-il de l'apport du polyentrefer lorsqu'il est maintenu constant (homothétie partielle) ? Quelle est alors son influence ?
- le choix de la valeur de la FMM appliquée est-il compatible avec les contraintes d'échauffement ?
- dans les conditions d'homothétie partielle, existe-t-il des motifs élémentaires plus intéressants que d'autres notamment ceux à aimants permanents ? Quelles sont alors les configurations les plus pertinentes ?
- quelle est l'influence de l'architecture globale de l'actionneur linéaire ou tournant sur l'apport du polyentrefer ?
- qu'en est-il de l'influence de ce concept sur les autres paramètres tels que le facteur de puissance ou encore les pertes magnétiques ?
- existe-t-il des configurations mécaniques plus adaptées à ce concept ?
- ...

Il est évident que les réponses à ces nombreuses questions fondamentales nécessitent une modélisation fine ainsi qu'une optimisation multi-variables sous contraintes, démarche nettement plus complexe que celle basée sur le principe d'homothétie totale énoncé précédemment.

Notre contribution au SATIE (depuis les années 90) dans ce domaine s'inscrit précisément dans cet objectif : apporter des réponses tout d'abord qualitatives, puis quantitatives, à ces nombreuses interrogations et mettre en évidence les conditions favorables et défavorables à la multiplication des surfaces d'entrefer dans un contexte, autant que faire se peut, réaliste.

L'analyse comparative à partir des lois de similitude, que nous avons présentée au chapitre A0, peut apporter, sur le plan **qualitatif**, une partie des réponses attendues. Dans cette analyse, il ne s'agit plus d'un fractionnement de la zone active au sens de réduction des dimensions des motifs mais, à l'inverse, d'une **démultiplication du nombre de motifs à dimensions constantes optimales** afin de « remplir » efficacement le volume actif disponible (cf. figure 2).

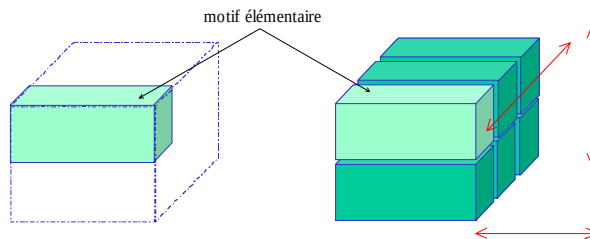


Figure 2. Répartition 3D des motifs élémentaires – Cas polyentrefer à bobinage global et à couplage fractionné

Pour le montrer, reprenons l'analyse sur les **actionneurs linéaires tubulaires à aimants** présentée au chapitre introductif A0. Nous avons montré, dans cette étude analytique, que dans le couplage fractionné la force ramenée au volume-enveloppe évoluait favorablement en $(F)^{\frac{1}{7}}$ lorsque l'homothétie porte sur le rayon d'entrefer, sur la hauteur de la zone active et sur le pas polaire simultanément, le pas de conversion restant inchangé. Cependant, la FMM admissible thermiquement croît dans ces conditions en $(r)^{\frac{3}{2}}$. Le champ magnétique moyen dans un motif élémentaire croît également dans les mêmes proportions.

On voit ainsi que la limite magnétique de conversion est rapidement atteinte. Au delà de cette limite, l'évolution de la force volumique n'est plus en $(F)^{\frac{1}{7}}$. Pour quantifier cette nouvelle évolution, réexprimons la force moyenne en fonction cette fois de l'**énergie magnétique volumique convertie** δw_m . En posant $\bar{H}_m = \frac{\varepsilon_{\max}}{\lambda}$ correspondant au champ magnétique moyen dans le motif élémentaire et hors considération de désaimantation des aimants, l'équation (4) établie dans le chapitre introductif A0 devient alors :

$$F = N_b S_p \lambda \frac{\delta w_m}{\tau} \quad (1)$$

où $\delta w_m = 4k_{\text{imoy}} \bar{B}_{f0} \cdot \bar{H}_m$ en régime linéaire. En régime saturé, cette quantité est approximativement bornée comme illustré par la figure ci-contre. La pente de la caractéristique $\bar{B}(\bar{H})$ représente la perméabilité moyenne du motif élémentaire.

Concernant le paramètre λ , sa valeur correspond à la hauteur de la zone active. Sa définition précise est liée au type de couplage. Pour le couplage polaire, la valeur de λ correspond à l'épaisseur de l'entrefer magnétique total (cf. figure 4a). Dans le cas des structures monoentrefer à couplage fractionné, λ se résume à la hauteur d'un motif élémentaire (cf. figure 4b).

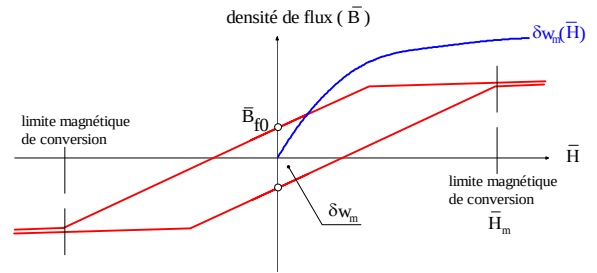


Figure 3. Diagramme de conversion normalisé : énergie magnétique volumique convertie

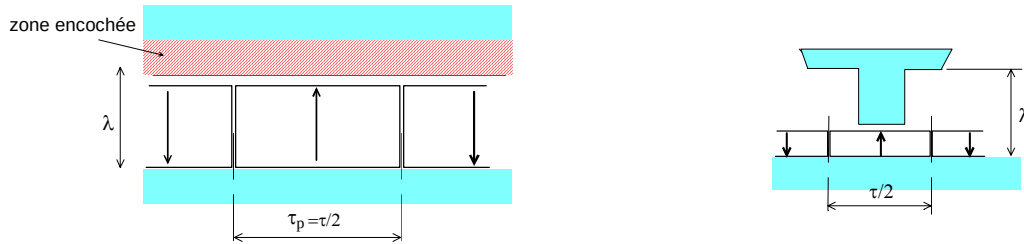


Figure 4. Définition d'un motif élémentaire : (a) couplage polaire, (b) couplage fractionné

En deçà de la limite magnétique de conversion, nous avons montré que la force et la force volumique pour le couplage fractionné monoentrefer et dans le cas où $H \propto \tau_p \propto r$ évoluent respectivement en $\ell \cdot r^{\frac{5}{2}}$ et $r^{\frac{1}{2}}$. Ce qui donne en fonction de la force, une évolution de la force volumique en $F^{\frac{1}{5}}$ si l'on conserve la longueur active et en $F^{\frac{1}{7}}$ si celle-ci est modifiée proportionnellement aux dimensions radiales.

Au delà de cette limite, compte tenu de la relation (1), l'évolution de la force et de la force volumique devient :

$$\begin{cases} F \propto \ell \cdot r \\ \frac{F}{g} \propto r^{-1} \end{cases} \quad (2)$$

Ainsi, à énergie magnétique convertie constante, la force volumique se dégrade rapidement en r^{-1} ou encore en F^{-1} si la longueur active est conservée et en $F^{\frac{-1}{2}}$ si la longueur est modifiée. Nous pouvons donc conclure que, sans la limite magnétique de conversion, l'augmentation de la surface d'échange thermique, et donc des ampères-tours admissibles, favorise l'effort volumique. Cependant, cette limite intervenant assez rapidement, entraîne la dégradation notable des performances. Afin de maintenir l'efficacité de l'amélioration du refroidissement, il faut repousser au plus loin l'intervention de la limite de conversion malgré la croissance des ampères-tours. Pour cela, il est nécessaire d'accroître sensiblement la hauteur λ de la zone comportant les motifs élémentaires et donc l'entrefer magnétique en fonction du rayon d'entrefer.

Une première solution pour assurer cette augmentation consiste simplement à appliquer l'homothétie également sur la hauteur de la zone comportant les motifs (en particulier sur la hauteur des aimants h_a , le jeu mécanique étant imposé constant). Cependant, à l'inverse du couplage polaire, l'augmentation de cette hauteur engendre une décroissance notable de l'induction moyenne d'excitation $\bar{B}_{f0}$ car cette induction est ici non pas fonction du pas polaire mais fonction du pas de conversion τ . Contrer la décroissance de $\bar{B}_{f0}$ par l'augmentation du pas de conversion (maintien des proportions du motif élémentaire) engendre inévitablement la désoptimisation du motif (k_e augmente) qui se traduit par la baisse très sensible de la force et donc de la force volumique [ME-2].

Pour palier à ces inconvénients, une seconde solution consiste à augmenter la hauteur de la zone comportant les motifs élémentaires (donc l'entrefer magnétique total « vu » du bobinage de puissance) sans altérer l'induction d'excitation. Cette solution consiste à maintenir optimal le motif élémentaire (identique à celui obtenu pour le cas de référence) et à multiplier le nombre de surfaces d'entrefer comme illustré par la figure 5.

Ainsi, si la somme des entrefers magnétiques croît proportionnellement au rayon d'entrefer, en disposant en « série » un nombre de surfaces d'entrefer également proportionnel à r , alors la limite de conversion est d'autant repoussée. En effet, la force magnétomotrice normalisée $\bar{H}_m$ appliquée à chaque motif ne croît ici qu'en $r^{\frac{1}{2}}$ (car $\sum(e + h_a) \propto r$), alors que dans le cas du monoentrefer,

celle-ci croissait en $r^{\frac{3}{2}}$ à échauffement Joule donné et refroidissement surfacique idéal.

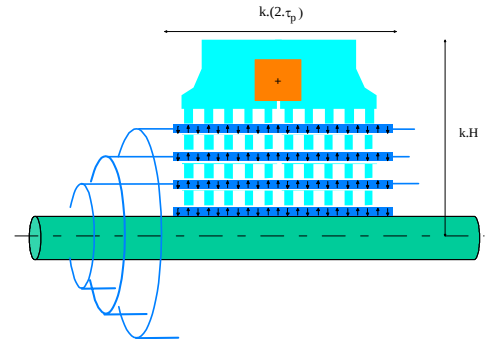


Figure 5. Principe de multiplication des surfaces d'entrefers

Ainsi, le facteur d'homothétie, pour lequel le motif optimal est en limite de conversion, est très supérieur à celui correspondant au cas monoentrefer. Cette limite de conversion étant repoussée par ce biais, la force volumique limite est alors plus importante que celle obtenue pour le monoentrefer. Une fois cette limite atteinte, la densité surfacique de l'effort croît en $\sqrt{F}$, le nombre de surfaces d'entrefer en r et la surface totale en $r.\ell$. L'énergie volumique convertie étant invariante et compte tenue de la relation (1), la solution polyentrefer présente donc une force évoluant en $\ell.r^2$ et donc une force volumique constante. L'effort volumique limite dépendant intrinsèquement des dimensions du motif élémentaire. Sa valeur peut être estimée à partir de l'effort volumique généré en limite de conversion par un motif élémentaire. L'étude présentée au chapitre A.I a montré que cette valeur, pour les motifs à aimants, est voisine de 10^4 N/litre¹.

Les résultats pour les structures linéaires tubulaires à aimants à couplage fractionné et polyentrefers sont illustrés par la figure 6a.

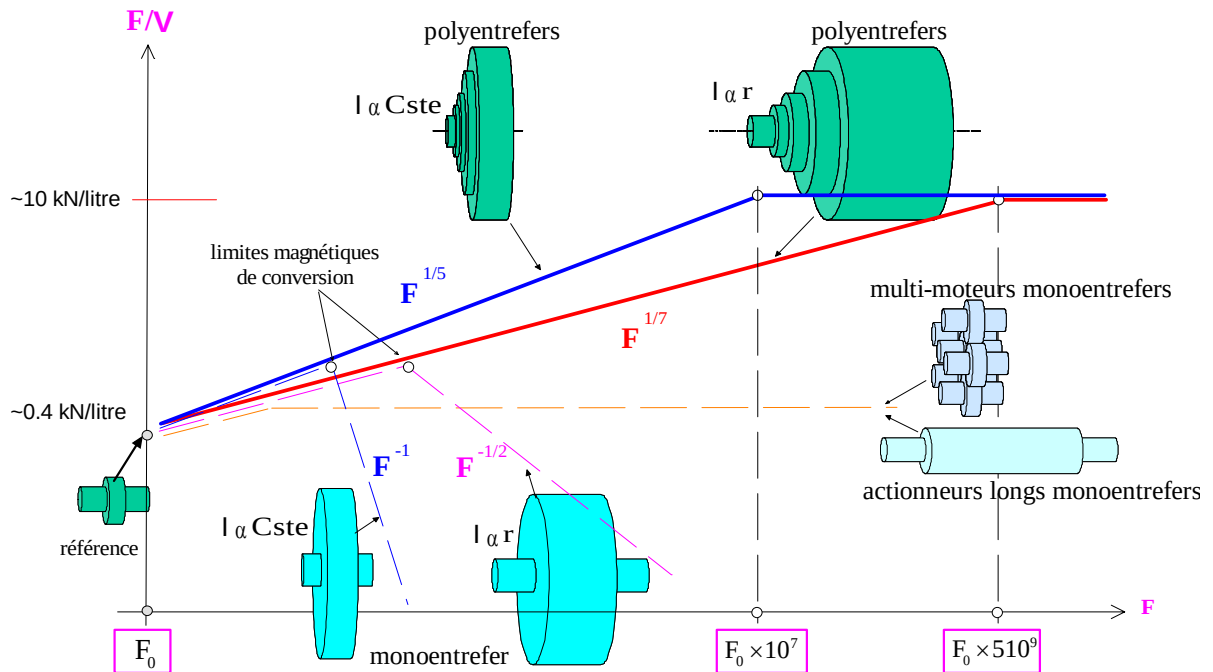


Figure 6a. Actionneurs linéaires tubulaire à couplage fractionné - Effet d'échelle sur la force volumique en fonction de la force (avec jeu mécanique et coefficient de refroidissement surfacique conservés – Echelles logarithmiques⁽¹⁾)

¹ Aimants Terre-Rare ($B_r=1T$), induction à saturation $B_s=1.6T$, entrefer réel $e=0.1$ mm, hauteur réelle du motif élémentaire $\lambda=10$ mm, pas de conversion $\tau=5$ mm.

En définitive, toute augmentation des dimensions radiales dégrade inévitablement la force volumique à l'exception de la solution polyentrefer. En effet, dans ce type d'architecture, les degrés de liberté supplémentaires, introduits par la multiplication des surfaces d'entrefer, permettent de soulager les contraintes magnétiques sur les motifs élémentaires, par l'accroissement de leur nombre, tout en conservant leurs dimensions optimales et ainsi d'exploiter au maximum les possibilités d'échange thermique offertes par l'accroissement des dimensions globales de l'actionneur.

A titre d'application, en deçà de la limite de conversion, la multiplication des dimensions de l'actionneur, y compris la longueur active, par 10 (hors jeu mécanique), augmente approximativement la force moyenne d'un facteur 3000 ($F \propto \ell.r^{\frac{5}{2}}$), la force volumique d'un facteur 3 ($\frac{F}{V} \propto r^{\frac{1}{2}}$) et le nombre de surfaces d'entrefer d'un facteur 10 ($\propto r$), enfin le nombre de motifs élémentaires en 3D d'un facteur 1000 ($\propto \ell.r^2$). La fréquence de conversion est, quant à elle, inchangée.

En outre, si, l'actionneur de référence se limite à sa version minimale c'est-à-dire à un seul motif élémentaire, alors la force développée, compte tenu de sa géométrie optimale (pas = 5 mm, hauteur = 10 mm pour $e = 0.1$ mm et pour une profondeur de 10 mm, soit un volume de 510^{-4} litres), est de $F_0 = 0.2$ N. Les valeurs des forces en limite de conversion, sans et avec augmentation de la longueur active, sont dans la solution polyentrefer, respectivement $2 \cdot 10^6$ N et 10^9 N. Au delà de ces valeurs, la force volumique ne croît plus.

Par rapport à ces aspects théoriques intrinsèques, le concept polyentrefer s'avère donc très efficace. Cependant, son efficacité ne peut être complètement démontrée que si les problèmes liés à sa mise en œuvre sont examinés et intégrés dans le processus d'optimisation. En particulier, l'inévitable complexité mécanique engendrée par la multiplication des surfaces d'entrefer devra être accompagnée de solutions satisfaisantes sur les plans économiques et technologiques.

Concernant les performances massiques des actionneurs linéaires tubulaires polyentrefers, leur évolution est identique à celle de leurs performances volumiques. Une homothétie de type « structure creuse » tels que le pas polaire et la hauteur de la zone active soient maintenus constants indépendamment du rayon d'entrefer ne confère aux polyentrefers aucun avantage puisque la FMM est dans ce cas invariante (voir relation 6 du chapitre A0).

On voit ainsi (cf. figure 6b) que même vis à vis de la force massique, la configuration polyentrefer (nécessairement pleine) est supérieure (effet d'échelle favorable) à la configuration monoentrefer (pas d'effet d'échelle).

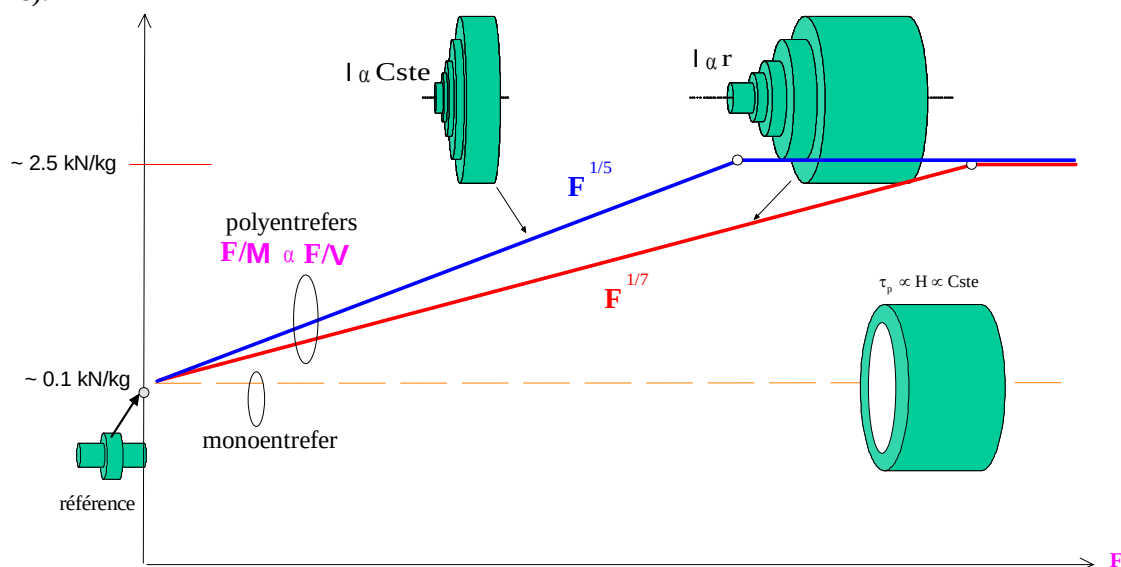


Figure 6b. Actionneurs linéaires tubulaire à couplage fractionné - Effet d'échelle sur la force massique en fonction de la force (avec jeu mécanique et coefficient de refroidissement surfacique conservés – Echelles logarithmiques)

Remarques sur le refroidissement et le jeu mécanique :

Tout au long de l'analyse comparative des effets d'échelle que nous venons d'effectuer, nous avons considéré que l'échauffement admissible ($\Delta\theta_{\max}$), le coefficient d'échange thermique surfacique (α_{th}) ainsi que le jeu mécanique (e) étaient maintenus constants.

L'influence de ces paramètres peut être examinée en considérant les lois générales d'évolution de la force (ou du couple) et de la force volumique (ou du couple volumique) en fonction du rayon moyen d'entrefer (la longueur étant considérée proportionnelle à ce dernier). Ces lois peuvent être écrites sous la forme générale suivante :

$$F \propto \frac{(\alpha_{th} \cdot \Delta\theta)^{0.5}}{e^z} \cdot r^n \quad (3)$$

$$\frac{F}{g} \propto \frac{(\alpha_{th} \cdot \Delta\theta)^{0.5}}{e^z} \cdot r^m \quad (4)$$

Comme nous l'avons montré au chapitre A.0, les grandeurs n , m ($n > m$) et z dépendent du type de couplage ainsi que de l'architecture de l'actionneur. Pour les actionneurs linéaires tubulaires par exemple, les valeurs de ces coefficients, pour $\ell \propto \tau_p \propto H \propto r$, sont rappelées au tableau 1 ci-dessous. Dans ce tableau, sont indiquées les valeurs en dessous et en deçà de la limite de conversion.

Couplage	n	m	z
Polaire	5/2 puis 2	-1/2 puis -1	~ 0
Fractionné monoentrefer	7/2 puis 2	1/2 puis -1	1
Fractionné polyentrefer	7/2 puis 3	1/2 puis 0	1

TABLEAU 1. VALEURS DES COEFFICIENTS POUR LES ACTIONNEURS LINEAIRES TUBULAIRES ET POUR $\ell \propto \tau_p \propto H \propto r$ EN DESSOUS PUIS EN DEÇA DE LA LIMITE DE CONVERSION

A partir de ces expressions générales, on peut écrire pour les actionneurs linéaires tubulaires :

$$\frac{F}{g} \propto \frac{(\alpha_{th} \cdot \Delta\theta)^{0.5(1-\frac{m}{n})}}{e^{z(1-\frac{m}{n})}} \cdot (F)^{\frac{m}{n}} \quad (5)$$

Ceci montre que l'influence des conditions de refroidissement et du jeu mécanique sur la force volumique est pondérée par l'influence des dimensions de l'actionneur sur ses performances.

A titre d'exemple, sur les figures 7a et 7b sont indiquées les évolutions de la force volumique, à force donnée, en fonction des contraintes thermiques et du jeu mécanique dans le cas des actionneurs linéaires tubulaires à aimants permanents.

Au vu de ces lois d'évolution, il ressort que :

- L'influence des contraintes thermiques est plus forte pour le couplage polaire quel que soit le type d'architecture ;
- A l'inverse, l'influence du jeu mécanique est plus importante dans le cas du couplage fractionné, le paramètre z vaut l'unité dans ce dernier cas alors qu'il est relativement négligeable pour le couplage polaire.

Comparativement aux configurations à couplage polaire, ces remarques impliquent donc que le couplage fractionné, en particulier appliqué à une configuration polyentrefer, est d'autant plus justifié que les contraintes thermiques sont fortes ($\alpha_{th} \cdot \Delta\theta_{\max}$ faible). En outre, leur intérêt s'avère comparativement moindre pour des jeux mécaniques élevés. Ceci est d'autant plus vrai dans le cas des structures à réluctance variable pure, où pour ce cas, une structure polyentrefer frottante s'avère généralement nécessaire.

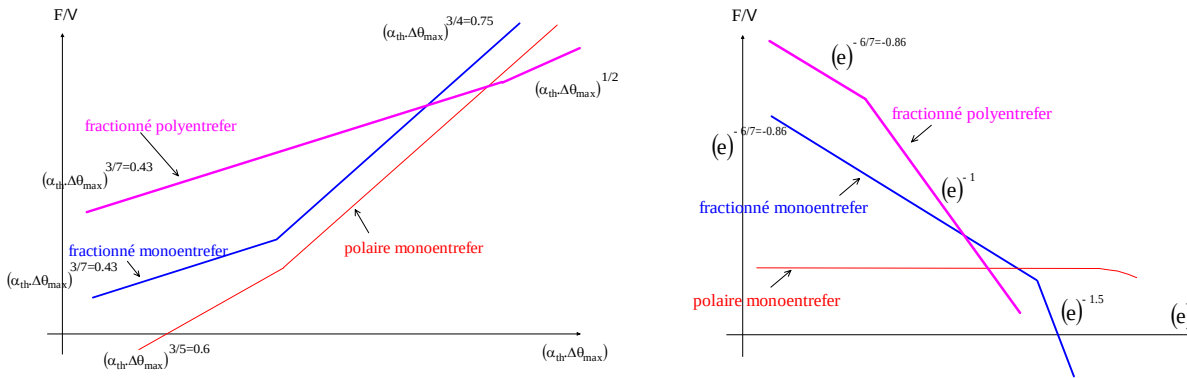


Figure 7. Influence des conditions de refroidissement et du jeu mécanique sur l'effort volumique – Cas des structures linéaires tubulaires et $\ell \propto \tau_p \propto H \propto r$ – Echelles logarithmiques

Autres conséquences de la multiplication des surfaces d'entrefer :

En négligeant la chute ohmique due au bobinage de puissance, le facteur de puissance (alimentation sinus), image de l'adéquation convertisseur-actionneur, peut être déterminé en fonctionnement à force maximale (flux croisé) à partir du rapport :

$$\text{tg}(\varphi) \propto \frac{\bar{B}_{i\max}}{B_{f0}}$$

Compte tenu du degré de liberté offert par la solution polyentrefer, la densité de flux d'excitation est maintenue sensiblement constante et indépendante du facteur d'homothétie global. Quant à l'induction de réaction d'induit, elle varie comme :

$$\bar{B}_{i\max} \propto \frac{\varepsilon_{\max}}{\sum (e + h_a)} \propto r^{\frac{1}{2}} \quad (6)$$

Connaissant la loi de variation de la force pour une configuration en deçà de la limite de conversion, nous obtenons donc :

$$\text{tg}(\varphi) \propto r^{\frac{1}{2}} \propto (F)^{\frac{1}{7}} \text{ pour } \ell \propto r \quad (7)$$

Ainsi, en optimisant la géométrie de l'actionneur par rapport au seul critère de la force volumique, le facteur de puissance de la solution polyentrefer décroît en fonction des dimensions globales de l'actionneur et donc de la force. Concernant les autres solutions pour lesquelles la force volumique est indépendante de la force, le facteur de puissance reste sensiblement inchangé par rapport à celui optimisé pour l'actionneur de référence.

Concernant le rendement de conversion, son évaluation est plus délicate du fait de la complexité de la détermination des pertes magnétiques. Cependant, on peut évaluer la valeur du rendement Joule à travers la quantité K_J correspondant au rapport des pertes Joule et de la puissance mécanique développée :

$$\eta_J = \frac{1}{1 + \left(\frac{P_J}{F \cdot v} \right)} = \frac{1}{1 + (K_J)} \quad (8)$$

Les pertes Joule sont liées à la surface d'échange thermique disponible, elles évoluent donc en $r \cdot \ell$. Compte tenue de l'évolution de la force moyenne en deçà de la limite de conversion ($F \propto \ell \cdot r^{\frac{5}{2}}$) et pour une vitesse de translation v donnée (fréquence de conversion fixée), la quantité K_J évolue ainsi suivant la loi :

$$K_J \propto r^{\frac{-3}{2}} \propto \begin{cases} F^{\frac{-3}{5}} & \ell \propto \text{Cste} \\ F^{\frac{-3}{7}} & \ell \propto r \end{cases} \quad (9)$$

Par conséquent, les dispositifs polyentrefers permettent un rendement Joule d'autant plus élevé que la force développée est importante. Rappelons que pour les structures monoentrefers, la force volumique étant au mieux conservée, la quantité K_J diminue moins vite en $F^{\frac{-1}{3}}$.

L'étude simplifiée à partir des lois de similitude que nous venons de voir peut être également menée pour les configurations tournantes cylindriques et discoïdes. Les premiers résultats que nous avons obtenus montrent que la multiplication des surfaces d'entrefer est également bénéfique pour les architectures discoïdes à couplage fractionné (augmentation du couple volumique) alors qu'elle est sans intérêt pour les structures tournantes cylindriques. Elle est également sans intérêt dans le cas du couplage polaire puisque l'évolution des performances volumiques, outre leur valeur relative intrinsèque faible, évolue au mieux en $(F)^0$ pour les actionneurs linéaires et en $(C)^{\frac{1}{7}}$ pour les structures tournantes.

Bien que riche en enseignements, l'analyse par les lois de similitude reste néanmoins qualitative et tendancielle. L'étude que nous avons menée au chapitre A.I, dans le cadre des comparaisons des performances intrinsèques des **motifs élémentaires fondamentaux**, apporte quant à elle une première réponse **quantitative** en particulier sur la comparaison des motifs, les géométries optimales et les performances intrinsèques limites. A ce titre, nous avons montré que la densité volumique maximale de force d'un motif élémentaire à aimant en limite de conversion peut être estimée à **10^4 N/litre**.

De par la diversité des architectures possibles et des contraintes de faisabilité mises en jeu, une analyse quantitative générique sur l'apport de la multiplication des surfaces d'entrefer est complexe, voire utopique. C'est pourquoi des études complémentaires et spécifiques ont été menées sur des architectures particulières aussi bien tournantes que linéaires afin d'évaluer en premier lieu le potentiel réel des structures polyentrefer, de relever en second lieu les verrous technologiques limitant sa faisabilité et de rechercher des solutions acceptables, à défaut de délimiter les domaines de son intérêt.

Ce chapitre tente donc de synthétiser les travaux auxquels nous avons participé, soit sur le plan de la modélisation/optimisation (travaux L.E. d'Orsay), soit sur le plan de l'étude complète conception-réalisation (travaux SATIE).

Au travers d'un état de l'art relativement exhaustif sur les polyentrefer, nous décrirons dans ce qui suit les structures étudiées au L.E. d'Orsay puis au Laboratoire SATIE en précisant leurs principales performances. Nous présenterons ensuite, de manière plus précise, les particularités et les solutions apportées au « dernier-né » des actionneurs polyentrefer : la structure linéaire multi-tiges qui nous semble la plus aboutie par les solutions mécaniques mises en œuvre.

II. Etat de l'art et travaux sur les actionneurs polyentrefer

Les travaux relatifs aux configurations multi-machines consistant en un « simple » assemblage d'actionneurs classiques² ne seront pas décrits ici.

Les études que nous allons présenter concernent les architectures à couplage fractionné et à bobinages globaux polyentrefer au sens défini précédemment. Ces travaux ont été principalement initiés, de 1980 à 1989, au L.E. d'Orsay suite aux travaux du professeur C. Rioux [1] puis, à partir de 1990, au laboratoire SATIE (ex. LESIR). Il n'existe pas à notre connaissance de travaux connus dans d'autres laboratoires nationaux ou internationaux hormis ceux présentés au milieu des années 70 par Lewis E. Unnewhr de la compagnie Ford [32] dont la figure ci-contre en présente le principe structurel général. Dans ces travaux, il n'est cependant pas évident que l'objectif était réellement le fractionnement polyentrefer.

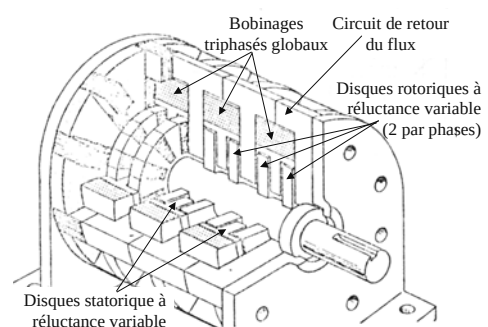


Figure 8. Machine à réluctance variable discoïde polyentrefer à bobinages globaux [32].

² Le couplage est dans ce cas généralement de type polaire (i.e. couplage « classique » des machines à champs tournants). Les principales réalisations de ce type de structures sont des actionneurs polydiscoïdes à aimants permanents [33], [34]. Des configurations multi-moteurs de type linéaire existent également, notamment ceux décrits dans les références [35 à 37].

2.1. Les actionneurs polyentrefer à réluctance variable

Au début des années 1980, la première structure polyentrefer, basée sur le motif élémentaire fondamental motif-RA (cf. chapitre A.I), fut conçue par MM. Rioux et Lucidarme. Il s'agit d'une machine triphasée polydiscoïdes à réluctance variable pure, dont la puissance développée est de 200 kW à 500 tr/min [17]. Ce premier prototype réellement polyentrefer a été réalisé en collaboration avec la DRET et EDF. Triphasé, il comportait 3 modules en ligne ; chaque module monophasé est composé de 2 disques rotoriques et de 3 disques fixes (cf. figure 9a). Chaque disque comportait 24 plots ferromagnétiques. Le couple nominal développé est de 3800 Nm pour un diamètre de la machine de 390 mm et une longueur axiale totale de 717 mm, soit un couple ramené au volume-enveloppe de 11 Nm/litre pour une masse totale de 1650 kg (soit 2.3 Nm/kg).

En 1983, un second prototype monophasé polyentrefer de faible puissance fut réalisé sur le même principe que le précédent mais avec un nombre de surfaces d'entrefer beaucoup plus élevé (cf. figure 9b). Celui-ci comportait en effet 11 disques au total composés chacun de 100 plots ferromagnétiques [21]. Le couple développé est de 16 Nm pour un encombrement total de 200mmx78mm (diamètreXlongueur). Soit un couple ramené au volume-enveloppe de 6.8 Nm/litre pour une masse totale de 10 kg (soit 1.6 Nm/kg).

Plus tard, un actionneur poly-cylindrique fut étudié (toujours au L.E. d'Orsay) [24]. Il présente deux particularités (cf. figure 10) :

- Il s'agit d'un actionneur à excitation bobinée homopolaire, basé sur les mêmes motifs réluctants que précédemment (motif-RA) ;
- A l'inverse des réalisations précédentes, le couplage est ici de type fractionné à bobinage réparti ou encore « Vernier petites dents ».

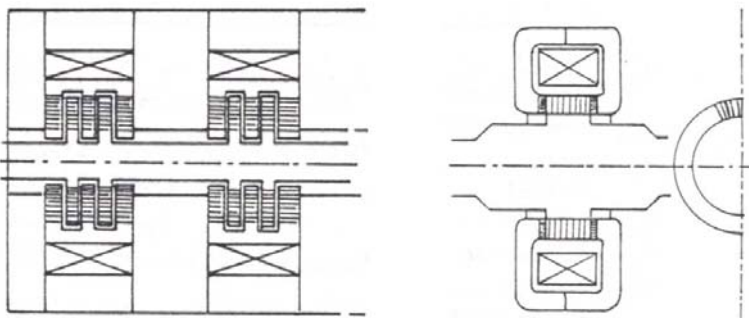


Figure 9. Schéma de principe des discoïdes à réluctance variable développés au L. E. d'Orsay (motif-RA) [21]

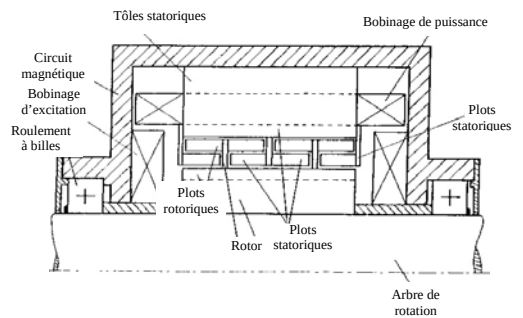


Figure 10. Machine polycylindrique à couplage dentaire Vernier à excitation bobinée homopolaire (motif-RA) [24]

Comme pour toutes les précédentes réalisations, hormis les nombreuses difficultés mécaniques rencontrées ici lors de sa mise en œuvre, le couple massique développé reste en définitive relativement faible (200 Nm pour 100 kg de masse active) par rapport aux valeurs théoriques escomptées compte tenu du concept polyentrefer.

C'est ainsi qu'en 1987, un quatrième actionneur polyentrefer a été conçu, toujours au L.E. d'Orsay [23, 24] (Rioux, Lucidarme, Matt). Il est linéaire, à réluctance variable et à champ longitudinal (motif-RB). Il s'agit d'une architecture à plaques (cf. figure 11). L'actionneur possède 26 entrefers d'environ 2/100^{ème} d'épaisseur (en réalité frottants). La partie active est constituée de 14 plaques fixes et de 13 plaques mobiles de 1 mm d'épaisseur. La course vaut 40 mm et le pas de conversion est de 3 mm.

Les performances volumiques et massiques, inégalées à ce jour à ce niveau d'effort, sont en régime thermique permanent de 1200 N pour un volume-enveloppe d'environ 0.75 litres (hors course) soit un effort volumique de 1600 N/litre pour une masse utile de 2 kg (soit 600 N/kg) [24, 26], [CI-5].

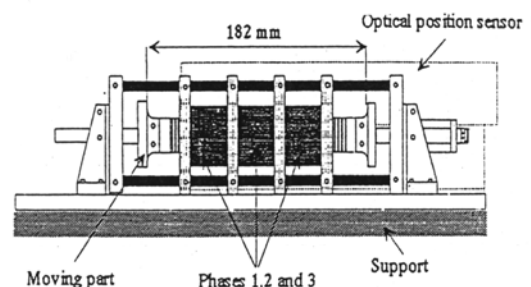


Figure 11. Actionneur linéaire à réluctance variable multi-plaques (motif-RB) [23, 24, 26].

II.2. Les actionneurs à aimants permanents

En ce qui concerne les actionneurs synchrones à aimants permanents, différentes structures polyentrefer furent étudiées et réalisées entre 1987 et 1989 au L.E. d'Orsay (actionneurs discoïdes), puis à partir de 1990, au SATIE (actionneurs linéaires). Ces actionneurs correspondent à la mise en œuvre des motifs fondamentaux à aimants que nous avons décrits au chapitre précédent.

La première application polyentrefer à aimants permanents voit le jour en 1987. C'est une machine disques à aimants alternés (motif-A, aimants SmCo) conçue en étroite collaboration avec M. Poullange de Cegelec-Nancy (figure 12)³. Cet actionneur a été dimensionné pour l'entraînement, sans intermédiaire, d'un bras de robot pour le compte du C.E.A. [27]. Sur la base du même motif-A, plusieurs prototypes ont été par la suite réalisés. Le tableau 2 présente leurs principales caractéristiques. On peut citer en particulier le prototype bi-rotors développant un couple permanent mesuré de 250 Nm pour une vitesse de rotation de 120 tr/min, une masse totale de 40 kg (6.25 N.m/kg) et un couple volumique de 21 Nm/litre.

Sur le plan de la modélisation, nous avons utilisé, pour chaque structure, une approche par motif élémentaire sans prise en compte du circuit magnétique de retour de flux. Les performances théoriques ont été en moyenne surestimées de 15% [ME-1], [CI-2], [CI-3]; ce qui semble satisfaisant compte tenu des incertitudes des caractéristiques des différents matériaux (en particulier des aimants), de la simplicité et de la souplesse de l'approche utilisée.

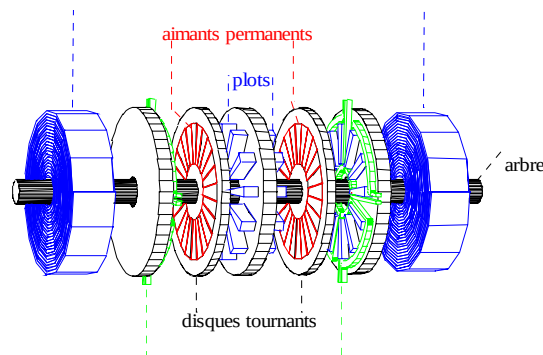


Figure 12. Schéma de principe du moteur polydisques à aimants alternés réalisé par Cegelec-Nancy (motif-A)

Prototypes	PAP 1 [ME-1]	PAP 2 [CI-3]	PAP 3 [CI-2]
Couple moyen [Nm]	200	250	7500
Nombre de rotors (à AP)	1	2	3
Diamètre extérieur [mm]	350	320	860
Longueur axiale [mm]	140	150	270
C/V [Nm/litre]	15	21	48
C/M [Nm/kg]	4	6.25	7.5

TABLEAU 2. CARACTERISTIQUES DE QUELQUES PROTOTYPE POLYENTREFERS DISCOÏDES A AIMANTS (MOTIF A) (L.E. D'ORSAY ET CEGEL-NANCY)

Bien que non-polyentrefer, on peut aussi citer les deux prototypes basés sur le motif-B, conçus et étudiés au L.E. de Montpellier, avec les travaux de P. Poulot et P. Tia [29, 30] sous la responsabilité de D. Matt [31]. Il s'agit d'une machine à bobinages globaux mono-rotor (figure 13), au même titre que les moteurs pas à pas *Portescap*. La concentration de flux ainsi que le nombre de motifs élémentaires (40 aimants au total) a permis l'obtention de performances massiques et volumiques intéressantes à ce niveau de couple malgré l'emploi d'aimants ferrites. Ainsi, pour l'un des prototypes, le couple développé est de 8 Nm pour un volume-enveloppe de 2.2 litres ($\phi 200$ mm, L70 mm), soit un couple volumique de 3.6 Nm/litre (masse active de 2.3 kg).

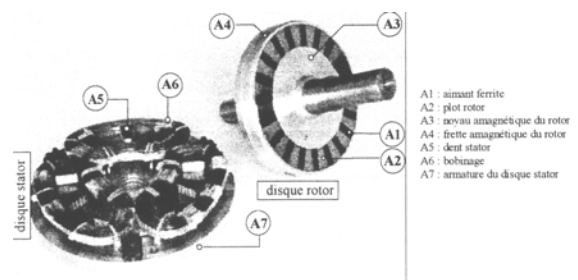


Figure 13. Actionneur polyphasé à aimants monodisque du LEM (motif-B) [18]

³ Cette structure est à l'image de celle développée à la même époque par la société Portescap pour des applications très faible puissance en moteur mono-entrefer pas à pas [15].

Après un court séjour au L.E. d'Orsay, j'ai rejoint le SATIE en 1990. Nous nous sommes alors intéressés spécifiquement aux actionneurs polyentrefer **linéaires**. C'est ainsi que sous l'impulsion de **J. Lucidarme**, en collaboration avec la société Radio Energie **[RC-10]** et dans le cadre du stage d'ingénieur de Ch. Linet **[ING-CL]**, nous avons conçu et étudié un premier actionneur basé sur le motif-C **[CI-11]**, **[CN-2]**. C'est un actionneur linéaire à aimants alternés, dont les structures de plots sont en étoiles disposées en quinconce et imbriquées (figure 14). La partie mobile (« mover ») est entièrement passive. Le prototype possède 36 surfaces d'entrefer planes, sa course est de 55 mm pour un pas de conversion de 13 mm. Le diamètre extérieur, hors tout, est de 210 mm, et sa longueur active est de 280 mm. L'effort en régime impulsif est de 20 kN, et la force volumique correspondante, ramenée au volume-enveloppe, est de 2000 N/litre. Un très mauvais contact thermique cuivre-culasse (refroidissement par convection naturelle), lié à des problèmes de fabrication et de montage des bobinages, a considérablement limité l'effort utile en régime thermique permanent, la valeur mesurée n'était en effet que de 3000 N (soit 300 N/litre seulement). S'ajoute à cette limitation, un effort de frottements important de l'ordre de 800 N.

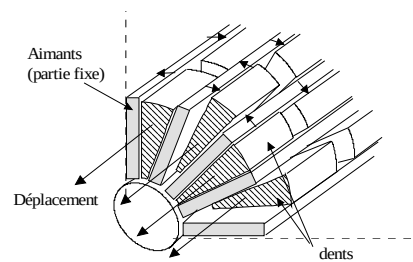
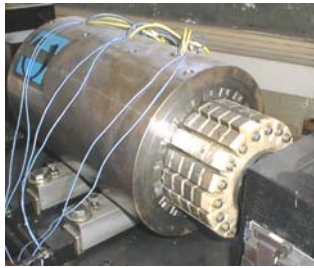


Figure 14. Actionneur linéaire polyentrefer à structure étoile (motif-C)

Suite aux nombreuses difficultés mécaniques rencontrées, liées essentiellement au guidage, une seconde maquette a été étudiée et réalisée dans le même contexte industriel **[RC-12]**. Basée sur le même motif que précédemment (motif C), la disposition des parties actives est cependant différente. Ces dernières sont disposées en plaques, chaque plaque mobile étant guidée indépendamment (cf. figure 15).

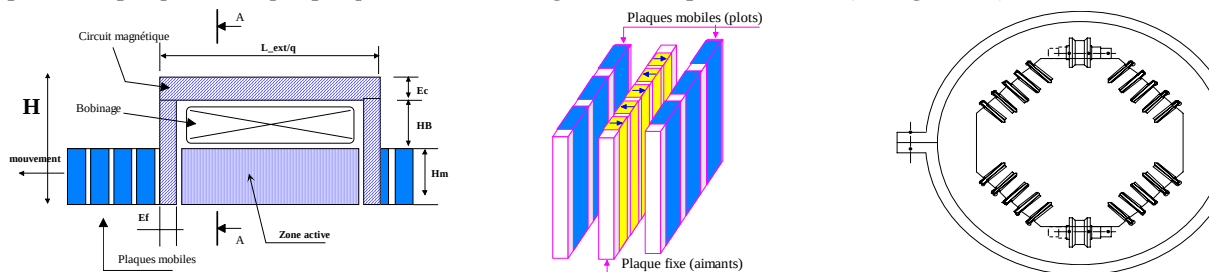


Figure 15. Architecture et disposition générale de l'actionneur linéaire polyentrefer à structure plaques (motif C)

Une étude d'optimisation sur ce type d'architecture a été menée avec et sans contraintes notamment mécaniques. La prise en compte de contraintes de réalisation s'est avérée ainsi très restrictive vis-à-vis des performances de l'actionneur comme illustré sur la figure 16 issue de **[CN-3]**.

Une maquette de validation a été réalisée par la société Radio-Energie (voir figure 17) possédant 16 surfaces d'entrefer et développant une poussée de 100 kN pour une masse totale de 850 kg (y compris le système de refroidissement à l'eau des bobinages) et un volume-enveloppe de 77 litres, soit 1300 N/litre ou 115 N/kg. Malgré cette disposition en plaque, la réalisation, l'assemblage ainsi que le guidage de surfaces planes s'avèrent toujours fastidieux, complexes et en définitive ont pénalisé sensiblement les performances réelles de l'actionneur.

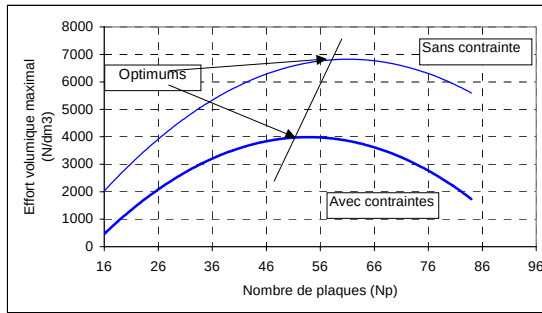


Figure 16. Force volumique MAXIMAL en fonction du nombre de plaques « normalisation-E » (pour $X_s=0.95$, $X_t=0.45$)

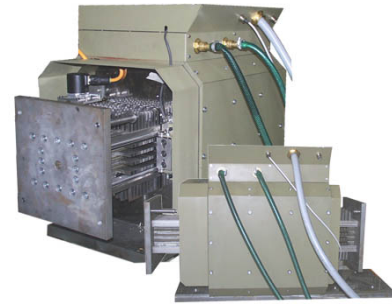


Figure 17. Photo de la maquette réalisée par Radio-Energie

Suite à ce constat, une nouvelle architecture d'actionneur linéaire polyentrefers a été étudiée en 1997 sur le site de Ker Lann de SATIE. Celle-ci devait intégrer des solutions viables et originales permettant de surmonter les difficultés mécaniques pré-citées. Ces travaux, objet d'un mémoire CNAM de **M. Antunes [ING-MA]** et d'une thèse de **P.E. Cavarec [TH-PEC]**, ont conduit à une solution, dite multi-tiges, basée sur le motif élémentaire motif-D et dont la figure 18 illustre la disposition générale.

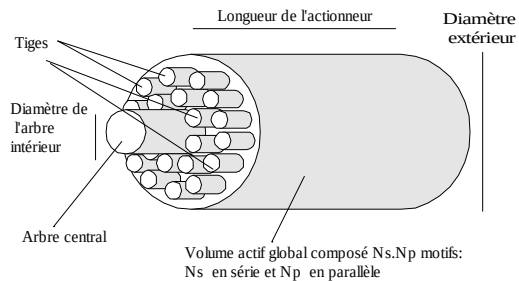
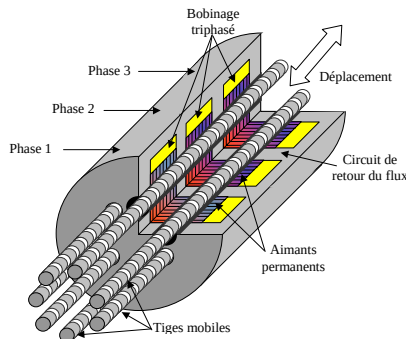


Figure 17. Vue schématique de l'actionneur : (a) : configuration 8 tiges mono-couche, (b) : configuration à plus grand nombre de tiges multi-couches(non construite)

Différentes études paramétriques et d'optimisation ont été effectuées afin d'optimiser la géométrie du motif élémentaire (échelle locale, calculs par éléments finis) ainsi que la géométrie globale de l'actionneur (calculs par schémas réductants) dans l'objectif de maximiser la force volumique.

A titre d'exemple, les deux figures ci-dessous présentent, pour un volume-enveloppe de 1 litre, la force développée et le nombre de tiges optimaux en fonction du jeu mécanique et pour différents rayons de l'âme centrale amagnétique des tiges. Les limites magnétiques (saturation et désaimantation), thermique (refroidissement en convection naturelle) et mécanique (le pas de conversion minimal est de 5 mm) ont été intégrées dans cette étude. Il y apparaît ainsi une poussée théorique notable pour ce volume (1500 N/litre pour $e=0.2$ mm et âme de 2.3 mm de rayon). Cependant, l'obtention de telles performances est tributaire d'un nombre de tiges optimal très important (90 tiges pour l'exemple précédent).

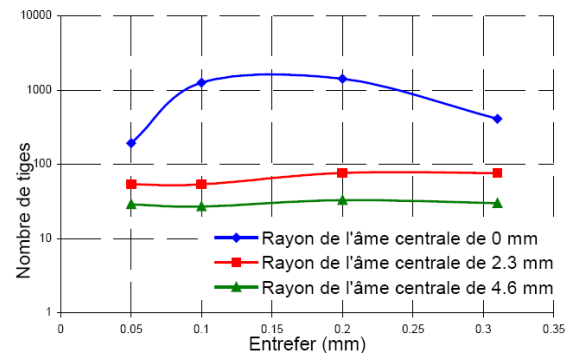
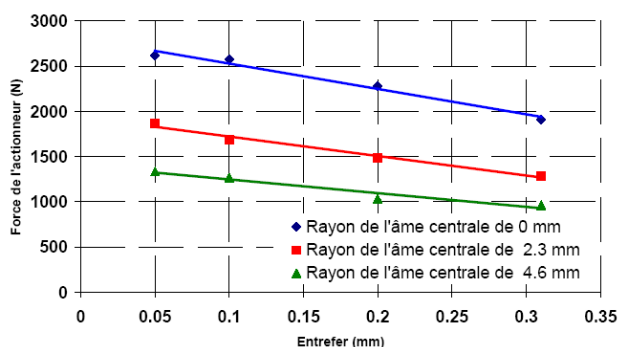


Figure 18. Variation en fonction du jeu mécanique de la force moyenne (a), et du nombre optimal de tiges mobiles (b) pour un volume de 1 litre.

A partir de ces résultats encourageants, nous avons réalisé sur fond propre une maquette de validation dont le tableau 3 et la figure 19 donnent les principales caractéristiques. Afin de limiter la complexité mécanique, cette maquette comporte seulement 8 tiges mobiles. La partie fixe comporte à la fois le système de bobinages de puissance (triphasé) et le système d'excitation (aimants permanents en plasto-NdFeB avec concentration de flux, $B_r=0.65T$). Le pas de conversion est de 5 mm, le volume de la partie active (hors course) est de 1 litre et l'effort maximal développé est de 1000 N. A ce niveau d'effort, ces performances volumiques sont très satisfaisantes compte tenu du volume réduit et du faible nombre de tiges choisi.

Au delà des performances intrinsèques de cette architecture, sa conception a apporté un certain nombre de réponses et de solutions aux divers problèmes rencontrés lors des précédentes études et réalisations. Bien que quelques points restent encore à approfondir, elle nous semble donc la plus aboutie en termes de faisabilité technologique.

Désignations	valeurs
Jeu mécanique au rayon (mm)	0.1
Nombre de tiges	8
Diamètre de l'âme (amagnétique) des tiges (mm)	4.6
Diamètre des tiges (mm)	10
Pas de conversion (mm)	5
Epaisseur des aimants (mm)	1.5
Nombre de motifs en série (suivant le déplacement)	8
Nombre de phases (bobinage de puissance)	3
Diamètre de la partie active (mm)	85
Longueur totale de l'actionneur (mm)	110

TABLEAU 3. DIMENSIONS PRINCIPALES DU PROTOTYPE

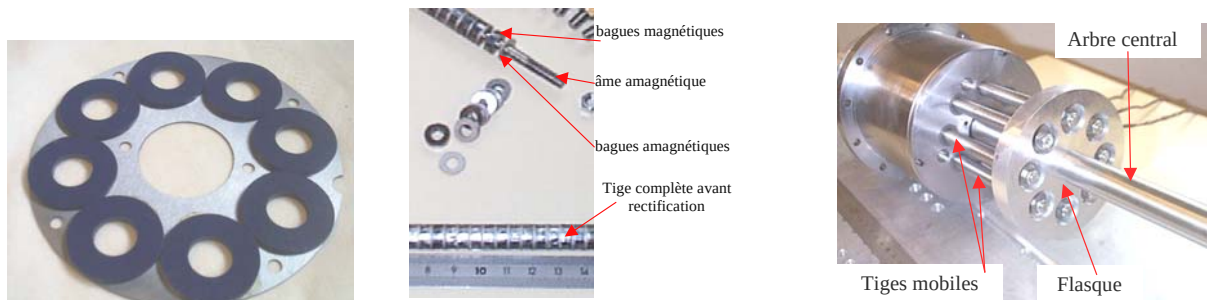


Figure 19. Actionneur linéaire polyentrefer à structure tiges (motif D)

2.3. Apports et spécificités de l'architecture linéaire multi-tiges

• Guidage

Tout d'abord, le souci d'un guidage efficace nous a incité à réduire le décentrage des tiges dû à la précision de guidage et d'usinage. Ce problème est accentué par les efforts électromagnétiques normaux non-compensés. Avec des méthodes de guidage ponctuels classiques, limiter le décentrage en maintenant l'entrefer constant le long de la surface d'entrefer, revient à augmenter la rigidité mécanique de la partie mobile et par voie de conséquence le diamètre de l'âme des tiges. Or, dans une architecture polyentrefer, la multiplication des parties mobiles actives nécessite, à volume donné, au contraire de réduire au maximum cette grandeur afin de disposer d'un grand nombre de surfaces d'entrefers (cf. figure 18).

Outre la réduction du décentrage par une optimisation des dimensions du motif élémentaire, nous avons également limité autant que possible celui-ci en disposant le long de la surface d'entrefer une « bande de glissement » à faible coefficient de frottements (voir figure 20). Le décentrage est alors au maximum égal au jeu mécanique résiduel qui, lui-même, est dû aux tolérances d'usinage et de montage. Des calculs par éléments finis sur un modèle simplifié ont montré qu'une bande amagnétique permet de réduire sensiblement les efforts de décentrage (composante normale) par rapport à une solution utilisant une bande magnétique. A l'inverse, une bande magnétique permet d'accroître le flux inducteur d'environ 15 % par rapport à la solution utilisant une bande amagnétique. Le compromis *décentrage-effort utile* nous a donc incité à choisir la solution d'une bande amagnétique.

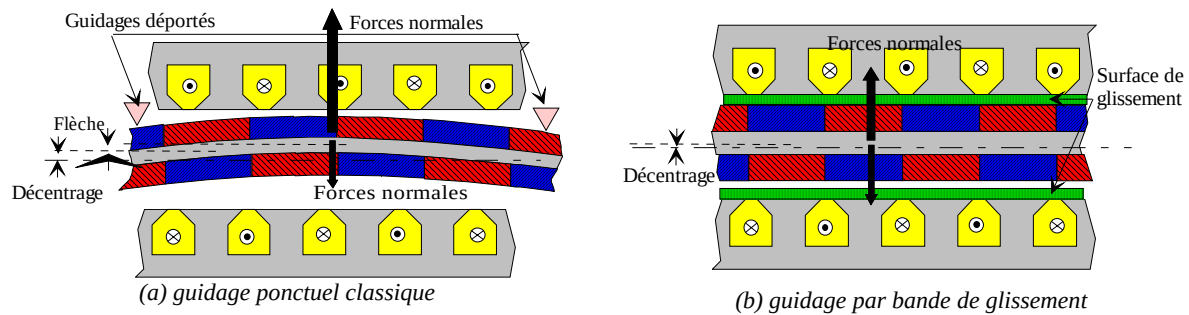


Figure 20. Structures de guidage

Cette solution a donné de très bons résultats quant au fonctionnement même de l'actionneur, cependant les contraintes d'usure et de dilatations du matériau de « glissement » employé (Téflon) s'avèrent très limitatives dans un cas industriel à grand nombre de cycles de fonctionnement (durée de vie faible). Il nous semble aujourd'hui qu'une bande de glissement en bronze, usinée in-situ, permettrait de résoudre ce problème. Cette solution est en cours d'évaluation.

- **Structure mécanique**

Si on s'intéresse maintenant au **fonctionnement mécanique des tiges**, chacune d'elle peut être modélisée par une liaison glissière. Les axes de ces liaisons ne peuvent pas être exactement parallèles (défaut d'usinage et de montage). Si ces tiges sont rigidement liées les unes aux autres, ce système est nécessairement hyperstatique. D'autre part, étant donné le faible diamètre des tiges d'une structure comportant un très grand nombre de tiges (objectif à long terme), celles-ci ne peuvent fonctionner qu'en traction, sinon, elles risqueraient un flambage mécanique. La solution originale développée en collaboration avec les chercheurs mécaniciens de l'ENS (**J. Y. Cognard**) a consisté à transmettre l'effort via un arbre central. Tel que montré par la figure 21⁴, les tiges sont solidaires de celui-ci à travers une liaison point-plan. Cette solution permet ainsi de ne faire travailler les tiges mobiles qu'en traction quel que soit le sens de l'effort électromagnétique. Elles peuvent donc être prétendues, et ainsi atteindre des diamètres beaucoup plus faibles que pour une structure devant transmettre l'effort par poussée, ce qui favorise la réduction des diamètres des tiges et ainsi d'en disposer d'un grand nombre.

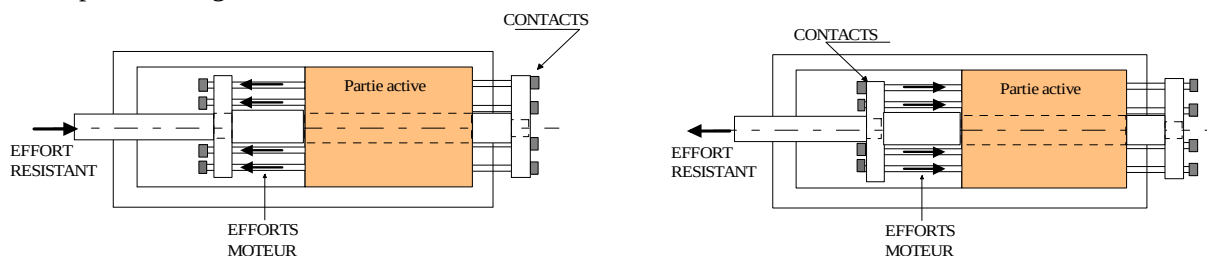


Figure 21. Principe de transmission de l'effort pour un fonctionnement dans les deux sens (pour la compréhension, les jeux mécaniques entre les tiges et la pièce de liaison sont ici exagérés).

- **Assemblage**

Les structures à couplage fractionné posent, d'une façon générale, des **problèmes liés à la précision d'assemblage** et d'usinage de nombreuses pièces de faibles dimensions, problèmes d'autant plus cruciaux ici à cause de la nécessaire faible valeur du pas de conversion. A titre d'exemple, pour une structure linéaire comportant un pas de 5 mm, un décalage axial (dans le sens du déplacement) de 0.5 mm engendre un décalage électrique de 36 degrés ! Malgré la bonne précision d'usinage des différentes pièces il subsiste inévitablement un décalage dû, pour l'essentiel, à la précision et à la technologie d'assemblage. Hormis les problèmes mécaniques que cela pose, l'assemblage engendre également des problèmes magnétiques. En effet, l'effort magnétique moyen est d'autant meilleur si tous les motifs élémentaires, aussi bien ceux mis en série (proportionnel à la longueur active) que ceux en parallèle (proportionnel au nombre de surfaces d'entrefer), sont strictement « en phase ». Cette disposition 3D idéale est bien évidemment irréalisable dans la pratique.

⁴ Notons que sur la figure 21, les jeux mécaniques entre les tiges et la pièce de liaison sont exagérés afin de faciliter la compréhension.

Afin d'évaluer l'incidence de cet inévitable décalage sur les différentes composantes de la force électromagnétique résultante (détente, réluctante et hybride), une méthode simplifiée a été adoptée [TH-PEC]. La démarche utilisée consiste à considérer le décalage mécanique par rapport à une disposition « synchrone » comme une variable statistique, la répartition du décalage apparaît donc comme une répartition statistique. Ceci est rendu possible grâce au très grand nombre de motifs élémentaires mis en jeu (cas des structures à couplage fractionné).

Ainsi, à partir de considérations simplificatrices (régime non-saturé, développement en série de Fourier des grandeurs électromagnétiques, alimentation en courant sinusoïdal idéal, structure monophasée), il a été montré que le décalage des différentes pièces engendre un effet de filtrage non négligeable sur les composantes harmoniques de la force instantanée. En particulier, pour une répartition statistique du décalage obéissant à une loi normale (ou Gaussienne) et pour un écart type faible (< 20 degrés électriques), l'atténuation du fondamental de la force reste inférieure à 15 % alors qu'elle est considérable pour les autres harmoniques (cf. figure 22).

- **Capteur de position**

Enfin, dans l'optique de **l'autopilotage de l'actionneur**, un capteur de position a été également conçu et intégré à l'ensemble du dispositif [26] dont le schéma de principe est donné à la figure 23.

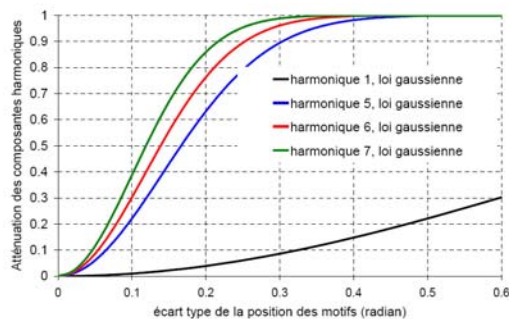


Figure 22. Atténuation des harmoniques de la force instantanée en fonction de l'écart type de la distribution du décalage

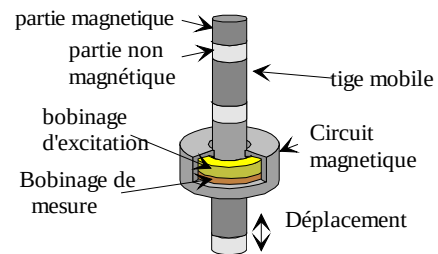


Figure 23. Principe des capteurs de position réalisés

III. Bilan et perspectives

L'accroissement des performances spécifiques des actionneurs électromécaniques représente un objectif important car il permettrait d'accroître leur domaine d'application. Classiquement, cet accroissement est réalisé à travers l'optimisation de la répartition des éléments constitutants, de l'alimentation et du contrôle. Concernant les dispositifs électromagnétiques, une limite physique est néanmoins rapidement atteinte. On trouve ainsi des valeurs typiques de poussée volumique, en régime thermique permanent et en refroidissement par convection naturelle, de l'ordre de 400 N/litre pour les actionneurs linéaires. Franchir ces performances limites s'opère généralement par l'emploi de matériaux et de systèmes de refroidissement non-conventionnels. Une autre voie est cependant possible. Elle consiste à utiliser un couplage fractionné et à autoriser une répartition 3D des motifs élémentaires en multipliant le nombre de surfaces d'entrefer. C'est cette voie, mise en œuvre tout d'abord au L.E. d'Orsay puis au SATIE, qui a été présentée dans ce chapitre.

Sur la base de ce concept, plusieurs structures originales d'actionneurs tournants et linéaires essentiellement à aimants permanents furent conçues, étudiées et réalisées. Une synthèse est proposée sur la figure 24, représentant les performances volumiques des actionneurs étudiés dans le plan *force volumique-force*. Nous y avons indiqué également l'évolution théorique des performances spécifiques suivant les évolutions théoriques établies à partir des lois de similitude.

Il ressort de ces études que, malgré les performances remarquables obtenues en particulier sur les architectures linéaires multi-plaques et multi-tiges, il n'en reste pas moins que, confrontés aux réalités techniques, leurs performances pratiques restent malheureusement en dessous des espérances théoriques. La raison majeure de cet état de fait en est l'inévitable et considérable amplification des problèmes mécaniques engendrés par la multiplication des surfaces d'entrefer. Cela nécessite des compétences spécifiques et poussées dans le domaine technologique de la mécanique. Bien que des solutions aient été apportées en particulier dans l'architecture multi-tiges, il subsiste toutefois des améliorations à développer. D'une façon

générale, une étude d'un système multi-rotor ou multi-mover est indispensable et reste à effectuer si l'on veut que le concept polyentrefers puisse un jour se transformer en un produit industriel.

Il est également important de noter que l'efficacité de ce concept repose notamment sur l'efficacité du couplage fractionné. Or, ce dernier n'est véritablement concurrentiel du couplage polaire classique que si les dimensions réalisables à l'échelle du motif élémentaire sont faibles. Ce qui implique des jeux mécaniques réduits ainsi qu'un guidage et un assemblage relativement précis.

F/V [N/litre] ou C/V [Nm/litre]

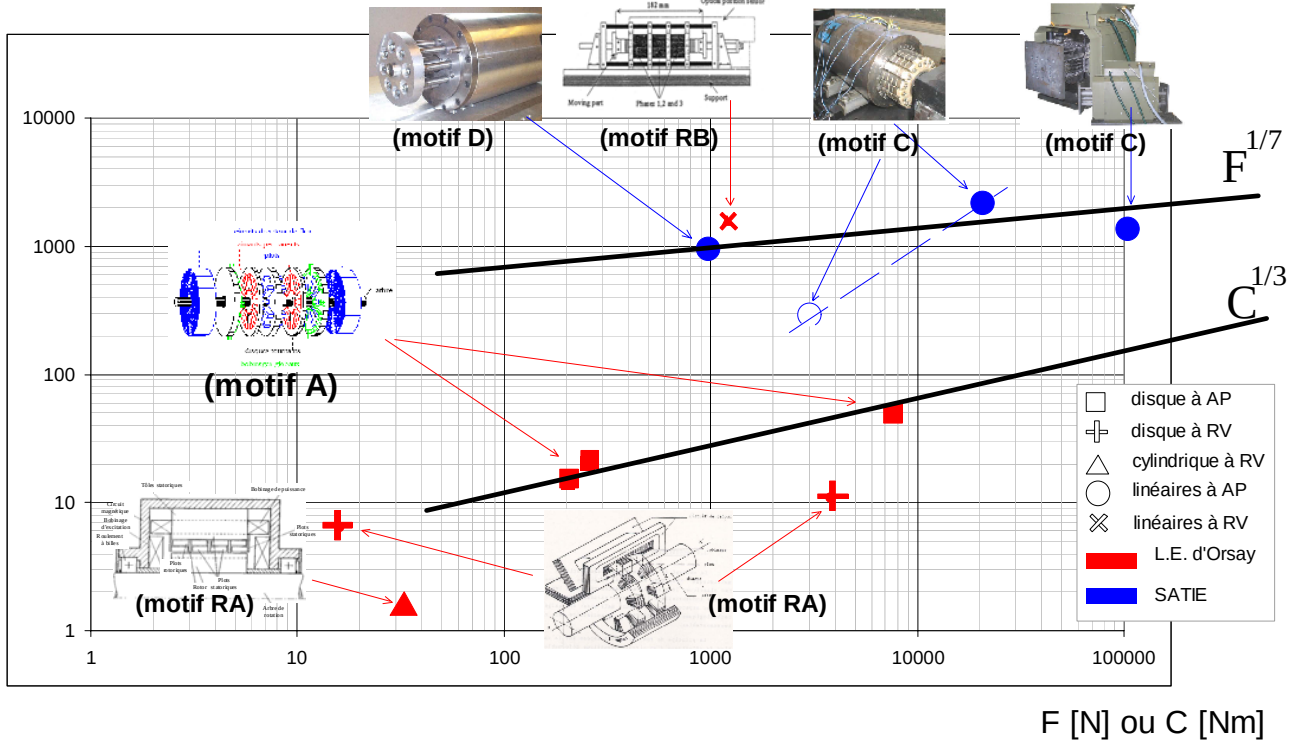


Figure 24. Synthèse quantitative des différentes réalisations polyentrefers

Au-delà de ces obstacles technologiques importants, mais surmontables, il n'en reste pas moins que le concept polyentrefers demeure une voix innovante et probablement l'une des rares⁵ à permettre l'obtention de poussées volumiques très élevées pouvant, dans certaines applications, concurrencer les solutions piézoélectriques, magnétostrictives, hydrauliques, ou encore pneumatiques en particulier lorsqu'il s'agit de longues courses et de larges bandes passantes mécaniques.

Sur le plan théorique, les travaux décrits dans ce chapitre n'ont pas entièrement répondu aux différents questionnements que nous avons mentionnés en introduction.

En premier lieu, on peut citer l'incidence de la démultiplication des surfaces d'entrefers sur l'alimentation électronique de l'actionneur, surtout dans un fonctionnement à très fortes dynamiques mécaniques. Toutefois, d'une façon très simplifiée, cette incidence peut être évaluée à travers le facteur de puissance (FdP). Jusqu'ici, les différentes études que nous avons menées portent sur l'optimisation des dispositifs polyentrefers sur le seul critère de densité de force ou de couple. L'analyse par lois de similitude, et surtout l'étude par motifs élémentaires (chapitre B.I), ont cependant montré que les deux objectifs *densité surfacique d'effort* et *FdP* sont contradictoires. La figure ci-contre, représentant, sous forme d'un front de Pareto, la variation relative des deux objectifs pour le motif-A (cf. chapitre A.I, figure 2) en donne une bonne illustration. Il s'avère donc que les actionneurs polyentrefers à forte poussée volumique sont nécessairement gourmands en silicium. Une étude rigoureuse et quantitative reste toutefois indispensable sous la forme d'une optimisation multi-variables et multi-objectifs (force, FdP, pertes totales, capacité de défluxage, ...).

⁵ Sans supraconducteur

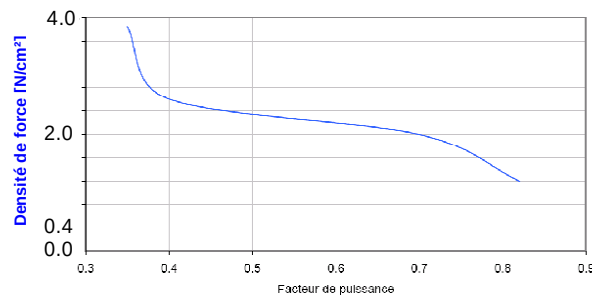


Figure 25. Front de Pareto « Coefficient de couplage surfacique – Facteur de puissance ». Cas du motif A avec : alimentation sinusoïdale et à flux croisé ($k_{imoy}=1$), $B_r=1T$, $H_m=20kA/m$, $B_s=1.6$, $X_e=0.01$

En second lieu, la prise en compte des pertes magnétiques dans l'évaluation de l'efficacité des structures polyentrefer est également indispensable. Ce point est d'ailleurs d'autant plus crucial que ces structures offrent un très fort potentiel d'accélération. La complexité importante du circuit magnétique de retour de flux, inhérente à toute topologie à flux transverse, est un élément supplémentaire en faveur de cette étude des pertes. Dans ce cadre, il serait intéressant d'évaluer, ici, le potentiel des matériaux magnétiques « HF » isotropes tels que les poudres de fer [38 à 42].

A.III Configurations mono-entrefers : fonctionnalités spécifiques

Co-encadrements

E. Bertoncini [ING-EB], L. Prévond [TH-LP], E. Aufauvre [ING-EA],
M. Attmani [DEA-MA]

Collaborations industrielles

Sociétés SIMU [RC-1], [RC-2], SAGEM [RC-5b], MAGNETI-MARELLI [RC-3], VALEO [RC-6]

Autres permanents de l'équipe impliqués

J. Lucidarme, E. Santander, B. Multon, M. Gabsi

Articles joints :

v [L. Prévond, H. Ben Ahmed, B. Multon, J. Lucidarme : « Méthode de prédétermination des caractéristiques électromagnétiques de machines à bobinage global à commutation de flux. Application à un actionneur linéaire », Journal de Physique III, Juin 1997, pp. : 1307-1330.](#)

v [H. Ben Ahmed, E. Aufauvre, B. Multon : « Dimensionnement d'une machine à commutation électronique monophasée haute vitesse à réluctance et aimants alternés », Journal de Physique III, octobre 1997, pp. : 2031-2058.](#)

I. Introduction

Nous avons vu au chapitre précédent que le concept polyentrefers : combinaison du couplage fractionné à bobinage global et la multiplication du nombre de surfaces d'entrefers, permettait d'accroître sensiblement les performances volumiques et massiques des actionneurs électromagnétiques.

Le couplage fractionné à bobinage global offre également de multiples possibilités structurelles pour les actionneurs de faible puissance en particulier lorsqu'il s'agit d'exigences spécifiques telles qu'une forte intégration de l'actionneur à son environnement d'application, ou encore une simplicité accrue de construction et d'alimentation. Les contraintes premières de conception et donc celles de dimensionnement ne sont plus, comme précédemment, la recherche de performances intrinsèques maximales au sens classique (couple, force, puissance) mais celles liées à l'intégration et/ou à la recherche de fonctionnalités spécifiques.

Pour illustrer ces propos, nous allons décrire deux études qui ont été menées au SATIE. La première est relative à la conception et à la modélisation d'un actionneur linéaire synchrone, utilisant le motif élémentaire B dit à **commutation de flux**, adapté aux applications domotiques. Le second exemple traite des actionneurs tournants synchrones **monophasés**, utilisant le motif élémentaire A, pour des applications moyenne et haute vitesse.

Concernant le premier domaine applicatif (la domotique), les entraînements électriques utilisés doivent respecter un certain nombre de critères spécifiques : une grande discrétion aussi bien sonore que visuelle (intégration dans l'environnement), des process de fabrication simple, compatibles avec une production en grande série et enfin une grande fiabilité tant au niveau du fonctionnement que de celui de la sécurité des personnes.

Pour les entraînements linéaires, les technologies industrielles utilisées pour des translations importantes (excluant les électro-aimants) sont aujourd'hui, et de loin, des entraînements de type indirect composés d'un moteur tournant, moteur asynchrone monophasé dans la plupart des cas, d'un réducteur à grand facteur de réduction (quelques centaines), d'un système de transformation de mouvement et enfin de dispositifs de fin de course ou de blocage [43], [44], **[RI-1]**, **[RP-1]**. Les entraînements directs, pour lesquels le moteur linéaire entraîne directement la charge sans intermédiaire mécanique, se développent cependant peu à peu. Les références [60 à 63] proposent un état de l'art récent sur les actionneurs linéaires (topologies, performances, marchés, applications, ...) très intéressant.

Dans ces entraînements linéaires directs, plusieurs technologies existent, mais leur introduction effective reste marginale. La quasi-totalité de ces technologies, de type synchrone, utilise des rails actifs comportant des aimants permanents ou des enroulements d'excitation sur toute la longueur du rail [45], [46]. Cette caractéristique engendre un surcoût non négligeable proportionnellement à la course envisagée et une intégration souvent difficile dans l'environnement d'application. Ces deux inconvénients sont précisément atténués, voire supprimés, dans le cas de l'actionneur linéaire, dit à commutation de flux, que nous avons étudié.

Notons que l'une des caractéristiques intéressantes, en terme de conception, relatives aux applications domotiques faible puissance concerne le type de fonctionnement généralement intermittent. Dans ce cas, de manière simplifiée, la FMM applicable $\varepsilon_{\max}$ à un dispositif électromagnétique en échauffement adiabatique suit la loi de similitude suivante :

$$\varepsilon_{\max} \propto \ell^2 \sqrt{\frac{\Delta\theta_{\max}}{\Delta t}} \quad (1)$$

où $\Delta\theta_{\max}$ est l'élévation de température maximale et Δt le temps d'application de cette FMM.

La force issue de la relation déjà établie dans le chapitre introductif A0 pour un actionneur à couplage fractionné (relation 4), fonctionnant en dessous de la limite magnétique de conversion, varie en ℓ^4 (cf. (2)) alors qu'elle ne varie qu'en $\ell^{3,5}$ en régime permanent, tout étant égal par ailleurs.

$$F \propto \frac{\ell^4}{\Delta t} \quad (2)$$

Ainsi, pour un temps de fonctionnement Δt , négligeable devant la durée d'un cycle, le dimensionnement d'un tel actionneur est essentiellement tributaire des contraintes magnétiques (saturation et désaimantation) et non thermiques. D'autre part, cette caractéristique autorise de très bonnes performances en terme de poussée comparativement aux applications classiques en régime permanent.

Concernant le second domaine applicatif, petits moteurs sans collecteur mécanique, celui-ci s'est énormément accru dans de nombreux secteurs de l'équipement grand public (électroménager, bureautique, ...) mais également industriel (petites machine-outils, automobile, médical, [59]).

Les topologies monophasées présentent plusieurs avantages notamment la simplicité de leur alimentation électronique. Néanmoins, les structures monophasées actuelles, synchrones à aimants ou asynchrones à cage, utilisent pour le démarrage des artifices électriques ou magnétiques, tels les circuits déphaseurs (capacité ou spire de Frager), les pôles auxiliaires de démarrage ou encore les dissymétries magnétiques (entrefer variable) [47 à 51].

Certaines de ces structures exigent donc des composants magnétiques ou électriques supplémentaires engendrant une augmentation du coût, une diminution du rendement et de la fiabilité de fonctionnement. De plus, les dissymétries d'entrefer, lorsqu'elles existent, sont souvent sources de vibrations et de bruits acoustiques. Enfin, la fonction démarrage est réalisée généralement au prix d'une baisse relativement notable de la force moyenne ou du couple moteur moyen.

Pour ces deux domaines d'application faible puissance, au laboratoire SATIE, nous avons étudié différentes solutions originales mono-entrefers synchrones à aimants permanents à alimentation électronique, en particulier à couplage fractionné.

II. Actionneur linéaire à commutation de flux (motif B)

La première solution, répondant aux contraintes de conception rappelées précédemment, est une structure utilisant le motif élémentaire B (voir chapitre A.I). Elle est dite à **commutation de flux**. Cette étude a été réalisée en particulier en collaboration forte avec la société SIMU (Groupe SOMFY) [RC-1], [RC-2]. Dans cette collaboration, l'application support envisagée était la motorisation de tringles à rideaux (vitesse de déplacement = 0.5 m/s, effort moyen utile = 5 N).

La commutation de flux (inversion du flux d'excitation en fonction de la position) est obtenue grâce à la présence de dentures d'entrefer. C'est une combinaison de réductance localement variable et d'aimants permanents. L'aspect réductance variable au sens classique du terme, c'est-à-dire que l'effort est dû à la variation de l'inductance vue du bobinage de puissance, joue ici un rôle secondaire. Notons que le principe de la commutation à partir d'aimants et de pièces ferromagnétiques est connu depuis fort longtemps. En effet, dès 1958, Rauch proposa une version tournante [52].

Dans notre cas, la commutation de flux est réalisée à travers l'utilisation du motif B à concentration de flux. L'originalité de la structure, imaginée par J. Lucidarme [53], réside dans « l'habillage » du motif élémentaire précité. En effet, pour les architectures linéaires, la partie fixe (rail), complètement passive et entourant le « mover » (partie mobile), est composée de plots magnétiques supérieurs et inférieurs décalés de part et d'autre de l'aimant d'un demi-pas dentaire. Cette alternance de plots est obtenue ici grâce à un circuit ferromagnétique massif dans lequel on réalise des ouvertures de formes adéquates. Le retour de flux s'effectue, comme pour toute structure à flux transversal, dans un plan perpendiculaire à la surface d'entrefer. A titre d'illustration la figure 1 présente le schéma de principe d'un tel actionneur (une seule phase est représentée). La partie mobile (mover) est donc composée d'une mise en parallèle de motifs de type B et d'un bobinage de puissance de type global. D'un point de vue technologique, ces différents éléments peuvent être aisément noyés dans une matrice en résine telle que montré par la figure 2a. Quant au rail, celui-ci peut être simplement un profilé standard en matériaux ferromagnétique massif comportant des ouvertures de formes comme celles des figure 2b et 2c.

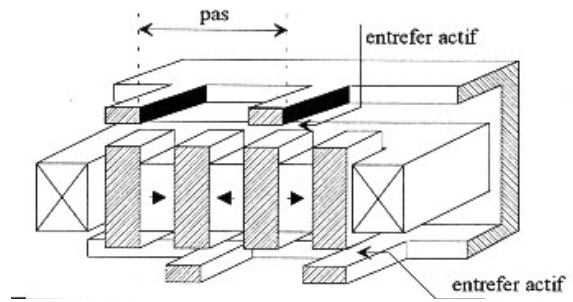
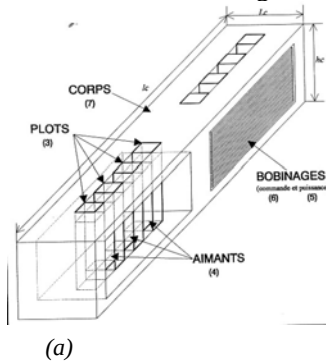


Figure 1. Architecture générale de la structure linéaire à commutation de flux [TH-LP]



(b)



(c)

Figure 2. Détail de la partie mobile (mover, a) ainsi que la partie fixe (rail, b et c)

L'architecture ainsi obtenue représente un exemple typique et représentatif d'une très forte intégration des contraintes de l'environnement à l'application dans un processus de conception, processus itératif dans ce cas entièrement « humain ».

De nombreux travaux ont été effectués entre 1991 et 1994 sur ce projet sous la responsabilité principale de J. Lucidarme. Ne seront décrit ici que les aspects modélisation électromagnétique et optimisation de la configuration linéaire dite « à commutation de flux à rail entourant » dans laquelle ma participation a été plus marquée à travers l'encadrement des travaux de thèse de L. Prévond [TH-LP] et de mémoire CNAM de E. Bertoncini [ING-EB].

Ainsi, en vue d'un dimensionnement optimal de l'actionneur linéaire, nous avons appliqué la démarche de modélisation combinée, alliant un calcul par éléments finis 2D non-linéaire dans la zone active et une modélisation par schéma réducteur saturable au niveau des circuits de retour de flux. Cette non-linéarité s'avère, dans ce type d'actionneur, fondamentale, à la fois dans l'estimation de l'effort moteur et dans l'analyse paramétrique. En outre, il a été développé une méthode de minimisation du temps de calcul par l'optimisation du pas de calcul numérique en utilisant une pré-détermination graphique.

La référence [RI-2] jointe en annexe en décrit la méthodologie générale ainsi que les principaux résultats obtenus. Nous reprenons dans ce qui suit quelques points importants ainsi que les conclusions de ce travail.

Tout d'abord concernant l'approche de modélisation, celle-ci a donné une entière satisfaction aussi bien par le temps de calcul relativement faible que par sa précision spécialement dans un contexte géométrique

complexe (lié en particulier à la forme du circuit de retour de flux) où les effets non-linéaires et 3D sont assez présents (cf. figure 3).

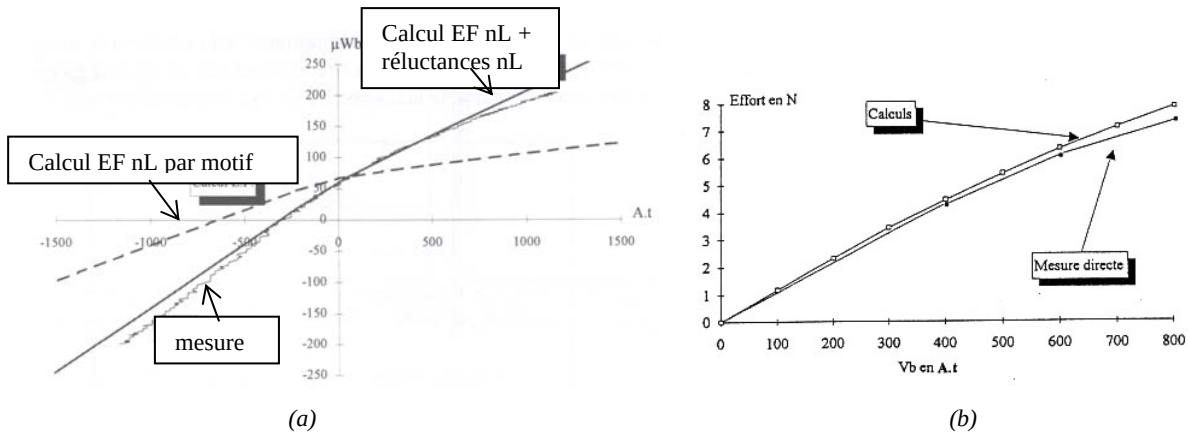


Figure 3. Comparaison mesure-calcul : (a) Cycle extrême de conversion, (b) effort moyen développé

Cette approche de modélisation combinée nous a également permis d'évaluer l'effet de la réaction magnétique d'induit sur les aimants en terme de désaimantation. C'est ainsi qu'il a été montré que la saturation des pièces inter-polaires magnétiques, utilisées afin d'accroître l'efficacité des aimants à faible énergie spécifique, « protège » les aimants contre la désaimantation (cf. figure 4, issue de [RI-2]).

Sur la base de ces résultats théoriques d'optimisation, différents prototypes ont été réalisés et testés. Ces prototypes utilisent différents types d'aimants (Ferrites, NdFeB et NdFeB alliés). Plusieurs formes du rail, pièces représentant à la fois le support de guidage et le circuit magnétique de retour de flux, furent également testées. La figure 5 présente un exemple de prototype triphasé réalisé en petites dimensions (profilé $20 \times 20 \text{ mm}^2$) avec son électronique d'alimentation et de contrôle [RP-2].

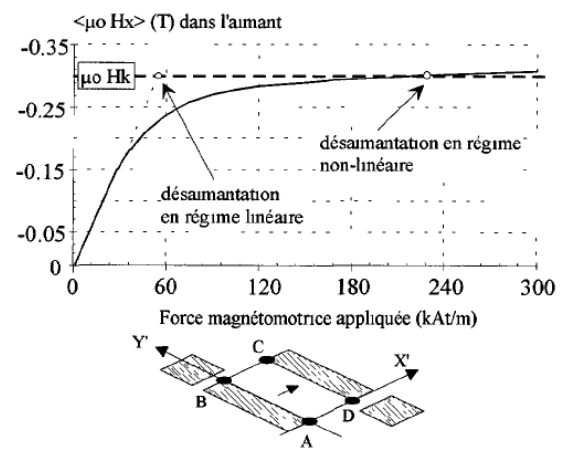


Figure 4. Effet de la réaction magnétique d'induit sur la désaimantation des aimants de type Ferrites [RI-2]

Les conclusions principales de cette étude théorique et expérimentale sont :

- la forme des ouvertures dans du circuit magnétique enveloppant conditionne très peu la valeur moyenne de la force développée ;
- l'utilisation d'aimants ferrites, de part leur faible induction rémanente et leur faible champ démagnétisant, limite la densité de force crête à 1 N/cm^2 (refroidissement naturel) ;
- à l'inverse, l'utilisation d'aimants performants (NdFeB) permet d'atteindre, en fonctionnement quasi-impulsionnel, une densité de force de l'ordre de $2 \text{ à } 3 \text{ N/cm}^2$. Pour une surface d'entrefer totale de 6 cm^2 (3 motifs élémentaires), cela correspond à un effort moyen de $12 \text{ à } 18 \text{ N}$.

Cas des structures tournantes

La déclinaison des structures à commutation de flux (motif-B) est très grande. On peut, à titre d'exemple, l'appliquer à une topologie cylindrique tournante comme montré par la figure 6a. Une étude menée en particulier par E. Hoang au laboratoire sur ce type de structure a montré un potentiel important en termes de couple massique (prototype 3.6 Nm/kg pour un couple de 9 Nm , cf. figure 6b) et de vitesse de rotation maximale ($18\,000 \text{ tr/min}$) du fait de la simplicité et de la robustesse du rotor. Sa capacité de défluxage est

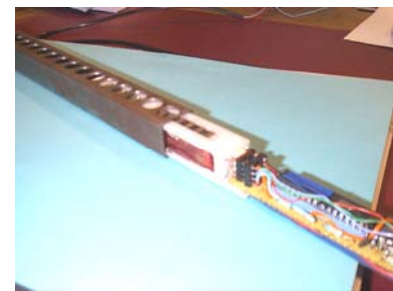


Figure 5. Vue 3D d'un moteur monophasé à deux surfaces d'entrefer actives

remarquable lui conférant une plage de fonctionnement à puissance maximale constante très importante [CI-8].

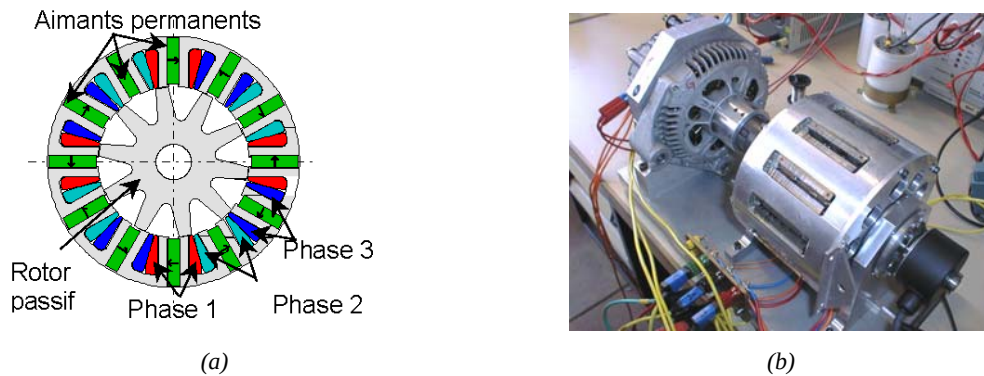


Figure 6. Exemple de structure à commutation de flux cylindrique tournante (a) et prototype réalisé (b) [CI-8].

III. Actionneur synchrone monophasé (motif A)

Dans le cadre de l'étude des actionneurs monophasés à alimentation électronique, nous avons étudié une structure tournante de faible puissance à aimants permanents. Cette topologie utilise le motif A, le rotor est entièrement passif et donc favorable aux hautes vitesses¹. Il s'agit, selon les termes en usage aujourd'hui, d'une structure à flux transverse. Le circuit magnétique est entièrement réalisé en poudre de fer permettant à la fois de résoudre les problèmes 3D de la circulation du champ magnétique et d'accepter des fréquences électriques importantes (haute vitesse). La figure 7 présente un exemple d'une telle structure.

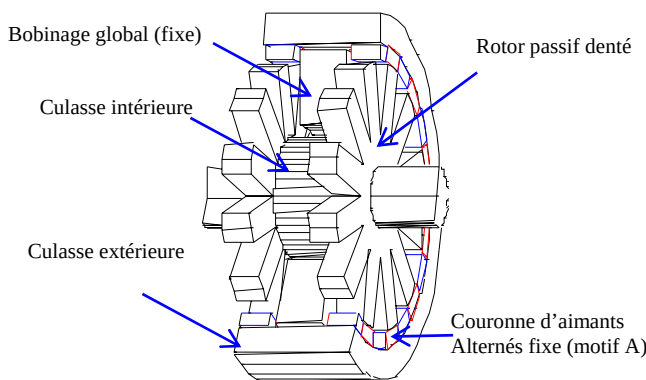


Figure 7. Vue 3D d'un moteur monophasé à deux surfaces d'entrefer actives

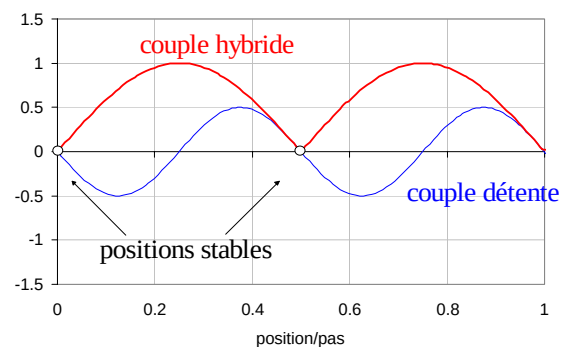


Figure 8. Exemple simplifié des couples instantanés : cas d'une machine sans possibilité de démarrage monophasé

Le principe du moteur monophasé développé repose sur la forme instantanée du couple de détente, couple généré par interaction entre les aimants permanents et le circuit magnétique d'entrefer. Le couple d'une machine synchrone à aimants peut être décomposé en trois termes : le couple hybride (couple principal dû à l'interaction aimants-bobinage), le couple réductant (circuit magnétique-bobinage) et enfin le couple de détente dont la valeur moyenne est nulle. Ce dernier, pour une forme instantanée simplifiée sinusoïdale (voir figure 8), possède généralement une fréquence double de celle du couple hybride. Sur un pas de conversion et en absence d'alimentation, il existe donc 4 positions d'équilibre dont deux sont stables. Celles-ci correspondent à des positions pour lesquelles le couple hybride est également nul. Ainsi, en absence d'alimentation et de couple de charge, les positions naturelles d'arrêt du rotor ne permettent habituellement pas son démarrage.

Afin de réaliser le démarrage, à ces positions d'équilibre stable, il est nécessaire de faire correspondre un couple hybride non nul. Pour cela, la solution la plus répandue dans le cas des actionneurs synchrones est le « décalage » angulaire du couple de détente (cf. figure 9a). Ce décalage est obtenu grâce à une répartition non-uniforme de l'entrefer. Il nécessite donc l'augmentation de l'entrefer moyen. Ce qui se traduit par la diminution du couple hybride ou encore par l'augmentation du courant de démarrage et/ou par un

¹ Signalons qu'en 1988, un brevet a été déposé portant sur une structure similaire néanmoins polyphasée [48].

surdimensionnement des aimants. Cette solution semble donc très adaptée aux applications très faible puissance telle que la ventilation péri-informatique où le couple de démarrage exigé est très faible (frottements des paliers).

Le décalage du couple de détente peut être également obtenu par un dimensionnement adéquat des aimants permanents. C'est cette seconde solution, originale, que nous avons développée au laboratoire. En effet, nous avons montré en particulier qu'un choix judicieux de la largeur des aimants, relativement à celle des dents, permet l'inversion complète de la forme instantanée du couple de détente et donc le décalage, d'un quart de pas, des positions d'équilibre stable (cf. figure 9b). Ainsi, au démarrage, le couple est ici naturellement maximal d'où un courant de démarrage relativement faible. Notons que ce décalage conduit également à une diminution du couple hybride comme dans les solutions à dissymétrie. Cependant, à même couple de démarrage, cette diminution est moins importante.

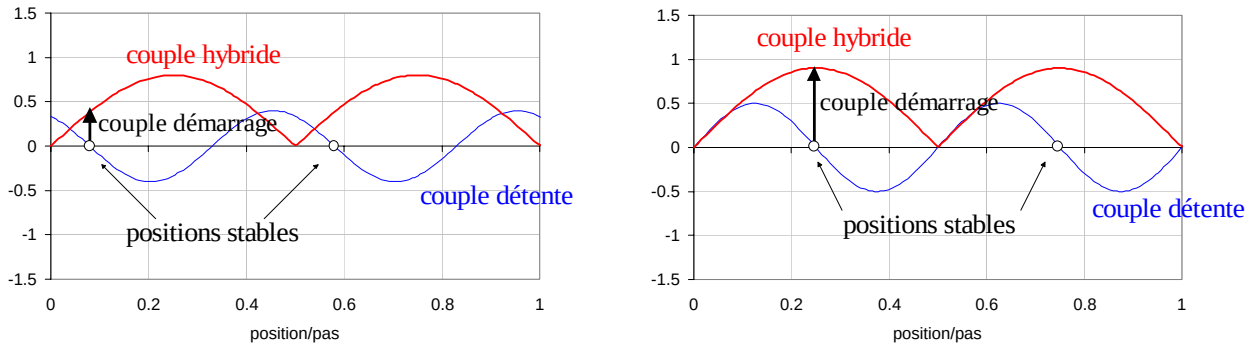


Figure 9. Couples instantanés avec possibilité de démarrage monophasé : (a) solution classique de variation d'entrefer, (b) : « solution SATIE »

L'étude de telles structures monophasées a fait l'objet du mémoire CNAM de E. Aufauvre **[ING-EA]** et du stage de DEA de M. Attmani **[DEA-MA]**. Enfin, elle s'est inscrite dans le cadre de différentes collaborations industrielles, en particulier celle menée avec la société SAGEM **[RC-5b]**, pour laquelle différents prototypes ont été réalisés et testés ainsi que celle avec les sociétés Magneti-Marelli France **[RC-3]**, et Valéo (département système d'essuyage) **[RC-6]**.

Au-delà de l'aspect structurel, une méthodologie de dimensionnement optimal de la machine, afin que les conditions de démarrage en monophasé puissent être respectées tout en optimisant le couple moyen, a dû être développée. La méthodologie s'appuie sur la détermination par éléments finis des coefficients de perméance liés aux aimants permanents (couple de détente) ainsi que ceux liés au bobinage de puissance (couple hybride).

Il a fallu donc tout d'abord comprendre les phénomènes électromagnétiques mis en jeu dans les aimants permanents et définir les grandeurs fondamentales intervenant dans le calcul, puis dans la forme du couple instantané.

Signalons à ce sujet une certaine confusion dans la communauté au sujet de la définition de l'énergie d'un aimant permanent [55], [56], [57]. Nous avons testé plusieurs définitions et confronté les résultats à ceux obtenus par la méthode directe (tenseur de Maxwell), et par mesures. La définition retenue cohérente avec les méthodes directe et expérimentale est celle donnée par la relation (3). A la même époque, plusieurs contributions scientifiques dans la revue IEEE confirmaient cette définition, notamment celle de H.C. Lovatt et P. A. Watterson [58].

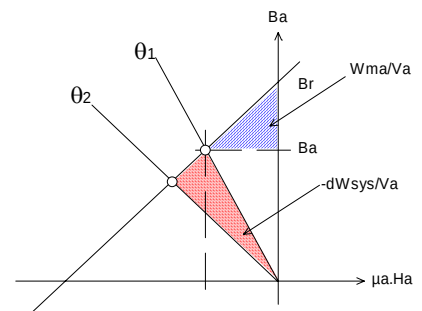


Figure 10. Définition de l'énergie volumique d'un aimant

$$W_{ma} = \int \left(\int_{B_r}^{B_a} H_a \cdot dB_a \right) dV \quad (3)$$

Ainsi, pour un aimant permanent de caractéristique linéaire et de perméabilité μ_0 , le couple de détente (sans courant) s'écrit simplement :

$$C_d(\theta) = \frac{V_a}{2\mu_0} B_r^2 \frac{db_a}{d\theta} \quad (4)$$

où b_a est la densité de flux dans l'aimant, normalisée par rapport à son induction rémanente.

Le couple de détente est donc lié à la variation de son point de fonctionnement comme pour une bobine (cohérence avec le modèle ampérien). A partir de cette formulation, nous avons effectué des mesures de cette variation à partir de la FEM générée aux bornes d'une bobine entourant l'aimant dans une structure test (cf. figure 11a). La confrontation des résultats avec un calcul par le tenseur de Maxwell, présentée à la figure 11b, montre la très bonne concordance [CI-9].

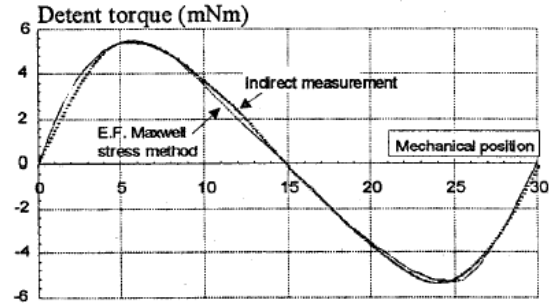
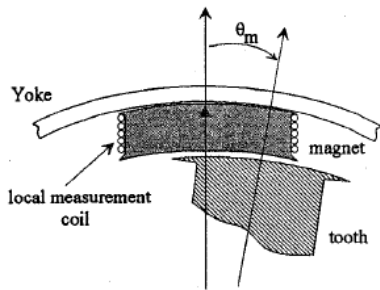


Figure 11. Mesure indirecte du couple de détente

La définition étant établie, nous avons donc mené une étude paramétrique systématique, en particulier sur les conditions intrinsèques de démarrage en monophasé. Ces conditions peuvent être exprimées à travers la grandeur K_D dont l'expression est donnée par (5) et illustrée par la figure 12. Pour des conditions de démarrage en monophasé satisfaisantes, la valeur de K_D est telle que $K_D \geq 0$.

$$K_D = \left(\frac{dc_d}{d\delta} \right)_{\delta=1/4} \cdot \frac{\int_{\delta=1/4}^{\delta^*} c_{em}(\delta) \cdot d\delta}{\int_{\delta^*}^{\delta=1/2} c_{em}(\delta) \cdot d\delta} \quad (5)$$

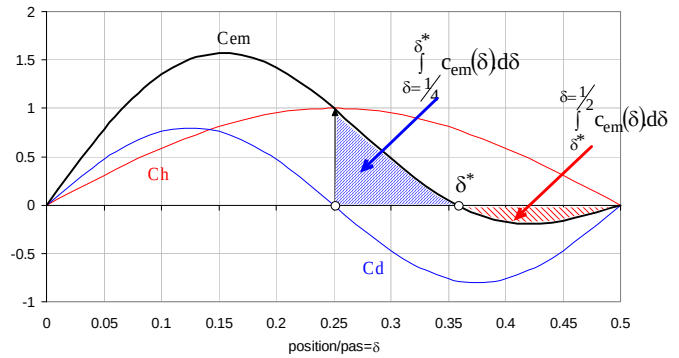
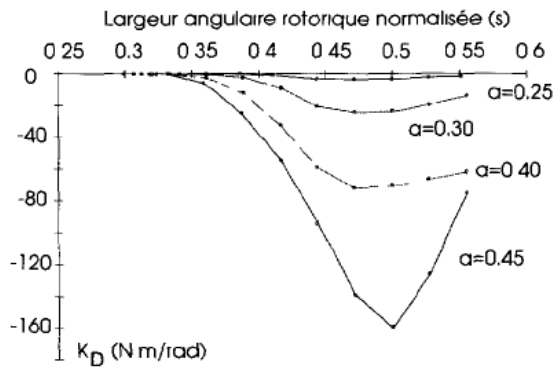


Figure 12. Variation du couple de détente, hybride et total en fonction de la position relative du rotor

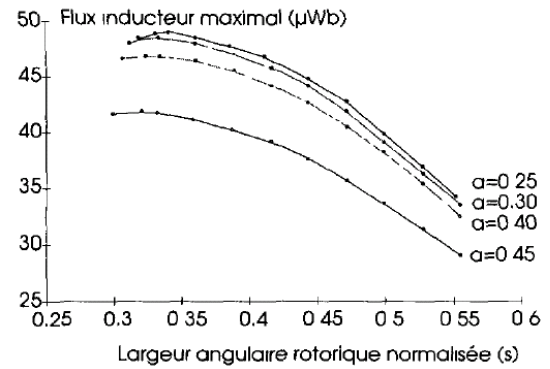
La référence [RI-3] jointe en annexe en présente précisément la démarche ainsi que les résultats obtenus.

A titre d'exemple, les figures 13a et 13b illustrent l'influence de la largeur des dents rotoriques et de l'épaisseur des aimants sur K_D et sur le flux maximal à vide (grandeur proportionnelle au couple hybride moyen)². Pour une largeur relative des dents rotoriques, notée (s) sur la figure 13a, de 0.45 (45 % du pas de conversion) et une hauteur relative d'aimant, notée (a) sur la figure 13b, de 0.4 (40 % de la hauteur totale du motif élémentaire), les conditions de démarrage sont satisfaisantes ($K_D = -80$ Nm/rad) pour une baisse du couple moteur moyen faible (-10 %) par rapport à une configuration sans démarrage monophasé maximisant le couple hybride uniquement.

² La normalisation utilisée pour cette étude est une « normalisation-λ », voir chapitre A.I.



(a)



(b)

Figure 13. Influence de la largeur relative des dents rotoriques (notée s , ramenée au pas) et de l'épaisseur relative des aimants (notée a , ramenée à la hauteur du motif) sur la pente du couple de détente à $Ch=Ch_{max}$ (a) et du flux maximal à vide (b)

Une seconde spécificité de cette étude est l'emploi de circuit magnétique, en poudre de fer compactée, permettant de résoudre à la fois le problème du circuit de retour de flux (structure à flux transverse) et ceux engendrés par la conversion « haute » fréquence.

Pour ce dernier point, on constate que le produit ($B_{max} \times f$), conditionnant directement la puissance électromagnétique extractible d'un dispositif électromagnétique, varie à pertes volumiques constantes, en fonction de la fréquence comme illustré par la figure 14. Bien que qualitatif, ce graphique montre la supériorité des poudres d'alliages métalliques pour des fréquences de fonctionnement supérieures à quelques 100 Hz. Pour des fréquences encore plus élevées (> quelques 10 kHz), les oxydes magnétiques tels que les ferrites présentent les meilleures performances.

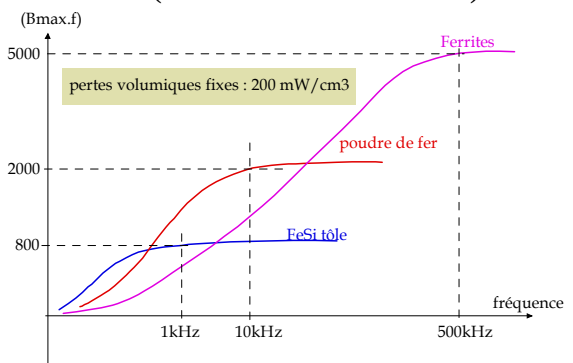
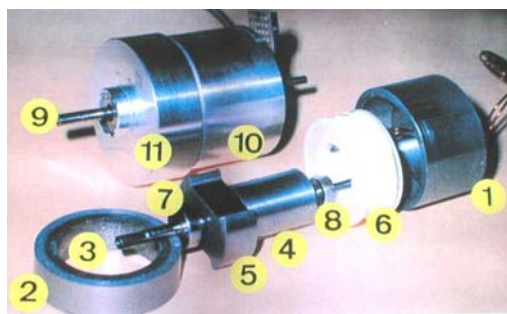


Figure 14. Graphique qualitatif des performances de différents matériaux magnétiques

Nous avons donc testé le potentiel des poudres de fer développées alors par la société SAGEM. Les propriétés magnétiques du matériau utilisé (référence F75) ont été identifiées expérimentalement sur échantillon grâce à une collaboration avec l'équipe « Matériaux magnétiques » du laboratoire. Les pertes magnétiques sont approximativement de type hystérétique jusqu'à 1 kHz. Quant à la perméabilité relative maximale, elle est relativement faible comme pour tout matériau fritté. Sa valeur est essentiellement liée à la pression de compactage et à sa répartition dans le matériau. L'homogénéité de la poudre est conditionnée par les dimensions de l'échantillon, ce qui délimite les domaines d'application de ce type de matériau à des pièces de faible volume.

Plusieurs prototypes monophasés à faible puissance (quelques dizaines de Watt), et entièrement en poudre de fer, ont été réalisés et testés (voir article joint). La figure 15 en présente une version bi-polaire. La comparaison mesures-calculs a donné des résultats satisfaisants (erreur comprise entre 5 % et 15 %) tant au niveau du couple de détente instantané qu'au niveau du couple moteur moyen et des pertes magnétiques, et ce jusqu'à 20 000 tr/min (1 kHz électrique pour une version à 6 pôles).



- (1) : culasse
- (2) : couronne à aimants
- (3) : aimants
- (4) : culasse rotorique
- (5) : rotor
- (6) : bobinage de puissance
- (7) et (8) : roulements
- (8) : axe aimantique
- (10) et (11) : boîtiers aimantiques

Figure 15. Exemple de prototype réalisé :

IV. Bilan et perspectives

Dans ce chapitre, nous nous sommes intéressé à l'analyse du couplage fractionné appliqué aux configurations monoentrefers (motifs A et B) et pour lesquels les deux principaux critères de conception sont l'intégration du dispositif à son environnement d'application et la simplicité de construction et d'alimentation.

D'un point de vue conceptuel, les études décrites représentent des exemples types où les contraintes d'environnement ont été, suite à de nombreuses « itérations humaines », totalement intégrées dans le processus de conception. L'application, dans les cas traités, fait partie de l'objet ainsi conçu au point qu'il est difficile, au-delà des aspects scientifiques au sens classique du terme (méthodologie de modélisation et d'optimisation, performances intrinsèques, ...), d'envisager une extrapolation des concepts obtenus à d'autres applications.

Concernant les structures linéaires dites à commutation de flux (motif B), celles-ci ont permis, de part le fonctionnement intermittent, de très bonnes performances électromagnétiques. En terme structurel, l'architecture à rail entourant semble parfaitement adaptée à ce type d'application présentant ainsi une intégration quasi-totale de l'actionneur et de son électronique d'alimentation et de contrôle. Sur le plan de la démarche de modélisation, l'approche combinée éléments-finis/schéma réluctant s'est avérée suffisamment précise.

Le degré de liberté structurel offert par le bobinage global a permis également la conception d'actionneurs monophasés, sans dissymétrie, relativement simple de mise en œuvre (motif A). Là aussi, les modèles de dimensionnement, en particulier liés aux conditions de démarrage, ont été très satisfaisants.

Probablement, ces études restent incomplètes notamment concernant les structures monophasées. L'étude de l'influence du nombre de pôles, la comparaison de différents matériaux isotropes, la détermination des performances limites à plus haute vitesse de rotation, sont autant de sujets qui méritent sans doute un approfondissement.

Il est un domaine que nous pensons prometteur et insuffisamment exploré, c'est celui des matériaux isotropes, notamment frittés, qui présentent un potentiel magnétique en hautes fréquences très intéressant [38 à 42]. Bien que sur les aspects mécaniques, leurs limitations sont relativement contraignantes³, il semble aujourd'hui possible la réalisation d'actionneurs à faible couple et à fréquence électrique élevée très au-delà des valeurs habituelles (10 à 100 kHz). L'intérêt d'une telle problématique est en cours d'étude dans le cadre du GDR « ME²MS » dont lequel notre équipe travaille activement avec l'équipe de recherche du Laboratoire GE44 de Saint-Nazaire (MM. M-E Zaïm, N Bernard) [DEA-FB], [DEA-FN], [CN-8], [CN-18].

³ Les vitesses périphériques atteintes dans le cas des différents prototypes monophasés réalisés sont très faibles (20 m/s).

A.IV Bibliographie du thème A

- [1] **C. Rioux** : « Théorie générale comparative des machines électriques établies à partir des équations du champ électromagnétique », RGE, N° 5, pp. : 415-491, Mai 1970.
- [2] **H. Weh, H. May** : « Achievable force densities for permanent magnet excited machines in new configurations », ICEM'86, vol. 3, pp. : 1107-1111, Germany 1986.
- [3] **H. Weh** : « Synchronous Machines with New Topologies », Int. Conf. On the Evolution and Modern Aspects of Synchronous Machines, 27-29 August 1991, Zurich (Suisse).
- [4] **G. Henneberger, M. Bork** : « Development of a New Transverse Flux Motor », IEE Colloquium on New Topologies for PM Machines, 18 May 1997, pp. : 1/1-1/6.
- [5] **S. Huang, J. Luo, T. Lipo** : « Evaluation of the Transverse Flux Circumferential Current Machine by the Use Sizing Equations », IEMDC-IEEE, 18-21 May 1997, pp. : wb2/15.1-wb2/15-3.
- [6] **M.R. Dubois, H. Polinder, J.A. Ferreira** : « Prototype of a new Transverse-Flux Permanent Magnet (TFPM) Machine with Toothed Rotor », ICEM'02, 25-28 August 2002, Bruges (Belgique) (CDROM proceeding).
- [7] **B.C. Mecrow, A. G. Jack, C.P. Madison** : « Permanent Magnet Machines for high torque, low speed applications », ICEM'96, Vigo, August 1996.
- [8] **Y. Rang, C. Gu, H. Li** : « Analytical Design and Modeling of A Transverse Flux Permanent Magnet Machine », Int. Conf. on Power System Technology (PowerCon), 13-17 October 2002, proc. Vol 4, , pp. : 2164-2167.
- [9] **M. Gräf, H.W. Lorenzen** : « Single face transversal flux machine featuring a multi-functional retaining ring », ICEM'02, 25-28 August 2002, Bruges (Belgique) (CDROM proceeding).
- [10] **S. Gréhan** : « Contribution à l'étude des moteurs à flux transverse », thèse de l'INPG, Décembre 2003.
- [11] **D. Hadjidj** : « Conception, optimisation et validation d'un moteur à arceaux hybride à flux transverse », thèse de l'Université de Franche-Comté, Novembre 1999.
- [12] **R.N. Brighman** : « Stator with nonuniformly spaced teeth for rotatig electromagnetic device », US Patent N° 536 839, September 1983.
- [13] **NSK** : <http://www.eu.nsk.com/products/>.
- [14] www.parkermotion.com (site de Parker, constructeur américain des moteurs Dynaserv, notamment la série DM).
- [15] **Portescap S.A.**, brochure « ESCAPE motion systems », édition 1993 : <http://www.portescap.com/>.
- [16] **N. Iwabuchi, A. Kawahara, T. Kume, T. Kabashima, N. Nagasaka** : « A novel high-torque reluctance motor with rare-earth magnet », IEEE tran. On industry applications, vol. 30, n° 3, May/June 1994.
- [17] **R. Goyet** : « Contribution à l'étude des machines à réluctance variable à disques imbriqués », Thèse d'Etat de l'Université Paris VI, Juin 1981.
- [18] **C. Glaize** : « Etude générale et optimisation des modes d'alimentation à réluctance variable. Application aux machines polydiscoïdes », Thèse d'Etat de l'Université Paris VI, Décembre 1983.
- [19] **J.P. Bastos** : « Calcul de champs magnétiques par une méthode d'éléments finis à 2 et 3 dimensions. Contribution à la détermination des caractéristiques des machines à réluctance variable polydscoïdes », Thèse d'Etat de l'Université Paris VI, Mars 1984.
- [20] **J.P. Bastos, R. Goyet, J. Lucidarme** : « Performances intrinsèques des machines à réluctances variables à disques imbriqués », revue de physique appliquée n° 1 pp. : 45-53, Janvier 1985.
- [21] **S. Allano** : « Etude de machines à réluctance variable polyentrefers alimentées à moyenne fréquence », Thèse d'Etat de l'Université Paris VI, Mars 1987.
- [22] **S. Allano, F. Bonnafous** : « Influence of the design of the yokes on the performances of high speed axial airgap reluctance machines », ICEM 1986, pp. : 355-358.
- [23] **C. Rioux, J. Lucidarme, J. Roche, R. Guillet** : « Moteur électrique polyphasé à réluctance variable », brevet N° 85 14363, déposé en septembre 1985, déposant CNRS.
- [24] **D. Matt** : « Etude de deux structures originales de machines à réluctance variable polyenterfer : une machine tournante Vernier, un actionneur linéaire à hautes performances », Thèse de l'Université Paris VI, Avril 1987.
- [25] **D. Matt, R. Goyet, J. Lucidarme and C. Rioux** : « Longitudinal Field Multi-Airgap Linear Reluctance Actuator », Electric Machines & Power Systems, 1987, pp. : 299-313.
- [26] **A. Amouri** : « Modélisation et expérimentation d'un actionneur linéaire à réluctance variuable à champ longitudinal », Thèse de l'Université Paris VI, Mai 1991.
- [27] **J. Lucidarme, C. Rioux, J. Pouillange** : « Moteurs discoïdes à réluctance variable et aimants permanents : des couples spécifiques élevés à faible vitesse », RGE N° 3, pp. : 48-52, Mars 1987.
- [28] **P.F. Desesquelles** : « Etude paramétrique des performances intrinsèques des machines multientrefers à réluctance variable et aimants alternés », Thèse d'Etat de l'Université Paris VI, Avril 1988.
- [29] **P. Poulot** : « Contribution à l'étude des machines à réluctance variable et à aimants. Structure à concentration de flux », Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Toulouse, Novembre 1995.
- [30] **P. Tia** : « Etude paramétrique des performances d'une structure de machine synchrone à aimants alternés, concentration de flux et bobinages globalisés », Thèse de doctorat de l'Université de Montpellier II, Décembre 1996.

- [31] **D. Matt** : "Conception des machines à aimants et réluctance variable & nouvelles méthodes pour la simulation numérique en électronique de puissance". HDR présentée à l'Université Montpellier II le 15 janvier 1999.
- [32] **Lewis E. Unnewehr** : « Magnetic circuit studies for an axial-gap reluctance motor », *Electric machines and Electromechanics : An International Quarterly*, pp.: 57-69, 1976.
- [33] **P. Letellier** « Les entraînements directs de forte puissance et à basse vitesses », CEMD'99 La conversion électromécanique directe, 4 février 1999 ENS Cachan SEE, pp. : 22-30.
- [34] **B. Multon, J. Bonal** « Les entraînements électromécaniques directs : diversité, contraintes et solutions. », *Revue REE* n°10, Novembre 99, pp. : 67-80.
- [35] **P. Bolognesi, L. Tapaneco** : « Analysis of an unconventional linear PMAC machine suitable for reciprocating motion generation systems », *Electromotion 2001 Bologna (Italy)*, June 19-20, 2001, pp.: 443-448.
- [36] **P.C. Coles et al.** : « Propeller drive motors for high altitude aircraft », *Electromotion 2001 Bologna (Italy)*, June 19-20, 2001 pp. : 391-394.
- [37] **Uday S. Deshpande et al.** : « High-force density linear switched Reluctance Machine », *IEEE Transactions on industry applications*, Vol31, N°2, March/April 1995 pp. : 345-352.
- [38] **P. Viarouge, J. Cros, S. Clénet** : « Design of Inductors and Transformers with Soft Magnetic Composites », *ICEM 25-28 August 2002, Brugge (Belgium)* (6 pages).
- [39] **E. Duhayon, C. Henaux, Y. Alhassoun, B. Nogaredo** : « Design of a high speed switched reluctance generator for aircraft applications », *ICEM 25-28 August 2002, Brugge (Belgium)* (4 pages).
- [40] **A.G. Jack, B.C. Mecrow, C.P. Maddison, N.A. Wahab** « Claw pole armature permanent magnet machines exploiting soft iron powder metallurgy », *Electric Machines and Drives Conference Record, 1997, IEEE International*, 18-21 May 1997 Page(s):MA1/5.1 - MA1/5.3.
- [41] **K. Fukui, I. Watanabe, M. Morita** : « Compressed iron powder core for electric motors », *IEEE Trans. On Magnetism*, Volume 8, Issue 3, Sep 1972 Page(s):682 – 684.
- [42] **Site HOGANAS** : <http://www.hoganas.com/>
- [43] **B. Gréhan** « Actionneurs tubulaires pour le bâtiment », *Journées "Electrotechniques" du club EEA*, 2-3 février 1995, Montpellier.
- [44] **J.M. Orsat, C. Vanderschaeghe** « Entraînement électrique à vitesse variable pour les produits légers du bâtiment », *EPE 1994*, pp.: 49-53.
- [45] **E. Favre, C. Brunner, D. Piaget** « Les entraînements linéaires directs », colloque SEE CEMD, Cachan, 4 février 1999, pp.: 31-44.
- [46] **Linear Drives Ltd**, contact : email: info@linear.co.uk
- [47] **J. Henry-Baudot, G. Lacroux** « Petits moteurs électriques », *Technique de l'Ingénieur, traité de génie électrique*, D545, 1980.
- [48] **E. Muljadi et al.** : « Adjustable ac capacitor for a single-phase induction motor », *IEEE on Industry applications*, May/June 1993, pp.:479-485.
- [49] **S.A. Nasar** : « Handbook of Electric Machines », Mc Graw Hill 1987.
- [50] **C. Koechli, Y. Perriard, M. Jufer** : "One Phase Brushless DC Motor Analysis", *ICEM'98*, sep. 2-4 1998, Istanbul (Turkey), pp. : 639-644.
- [51] **G. Altenbernd, L. Wihner** : « Self-starting of fractional horse two-phase synchronous motor with permanent magnet motor under load », *SPEEDAM 1994*, pp.:127-132.
- [52] **S.E. Rauch** : « Magnetic Circuit properties of the Flux-Switch Inductor Alternator », *AIEE Transactions*, November 1958, Vol.77 II, pp.307-312.
- [53] **J. Lucidarme, B. Multon, L. Prevond** « Actionneurs hybrides monophasés à commutation de flux », *Brevet Français CNRS*, n° F 94/12063, octobre 1994. *Demande de Brevet Européen* n° 93402266.I, octobre 1995.
- [54] **R.J.C. Rossi** « Machine électrique à entrefers radiaux », *Brevet Européen* n° EP 312-464-A1, 1988.
- [55] **R.P. Deodhar, D.A. Staton, T.M. Jahns, T.J.E. Miller** « Prediction of cogging torque using the flux-MMF diagram technic », *IEEE trans. Ind. Applications*, vol. 32, pp.: 569-576, May/June 1996.
- [56] **P. Campbell** « Permanent Magnet Material and their Application. », *Cambridge, U.K., Cambridge UniV. Press*, 1994, pp.: 98-99.
- [57] **R.J. Parker** « Advances in Permanent Magnetism. », *New York, Wiley*, 1990.
- [58] **H.C. Lovatt, P.A. Watterson** « Energy Stored in Pemanent Magnets. », *IEEE trans. On magn.*, vol. 35, N°1, January 1999.
- [59] **IMS Research 2003** : www.imsresearch.com.
- [60] **J. F. Gieras** : « Status of linear Motors in the United Sates », 4th Int. Symp. on Linear Drives for Industry Application (LDIA), September 2003, Birmingham (UK).
- [61] **A. Cassat, N. Corsi, R. Moser, N. Wavre** : « Direct linear drives : Market and Performance Status », 4th Int. Symp. on Linear Drives for Industry Application (LDIA), Sep. 2003, Birmingham (UK).
- [62] **Hörmann O.** : « Linear Direct Drives : Dynamic, Economics, Innovative », *Intelligent Motion*, June 1993 proceedings. pp. : 82-87.
- [63] **Teruo Azukizawa** : «Status of linear drives in Japan », 4th Int. Symp. on Linear Drives for Industry Application (LDIA), September 2003, Birmingham (UK).

THEME B : STRUCTURES A COUPLAGE POLAIRE A EXCITATION HOMOPOLAIRE : OPTIMISATION ENERGETIQUE

Les procédés de conversion et les structures associées d'actionneurs présentées ici exploitent des configurations dans lesquelles le bobinage de puissance est cette fois réparti ou distribué, et le bobinage d'excitation est à l'inverse global ou centralisé. Une configuration où les bobinages, de puissance et d'excitation, sont tous deux centralisés est également possible mais nous l'avons pas étudié.

Comme nous allons le voir tout au long de ce chapitre, l'intérêt des structures à excitation centralisée homopolaire fixe réside dans l'extrême simplicité de construction de l'enroulement, la facilité de son refroidissement et l'absence de contacts glissants permettant ainsi, dans les cas mono-excitation de disposer d'un rotor entièrement passif. En contrepartie, magnétiquement, cela nécessite généralement l'emploi d'une configuration à flux transverse, ce qui pose le problème des pertes magnétiques et la difficulté de feuilletage d'un tel circuit.

Afin de se fixer les idées, nous présentons à la figure 1 l'exemple, sans doute le plus connu, d'architecture mono-entrefer cylindrique à couplage polaire et à excitation homopolaire ¹. Dans cet exemple, le stator est feuilleté, à l'exception du circuit externe, et le bobinage de puissance est logé dans des encoches. On peut néanmoins disposer, au stator, à la surface de l'entrefer, un matériau massif conducteur sans bobinage de puissance. Auquel cas, nous aurions une machine à courants induits dissipative non-réversible (fonctionnement frein uniquement) (chapitre B.I). Avec un peu plus d'effort, on peut également imaginer une structure inversée à rotor extérieur (donc nécessairement creux). Dans le volume intérieur, on peut loger les bobinages de puissance et d'excitation sans fer. Nous obtiendrions alors une structure « tout fer tournant » (chapitre B.II).

Enfin, toujours en partant de l'exemple de la figure 1, on peut adjoindre une excitation supplémentaire rotorique par aimants par exemple. Auquel cas, le système serait multi-excitation ou à excitation combinée (chapitre B.III).

C'est ces trois dispositions appliquées à deux architectures différentes (cylindrique et discoïde) que nous avons étudiées. Dans cette partie, entièrement consacrée à ces trois familles de machines, nous présenterons les travaux réalisés dans ce domaine, sur les aspects conceptuels comme sur les aspects de leur modélisation et optimisation. Les caractéristiques fondamentales communes à ces trois familles sont les possibilités de fonctionnement à haute vitesse de rotation de par la constitution mécanique du rotor et/ou les capacités de défluxage en fonctionnement à puissance maximale constante. Dans le tableau 1 sont indiqués les schémas de principe de ces machines, ainsi que les caractéristiques structurelles suivant les critères de classification que nous avons proposé dans la partie A0 de ce mémoire. Sont également mentionnés les encadrements et les publications correspondants.

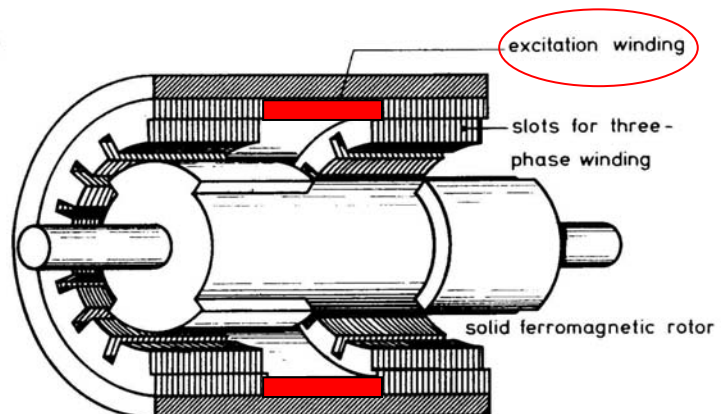


Figure 1. Exemple de structure à couplage polaire et à excitation homopolaire fixe

¹ Un autre exemple très répandu est la configuration à griffes qui permet de générer un champ magnétique hétéropolaire. Comparativement à la configuration de la figure 1, la configuration à griffes correspond à un rabattement de l'une des deux parties du rotor sur l'autre.

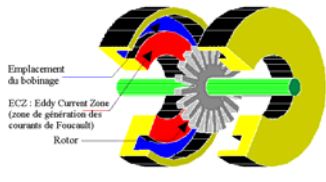
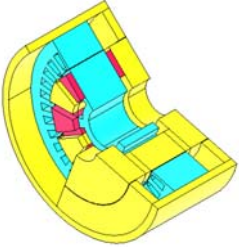
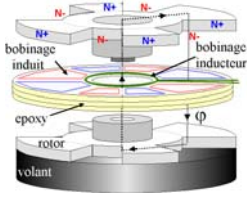
Schémas	Principales caractéristiques structurales ²	Co-encadrements/Publications
	<u>Disposition</u> : ouverte <u>Excitation</u> : bobinée fixe homopolaire <u>Bobinage de Puissance</u> : massif fixe à courants induits <u>Polarité</u> : homopolaire <u>Champ magnétique</u> : normal/transversal <u>Surface d'entrefer</u> : bi-entrefer, plane <u>Rotor</u> : passif	C. Graczyk [DEA-CG], T. Bray [ING-TB] A. Lesobre [TH-AL] [BI-6], [CI-13, 22] [RC-13]
	<u>Disposition</u> : entourée <u>Excitation</u> : double (bobinée fixe homopolaire et aimants mobiles hétéropolaire) <u>Bobinage de Puissance</u> : polyphasé réparti et fixe <u>Polarité</u> : hétéropolaire et homopolaire <u>Champ magnétique</u> : normal/transversal <u>Surface d'entrefer</u> : mono-entrefer, cylindrique <u>Rotor</u> : actif (aimants)	J. Delor [ING-JD], Y. Amara [TH-YA] [RI-6, 7, 11, 12, 14], [BI-2, 3, 4] [CI-14, 15, 16, 17, 18, 28, 34] [CN-13], [RC-8, 9]
	<u>Disposition</u> : ouverte <u>Excitation</u> : bobinée fixe homopolaire <u>Bobinage de Puissance</u> : polyphasé réparti et fixe <u>Polarité</u> : homopolaire <u>Champ magnétique</u> : normal/transversal <u>Surface d'entrefer</u> : bi-entrefer, plane <u>Rotor</u> : passif	N. Bernard [DEA-NB] et [TH-NB] O. Gergaud [DEA-OG] [RI-5, 8, 15], [BI-5], [CI-12, 21, 24, 32], [CN-6] [RC-11],

TABLEAU 1. STRUCTURES A COUPLAGE POLAIRE ET EXCITATION HOMOPOLAIRE ETUDIEES

De par les contraintes imposées, la conception optimale, au sens défini dans le préambule, a toujours pour préalable une visée, une application ou un domaine d'application précis. Pour ces raisons, les études présentées dans cette partie ont toutes des applications supports spécifiques. Nous allons dans ce qui suit préciser ces applications, les contraintes de conception associées ainsi que le contexte et la problématique à résoudre.

La première configuration, **frein à courants induits**, concerne indirectement le domaine du transport et plus précisément la caractérisation des moteurs thermiques sur cycle. Différents relevés cartographiques couple-vitesse, pression-régime, température-charge, ... sont en effet effectués sur des bancs test automatisés. Ils nécessitent un banc de charge *statique* ou/et *dynamique* permettant de simuler la charge du moteur.

Le coût, la robustesse du rotor, les hautes vitesses de rotation, la très forte puissance, la très faible inertie additionnelle du banc de charge, le contrôle aisé et enfin la non-nécessité de disposer de réseau électrique de puissance élevée pour la récupération d'énergie, ont conduit, dès l'origine du développement de l'industrie automobile, à concevoir des bancs de charges statiques (fonctionnement frein uniquement) de type discocke à rotor passif à excitation homopolaire. Ces freins électromagnétiques ont été en particulier développés par la Société italienne BORGHI-SAVERI (le premier brevet date de 1930 !). Aujourd'hui, ces dispositifs sont commercialisés par le groupe D2T.

Pour les faibles et moyennes puissances (< 50 kW), cette fonction de freinage est réalisée généralement à partir d'une structure multipôle communément appelée « ralentisseurs TELMA » [7, 8]. Cette structure a fait l'objet de nombreux travaux de recherche en particulier au LEG (Grenoble) [2 à 6]³. Comme pour toute structure dissipative, les performances en puissance sont limitées par la température des parties conductrices et par le système de refroidissement. En effet, les parties dissipatives étant, pour la structure TELMA, tournantes, le système de refroidissement le plus usité, pour des raisons de coût, est à air, limitant ainsi considérablement la puissance de freinage. En outre, les contraintes mécaniques importantes exercées sur les parties tournantes, accentuées par l'effet de la température, ainsi que le freinage aérodynamique des

² Selon nomenclature proposée au chapitre introductif.

³ Ces travaux ont concerné principalement la modélisation électromagnétique, ou encore couplée magnéto-mécano-thermique à travers des outils de simulation de type éléments finis 3D.

hélices du système de refroidissement, limitent les vitesses maximales de fonctionnement. Enfin, l'inertie additionnelle est ici relativement importante restreignant encore les dynamiques d'essai.

À l'inverse, la structure discoïde à excitation homopolaire que nous avons étudiée, est à rotor entièrement passif et à parties conductrices fixes, ce qui permet de s'affranchir des principales limitations signalées précédemment. En outre, l'adjonction d'une fonction moteur intégrée, permet de disposer d'un banc-test dynamique compatible avec les contraintes sévères d'utilisation.

Les travaux de conception et de modélisation que nous avons menés se sont déroulés dans le cadre d'une collaboration longue, fructueuse et partagée avec le Groupe D2T [RC-13]. Ces travaux ont fait aussi l'objet de stages de DEA de C. Graczyk [DEA-CG] et d'ingénieur CNAM de T. Bray [ING-TB] puis d'une thèse CIFRE d'A. Lesobre [TH-AL]. Des collaborations inter-laboratoires et inter-équipes ont été également initiées. En particulier avec le LGEP (F. Bouillault), concernant la partie « modélisation magnéto-dynamique », et celle avec l'équipe « matériaux magnétiques » (C. Ramiarinjoana) de SATIE.

Notons qu'au-delà des aspects généraux sur la modélisation magnétodynamique, il n'existe pas, à notre connaissance, de travaux de recherche liés spécifiquement à ce type de topologie.

La deuxième configuration, **synchrone « tout fer tournant »**, fut étudiée dans le cadre du stockage cinétique d'énergie (Flywheel Energy Storage). Le stockage d'énergie est, d'une façon générale, un élément crucial dans les dispositifs de production d'énergie. Il l'est encore plus dans une production utilisant les ressources énergétiques intermittentes, ou encore dans les applications embarquées ou nomades. Le stockage électromécanique ou inertiel de l'énergie représente, dans certaines applications et sous certaines conditions, une alternative intéressante aux moyens usuels de stockage. En effet, il se distingue par sa grande capacité au cyclage (typiquement 10^6 cycles) se traduisant par une durée de vie élevée (quasi-insensible à la profondeur de décharge, ie. PDC) et donc un coût actualisé compétitif. On peut également mentionner une bonne connaissance de l'état de charge (image de la vitesse de rotation) et un recyclage en fin de vie pouvant être peu coûteux, économiquement et énergétiquement. Il souffre cependant d'un certain nombre d'handicaps délimitant ainsi son domaine de prédilection : son coût d'investissement élevé par rapport aux solutions « usuelles » de type électrochimique, ses performances massiques réelles relativement faibles compte tenu des éléments auxiliaires, et enfin les aspects sécurité et l'effet gyroscopique⁴ inhérents à son principe de fonctionnement. Ces deux derniers points sont particulièrement restrictifs dans les applications mobiles.

Il existe de très nombreuses tentatives d'applications du stockage inertiel dont certaines ont trouvé des débouchés sur le plan industriel. Par ordre décroissant de maturité industrielle, on peut citer les applications liées au domaine spatial [18] (positionnement et stockage), au domaine des alimentations ininterrompibles ou onduleurs de secours (UPS) [19 à 21], au domaine des transports (stockage principal ou complémentaire, récupérateur d'énergie) et celui des applications impulsionsnelles utilisées pour les alimentations de lanceurs électromagnétiques ($\square$ GW - 10 ms) [22 à 33]. Toutes ses applications, à l'exception du stockage dans le spatial, se caractérisent par une constante de temps de charge/décharge très faible (inférieure à la minute), ou encore par un rapport énergie/puissance réduit.

À l'inverse, les applications aujourd'hui « émergentes » sont généralement à long cycle de charge/décharge (de l'ordre de l'heure). Elles sont intégrées aux systèmes d'auto-production à partir d'énergie d'origine renouvelable intermittente et/ou de dispositifs à combustibles. Leur rôle est l'optimisation de l'adéquation production/consommation. En outre, le système de stockage, compte tenu des capacités exigées, peut être centralisé (10 kWh à 500 MWh, 10 à 100 MW [35]) ou décentralisé (1 kWh à 10 kWh, 1 à 10 kW [36 à 41]). Il existe de nombreux laboratoires qui se sont intéressés à la solution inertielle. En France, l'équipe du Professeur J.P. Yonnet du LEG est le principal pôle d'électrotechnique qui a mené des études approfondies sur le stockage inertiel depuis les années 80 et tout particulièrement sur les paliers magnétiques associés [42 à 45]. Plus récemment, le L2EP de Lille et plus précisément l'équipe du Professeur B. Robyns s'intéresse à la solution du stockage inertiel à travers des études sur les problématiques de production d'énergie éolienne [46], [47], les aspects liés directement à la conception du système de stockage n'étant pas traités. Au niveau international, de nombreux laboratoires de mécatronique, de mécanique, voire d'automatique, se sont intéressés ou s'intéressent à ce sujet. On peut citer, sans exhaustivité, les équipes des Professeurs Flanagan (Ottawa, Canada), Hebner (Austin, USA), Genta (Turin, Italie), Hugel (Zurich, Suisse), Davies (Bristol, Angleterre).

Dans le domaine de la production et du stockage décentralisés, les travaux de recherche sont relativement récents et encore peu nombreux [49 à 54]. C'est précisément dans ce domaine que dès 1996-1997 notre

⁴ Signalons que l'effet gyroscopique peut être partiellement compensé par un système à double volants en anti-rotation.

équipe a entamé sur le site de Bretagne des recherches concernant le stockage électromécanique, appliqué à la production décentralisée multi-sources, à partir des énergies renouvelables intermittentes (solaire et éolien) et raccordée au réseau. Le profil de consommation envisagé est celui d'un ménage type. Les caractéristiques visées sont 3 kWh-3kW.

Compte tenu de la pluridisciplinarité du projet, un groupe de travail s'est constitué, composé de chercheurs mécaniciens de l'ENSC (Y. Cognard, thèse de C. Kerzrého [55]) et de spécialistes de paliers magnétiques du LEG (J. Delamare, thèse F. Faure [45]). Pour notre part, il s'agissait de concevoir la partie électrotechnique du dispositif, à savoir les éléments électromécaniques et électroniques de conversion d'énergie ([IDEA-OG], [IDEA-NB], [TH-NB]).

Enfin, la troisième et dernière configuration étudiée, **synchrone à double excitation**, concerne la traction électrique ou hybride. Ce type de traction a pour objectif de limiter l'impact environnemental (consommation et pollutions) du transport. En effet, le transport, routier en particulier, est gros consommateur d'énergie primaire et gros émetteur direct de polluants. On estime en effet à 50 Mtep⁵ cette consommation en 2002 en France métropolitaine, en progression de 25 % en 12 ans, à comparer avec la consommation annuelle totale d'énergie primaire en France de 260 Mtep [OU-2]. Quant à l'émission de rejets à effet de serre (CO₂, CH₄, N₂O, HFC, ...) le transport fait figure de mauvais élève tant en terme de quantité (27 % en 2002 soit 150 millions de tonnes éq. CO₂) qu'en terme d'évolution. Ces émissions ont progressé de près de 20% en 12 ans. Afin de freiner, voire d'inverser cette tendance, des normes européennes⁶ de sévérité croissante sont régulièrement imposées. Une des principales voies empruntées est l'optimisation de la consommation et du fonctionnement des systèmes à combustion. Au-delà des améliorations liées à la conversion thermodynamique même, l'hybridation électrique plus ou moins forte des entraînements thermiques est l'une des voies les plus prometteuses. En attendant la viabilisation économique de la solution « tout-électrique », la progression du taux d'hybridation à travers l'introduction de systèmes électriques d'assistance (véhicule hybride, alterno-démarrateur, soupapes électromagnétiques⁷, ...) ne cesse de progresser à l'image de la puissance électrique installée (cf. figure 2).

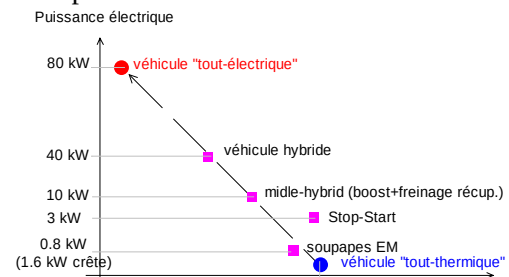


Figure 2. Hybridation des systèmes de traction (indications qualitatives)

L'étude des machines électriques synchrones à double excitation s'inscrit dans cette recherche d'amélioration de la qualité de conversion. Les travaux que nous avons menés dans ce domaine se sont déroulés dans le cadre du stage CNAM de J. Delor [ING-JD], de la thèse de Y. Amara [TH-Amara] et enfin de collaborations industrielles avec les Sociétés PSA [RC-8] et VALEO [RC-9].

Rappelons que les systèmes électriques déplacent la pollution au niveau notamment des sites de production d'énergie. Aussi, est-il nécessaire qu'ils offrent une grande qualité de conversion en terme de rendement bien sûr mais aussi en terme de coût énergétique équivalent lié aux matières premières utilisées et au process de fabrication et de recyclage.

⁵ 1 tep $\approx$ 11.6 MWh.

⁶ EURO1, 2, ..., et EURO4. Cette dernière devait entrer en vigueur en janvier 2005 mais elle fut repoussée à 2010

⁷ Voir thème C.

B.I Configuration à courants induits : Frein à forte puissance

Co-encadrements

Ch. Graczyk [DEA-CG], Th. Bray [ING-TB], A. Lesobre [TH-AL]

Collaborations universitaires

M. F. Bouillaut (LGEP), M. C. Ramirinoana (équipe « Matériaux » de SATIE)

Collaboration industrielle

Groupe D2T [RC-13]

Autre permanent de l'équipe impliqué

L. Prévond

Article joint :

v [A. Lesobre, H. Ben Ahmed, D. Drecq : "An analytical dynamic model of eddy-current brakes". IEEE-IEMDC, MIT Cambridge, Massachusetts \(USA\), 17-20 Jun 2001, pp.: 122 - 125.](#)

I. Introduction

Ce chapitre concerne la modélisation et l'étude d'une machine à excitation homopolaire à rotor entièrement passif. Cette modélisation utilise en partie la notion de motif élémentaire vu au chapitre A.I et dont la figure 1a ci-dessous rappelle la géométrie.

La structure étudiée, illustrée par la figure 1b, est composée :

- d'un rotor passif admettant ainsi des vitesses périphériques importantes et une inertie additionnelle faible ;
- d'un bobinage d'excitation fixe de type global alimenté en courant continu via une électronique simple de faible puissance (hacheur) ;
- d'une zone notée ECZ, également fixe, massive et conductrice, dans laquelle sont générés les courants de Foucault¹ ;
- à cette dernière zone correspond un système de refroidissement, par circulation forcée d'eau dans un labyrinthe, autorisant ainsi la dissipation de très fortes puissances (cf. figure 1c).

Des variantes de ce type de topologies existent notamment celles proposées par [7].

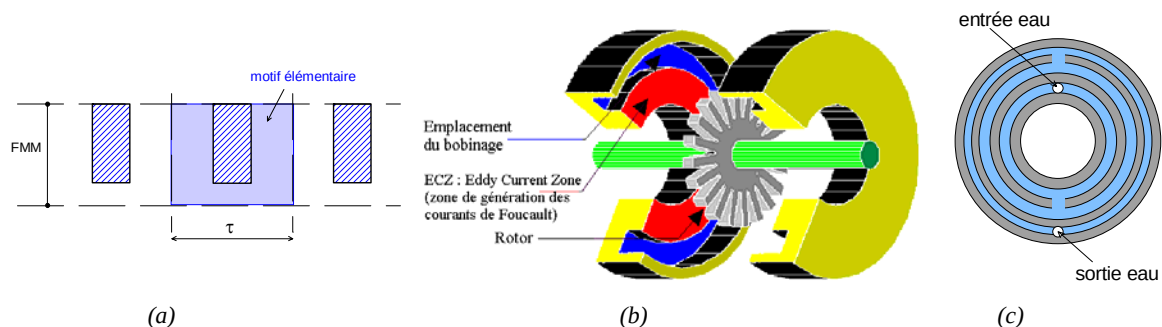


Figure 1. (a) : motif élémentaire, (b) Vue 3D éclatée d'un frein à CF homopolaire (excitation et système de refroidissement non représentés), (c) : Système de refroidissement (labyrinthe)

Du point de vue fonctionnel, la rotation du disque génère une modulation locale de l'induction magnétique. Un point fixe de l'ECZ, en surface de l'entrefer, est donc le siège de courants induits. L'induction excitatrice correspond ainsi à une variation spatio-temporelle autour d'une valeur moyenne dite de polarisation. Dans l'hypothèse de faibles variations de l'induction autour du point de polarisation, les deux phénomènes, polarisation et variation peuvent être superposés. Remarquons que cette polarisation représente le principal inconvénient de ce type de frein comparativement aux freins hétéropolaires. En effet, la polarisation augmente la contrainte magnétique de saturation dans les différents matériaux du frein (rotor, circuit de retour, ECZ), sans pour cela générer de la puissance de freinage. Elle réduit l'excursion maximale de la variation de l'induction d'excitation, ce qui se traduit par l'augmentation du rapport *pertes Joule d'excitation / puissance de freinage*.

¹ A ce titre et selon la classification proposée au chapitre A0, cette zone correspond à un bobinage en court-circuit fictif de type réparti polyphasé définissant ainsi un couplage électromagnétique de type polaire.

Les études associées, ainsi que les principaux résultats obtenus, sont résumés dans ce qui suit. On trouvera des compléments liés au premier modèle magnéto-dynamique développé dans l'article joint [CI-22]. Enfin, un bilan critique sera proposé à la fin du chapitre.

II. Modélisation des matériaux [DEA-CG], [ING-TB].

Le **modèle magnétique** du matériau, en particulier où les courants de Foucault ont lieu (zone ECZ), est un élément déterminant de la modélisation des freins à courants de Foucault.

Des mesures ont été faites sur plusieurs aciers. Ces mesures ont permis d'identifier les paramètres du modèle analytique choisi pour représenter la courbe B(H). Ce modèle, dit « racine » [9], présente deux avantages majeurs. Il permet une prise en compte aisée de l'effet thermique. Ensuite, le paramétrage des caractéristiques magnétiques des différents matériaux utilisés est simple, générique et suffisamment précis.

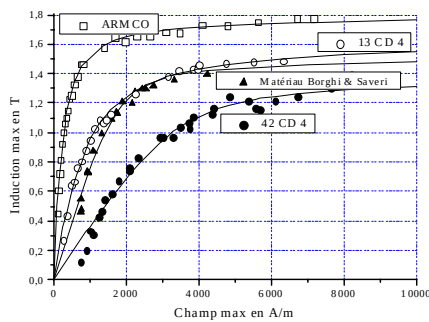
$$\begin{cases} \hat{B}(\hat{H}) = \mu_0 \cdot \hat{H} + B_{\text{sat}} \cdot \frac{H_g + 1 - \sqrt{(1 + H_g)^2 - 4 \cdot H_g \cdot (1 - \xi)}}{2 \cdot (1 - \xi)} \\ H_g = (\mu_{r0} - 1) \cdot \frac{\mu_0 \cdot \hat{H}}{B_{\text{sat}}} \end{cases} \quad (1)$$

où B_{sat} est dite induction à saturation, μ_{r0} est la perméabilité relative à l'origine (pour $H \approx 0$), et ξ est le coefficient de courbure.

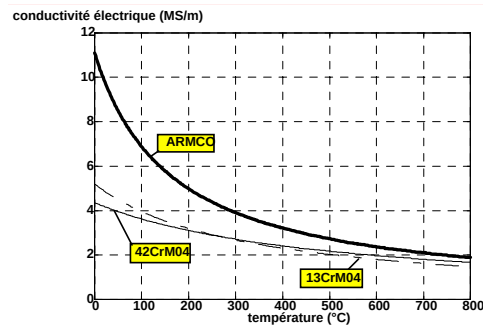
Le **modèle électrique** (conductivité électrique) a été également identifié à partir de mesures réalisées avec la méthode des quatre points [ING-TB], méthode qui offre une bonne précision de la valeur de la résistance de l'échantillon du matériau (de l'ordre du $\mu\Omega$).

Ces deux modèles sont tributaires de la température. Là aussi une identification thermique sur échantillon a été réalisée pour plusieurs matériaux. La dépendance thermique des différents paramètres des modèles magnétique et électrique a été ainsi quantifiée. Cette étude a montré, dans la plage de variation de la température, que le coefficient de courbure ξ et la perméabilité relative à l'origine μ_{r0} sont quasi-indépendants de la température. A l'inverse, l'induction à saturation B_{sat} et la conductivité électrique σ subissent une décroissance sensible de type :

$$\begin{cases} B_{\text{sat}}(\Delta\theta) = B_{\text{sat}20} + \alpha_B \cdot \Delta\theta \\ \sigma(\Delta\theta) = \frac{\sigma_{20}}{1 + \alpha_\sigma \cdot \Delta\theta} \end{cases} \quad (2)$$



(a)



(b)

Figure 2. Exemple de courbes de 1^{ère} aimantation mesurées à 20°C (a) et variation de la conductivité électrique en fonction de la température (b)

Le couplage fort magnétodynamique-thermique n'étant pas encore réalisé, nous avons estimé expérimentalement un modèle thermique moyen. Celui-ci se base sur la température mesurée (à partir de thermocouples) à 3mm de la surface de ECZ et suppose que celle-ci est uniforme dans tout le matériau où ont lieu les courants de Foucault.

Ainsi, à partir de mesures sur plusieurs freins existants de différentes gammes de puissance, un modèle thermique moyen fut identifié :

$$\langle \Delta\theta \rangle = \left[\frac{1}{S_{th} \cdot \alpha_{th}} \right] \cdot P \quad (3)$$

où P est la puissance de freinage, S_{th} est la surface d'échange thermique labyrinthe-fluide, α_{th} est le coefficient d'échange. Sa valeur dépend essentiellement du système de refroidissement : géométrie du labyrinthe, caractéristique physique du fluide caloporteur, pressions d'entrée et de sortie du fluide et enfin de la différence de température entrée-sortie du fluide.

Dans la technologie développée, le fluide utilisé est de l'eau légèrement traitée et filtrée en calcaire, la pression d'entrée est de l'ordre de quelques bars, ce qui autorise, compte tenu de la géométrie du labyrinthe de refroidissement (forme spiralée optimisée), des débits importants d'environ 130 l/min. Enfin, afin de ne pas altérer les caractéristiques calorifiques du fluide, l'élévation de sa température est limitée à 30°C.

Ces caractéristiques offrent des performances de refroidissement très importantes. A titre d'exemple, pour un type de frein donné (nouvelle gamme DE-220 de chez D2T, puissance 220 kW), la valeur du coefficient d'échange mesuré est de $\alpha_{th} = 18 \text{ kW}/^\circ\text{C}/\text{m}^2$ ².

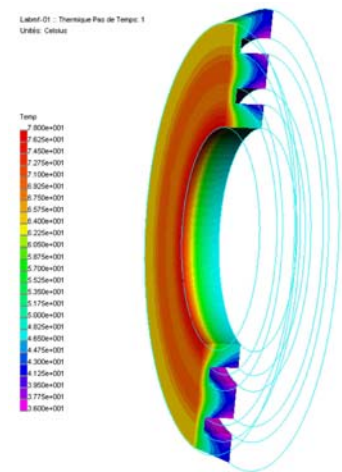


Figure 3. Températures simulées du labyrinthe de la maquette du moteur-frein pour $P=5 \text{ kW}$

III. Modélisation électromagnétique des freins [DEA-CG], [TH-AL].

Pour déterminer la puissance de freinage des freins à courants de Foucault, il est courant de recourir à un calcul entièrement numérique par éléments finis. Ces calculs sont très longs et complexes à cause des phénomènes 3D, du mouvement, de l'effet de peau (finesse du maillage) et de la saturation des matériaux [3], [4]. En particulier, une étude paramétrique ou d'optimisation matériaux/géométrie basée sur une approche entièrement numérique semble inadaptée.

Pour notre part, nous avons appliqué l'approche combinée analytique-numérique déjà utilisée lors de l'étude des actionneurs à couplage fractionné à bobinage global qui avait permis un bon compromis fiabilité/rapidité de calcul.

Un certain nombre d'hypothèses sont cependant nécessaires :

- Les deux surfaces des zones où ont lieu les courants de Foucault (ECZ) sont des équipotentielles scalaires. Elles marquent la séparation entre la zone active et la zone de retour. Cette hypothèse revient à considérer que la perméabilité relative du matériau utilisé composant les zones ECZ est grande devant l'unité ;
- Les phénomènes électromagnétiques liés à la forme discoïdale du frein sont négligés. Les calculs sont basés sur un modèle 2D à géométrie linéaire équivalente, développée au rayon moyen³ ;
- Les dimensions dans l'axe x (longitudinal) et l'axe y (transversal) sont infinies. La première hypothèse est naturellement vérifiée du fait de la périodicité géométrique du frein. Concernant la seconde hypothèse, un facteur correctif tenant compte des phénomènes d'extrémités sera introduit ;
- Les courants de Foucault dans ECZ ne dépendent que de l'induction d'excitation normale à sa surface, notée $B_{z(z=0, \Omega=0)}$ [5] [10]. Cette hypothèse signifie en particulier que la façon dont sont créés les courants de Foucault n'a aucune influence sur eux ;
- Enfin, le matériau, où ont lieu les courants de Foucault, est considéré homogène. Sa conductivité σ et sa perméabilité μ (pour le cas linéaire) sont uniformes sur tout le matériau.

Dans ces conditions la modélisation des freins peut se décomposer en deux études découplées : magnétostatique et magnétodynamique.

² Pour comparaison, rappelons qu'en convection naturelle (air), ce coefficient vaut environ $10 \text{ W}/^\circ\text{C}/\text{m}^2$.

³ A partir d'un modèle à induction imposée et linéaire, nous avons montré que la puissance de freinage générée dans une structure discoïdale, par rapport à celle d'une structure plane, s'exprime à travers un facteur correctif K_{cr} donné par : $K_{cr} = 1 + \frac{\alpha^2}{(1 + \alpha)^2}$ avec $\alpha = \frac{R_{max}}{R_{min}}$. Il est donc aisé de prendre en compte cet effet de courbure à travers ce coefficient correctif pourvu que sa valeur soit peu dépendante des phénomènes « non-linéaires », tels que l'hétérogénéité de la répartition des courants induits ou encore la saturation.

III.1 Modèle magnétostatique ($\Omega = 0$) :

Ce modèle permet, pour une géométrie donnée, de déterminer la répartition spatiale de l'induction d'excitation $B_{z(z=0, \Omega=0)}$ en surface des parties conductrices (ECZ) du frein.

Comme nous l'avons signalé auparavant, l'approche utilisée pour ce modèle est celle, dite approche combinée, développée pour les structures à couplage fractionné. En effet, vis à vis du bobinage d'excitation de type global, une approche par motif élémentaire est possible. En outre, la zone active nécessite une étude fine. L'influence de la géométrie des dents et de l'entrefer requiert le calcul précis de la répartition spatiale de l'induction statique en surface de l'ECZ. Sa modélisation, ou précisément celle d'un motif élémentaire représentatif, est donc réalisée par éléments finis 2D magnétostatique non linéaire (code développé au SATIE).

La zone de retour comprend tout le circuit de retour du flux, y compris la zone où ont lieu les courants de Foucault. Cette zone ne nécessite pas la même précision de calcul que dans le cas précédent. Mais le modèle choisi doit permettre un calcul rapide de la force magnétomotrice générée entre les deux surfaces de l'ECZ. La zone de retour est donc modélisée par un schéma réductant saturable.

A partir de cette démarche, dont la figure 4 présente le synoptique, la répartition spatiale de l'induction magnétostatique est calculée. Un exemple est donné à la figure 5. Son développement en série de Fourier (relation 4) permet un post-traitement simple et une implantation aisée dans le modèle magnétodynamique analytique.

$$B_{z(z=0, \Omega=0)} = \sum_{n=0}^{\infty} \hat{B}_{zn(z=0, \Omega=0)} \cos\left(2n\pi \frac{x}{\tau}\right) \quad (4)$$

(Rappelons que τ correspond au pas de conversion égal au pas dentaire rotorique calculé au rayon moyen).

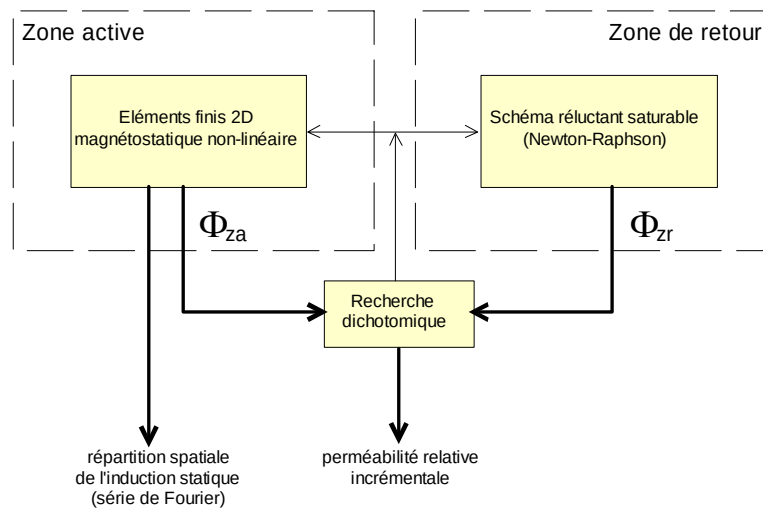


Figure 6. Démarche générale de l'étude statique

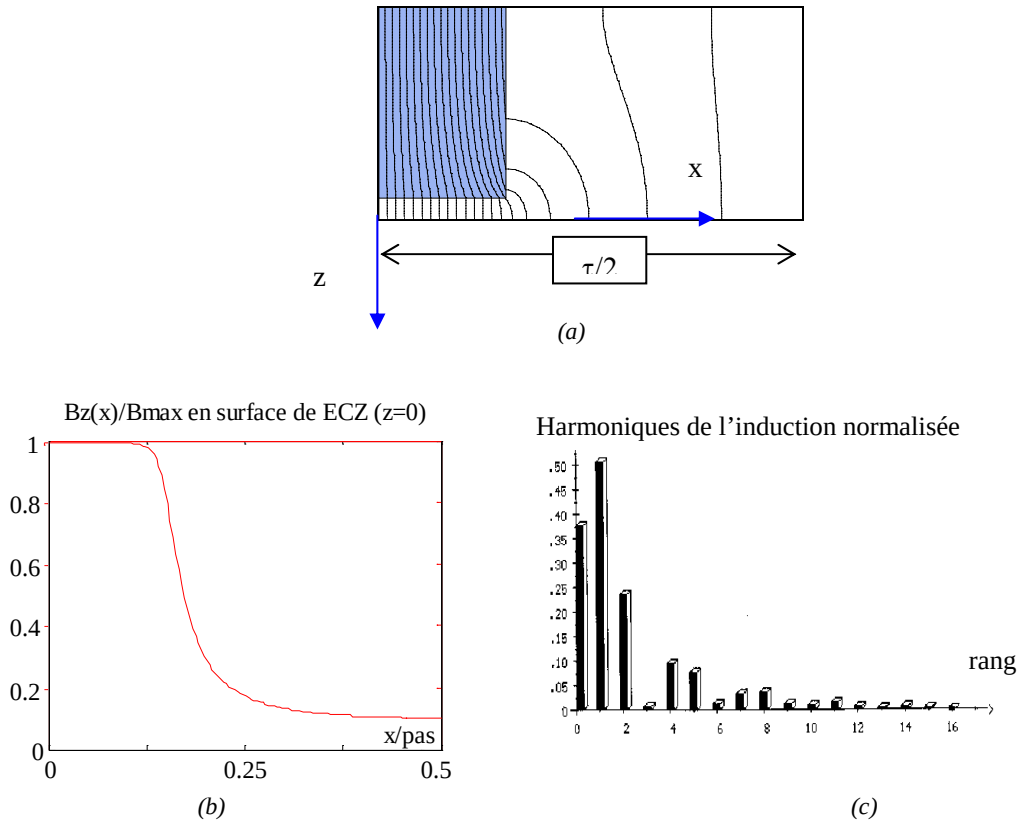


Figure 7. Exemple de tracé des lignes équiflux dans un motif élémentaire (a), répartition de l'induction normalisée en surface de ECZ ($z=0$) en régime magnétostatique (b) et spectre correspondant.

III.2 Modèle magnétodynamique ($\Omega \neq 0$) :

Issu de la résolution analytique des équations de Maxwell, ce modèle nous a permis de calculer la densité des courants de Foucault induits et donc la puissance de freinage pour une fréquence de rotation donnée. Dans cette étude, vu les hypothèses adoptées, nous avons remplacé la denture rotorique (à l'origine de la modulation de l'induction excitatrice) par son effet : une onde progressive d'excitation $B(t, x)$ normale à la surface de la zone ECZ. Vis à vis des effets magnétodynamiques, le modèle géométrique équivalent est donc composé de matériaux homogènes à entrefer constant (voir figure 6b). La conductivité de ECZ est notée σ . Sa perméabilité relative est notée μ_{rd} . La valeur de cette dernière est calculée par différentes approches selon le modèle linéaire ou non-linéaire adoptés. L'onde considérée se propage à une vitesse linéaire v (calculée au rayon moyen). La période spatiale correspond au pas de conversion, égal ici au pas dentaire τ (calculé également au rayon moyen). Cette onde excitatrice équivalente est générée par une densité surfacique fictive de courant J_{sy} disposée à la surface $z = -e$:

$$J_{sy}(t, x) = \hat{J}_s \cdot \cos\left(\frac{2\pi}{\tau}(v \cdot t - x)\right) \quad (5)$$

La valeur de $\hat{J}_s$ est telle que l'induction d'excitation générée en magnétostatique soit identique à celle, réelle, générée par la denture et le bobinage global d'excitation à $z=0$. La relation entre ces deux grandeurs est donc :

$$\hat{J}_s = \frac{1 + \mu_{ris}}{\mu_{ris} \cdot \mu_0} e^{\left(\frac{2\pi \cdot e}{\tau}\right)} \cdot \hat{B}_{z(z=0, \Omega=0)} \quad (6)$$

où μ_{ris} est la perméabilité relative incrémentale du matériau (1) (figure 6b), au point de polarisation, calculée à partir du modèle magnétostatique tel que :

$$\mu_{ris} = \frac{d\hat{B}}{d\hat{H}} \Big|_{\Omega=0} \quad (7)$$

La démarche générale de modélisation est illustrée par le synoptique de la figure 7.

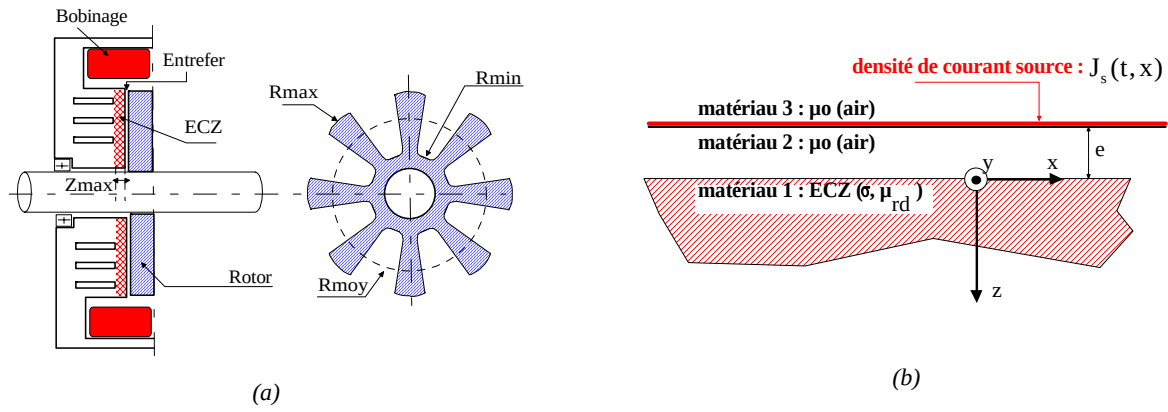


Figure 6. Schéma simplifié d'un frein (a), modèle développé au rayon moyen (b).

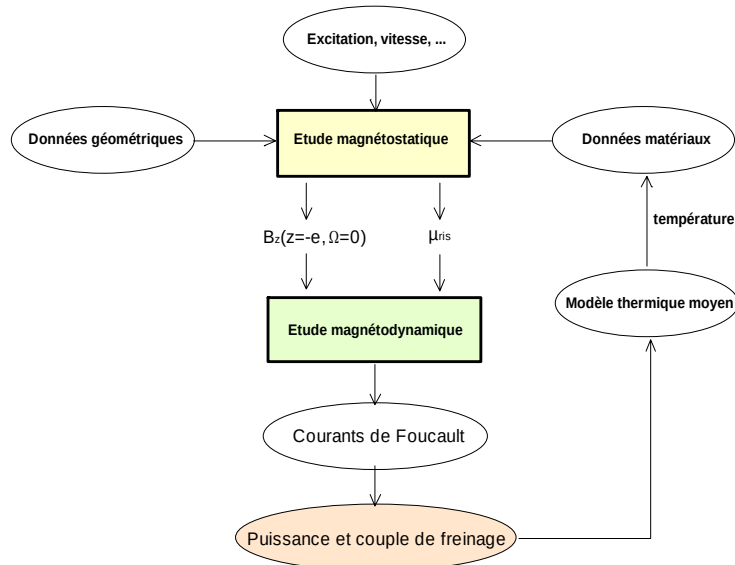


Figure 7. Synoptique général de la modélisation du frein à réluctance et courants de Foucault

Plusieurs modèles magnétodynamiques, liés essentiellement à la méthode de calcul de la perméabilité relative μ_{rd} de la zone ECZ, furent développés dans le cadre de la thèse d'Antoine Lesobre [TH-AL]. Ces modèles, de complexité croissante, allant du simple modèle linéaire au modèle non-linéaire à saturation hétérogène, ont permis de mettre en évidence les phénomènes prédominants dans le fonctionnement de ce type de dispositif.

a- Modèle linéaire ($\mu_{rd} = \mu_{ris} = \text{Cste}$) :

Ce modèle impose une perméabilité μ_{rd} du matériau (1) (cf. figure 6b) constante. Sa valeur correspond à celle de la perméabilité incrémentale μ_{ris} calculée par le modèle magnétostatique (cf. relation 7).

En se limitant tout d'abord au fondamental de l'onde progressive inductrice de courants de Foucault, et en supposant que le potentiel vecteur A (en complexe avec $i^2 = -1$) s'écrit sous la forme :

$$A(x, z, t) = Y(z) e^{i \left(\frac{2\pi}{\tau} (vt - x) \right)} \quad (8)$$

La résolution des équations de Maxwell, conforme aux conditions aux limites établies, permet de calculer les différentes grandeurs électromagnétiques nécessaires à la détermination de la puissance de freinage. A titre d'exemple, la relation (9) donne l'amplitude de l'induction résultante en surface de ECZ ⁴ (ie. pour $z=0$, cf. figure 6b).

⁴ Notons que le terme entre crochets de (9) traduit l'influence de la réaction magnétique des courants induits.

$$\hat{B}_z(z=0) = \left[\frac{2\pi}{\tau} \frac{(1+\mu_{\text{ris}})}{\sqrt{\left(\frac{2\pi\mu_{\text{ris}}}{\tau} + \alpha\right)^2 + \beta^2}} \right] \cdot \hat{B}_{z(z=0, \Omega=0)} \quad (9)$$

où :

$$\begin{cases} \alpha = \sqrt{\sqrt{\frac{4\pi^4}{\tau^4} + \frac{1}{\delta_f^4}} + \frac{2\pi^2}{\tau^2}} \\ \beta = \sqrt{\sqrt{\frac{4\pi^4}{\tau^4} + \frac{1}{\delta_f^4}} - \frac{2\pi^2}{\tau^2}} \\ \delta_f = \sqrt{\frac{\tau}{\pi\mu_0\mu_{\text{ris}}\sigma v}} \end{cases} \quad (10)$$

Rappelons que τ est le pas de conversion (cf. figure 6a) et v est la vitesse de translation. Ces deux grandeurs sont calculées au rayon moyen de la zone active.

La puissance de freinage, calculée pour chaque harmonique d'induction, s'écrit :

$$P_{2D} = \frac{1}{2\sigma} \int_{\Omega} \hat{J}_{2D}^2 d\Omega = \frac{\pi R_{\text{moy}} \Delta R}{2\sigma\alpha} (1 - e^{-2\alpha z_{\text{max}}}) \cdot (\hat{J}_{2D(z=0)})^2 \quad (11)$$

où l'amplitude de la densité de courant induits en surface de ECZ ($z=0$) s'obtient classiquement par :

$$\hat{J}_{2Dy(z=0)} = -\sigma \frac{\partial A}{\partial t} \Big|_{z=0} = \sigma v \hat{B}_{z(z=0)} \quad (12)$$

Compte tenu des hypothèses précédemment admises, la puissance totale de freinage s'obtient simplement par superposition des puissances liées à chaque harmonique.

Hors limitations mécanique, thermique et magnétique et au delà des aspects étude paramétrique que l'on verra ultérieurement, les différentes formulations analytiques établies, bien que simplifiées, permettent d'ores et déjà de définir un certain nombre de lois de variations, notamment :

- En régime magnétique non-saturé ($\mu_{\text{ris}} \sim \text{Cste}$, hypothèse du modèle), les relations (11) et (12) montrent que la puissance de freinage varie, à vitesse de rotation donnée, proportionnellement au carré de la densité de courants induits, donc de l'amplitude de variation de l'induction d'excitation et finalement du carré du courant d'excitation ;
- En fonction de la vitesse de rotation ($v = R_{\text{moy}} \cdot \Omega$), à courant d'excitation et géométrie donnés, l'amplitude de la densité des courants induits varie tout d'abord en Ω ($\delta_f \ll \tau$, $\alpha \approx \frac{2\pi}{\tau}$, $\beta \approx 0$), la puissance de freinage en Ω^2 . Ensuite, pour les très hautes vitesses de rotation ($\delta_f \gg \tau$, $\alpha \approx \beta \approx \frac{1}{\delta_f}$), le coefficient de RMI (terme entre crochets de (9)) varie en $\frac{1}{\sqrt{\Omega}}$, la densité de courants induits en $\sqrt{\Omega}$ et donc la puissance de freinage en Ω (le couple de freinage tend donc vers une constante) ;
- A $\tau/\delta_f \approx \text{Cste}$, la puissance de freinage varie proportionnellement à la surface d'entrefer (cf. (11)).

Les contraintes mécaniques limitent le couple qu'impose l'arbre de transmission et/ou le système d'accouplement. Elles limitent également la vitesse maximale périphérique du fait de la tenue mécanique du disque rotorique (rotor massif : $(R \cdot \Omega)_{\text{max}} \approx 200 \text{ m/s}$). La contrainte magnétique de saturation limite l'amplitude de la variation de l'induction d'excitation. Enfin, la contrainte thermique imposée par la capacité maximale du système de refroidissement limite la puissance de freinage.

Validation numérique du modèle linéaire :

La validation est réalisée par comparaison du modèle analytique avec un calcul par éléments finis linéaire magnétodynamique effectué par ANSYS (approche fréquentielle). Le lecteur pourra se référer à l'article joint en annexe [CI-22]. Les résultats obtenus, tel que celui de la figure ci-contre, ont montré une parfaite concordance entre le modèle numérique et le modèle analytique avec réaction d'induit : erreur de moins de 1 % entre les deux quel que soit le paramètre variable.

De plus, ces résultats ont mis en évidence l'importance de la prise en compte de la réaction des courants induits dans le calcul de la puissance de freinage. En particulier, les fréquences et les courants nominaux atteints sont suffisamment élevés et l'épaisseur de peau suffisamment fine pour qu'une étude simplifiée à induction imposée (cas d'école) ne soit plus valable dans notre cas d'application.

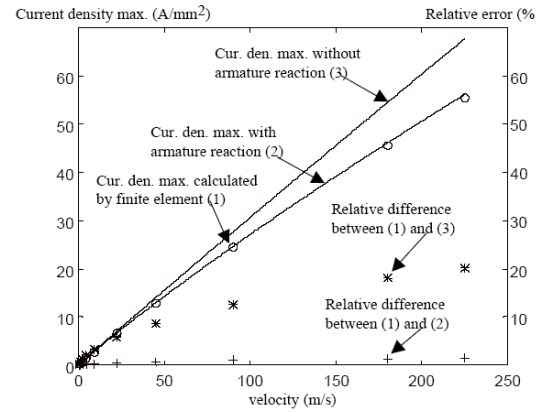


Figure 8. Variation de la densité de courants induits en fonction de la vitesse de translation (au rayon moyen) : comparaison modèle analytique et modèle E-F (Ansys) [CI-22]

Enfin, cette première étude a montré qu'une modélisation numérique ou analytique **linéaire** allait atteindre rapidement sa limite. En effet, l'induction transverse B_x (due aux courants de Foucault) peut atteindre des valeurs dix fois supérieure à l'induction normale B_z , si on ne tient pas compte de la saturation.

b- Modèle magnétodynamique non linéaire à saturation homogène ($\mu_{rd} = \mu_{rx} = f(H_x)$) :

Jusqu'à présent la perméabilité relative intervenant dans le modèle magnétodynamique μ_{rd} est celle déduite du modèle magnétostatique ($\mu_{rd} = \mu_{ris}$), supposée constante et imposée par la polarisation magnétique quelle que soit la valeur des courants de Foucault générés. Nous avons montré que ces derniers, et par conséquent le champ tangentiel généré, imposent la prise en compte de la dépendance de la perméabilité vis-à-vis de ce champ.

Ce premier modèle magnétodynamique non-linéaire consiste à corriger, par calcul itératif classique et à partir des formulations analytiques précédentes, la perméabilité relative dynamique. Cette dernière est déterminée suivant la valeur du champ transverse tel que :

$$\mu_{rd} = \mu_{rx} = \frac{\hat{B}_x}{\hat{H}_x} = f(\hat{H}_x) \quad (13)$$

Cette perméabilité sera supposée cependant invariante dans tout le matériau.

Le synoptique général de ce modèle est décrit par la figure 10a.

Notons que pour ce modèle ainsi que le suivant, le théorème de superposition des effets harmoniques n'est plus possible. Nous avons donc considéré, pour le calcul de la perméabilité dynamique, que celle-ci est uniquement tributaire du fondamental de l'induction d'excitation.

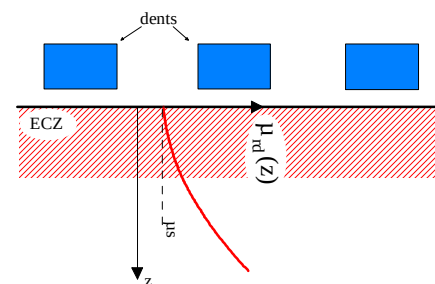
c- Modèle magnétodynamique à saturation variable ($\mu_{rd} = f(z)$) :

Dans le modèle précédent, la perméabilité est sous-estimée du fait que sa valeur est déterminée en surface où ont lieu les saturations les plus importantes.

Dans ce dernier modèle, l'état de saturation est considéré fonction de la profondeur telle que [11], [12] :

$$\mu_{rd}(z) = \mu_s e^{\lambda z} \quad (14)$$

où μ_s est la perméabilité relative dynamique en surface de l'ECZ et λ un coefficient traduisant la dépendance de μ_{rd} en fonction de z (cf. figure 9).



Figures 9. Variations de la perméabilité relative en fonction de la profondeur

Le calcul itératif est illustré par la figure 10b.

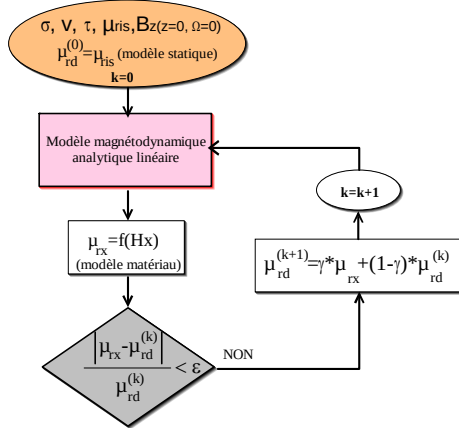


Figure 10a. Modèle à saturation homogène

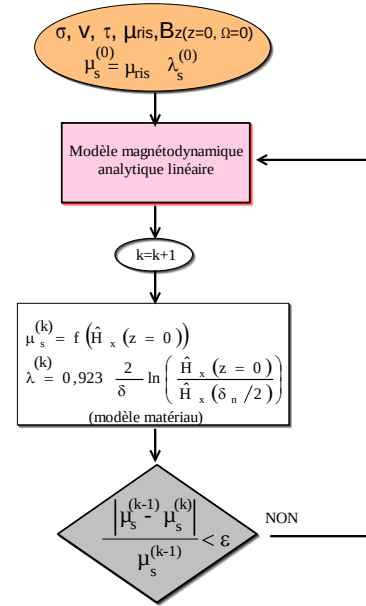


Figure 10b. Modèle à saturation variable

d- Correction de l'effet 3D

Lors des calculs précédents, nous n'avons considéré qu'une seule composante de courants J_y . Or l'ECZ possède des limites dites transversales.

Il semble donc évident qu'il existe des courants J_x importants permettant ainsi la conservation du courant.

Des calculs similaires ont déjà été faits par le passé [2], [6], [13], [14], [15]. Ils s'appliquent le plus souvent aux machines asynchrones [16], [17]. La conclusion de ces différents travaux est principalement l'ajout d'un coefficient multiplicateur correctif de la conductivité (ou résistivité).

Dans le cadre de la collaboration mentionnée avec F. **Bouillault** du LGEP, nous avons choisi de recalculer les courants de Foucault en tenant compte de l'effet 3D néanmoins en situation simplifiée. Nous considérons ainsi toujours un modèle géométrique développé au rayon moyen, mais également un régime magnétique linéaire sans réaction magnétique d'induit. On suppose ainsi que le comportement en fonction des paramètres de la réaction d'induit et du phénomène de saturation du matériau n'est pas influencé par les limites transversales.

La méthode consiste à introduire, dans l'expression de l'induction magnétique, une fonction de répartition en y (cf. figure 11) telle que :

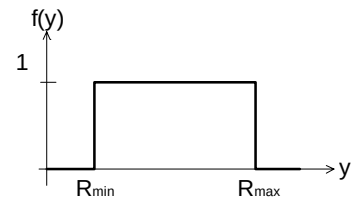
$$B_z = \hat{B}_{z(z=0)} \cdot e^{-\alpha z} \cdot e^{i\left(\frac{2\pi}{\tau}(vt-x) - \beta z\right)} \cdot f(y) \quad (15)$$

Cela revient à trouver un champ magnétique $\vec{T}$ dans le matériau ECZ n'ayant qu'une seule composante (suivant z) et tel que $\text{rot}(\vec{T}) = \vec{J}$.

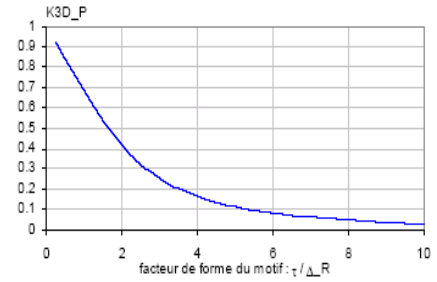
La résolution analytique des équations de Maxwell dans ce cas de figure mène à l'introduction, dans l'expression des différentes grandeurs électromagnétiques, de facteurs correctifs. A titre d'exemple, la relation (16) donne l'expression obtenue du facteur correctif relatif à la puissance de freinage tel que $P = P_{2D} \cdot K_{3D_P}$:

$$K_{3D_P} = 1 - \frac{\tau}{\pi \Delta R} \tanh\left(\frac{\pi}{\tau} \Delta R\right) \quad (16)$$

Sa variation, en fonction du facteur de forme du motif élémentaire $\tau/\Delta R$, est illustrée par la figure 12.

Figure 11. Fonction de répartition en y

On voit ainsi que l'incidence de la non-prise en compte de ce facteur est importante pour un facteur de forme supérieur à l'unité. En effet, l'erreur commise sur la puissance serait de 40% pour un facteur de forme de 2 par exemple. A l'opposé, pour une structure à grand nombre de dents rotoriques ($\tau \ll \Delta R$) et à basse vitesse de rotation (diamètre rotorique important à vitesse périphérique maximale donnée), l'erreur est très faible ($K_{3D_P} \approx 1$). Dans ce cas, une modélisation 2D est suffisante.



Figures 12. Coefficient correctif de puissance en fonction du facteur de forme du motif : $\tau / \Delta R$

IV. Validation expérimentale des modèles et étude paramétrique

Un certain nombre d'essais ont été effectués [TH-AL] sur différents prototypes de freins à courants de Foucault réalisés par la société D2T d'une puissance de 1 kW à 220 kW. Ces essais ont permis de montrer l'absolue nécessité de la prise en compte de la saturation magnétique dans le calcul des courants induits et la bonne corrélation entre les résultats des deux modèles non-linéaires et les mesures. La pertinence du choix du modèle de la saturation n'a cependant pas été démontrée. En effet, la précision des deux modèles non-linéaires (saturation homogène et variable) semble sensiblement voisine (cf. figure 13). L'imprécision et la dispersion des caractéristiques des matériaux magnétiques utilisés, imprécision due notamment aux effets de mise en oeuvre des composants du frein, semblent prépondérantes dans le résultat final.

Les modèles développés ont permis une étude paramétrique aisée en vue de l'optimisation et du dimensionnement du frein. Les figures 14 et 15 en présentent quelques exemples.

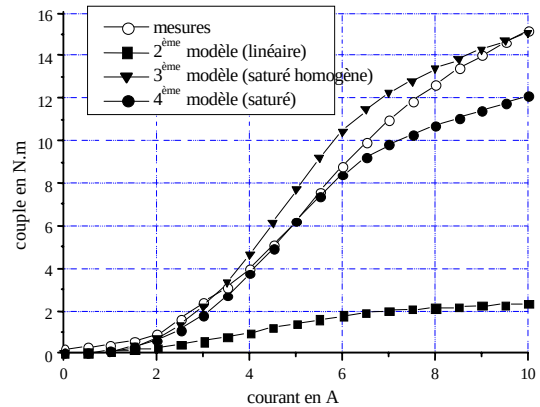


Figure 13. Courbes couple-courant d'excitation mesurées et calculées à 1500tr/min sur le prototype

Il y apparaît tout d'abord l'existence d'un nombre de dents optimal maximisant la puissance de freinage. Cet optimum a été mis en évidence grâce à l'introduction du facteur correctif 3D dans l'expression de la puissance. En outre, la maximisation du couple, pour une vitesse donnée, impose une perméabilité relative dynamique (μ_{rd}) de la zone ECZ relativement faible (valeur obtenue égale à 10 pour 1000 tr/min) correspondant au meilleur compromis entre une épaisseur de peau suffisante et une ondulation de l'induction élevée. Cette valeur optimale diminue avec la vitesse de rotation. Enfin, pour cette valeur de perméabilité, le facteur de forme du motif élémentaire ($\tau / \Delta R$) présente un optimum de 0.85, ce qui permet de relier simplement le nombre de dents optimal au rapport $\Delta R / R_{\text{moy}}$ (cf.

figure 14b). Le matériau de la zone ECZ est l'élément clé dans ce type d'actionneur. Le matériau optimal théorique est celui qui présente une perméabilité à l'origine élevée (entrefer magnétique équivalent faible), une conductivité électrique importante, une perméabilité dynamique faible, une conductivité thermique élevée et enfin une dilatation thermique réduite. A défaut de réaliser un matériau composite spécifique, la comparaison d'un certain nombre de matériaux usuels a montré que le matériau **42CD4** est celui qui se rapproche le plus du matériau idéal.

Concernant le rotor, celui-ci subit les plus fortes contraintes mécaniques. Il doit donc être à haute résistance mécanique. D'un point de vue magnétique, sa perméabilité à l'origine et son induction à saturation devront être très élevées. De plus, afin de réduire les phénomènes de rémanence (couple parasite), il doit être magnétiquement le plus doux possible (faible taux de carbone). Le matériau 13CD4 semble satisfaire simultanément ces différents critères. Concernant la forme du rotor, on peut voir sur les figures 15a et 15b l'influence de la largeur relative des dents et celle du jeu mécanique. Ces deux variations dépendent fortement de l'état magnétique des circuits. En particulier, le « taux de remplissage » optimal rotorique (rapport largeur denture/pas) est voisin de 35 % en régime linéaire, alors qu'il passe à 45 % pour un régime

fortement saturé. Enfin, indépendamment des contraintes mécaniques (résistance) et d'inertie, l'épaisseur du rotor devra être supérieure à 10 fois le jeu mécanique. En deçà de cette valeur, la saillance rotorique n'est plus suffisante pour générer une ondulation de l'induction d'excitation importante. Concernant le jeu mécanique, il est évident que sa valeur devra être minimisée compte tenu des contraintes de dilations thermiques. Notons à ce sujet que, comme pour les machines à réluctance variable, son influence est amoindrie lors d'un fonctionnement à forte saturation (cf. figure 15b).

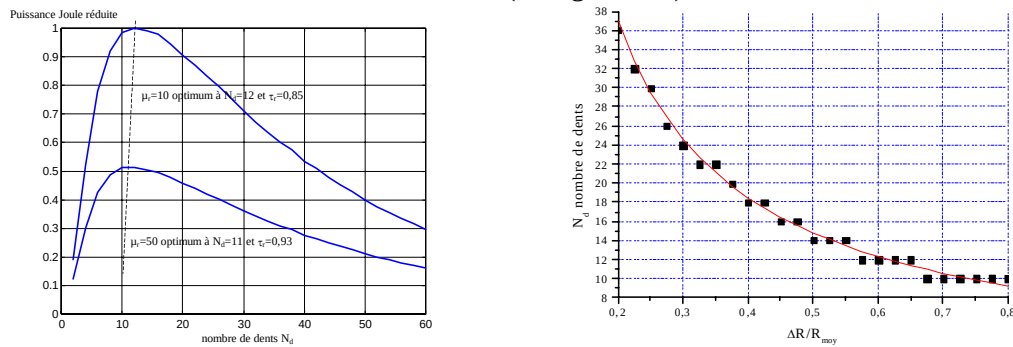


Figure 14. Influence du nombre de dents sur la puissance de freinage (a), nombre de dents optimal en fonction de $\Delta R/R_{moy}$ (b)

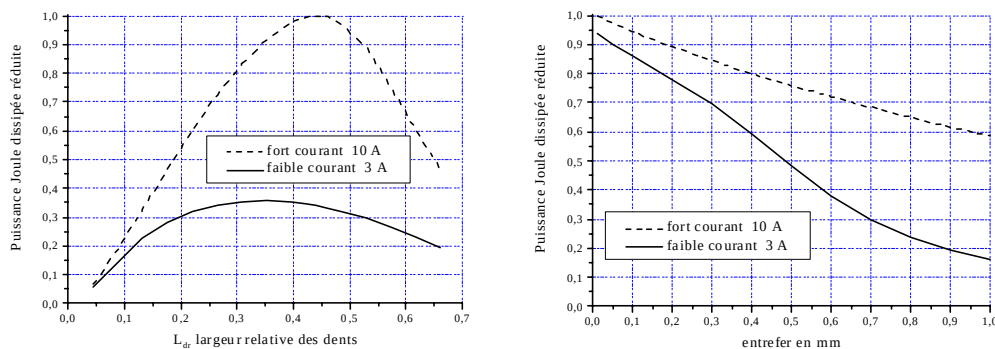


Figure 15. Influence, sur la puissance de freinage de la largeur relative des dents (a) et de l'entrefer (b)

V. Adjunction de la fonction moteur : conception du Moteur/frein intégré

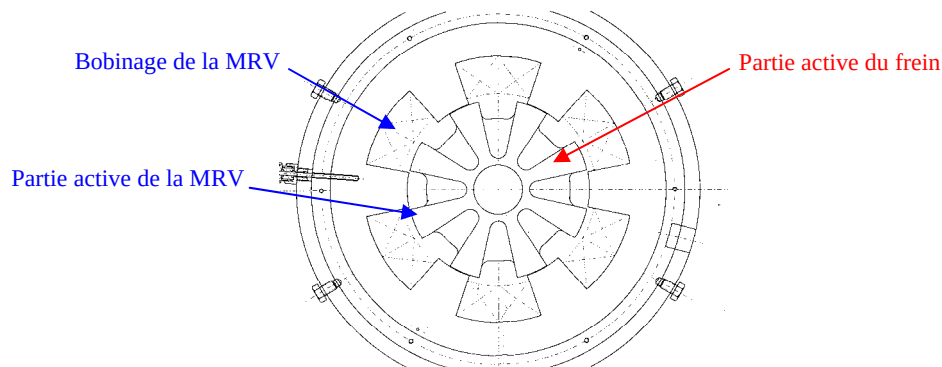
Tout dispositif électromagnétique disposant d'un bobinage de puissance accessible étant réversible, la double fonction moteur et frein peut donc être réalisée naturellement. Dans le cas de la configuration étudiée (induit massif), cette réversibilité n'est pas possible. Il faut noter cependant que dans le cas des bancs de charge étudiés, les deux fonctions ne sont pas symétriques. En effet, pour des raisons liées aux applications, la puissance frein est sensiblement supérieure d'un facteur 3 à la fonction moteur.

Afin de réaliser un banc de charge dynamique, plusieurs solutions existent. On peut en particulier utiliser une solution de machine unique réversible à induit bobiné. Dans cette solution, la fonction moteur est nécessairement surdimensionnée compte tenu de la dissymétrie des deux fonctions frein et moteur signalée précédemment. La deuxième solution est l'utilisation d'un système dit *tandem* consistant en une mise sur la même ligne d'arbre d'un frein à courants de Foucault et d'un moteur classique de plus faible puissance. Enfin, la troisième solution consiste à intégrer directement dans la structure du frein une fonction moteur [BI-6]. Cette dernière solution, séduisante sur le plan conceptuel, permet d'utiliser une technologie frein mature industriellement.

Les critères principaux pour la recherche topologique de nouvelles structures moteur-frein adaptées et viables sont la compatibilité de la solution aux exigences d'une application de forte puissance – haute vitesse (rotor passif), le haut degré d'intégration de la fonction moteur à celle frein (compacité), l'inertie totale du dispositif moteur/frein et sa longueur axiale et enfin le coût global y compris celui relatif au convertisseur d'alimentation.

La solution développée utilise donc la surface cylindrique du dispositif pour la fonction moteur, la surface plane étant réservée à la fonction frein. Cette fonction moteur est assurée par une machine de type MRV 6/8 Vernier *grosses dents* (cf. figure 16). La partie moteur n'a pas été, à proprement parler, optimisée. Il

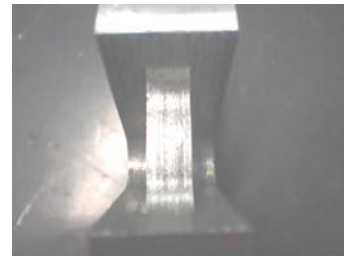
s'agissait essentiellement de valider le principe, la viabilité d'une telle cohabitation ainsi que sa faisabilité technique.



Figures 16. Coupe transversale du prototype du moteur/frein

Deux rotors ont été réalisés :

- l'un en matériau massif (cf. figure 17a) qui favorise la fonction frein ;
- l'autre en tôles feuilletées de 0.5 mm d'épaisseur en fer silicium à 3 % (cf. figure 17b) qui favorise la fonction motrice.



Figures 17. Photos des rotor réalisés : (a) massif, (b) feuilleté

De nombreux essais ont été réalisés sur la maquette⁵ aussi bien celle à rotor massif que celle à rotor feuilleté.

Concernant la fonction frein, à cause de l'anisotropie magnétique du rotor qui privilégie fortement le flux de fuites radial au flux utile axial⁶, il a été constaté une baisse générale d'environ 20 % sur le couple de la fonction frein dans les mêmes conditions d'utilisation que pour un rotor massif.

Concernant la fonction moteur, les performances de la MRV obtenues⁷ sont conformes aux attentes dans le cas d'un rotor feuilleté. Dans le cas du rotor massif, elles sont bien évidemment en deçà de celles souhaitées. Le couple maximal obtenu ne dépassait guère 0.5 kW au lieu de 1.9 kW. En effet, le rotor massif accentue considérablement les courants induits en son sein. Or, ces courants créent non seulement des pertes qui diminuent considérablement le rendement (de l'ordre de 30 % mesuré au lieu de 75 % pour un rotor feuilleté) mais créent également une baisse notable du couple électromagnétique due à la chute de l'inductance maximale en position de conjonction (phénomène d'écran).

⁵ Fonction frein : 16 kW à 12000 tr/min. Fonction moteur (MRV) : 10N.m, 10A-540V DC, 2000 tr/min, Pmax=1,9kW est maintenue constante jusqu'à 4000 tr/min.

⁶ Ces fuites ont été identifiées expérimentalement à travers des mesures de FEM de couplage moteur/frein.

⁷ La MRV a été alimentée par un onduleur de tension, contrôlé à partir d'une carte DSP. Les angles de commande ont été optimisés afin de maximiser le couple moteur.

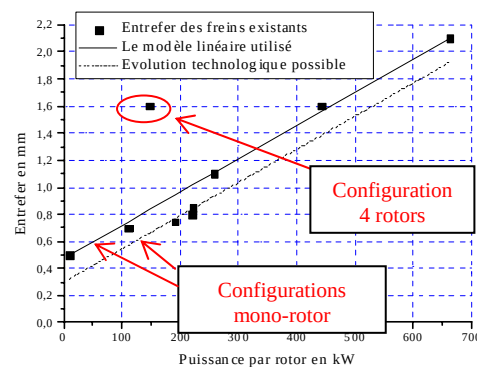
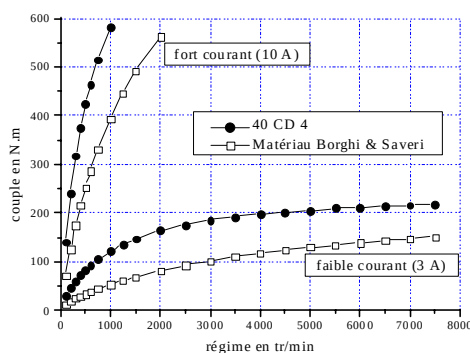
V. Bilan et perspectives

Les structures à courants induits et à excitation homopolaire étudiées, ont été développées par la Société BORGHI-SAVERI puis par le Groupe D2T avec qui une forte collaboration a été initiée. Les travaux menés ont concerné essentiellement l'élaboration de modèles semi-analytiques de pré-dimensionnement. Ceux-ci sont basés sur une approche combinée *éléments finis / schéma réducteur saturable*, déjà utilisée dans le cas des structures à couplage fractionné, à laquelle nous avons adjoint des modèles analytiques magnétodynamiques non-linéaires. Ces modèles et les outils développés ont permis une analyse paramétrique aisée relativement précise.

Ces modèles souffrent cependant de deux imprécisions majeures :

- la première concerne le modèle thermique et son nécessaire couplage fort aux modèles magnétodynamiques. Cet aspect n'a été traité que sommairement et de façon trop simpliste à partir de modèles empiriques. Toujours en maintenant le critère de souplesse et de rapidité, un modèle 2D en régime établi du système de refroidissement est à développer. Il n'en reste pas moins que l'on peut supposer que l'étude paramétrique effectuée reste valable, du moins en terme de sensibilités ;
- la seconde imprécision concerne l'effet des harmoniques d'induction. Jusqu'ici, cet effet a été évalué par superposition. Dans le cas des modèles non-linéaires, seul le fondamental de l'induction est supposé imposer la perméabilité dynamique. De plus, la valeur de cette perméabilité était considérée comme indépendante de la fréquence de variation de l'induction. Bien qu'expérimentalement, la relative bonne corrélation des modèles et des mesures ait été montrée, il serait cependant utile d'évaluer, à partir d'une modélisation entièrement numérique, les limites de validité de ces hypothèses.

Grâce aux études paramétriques effectuées, un certain nombre d'améliorations des structures existantes ont pu être proposées et validées. En particulier, le choix des différents composants magnétiques du frein (cf. figure 18a), les dimensions optimales de la partie active ou encore la géométrie du système de refroidissement sont autant d'éléments qui ont apporté un gain très significatif sur les performances des freins optimisés. C'est ainsi qu'une nouvelle gamme standard, dite DE, de freins mono-rotor fut développée par le partenaire industriel : 80 kW-12000 tr/min, 300 kW-10000 tr/min et 450 kW-8000 tr/min. Il a été également dimensionné et réalisé un prototype de frein de 750 kW – 20 000 tr/min, comportant 6 rotors en ligne, dédié au banc d'essai de moteurs thermiques hautes performances. Notons à ce sujet que la montée en puissance et en vitesse nécessite une configuration multi-rotors, les vitesses périphériques étant limitées (typiquement à 200 m/s). Le bobinage d'excitation peut être néanmoins unique. De plus, la multiplication du nombre de rotors n'engendre pas une même augmentation de la puissance de freinage. En effet, comme illustré par les résultats empiriques de la figure 18b, les contraintes de tenue mécanique, de dilation thermique, de montage, imposent, pour la configuration multi-rotor (ici 4 rotor), une augmentation de l'entrefer plus importante que dans le cas mono-rotor. En outre, le nombre maximal de rotors est lui-même limité par les mêmes considérations que celles mentionnées précédemment. La détermination de cette limite nécessiterait une étude mécanique approfondie.



Figures 18. Amélioration des performances par rapport au matériau de ECZ (a), Variation de l'entrefer en fonction de la puissance maximale de freinage (b)

Sur le plan purement conceptuel, la recherche de solutions *double-fonction*, intégrant à la fois la fonction freinage (discoïde à courants induits) et la fonction moteur (MRV cylindrique), nous a amenés à concevoir et

réaliser une architecture intégrée originale. La cohabitation des deux fonctions au sein d'une même structure magnétique à rotor feuilleté semble donc viable malgré une légère incompatibilité magnétique due à l'anisotropie du rotor pour les deux fonctions envisagées. Cette incompatibilité génère pour la fonction frein une baisse des performances de l'ordre de 20 %. Ce point reste donc à approfondir.

La solution du moteur-frein intégré est prometteuse pourvu que des développements supplémentaires soient réalisés. Ces derniers devront concerner essentiellement la fonction moteur, notamment par une optimisation plus rigoureuse du nombre de dents, une configuration 12/8 semble notamment plus performante. La projection à un cahier des charges industriel, 220 kW frein / 75 kW moteur, a montré que la solution intégrée présente comparativement à des solutions réversibles « classiques » les avantages d'une conception maîtrisée, d'une maturité technologique importante, d'une alimentation électronique de faible puissance et de son contrôle rudimentaire, d'un rotor plus court et d'une masse tournante plus faible.

B.II Configuration « tout fer tournant » : Stockage électromécanique

Co-encadrements

O. Gergaud [DEA-OG], N. Bernard [DEA-NB], N. Bernard [TH-NB]

Collaborations universitaires

J. Delamare, F. Faure (LEG), J.Y. Cognard, C. Kerzreho (LMT- ENSC-Rennes)

Autres permanents de l'équipe impliqués

B. Multon

Article joint :

v [N. Bernard, H. Ben Ahmed, B. Multon : « Design and Modelling of a Slotless and Homopolar Axial-Flux Synchronous Machine for a Flywheel Accumulator ». IEEE Trans. Industry Applications, vol. 40, Issue 3, May-June 2004, pp. 755- 762.](#)

I. Introduction

La deuxième configuration à excitation homopolaire conçue et étudiée est un actionneur synchrone à bobinage dans l'entrefer basé, comme la précédente configuration, sur le motif élémentaire noté SA. L'actionneur est intégré à un dispositif de stockage inertiel. La prise en compte, dès la conception des contraintes spécifiques de l'application et des éléments du dispositif et de leurs éventuels couplages, a permis de concevoir un dispositif intégré original. Les principales contraintes qui ont été fixées sont une très faible autodécharge, une souplesse de réglage des échanges d'énergie, un très faible coût, une longue durée de vie ($> 10^6$ cycles), un recyclage en fin de vie aisé.

Le choix d'une technologie adaptée est tributaire des différents éléments intervenant dans un tel système de stockage (cf. figure 1a), en particulier le moteur/générateur et son électronique associée (éléments de charge et de décharge), le volant d'inertie (élément de stockage) ainsi que les paliers (éléments de guidage). Chacun de ces éléments a fait l'objet d'une recherche approfondie et collaborative entre 3 unités de recherche, à savoir, relativement aux éléments pré-cités, notre équipe [DEA-OG], [DEA-NB], [TH-NB], l'équipe de Mécanique du LMT-Ker Lann (thèse de C. Kerzreho [55]) et enfin l'équipe « Matériaux, Machines et Dispositifs Electromagnétiques Avancés » du LEG (thèse de F. Faure [45]).

Le choix d'une technologie est également fonction de critères économiques, à savoir les coûts d'investissements relatifs à la matière première et à sa mise en forme, ainsi que les coûts d'entretien (usure, vide).

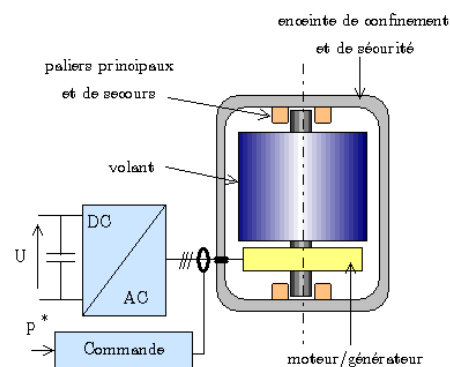


Figure 1a. Principaux composants d'une batterie électromécanique

Avant de décrire la structure globale de l'accumulateur, rappelons que ses performances en termes de capacités de stockage maximales théoriques massiques et volumiques sont données respectivement par les relations (1) et (2) ci-dessous¹. Notons à ce stade qu'hors considérations technologiques liées aux process de fabrication, en particulier pour les volants composites, ces relations montrent qu'il n'y a pas d'effet d'échelle sur les performances théoriques intrinsèques.

$$\varpi_m = K_m \left(\frac{\sigma_e}{\rho} \right) \quad (1)$$

¹ Dans ces expressions théoriques un certain nombre de facteurs réducteurs ont été omis. En particulier, le coefficient de pondération ϖ lié à la fatigue du volant en rotation intervenant dans l'estimation de σ_e , la profondeur de décharge notée PDC correspondant au rapport de l'énergie maximale accumulée et l'énergie extractible, enfin le rendement énergétique des éléments de conversion et des éléments mécaniques.

$$\square_g = K_g (\sigma_e) \quad (2)$$

Les coefficients K_m et K_g (ce dernier est ramené au volume balayé), globalement indépendants du matériau, peuvent varier entre 0 et 1 suivant la géométrie du volant. Pour un cylindre plein, on obtient $K_m = K_g = 0.6$. Pour un cylindre creux, ces coefficients varient inversement suivant le rapport α des rayons intérieur et extérieur. A titre d'exemple, nous obtenons $K_m = 0.47$, $K_g = 0.07$ pour $\alpha = 0.92$. Les paramètres σ_e et ρ sont liés au type de matériau du volant, à savoir respectivement sa résistance mécanique à la traction en limite élastique et sa masse volumique.

Une étude générale réalisée par C. Kerzhéo [55] a permis de fixer la structure globale de l'accumulateur. En effet, à partir d'une comparaison des différentes combinaisons *matériau-forme* et en se limitant au volant seul, il a été mis en évidence divers compromis possibles entre les capacités énergétiques massiques, volumiques et les coûts correspondants. Ces résultats sont synthétisés sur la figure 1b ci-contre². Plusieurs types de matériaux (composite, Titane, acier, ...) et de formes (cylindre plein et creux et disque iso-contraintes) sont analysés dans le plan *énergie volumique-énergie massique*. Les performances économiques en Wh/Euro de chaque combinaison, proportionnelles au diamètre des cercles, y sont également mentionnées. Ce graphique montre ainsi que la solution volant cylindrique plein utilisant un acier relativement économique et facilement recyclable en fin de vie (35NiCrMo16) offre un bon compromis performances volumiques/coût et semble donc particulièrement adapté pour les applications stationnaires à fort cyclage où la masse est peu contraignante. Cette solution, par sa « compatibilité » magnétique, permet en outre une forte intégration des différents éléments du système (volant, moteur/générateur et paliers). Le coût énergétique estimé de cette configuration est d'environ 1 Wh/Euro pour 10 Wh/kg et 75 Wh/litre. C'est donc cette configuration qui a été retenue pour notre application.

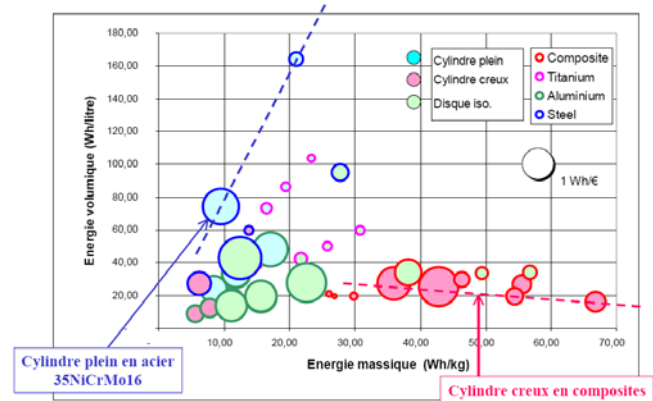


Figure 1b. Performances « réels » et coûts énergétiques de différents volants (le diamètre des cercles est proportionnel à la performance économique en Wh/Euro) [55]

Comparativement à une solution de stockage électrochimique de type plomb-acide : 7 Wh/Euro, 30 Wh/kg, la solution inertielle présente donc un surcoût en investissement important (facteur 7). Cependant, en coût global sur cycle de vie, la solution inertielle reste d'autant plus performante que le nombre de cycles charge/décharge est élevé. En effet, pour le stockage inertielle, le nombre de cycles considéré est de 10^6 cycles. Pour le stockage électrochimique, ce nombre dépasse difficilement $2 \cdot 10^3$ cycles.

II. Conception du convertisseur électromagnétique

Pour stocker et restituer cette énergie cinétique en énergie électrique, il faut adjoindre à la fonction stockage (volant) une fonction charge/décharge. C'est le rôle du **convertisseur électromécanique** (réversible) associé à son électronique de puissance et de commande. Le volant et la machine électrique peuvent être « intégrés » ou reliés simplement à travers un axe et un système d'accouplement. Notons à ce stade que le volume du volant impose la quantité d'énergie stockée, celui du convertisseur électromécanique le couple d'entraînement (cf. chapitre A0), son électronique associée définit la puissance maximale de transition. Suivant ce constat, une intégration complète convertisseur-volant est obtenue dans une configuration faible énergie stockée et faible vitesse de rotation. Le rotor de la machine électrique constitue à lui seul dans ce cas l'élément de stockage. Sur la figure 2 sont schématisées ces différentes configurations dans le plan couple-énergie-puissance à technologies et matériaux donnés. A titre d'exemple, en partant de la configuration de référence (origine du repère), l'accroissement de la puissance par diminution du temps de charge/décharge,

² Cylindres pleins : $K_m = K_v = 0.6$. Cylindres creux isotropes : $\alpha = \frac{R_{in}}{R_{ex}} = 0.7$ sauf pour les volants composites où α a été optimisé. Volants iso-contrainte : $K_m = 0.94$, $K_v = 0.29$. Rapport de vitesse $r = 3$ permettant un PDC de 89 %. Les coûts pris en compte se limitent aux coûts matière et de mise en forme. Les coûts relatifs aux autres éléments du système de stockage *paliers-convertisseur-auxiliaires* ne sont donc pas pris en compte.

l'énergie stockée et la vitesse de rotation étant maintenues constantes, génère une augmentation de la surface silicium.

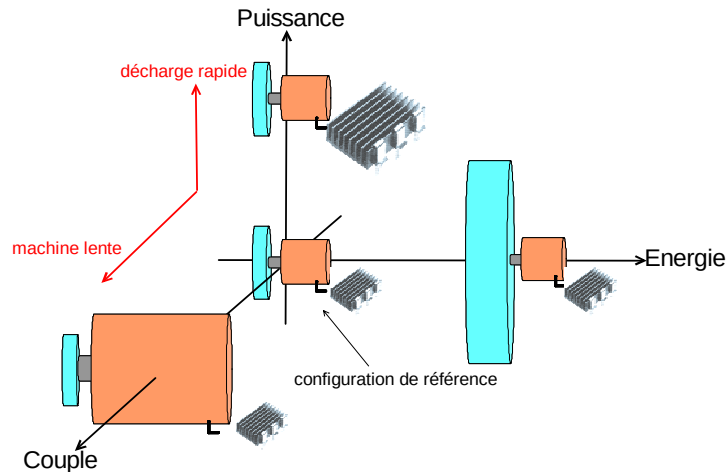


Figure 2. Evolution schématique des volumes des composants

Différentes topologies et architectures de convertisseur électromagnétique dédiées au stockage existent, les plus fréquentes sont illustrées par la figure 3. L'intégration *volant-convertisseur*, au-delà des volumes de chaque fonction mentionné précédemment, repose également sur l'adéquation de la structure électromagnétique avec la forme générale du volant. Une structure discoïde globale où la partie électromagnétique est à champ axial (configurations c et d), semble favoriser cette intégration du fait des contraintes mécaniques (vitesses périphériques) et électromagnétiques (surface active d'entrefer).

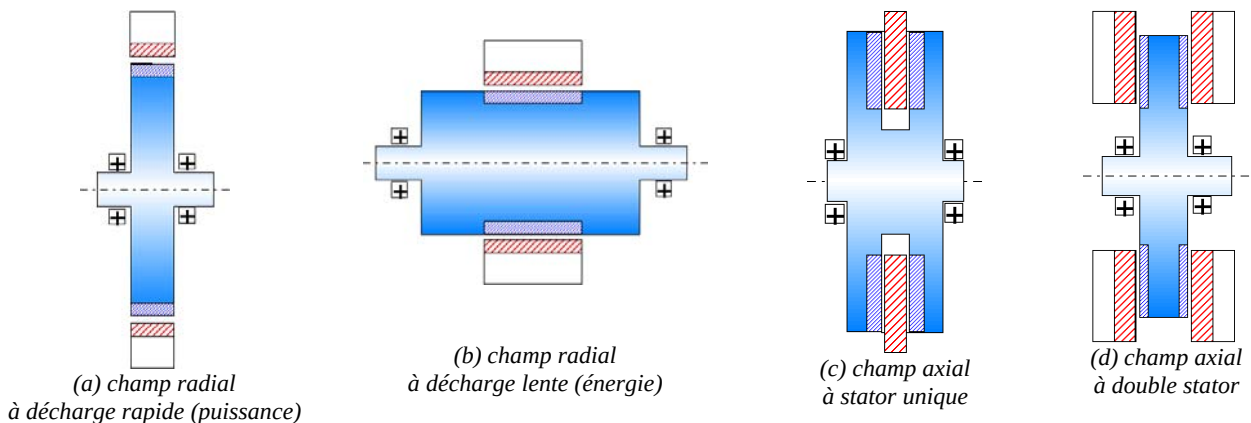


Figure 3. Principales architectures de machines électriques pour le stockage inertiel

La structure à **champ radial** telle que celle proposée par [56] présente une excitation fixe bobinée de type homopolaire (cf. figure 4a). La solution semble séduisante par son aspect intégration, l'assemblage d'un tel dispositif reste cependant complexe. Les auteurs de [57] proposent une structure sensiblement identique à la précédente (cf. figure 4b). Le dispositif étant à faible temps de décharge (application puissance) et basse vitesse de rotation, l'élément de stockage se limite alors au rotor. Les enroulements dédiés aux paliers magnétiques actifs sont concentriques au bobinage d'excitation. Le bobinage de puissance (induit), non représenté ici, est classique (de type réparti) réalisé en fil de litz.

Les structures à **champ axial** sont probablement les plus répandues. A titre d'exemple, dans [58], il s'agit d'une disposition intégrée *volant-convertisseur* (cf. figure 4c) pour une application dédiée au véhicule électrique (65Wh-25kW-50000 tr/min). Le volant est en acier haute résistance (3%CrMoC-1000MPa-60000 cycles). Le convertisseur électromécanique est de type synchrone triphasé, 6 pôles, à aimants permanents tournants (NdFeB, aimantation axiale). Le bobinage de puissance, disposé dans l'entrefer, est torique.

Le second exemple, issu d'un brevet déposé en 2001 par Tupper [59], est à rotor denté entièrement passif (cf. figure 4d). Le bobinage de puissance est fixé sur un anneau extérieur et se présente, comme pour le premier exemple, sous la forme d'un induit de Gramme (bobinage torique). Le bobinage d'excitation solénoïdal (repère 8 sur la figure 4d) est intercalé entre ces deux anneaux. Le circuit magnétique est composé de barres radiales feuilletées (repère 27), leur nombre étant égal au nombre de paires de pôles. La tenue mécanique des

barres est ici un problème délicat. Leur tenue par les disques extérieurs (par frettage par exemple) limite sensiblement la vitesse périphérique admissible et donc les performances énergétiques du dispositif.

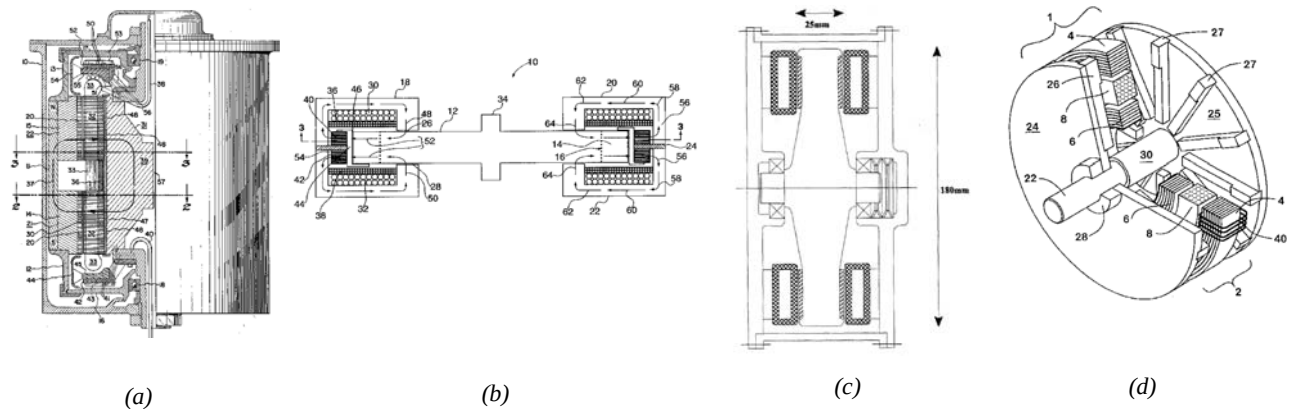


Figure 4. Exemples de convertisseurs synchrones appliqués au stockage inertiel : (a), (b) à excitation homopolaire à champ radial, [56] [57], (c) à champ axial à aimants [58], (d) à champ axial à excitation homopolaire [59]

Les spécificités de l'application visée nous ont incité à reprendre, à la base, les contraintes associées et d'analyser leurs conséquences structurelles. Ce bilan est le suivant :

- Pour des raisons de résistance mécanique, le rotor devra être entièrement passif (ne comportant ni bobinage, ni aimant) et de préférence massif isotrope ;
- Pour minimiser les pertes magnétiques dans le fer, toutes les parties ferromagnétiques devront être tournantes (fixes par rapport au champ magnétique). Ceci implique donc une architecture à bobinages d'induit et d'excitation fixes et dans l'entrefer (sans fer). La distribution du premier devra en outre permettre un champ tournant aussi parfait que possible ;
- Pour obtenir une large plage de vitesse à puissance constante (fonctionnement en régime de défluxage) et pour minimiser les pertes à vide (pas de champ inducteur), l'excitation devra être bobinée réglable ; Rappelons qu'un rapport de vitesse de 3 est suffisant dans le cas d'un accumulateur inertiel puisqu'il permet d'extraire 89 % de l'énergie stockée ;
- Pour atteindre un bon niveau d'intégration au volant d'inertie, une architecture disque est recommandée.

Par conséquent, une solution synchrone discoïde avec « **tout fer tournant** » à excitation homopolaire semble une configuration à priori « optimale » répondant simultanément aux divers critères de sélection pré-cités.

Les « itérations » humaines nous ont donc conduit à l'architecture illustrée par la figure 5 [BI-5]. Le convertisseur ainsi conçu s'avère être très proche de la configuration proposée par Pinkerton de la société Active Power brevetée à la même époque que nous [60]. Tout d'abord, il est intéressant de constater la convergence de nos travaux respectifs vers une architecture très proche. Ensuite, deux différences majeures existent cependant, liées aux valeurs différentes des vitesses de fonctionnement, 7000 tr/min pour la configuration « Pinkerton » et 30000 pour notre application. Ceci a eu donc deux conséquences structurelles. La première est liée à la forme du rotor, celui-ci est pour notre part ajouré et ne présente pas de sur-épaisseur. Ces dernières ont un effet limitant sur la vitesse périphérique admissible et donc sur le diamètre du rotor. La seconde conséquence concerne le bobinage d'induit. La minimisation des pertes magnétiques (contrainte majeure pour les hautes vitesses) et des perturbations vis-à-vis des paliers (paliers magnétiques semi-actifs), nous a conduit à l'optimisation de la distribution du bobinage afin que la force magnétomotrice soit sinusoïdale à très faible taux d'harmonique. Le bobinage de la structure « Pinkerton » est filaire classique.

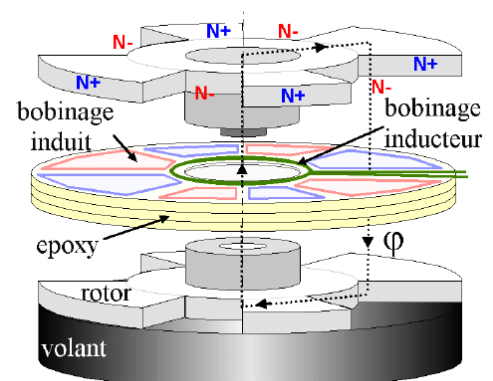


Figure 5. Structure générale du dispositif de stockage inertiel développé [TH-NB]

Comme déjà mentionné, un dispositif répondant simultanément aux diverses contraintes a été conçu et expérimenté dès 1998 et breveté en 1999 [BI-5]. Ce dispositif est donc composé de deux disques ajourés réalisés dans un matériau magnétique doux, d'un bobinage induit fixe triphasé situé dans l'entrefer et

produisant une force magnétomotrice hétéropolaire axiale la plus sinusoïdale possible, et enfin d'un bobinage inducteur solénoïdal fixe générant un flux homopolaire axial.

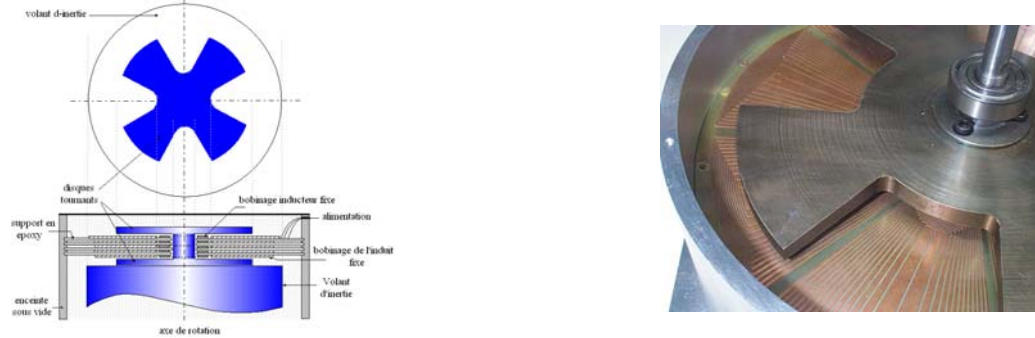


Figure 6. Architecture du moteur/générateur et photo de la maquette de validation

Le principe de fonctionnement de l'actionneur est fondé sur la modulation de flux, à savoir : l'alternance du flux inducteur vu par une phase du bobinage d'induit (fixe) est obtenue par combinaison d'une excitation homopolaire et d'une variation locale de réluctance. Cette variation est assurée par le déplacement relatif du rotor.

On notera les spécificités suivantes :

- tout d'abord, à densité de courant donnée, l'induction d'excitation maximale est ici quasi-indépendante de la hauteur de l'entrefer magnétique. A l'inverse, la richesse harmonique en dépend ;
- Ensuite, vue de toutes les parties ferromagnétiques, l'induction d'excitation est constante. Pourvu que le bobinage d'induit génère, de part sa construction et son alimentation, une induction d'entrefer parfaitement sinusoïdale, l'induction magnétique résultante dans le fer ainsi créée est également constante dans le temps en régime permanent. Cela implique que les pertes magnétiques dans le fer sont sensiblement nulles et que les forces magnétiques axiales exercées sur toutes les parties ferromagnétiques sont quasi-constantes.

La première propriété autorise l'utilisation d'un circuit magnétique composé d'éléments massifs compatibles donc avec l'architecture massive du volant et les contraintes mécaniques associées. La seconde propriété a pour conséquences des forces axiales parasites et des vibrations d'origine magnétique très réduites ainsi qu'une ondulation du couple électromagnétique très faible.

La qualité de conversion souhaitée est essentiellement tributaire de la distribution du **bobinage d'induit**. Afin de se rapprocher des conditions idéales de fonctionnement, la distribution du bobinage a été optimisée afin de générer une force magnétomotrice sinusoïdale. Pour se faire, la solution retenue, peu classique, est la variation optimale dans le sens orthoradial des sections des conducteurs d'induit. Techniquement, après avoir réalisé une première maquette de validation de principe en bobinage filaire, nous avons adopté une technologie sur circuit imprimé, réalisée à partir d'une gravure par attaque chimique (cf. figure 7a). L'épaisseur de cuivre maximale réalisable avec cette technique est de 0.3 mm, l'espacement minimal entre pistes est de 0.2 mm. Chaque phase du bobinage d'induit est ainsi composée de plaques de circuit imprimé double face appelées *galettes*. L'induit, triphasé, est ainsi constitué de galettes superposées convenablement connectées. Les connections électriques entre deux faces sont telles que les épaisseurs rajoutées soient minimales (cf. figure 7b). Cette technique permet également d'optimiser les volumes des têtes de bobines, en particulier dans la zone intérieure, contrainte majeure pour ce type d'architecture discoïde.

La répartition de la FMM d'induit et de la densité de courant correspondante étant directement proportionnelles à la largeur de la piste, à courant et épaisseur fixés, leur distribution spatiale est donc sinusoïdale pour une répartition des largeurs des pistes également sinusoïdale, aux harmoniques dus aux largeurs inter-pistes près.

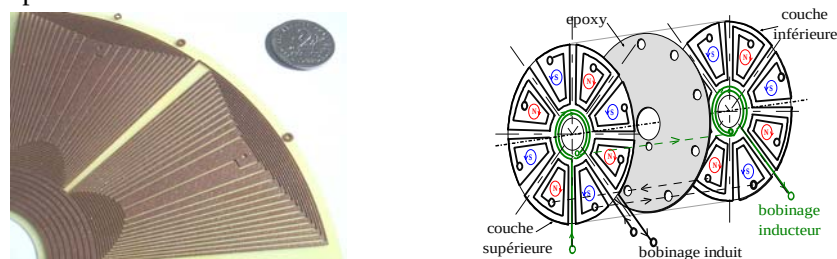


Figure 7. Bobinages d'induit (13 spires/pôle/face) et d'inducteur (8 spires/face)

Un des principaux défauts de ce type de technologie, compte tenu de l'épaisseur maximale de pistes autorisée et de l'épaisseur minimale du support époxy, est la faible valeur du remplissage volumique en cuivre. Les valeurs atteintes dépassent en effet difficilement 35 %. Cependant, la technologie pourrait être améliorée grâce à l'emploi d'autres matériaux et d'autres procédés de gravure.

Concernant l'**inducteur**, celui-ci, de forme solénoïdale simple, est réalisé par la même technique de gravure. L'induction normale, à la surface d'entrefer, présente une composante continue et une composante alternative. La première, inévitable dans ce mode d'excitation, est à minimiser car ne générant pas de couple électromagnétique mais accentuant la contrainte magnétique dans le circuit central. La composante alternative fondamentale est quant à elle génératrice de couple moyen par interaction avec la répartition quasi-sinusoïdale de la densité de courant d'induit (modèle de Laplace). L'ondulation de couple et les pertes dans les pièces ferromagnétiques dépendent donc directement de la richesse harmonique de la répartition spatiale de la densité de courant et celle de l'induction d'excitation. Cette dernière est intimement liée à l'ouverture angulaire des dentures (cf. figure 8b) et dans une moindre mesure à la hauteur de l'entrefer magnétique.

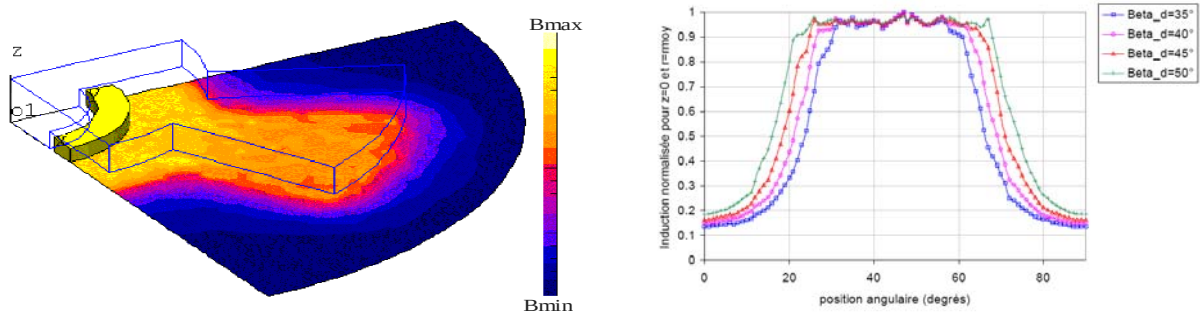


Figure 8. Répartition de l'induction normale d'excitation au milieu de l'entrefer, calculée par un modèle EF 3D (Flux3D[61])

Concernant le **rotor**, il est composé de deux disques ferromagnétiques entièrement passifs, identiques et ajourés. La fermeture du flux est assurée par un axe magnétique.

L'architecture proposée permet également, par l'optimisation du circuit d'induit et par l'absence de circuit magnétique fixe, de favoriser la compatibilité électromagnétique *actionneur-paliers* en termes de forces et de couples de perturbation générés par la machine en cas de déséquilibre de la position du rotor par rapport au bobinage.

III. Compatibilité avec les paliers [DEA-OG]

La compatibilité avec les paliers est évaluée à partir de l'importance de la réaction du moteur/générateur vis-à-vis d'un décentrage relatif des parties fixes et mobiles tels que ceux de la figure 9. Une seule géométrie a été étudiée correspondant à celle de la maquette de validation. Deux dispositions différentes des galettes, par rapport à la répartition axiale des phases, ont été cependant analysées. La première, dite disposition symétrique, consiste à répartir axialement les phases selon l'ordre suivant : 1-2-3 puis 3-2-1. La configuration asymétrique est une simple translation des ordres des phases 1-2-3 puis 1-2-3.

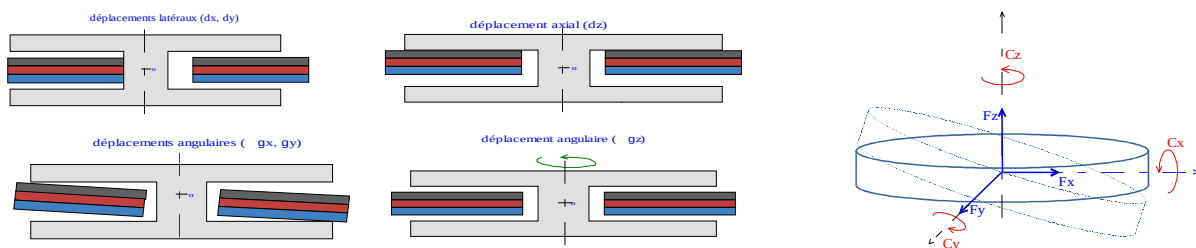


Figure 9. Déplacements parasites étudiés

Dans les machines à excitation homopolaire à bobinage dans l'entrefer, il existe deux types d'efforts, les efforts dits de Laplace dus à l'interaction inducteur/induit et les efforts réductants dus à l'interaction induit/circuit magnétique. Le calcul des forces de Laplace, en régime linéaire, nécessite la détermination de

l'induction d'excitation dans le volume du bobinage d'induit. Compte tenu du décentrage, une modélisation magnétostatique 3D est donc nécessaire (Flux3D [61]). Quant à la répartition spatiale volumique des courants d'induit, elle est exprimée sous forme analytique en fonction de la géométrie et de la disposition des galettes (figure 10) [RI-5], [DR-8].

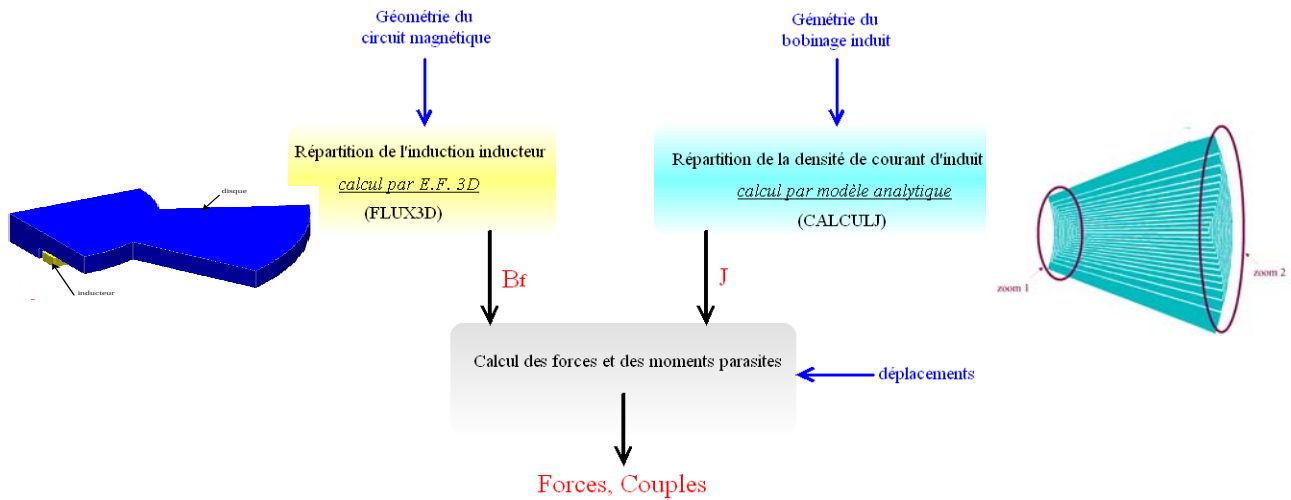


Figure 10. Procédure de calcul des forces de Laplace et moments associés

Les résultats numériques obtenus ont montré tout d'abord que, sans décentrage et pour la configuration asymétrique, la rotation « utile » du rotor suivant l'axe z , génère une force résultante axiale tendant à rapprocher ou à séparer le rotor du bobinage. Cette force est due à l'interaction des courants orthoradiaux (têtes de bobines) avec l'induction de « fuite » générée aux extrémités radiales des dentures rotoriques. Sa variation et donc la raideur correspondante en fonction de l'angle de rotation est sinusoïdale. L'amplitude de cette force axiale reste cependant très faible (0.1N pour $J_f=J_a=10\text{A/mm}^2$) comparativement au poids du rotor.

En outre, la disposition symétrique du bobinage d'induit annule, par compensation, cette force.

Lors d'un **décentrage latéral** (dx ou dy), la partie active de l'induit se trouvant sous le champ inducteur étant diminuée, provoque la même diminution du couple moyen pour les deux configurations du bobinage d'induit symétrique et asymétrique. De plus, cette diminution est quasi-sinusoïdale en fonction de dx . Concernant la force latérale générée, celle-ci est stable et présente une raideur négative de l'ordre de 0.5N/mm .

Pour un **décentrage axial** dz , limité par le jeu mécanique ($dz = \pm 2\text{mm}$), l'effet de pointe de l'induction d'excitation existant à la surface des disques rotoriques engendre une faible augmentation du couple moyen et ce pour les deux configurations symétrique et asymétrique. Quant à la force axiale, elle présente une raideur positive (effet instable) de même valeur que la raideur latérale. Les couples parasites produits par le décentrage plan ou angulaire sont très faibles, de l'ordre du mNm .

Concernant le choix de la disposition relative des galettes, la configuration symétrique (1-2-3/3-2-1) permet de minimiser (voire annuler) les efforts parasites, au prix cependant d'une ondulation de couple plus importante. Compte tenu des faibles niveaux des perturbations mis en évidence, pouvant être aisément compensées par les paliers magnétiques, la configuration asymétrique (1-2-3/1-2-3) est donc préconisée et conduit à un taux d'ondulation du couple d'environ 6%.

En ce qui concerne les efforts réticents, ils sont estimés à partir d'une modélisation par éléments finis magnétostatique 3D dans laquelle le bobinage d'induit (le courant inducteur étant nul) est parcouru par un courant constant et fixe par rapport au rotor (cf. figure 11a). Ceci permet de s'affranchir du maillage du bobinage de forme complexe. La formulation par le tenseur de Maxwell a permis de quantifier les effets des déplacements parasites. Ainsi, l'effet d'un décentrage latéral (dx , dy), génère des efforts stabilisants compte tenu du principe de la maximisation du flux. A l'inverse, un décentrage axial (dz) a un effet déstabilisant pour le système. La raideur correspondante, de valeur positive, est de l'ordre de 4N/mm pour $J_a=10\text{A/mm}^2$ (cf. figure 11b) supérieure aux différentes raideurs générées par les forces de Laplace. Mais elle reste faible et aisément compensable par les paliers.

Ainsi, globalement, vis-à-vis du système de guidage, cette étude confirme l'intérêt des architectures à bobinage dans l'entrefer où les effets du décentrage plans ou angulaires, dus aux forces de Laplace ou aux forces de réluctance, sont très faibles et donc compatibles avec un guidage par paliers magnétiques.

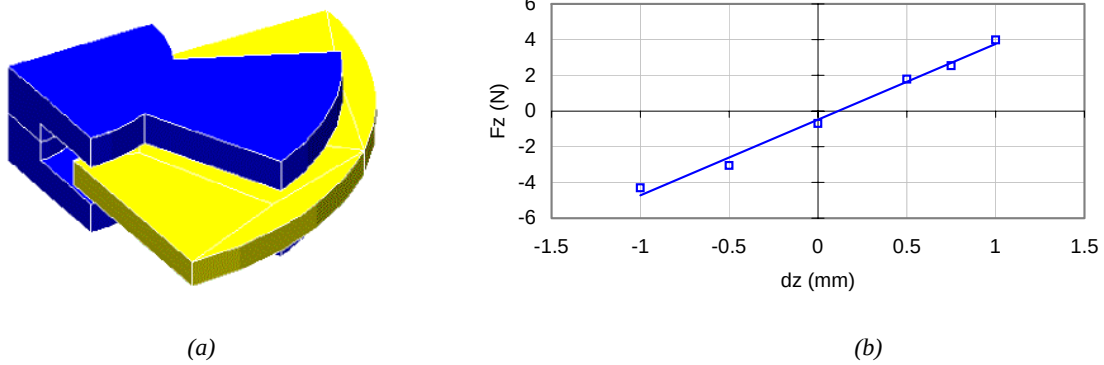


Figure 11. Géométrie modélisée sous Flux3D (a) et effort réluctant F_z en fonction d'un déplacement axial dz pour $J_a = 10 \text{ A/mm}^2$ (b)

IV. Modélisation électromagnétique [TH-NB]

Contrairement à l'étude précédente sur les effets d'un décentrage, nécessairement 3D, l'étude des performances électromagnétiques en situation de fonctionnement « normale », autorise une modélisation souple compatible avec une démarche d'optimisation et d'analyse paramétrique. Un modèle électromagnétique 2D équivalent a été ainsi élaboré (cf. figure 12). Dans ce modèle, développé au rayon moyen, le bobinage d'excitation homopolaire est remplacée par son effet à savoir une force magnétomotrice appliquée aux surfaces horizontales limites, considérées donc comme équipotentielles scalaires³. Ainsi, vis-à-vis de l'excitation, nous retrouvons la notion de motif élémentaire déjà décrite dans le chapitre A.I. De plus, la faiblesse naturelle des inductions générées dans ce type d'architecture, permet une approche en non-saturé, cette hypothèse étant vérifiée à travers l'introduction d'une contrainte géométrique notamment sur le circuit central. Compte tenu de cette hypothèse, le calcul des grandeurs électromagnétiques (couple, FEM, pertes, inductances, ...) est remarquablement simplifié. Ceci autorise en outre l'utilisation de la notion de **perméance superficielle** particulièrement bien adaptée à ce type d'architecture à bobinage dans l'entrefer. En effet, cette notion permet d'exprimer, indépendamment, les effets magnétiques de l'induit et de l'inducteur, et surtout de dissocier la géométrie du bobinage d'induit (de forme complexe dans notre cas) et les calculs électromagnétiques [CI-21], [RI-15]. A titre d'exemple, le flux total embrassé par un enroulement d'indice « i » et généré par un enroulement d'indice « j » s'exprime sous la forme générale suivante :

$$\Phi_{ij} = \int \epsilon_{ij} \rho_{seij} f_{ri} f_{rj} \cdot ds \quad (8)$$

où ρ_{seij} est la perméance superficielle mutuelle entre « i » et « j » et, f_{ri} , f_{rj} sont les fonctions de répartition des enroulements considérés ($f_r = 1$ pour l'inducteur). La perméance superficielle est calculée par éléments finis 2D en utilisant un code développé au laboratoire suivant un modèle géométrique 2D équivalent. Les fonctions de répartition sont des fonctions analytiques dépendant de la géométrie du bobinage et de la répartition des pistes et des galettes.

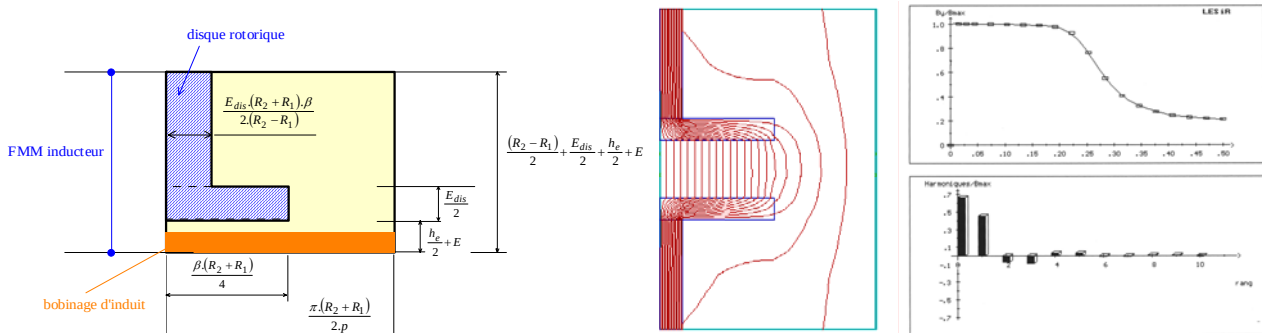


Figure 12. (a) Modèle 2D équivalent développé au rayon moyen, (b) Exemple de lignes équipot dues à l'excitation homopolaire et (c) Distribution de l'induction correspondante prélevée au milieu de l'entrefer magnétique

³ Sur les surfaces verticales sont appliquées classiquement les conditions de périodicité.

Appliquée à la maquette de validation, cette approche a donné de très bons résultats en termes de rapidité/précision (voir les deux exemples de la figure 13). Notons, à ce sujet, l'allure quasi-sinusoïdale de la FEM obtenue.

Signalons aussi, que dans ce type de structure à excitation homopolaire, malgré la présence d'une saillance rotorique, la variation de l'inductance propre d'induit est très faible (cf. figure 13b). D'un point de vue fonctionnel, la machine apparaît comme une machine synchrone excitée tout à fait classique.

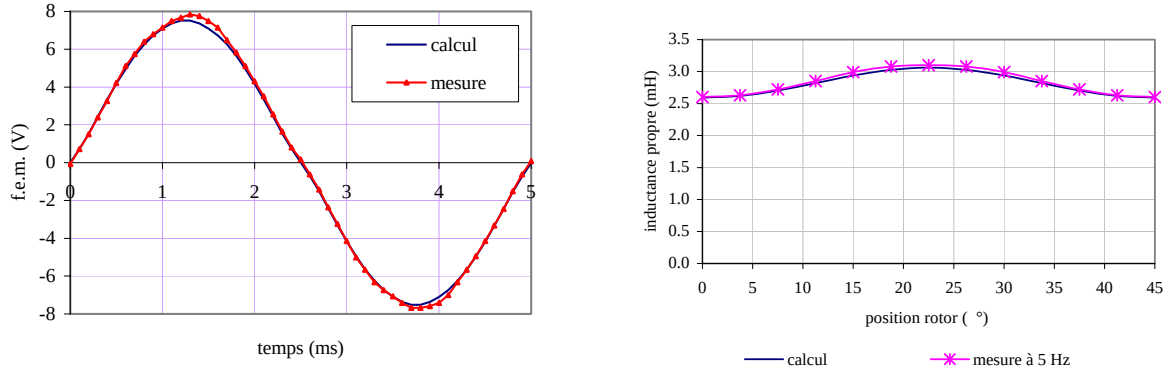


Figure 13. Valeurs mesurées et calculées de la force électromotrice (a) et de l'inductance propre de l'induit (b)

En ce qui concerne les pertes d'origine magnétique, elles sont essentiellement localisées dans le bobinage d'induit et dues à la variation de l'induction résultante au sein des conducteurs. En effet, l'augmentation de la résistance du bobinage par l'effet de peau (i.e. hétérogénéité de la répartition du courant dans les conducteurs) est négligeable de par la technologie du bobinage utilisée (la section des conducteurs est limitée, 0.3 mm² en moyenne), et la fréquence d'alimentation (inférieure à 2 kHz correspondant à 30 000 tr/min pour une configuration à 4 paires de pôles).

La complexité considérable du bobinage d'induit rend impossible l'emploi de modèles magnétodynamiques entièrement numériques pour le calcul des courants induits dans le bobinage. Si l'on suppose, en première approximation, que ces courants modifient peu la répartition axiale de cette induction, une modélisation semi-analytique simple est alors possible. Sous cette hypothèse, le modèle de pertes obtenu est donné par la formulation suivante :

$$P_m = \sigma_{cu} \alpha_p \cdot \frac{1}{T} \int_0^T \left(\frac{dB_{Ra}}{dt} \right)^2 dt \quad (4)$$

où σ_{cu} est la conductivité du bobinage (cuivre) et B_{Ra} est l'induction résultante générée au niveau de chaque conducteur par l'induit complet triphasé multi-galette et par l'inducteur. Son calcul est réalisé à partir de l'approche utilisant la notion de perméance superficielle mentionnée précédemment.

Cette approche a donné, jusqu'à 3000 tr/min (200 Hz électrique) de très bons résultats. Au-delà de cette limite, le modèle surestime les pertes. Le découplage de la cause et de l'effet n'est plus valable. En effet, à « haute » fréquence, l'induction résultante subit, selon l'axe z, une diminution notable due à la réaction des courants de Foucault. Cet effet d'écran est indépendant de la dimension des pistes mais fonction de la **hauteur effective totale** du bobinage d'induit et de la fréquence d'alimentation. Bien que non effectuée, une correction simplifiée de B_{Ra} est possible en introduisant un coefficient correctif k_{ck} pour chaque conducteur « k » d'expression générale donnée par (5).

$$k_{ck} = \begin{cases} e^{-z/\delta} & \text{pour } z \in [z_k, z_k + e_p] \\ Cst & \text{ailleurs} \end{cases} \quad (5)$$

où $\delta = \sqrt{\frac{2}{\omega \mu \sigma_{cu}}}$ est l'épaisseur de peau et z_k et e_p sont respectivement la position axiale du conducteur « k » et son épaisseur.

Cet effet d'écran réduit également l'amplitude de la FEM à haute vitesse. Il introduit ainsi un déséquilibre en tension entre les différentes galettes.

Afin de réduire ces effets, une des solutions structurelles consiste à fractionner axialement la zone active en disposant, dans le volume actif, d'une multitude d'actionneurs élémentaires composés chacun de deux disques rotoriques et d'un bobinage en galettes⁴. Le nombre d'actionneurs élémentaires est fonction de la fréquence maximale de fonctionnement et donc de la vitesse de rotation. Une illustration est donnée à la figure 14.

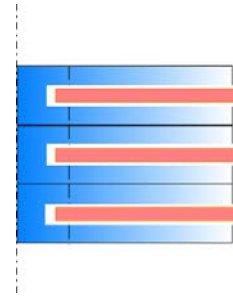


Figure 14. Fractionnement de l'actionneur discoïde à bobinage dans l'entrefer

VI. Optimisation machine-alimentation-commande [DEA-NB], [TH-NB]

Rappelons que l'objectif de l'optimisation de l'ensemble actionneur-alimentation-commande est l'obtention, pour une consigne de puissance donnée (produit couple.vitesse), d'un fonctionnement à pertes minimales. Le volume et la masse ne sont pas ici des critères majeurs. Pour ce faire, plusieurs paramètres doivent être optimisés simultanément, à la fois les paramètres de dimensionnement (actionneur, convertisseur électronique) et les paramètres de gestion ou de commande.

Tout d'abord, sur la stratégie générale d'alimentation, dans le cas très particulier du stockage électromécanique d'énergie à long cycle de charge/décharge et haute vitesse de rotation (grande inertie et faibles accélérations), la dynamique mécanique est peu élevée (de 10000 à 30000 tr/min en 1 heure) et donc peu contraignante pour la commande. Une commande sans capteur [62], [63] mettant en œuvre des algorithmes complexes paraît donc inappropriée. La simplification maximale de la chaîne de traitement numérique consiste à réaliser une commande dite en mode synchrone (ou boucle ouverte). Dans le cas très particulier du stockage électromécanique d'énergie, où la charge est fixe et supposée parfaitement connue, les variations de couple et de vitesse sont imposées par la commande sans que le système ne soit, en théorie, perturbé par ailleurs. Ce type de commande paraît donc spécialement adapté. Les travaux réalisés en ce sens par N. Bernard, dans le cadre de son stage de DEA **[DEA-NB]** ont montré cependant que ce type de commande n'est possible que sous réserve d'une très bonne connaissance des paramètres mécaniques du système (inertie, frottements visqueux) et ce, d'autant plus que les cycles charge/décharge sont longs **[CI-12]**. Une faible dérive dans le temps de ces paramètres (affaiblissement du vide, variation de la température, ...) entraîne une dérive de l'estimation de la position du rotor (entraînant une dérive de l'angle de charge) et provoque inévitablement un décrochage de la machine. Ce décrochage intervient plus ou moins rapidement selon l'erreur commise sur le rapport *coefficient de frottements visqueux/inertie*.

Malgré ce constat, cette étude a permis de montrer que l'utilisation d'un capteur rudimentaire, délivrant une impulsion par tour par exemple, est largement suffisante. Cette solution présente l'avantage de la simplicité de mise en œuvre. Dans ce cas, la position est extrapolée entre deux impulsions. L'erreur commise est d'autant plus faible que la vitesse de rotation est élevée et l'accélération faible.

Revenons sur l'aspect optimisation du système, les contraintes intervenant dans ce processus sont liées aux limitations thermiques (échauffement maximal), magnétiques de non-saturation (section minimale des circuits magnétiques), électriques (liées à la tension maximale de la source DC d'alimentation), géométriques (encombrement maximal imposé par la forme du volant) et enfin mécaniques (profondeur minimale d'encoche, rayon maximal de l'axe).

Comme pour tout processus d'optimisation, il s'agit de résoudre un problème inverse où les grandeurs imposées, en plus des contraintes précitées, sont : le couple, la puissance et la plage de variation de la vitesse de rotation (liée à la profondeur de décharge). Les variables d'optimisation représentent les paramètres géométriques, électriques et de commande. La fonction coût, pour l'application de stockage électromécanique stationnaire, correspond aux pertes totales du système. Ces pertes sont d'origines magnétique et électrique, les pertes mécaniques étant négligeables compte tenu du vide et du système de guidage sans contact.

⁴ Selon la nomenclature proposée au chapitre A0, il s'agit ici d'une configuration multi-machine.

La structure simplifiée de l'actionneur est représentée à la figure 15a, les paramètres géométriques sans dimension sont précisés à la figure 15b. La procédure d'optimisation, utilisant un algorithme génétique, est illustrée par la figure 16. Le calcul des pertes est basé sur les modèles semi-analytiques mentionnés au paragraphe précédent, auxquels s'ajoutent les modèles de pertes dans le convertisseur électronique.

Il s'agit donc de rechercher les paramètres géométriques et de commande optimaux, minimisant les pertes totales pour un ensemble de points de fonctionnement couple-vitesse inscrit dans la zone de fonctionnement à puissance constante délimitée par la vitesse minimale (ou de base) et la vitesse maximale de rotation.

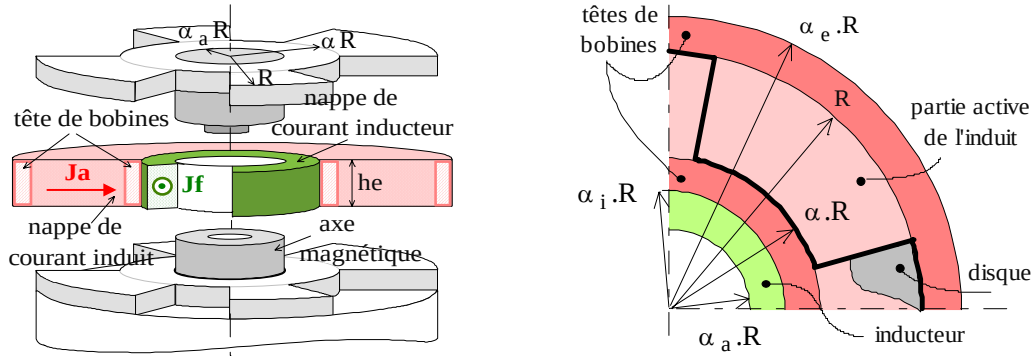


Figure 15. Machine discoïde élémentaire : ses principales dimensions (a) et paramètres géométriques addimensionnels (b)

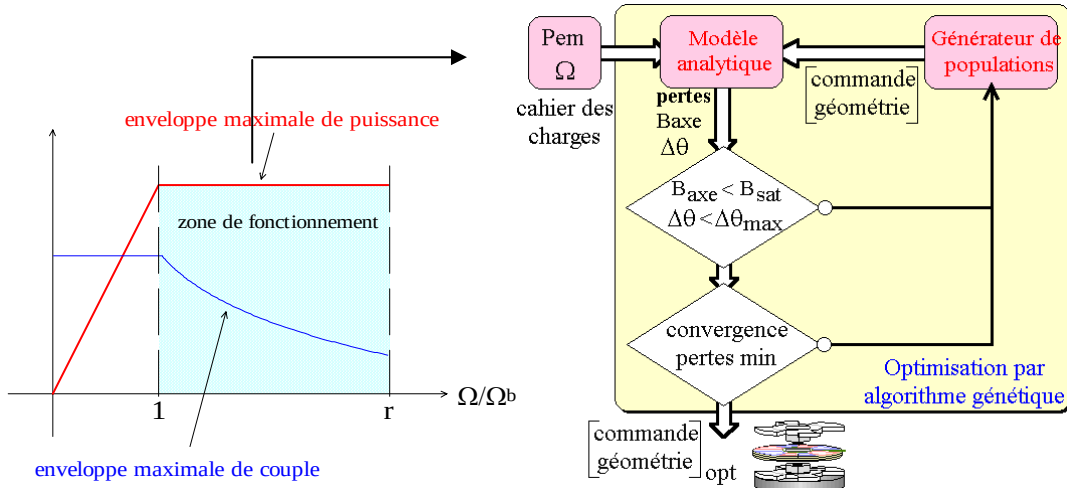


Figure 16. Structure générale de l'optimisation

Les différentes études menées dans le cadre de la thèse de N. Bernard [TH-NB] ont montré que les principaux paramètres géométriques optimaux varient peu avec le point de fonctionnement choisi dans le plan couple-vitesse (entre 10 000 tr/min et 30 000 tr/min). En particulier, le rayon extérieur du bobinage d'excitation (α_e) varie entre 0.4 (vitesse de base) et 0.35 (figure 17a). La profondeur d'encoche (α) optimale est également sensiblement constante, égale à 0.55, quelle que soit la vitesse de rotation (figure 17b). Il en est de même du nombre de paires de pôles optimal, compte tenu de la plage de variation de vitesse et en particulier de la vitesse minimale imposée (10 000 tr/min). Quant à l'ouverture dentaire, sa valeur ramenée à l'ouverture d'une paire de pôle est de 35% correspondant au meilleur compromis entre une faible valeur de la composante continue de l'induction d'excitation (soulagement de la contrainte sur la section de l'axe magnétique), une forte valeur de la composante alternative fondamentale et un taux d'harmonique faible.

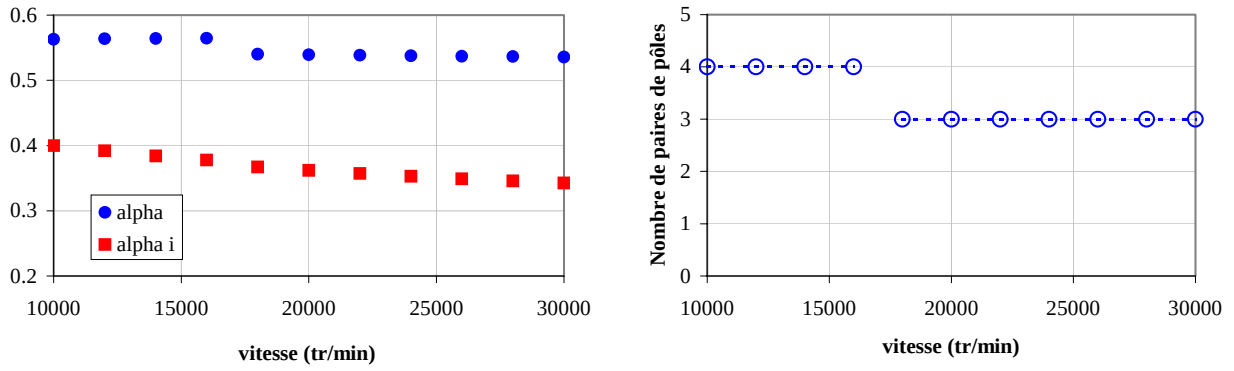


Figure 17 Paramètres géométriques optimaux pour différentes vitesses (à puissance électromagnétique constante)

A l'inverse, les paramètres de commande sont directement fonction du point de fonctionnement couple-vitesse.

Sans considération de pertes dans le convertisseur, les paramètres optimaux de commande (courants d'induit I_{aopt} , d'excitation I_{fopt} et angle d'autopilotage ψ_{opt}) admettent des expressions analytiques simples :

$$I_{aopt} = \left(\frac{R_{a\acute{e}q} \cdot R_{f\acute{e}q}^2 \cdot d^2}{4R_{a\acute{e}q} \cdot R_{f\acute{e}q} - c^2} \right)^{\frac{1}{4}} ; I_{fopt} = I_{fopt} \sqrt{\frac{R_{a\acute{e}q}}{R_{f\acute{e}q}}} ; \psi_{opt} = -A \cos \sqrt{1 - \frac{c^2}{4R_{a\acute{e}q} \cdot R_{f\acute{e}q}}} \quad (6)$$

où les paramètres $R_{a\acute{e}q}$ et $R_{f\acute{e}q}$ représentent les résistances dynamiques équivalentes respectivement de l'induit et de l'inducteur :

$$R_{a\acute{e}q} = 3R_a + u^2 \omega (k_{ct} \omega + k_H)$$

$$R_{f\acute{e}q} = R_f + v^2 \omega (k_{CF} \omega + k_H)$$

avec :

$$u = \frac{B_{aM}}{I_a} , \quad v = \frac{B_{fM}}{I_f}$$

$$c = 2 \cdot u \cdot v \omega (k_{CF} \omega + k_H)$$

$$d = \frac{C_{em}}{K_c}$$

où B_{aM} et B_{fM} sont les inductions crêtes d'entrefer due à l'induit et à l'excitation respectivement. K_c , k_{CF} et k_H sont respectivement la constante de couple, le coefficient de pertes magnétiques par courants de Foucault et le coefficient de pertes par hystérésis (dans notre cas $k_H \approx 0$).

Cette mise en équation analytique permet d'exprimer simplement la condition d'optimalité de la répartition relative des pertes quelle que soit la vitesse de rotation, à savoir : l'égalité des pertes proportionnelles au carré du courant d'induit avec celles proportionnelles au carré du courant inducteur.

La prise en compte des pertes dans le convertisseur d'alimentation introduit des termes proportionnels à I_a (pertes de commutation, chute de tension de jonction). Ce qui rend la formulation analytique des solutions optimales impossible à écrire sous une forme simple. L'optimisation s'effectue dans ce cas par calcul numérique. Celle-ci a montré notamment que pour un même point de fonctionnement couple-vitesse, la prise en compte des pertes convertisseur conduit à une diminution des courants optimaux d'induit et d'excitation minimisant les pertes totales. L'égalité des pertes, mise en évidence dans le précédent cas (sans pertes convertisseur), n'est plus de mise (figure 18a). En outre, cette prise en compte augmente la composante démagnétisante du flux d'induit optimale ($|\psi_{opt}|$ est plus élevé).

Concernant les capacités de démagnétisation [64], comme nous allons le revoir plus précisément dans le prochain chapitre (chapitre B.III : « Machines synchrones à double excitation »), la disposition d'une excitation bobinée réglable, combinée au défluxage électronique ⁵, offre un degré d'optimisation supplémentaire. Elle permet donc une plage étendue de fonctionnement à pertes minimales, en particulier pour les points de fonctionnement à faible couple et haute vitesse de rotation. Ceci est d'autant plus vrai dans le cas des machines à bobinage dans l'entrefer où la réaction magnétique de l'induit est faible, compte tenu

⁵ Il est aisé de montrer qu'un sur-fluxage ($\psi > 0$) est défavorable à la minimisation des pertes totales.

de l'importance de l'entrefer magnétique. Sur la figure 19a sont représentés, dans le plan couple-vitesse, les iso-rendements avec optimisation simultanée du triplet courant d'induit, courant inducteur et angle d'autopilotage. Sur la figure 19b, seules deux grandeurs sont optimisées, le courant inducteur étant maintenu constant ($I_f = I_{fMax}$).

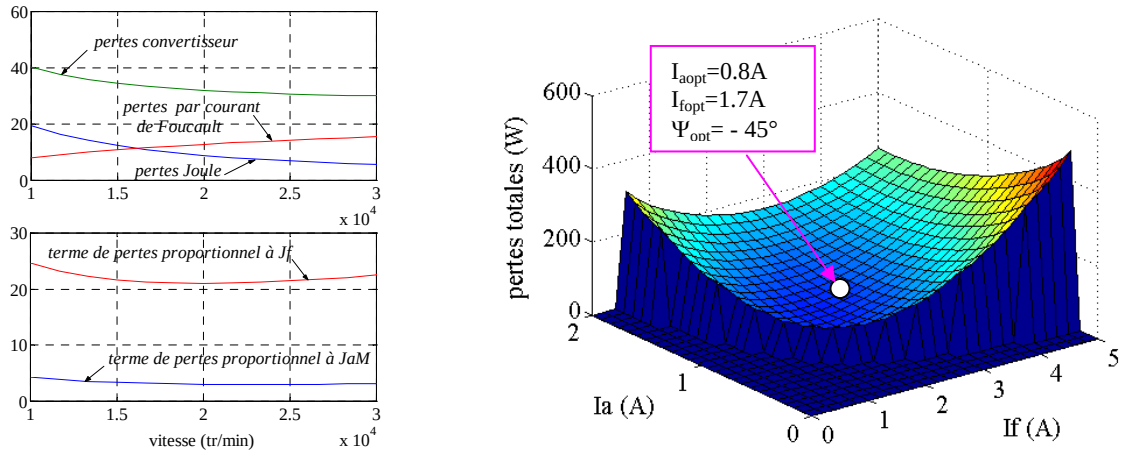


Figure 18. Exemple de répartition optimale des pertes (a), et évolution des pertes totales dans le plan (I_a , I_f) pour un point de fonctionnement donné (0.02 Nm - 30 000 tr/min)

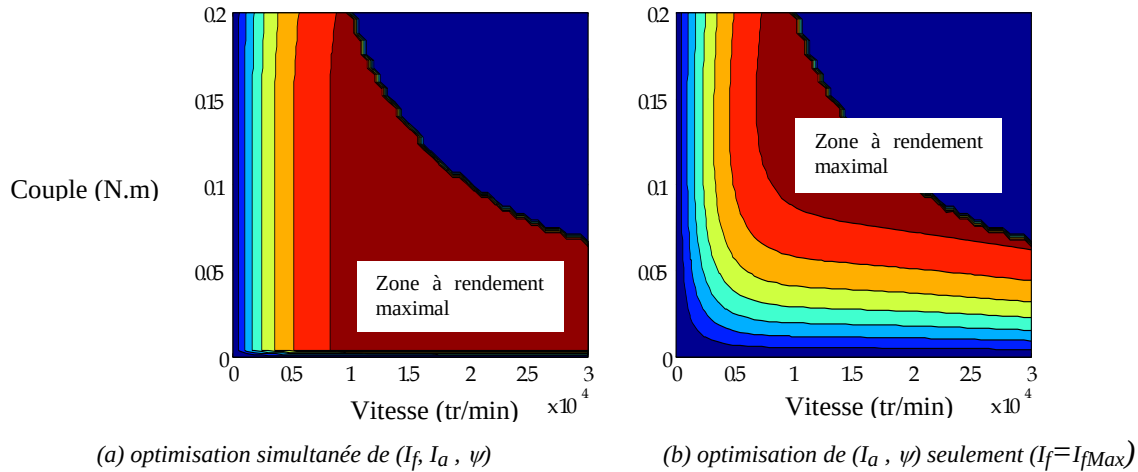


Figure 19. Courbes iso-rendement pour un fonctionnement à pertes minimales

VI. Bilan et perspectives

L'originalité du travail présenté se situe tout d'abord au niveau de l'application envisagée d'un stockage électromécanique stationnaire à long cycle de charge/décharge. Ensuite, elle se situe au niveau des couplages entre les différentes études de conception menées, tant sur l'aspect conversion que sur les aspects paliers magnétiques (LEG, [45]) et structure mécanique (LMT-ENSC, [55]). Chaque composant a nécessité le développement de solutions originales compatibles entre elles et avec les contraintes de l'application fixée. Ces études ont abouti à la construction d'un prototype (cf. figure 20) dont les performances attendues sont : vitesse maximale de rotation 30000 tr/min, énergie stockée 1 kWh, puissance électrique de 1 kW (temps de décharge ~ 1 heure). Enfin, la modélisation combinée par motif élémentaire et par perméances superficielles s'est avérée particulièrement efficace.

Bien que toutes ces études théoriques et expérimentales aient apporté un certain nombre de réponses et montré la faisabilité d'un tel système de stockage, les questions soulevées sont cependant nombreuses et de différents ordres.

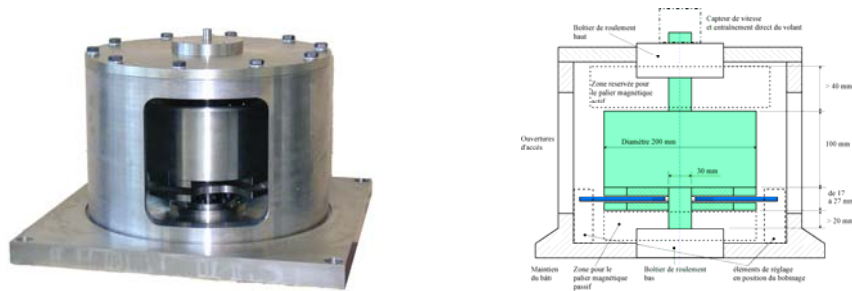


Figure 20. Prototype réalisé

En premier lieu, l'expérimentation du prototype reste à effectuer, des problèmes de paliers mécaniques de secours et magnétiques ont retardé ce travail ⁶.

Ensuite, sur l'aspect **mécanique**, un point obscur reste à éclaircir lié aux paliers de secours. L'étude cinématique des risques de dysfonctionnement et la validation des éléments de sécurité sont nécessaires.

Concernant les **paliers magnétiques**, bien que le principe du palier semi-actif basse consommation développé par nos partenaires Grenoblois ait été validé, les études menées ont cependant mis en évidence deux problèmes majeurs : tout d'abord, l'instabilité angulaire générée et l'impossibilité de contrer celle-ci par un seul palier actif « monophasé ». Une configuration à deux paliers actifs opposés, disposés sur les deux extrémités du système étant écarté, la solution qui semble la plus appropriée consiste simplement à disposer sur un même côté un palier actif « triphasé » composé de trois bobines décalées angulairement de 120 degrés et asservies indépendamment [45]. Le second point est relatif à l'existence et à la valeur très basse de la vitesse dite critique au-delà de laquelle le système est inévitablement instable, du fait de l'architecture de paliers magnétiques choisie : à aimants fixes [65]. J. Delamare du LEG cessant ses activités sur les paliers, une nouvelle collaboration avec B. DEHEZ de l'Université Catholique de Louvain (Belgique) a été initiée en septembre 2004. L'objectif est d'apporter des solutions structurelles, mécaniques ou magnétiques, à ce problème. Une des solutions à analyser consiste à reconfigurer légèrement le palier magnétique actuel en disposant les aimants permanents sur la partie tournante. Le rapport des amortissements sera ainsi inversé et la fréquence critique repoussée. La compatibilité mécanique et les conséquences sur les performances énergétiques du volant devront cependant être validées.

Sur les aspects liés à l'**actionneur**, il s'agira de vérifier la pertinence des choix effectués concernant en particulier le bobinage d'induit en technologie circuit imprimé : celui-ci s'est avéré peu performant en termes de coefficient volumique de remplissage et de pertes magnétiques à haute vitesse de rotation. Il sera également nécessaire d'effectuer des études sur la compatibilité du circuit imprimé avec le vide ainsi que les problèmes d'évacuation des pertes dans le cuivre par conduction. En outre, une solution avec bobinages filaires devra faire l'objet d'une étude comparative. Il en est de même concernant la solution du bobinage dans l'entrefer et « tout fer tournant ». Cette solution semble efficace en termes de pertes dans le fer, de non perturbation des paliers, de bruits et de vibrations. Toutefois, elle implique des pertes Joule d'excitation et d'induit plus importantes du fait de l'entrefer magnétique élevé et leur conséquence sur le refroidissement. Là aussi, l'évaluation comparative des performances d'une solution « classique » d'un bobinage d'induit sur circuit ferromagnétique, réalisé en poudre de fer par exemple, serait intéressante à effectuer.

Sur les aspects **commande**, la combinaison du défluxage (par la commande) et de la désexcitation permet une meilleure optimisation du fonctionnement à pertes minimales. Néanmoins, cette optimisation a été réalisée en considérant une équi-sollicitation des points de fonctionnement couple-vitesse. Une étude sur la base de sollicitations complexes reste donc à réaliser. La fonction coût à minimiser sera dans ce cas l'énergie dissipée cumulée sur la durée de vie du dispositif. Ce travail fait partie d'une étude **système** qui reste à mener intégrant le stockage inertiel dans un contexte d'une production décentralisée telle que celle que nous étudions actuellement. Pour se faire, un modèle générique technico-économique et énergétique du système de stockage devra être développé et intégré au processus d'étude et d'optimisation déjà mis en place par O. Gergaud [TH-OG] et G. Robin [TH-GR]. Ce travail fait partie du sujet de thèse de J. Seigneurbieux entamée en septembre 2005 [TH-JS].

⁶ Aggravé par l'éternel problème de manque de moyens, surtout humains !

B.III Configuration à double excitation : Optimisation pour la traction électrique

Co-encadrements

J. Delor [ING-JD], Y. Amara [TH-YA]

Collaboration industrielle

VALEO-Alternateur [RC-9], PSA [RC-8]

Autres permanents de l'équipe impliqués

J. Lucidarme, M. Gabsi, M. Lécivain, E. Hoang

Article joint :

v [Y. Amara, H. Ben Ahmed, M. Gabsi, M. Lécivain, F. Chabot : « Machines synchrones à double excitation : analyse et optimisation du fonctionnement pour la traction électrique ». Revue Internationale de Génie Électrique, Vol. 7, N°1, avril 2004.](#)

I. Introduction

La troisième et dernière famille de structure à couplage polaire conçue et étudiée est basée sur le concept de multi-excitations : par aimants et par bobine. Cette dernière est de type global.

Cette étude s'inscrit dans le domaine visant à la généralisation des machines électriques dans la propulsion des véhicules « propres ».

La traction tout-électrique ou hybride fait partie des solutions auxquelles les électrotechniciens tentent d'apporter des réponses concrètes et innovantes à travers la conception, l'optimisation du dimensionnement, l'élaboration d'alimentations électronique et de commandes adaptées, la résolution des problèmes de sûreté de fonctionnement, etc...

D'un point de vue machine électrique, la traction électrique se caractérise par les formes typiques des enveloppes couple, tension, flux, et puissance en fonction de la vitesse (cf. figure 1a). Un tel fonctionnement, à contraintes d'alimentation données et à rapport de réduction fixe, est obtenu par **défluxage**. Celui-ci intervient généralement dans la zone de fonctionnement à puissance maximale constante délimitée par la vitesse de base et X fois cette vitesse (X est compris classiquement entre 3 et 10). A caractéristique-enveloppe donnée, la recherche de topologies et de lois de commande adaptées consiste en la minimisation de la masse de la machine, de la surface silicium et du rendement énergétique en chaque point intérieur de l'enveloppe. L'optimisation énergétique devra donc, en toute rigueur, prendre en compte les sollicitations réelles d'un véhicule électrique sur un cycle type pré-établi. Un exemple de cycle 93-116 communément appelé cycle CEN ou ECE est donné à la figure 1b.

Les structures à double excitation, combinée à l'optimisation des lois de commande, s'inscrivent dans cette problématique en y recherchant des solutions structurelles optimales. Nous présenterons dans ce chapitre les travaux publiés dans ce domaine ainsi que ceux réalisés par notre équipe, en particulier dans le cadre du stage CNAM de J. Delor [ING-JD] et des travaux de thèse de Y. Amara [TH-YA] soutenus par une collaboration industrielle fructueuse avec les Sociétés VALEO et PSA.

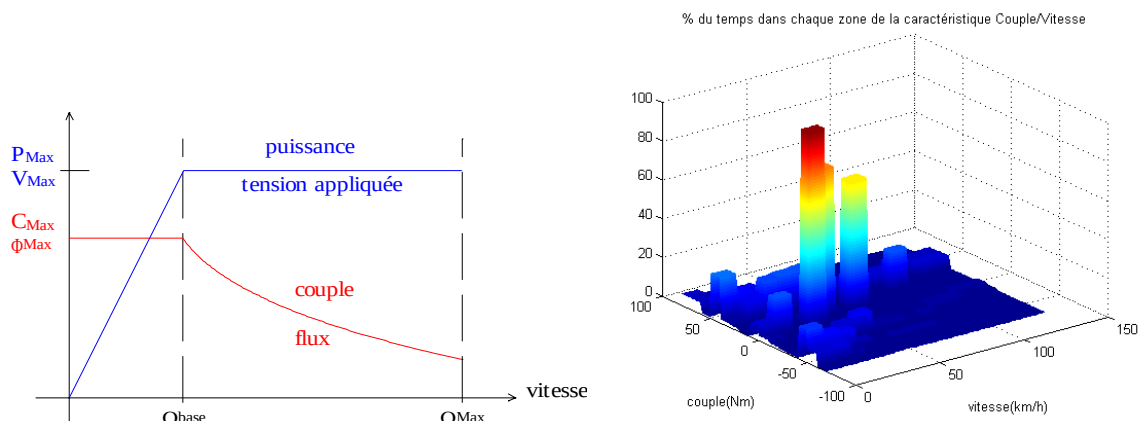


Figure 1. Caractéristiques types requises dans la traction électrique (à rapport constant) et cycle routier 93-116

II. Problème général de défluxage : cas mono-excitation à aimants

Dans le cas des machines à aimants (donc naturellement à excitation fixe), à contraintes d'alimentation *tension-courant* données, l'extraction d'une puissance, au-delà de la vitesse de base, nécessite inévitablement le déphasage du courant par rapport à la FEM. Ce déphasage entraîne la création d'une composante démagnétisante dans l'axe de l'inducteur (axe d) s'opposant au flux des aimants au prix d'une diminution du couple électromagnétique de la machine. La plage de vitesse de rotation, pour laquelle le maintien d'une puissance extractible maximale constante, est fonction du rapport de la composante démagnétisante de la réaction magnétique d'induit et du flux inducteur des aimants (cf. relation (2)). Pour un rapport unitaire (démagnétisation complète), cette plage est en théorie infinie. Hormis le cas quasi-anecdotique d'une solution mécanique¹, le défluxage est réalisé électroniquement à partir du contrôle de la phase du courant injecté dans l'induit².

De très nombreux travaux, depuis le début des années 1980, se sont intéressés à ce mode d'alimentation étendant ainsi les possibilités de fonctionnement des machines à aimants permanents autopilotées [64], [66 à 72].

Deux grandeurs fondamentales normalisées caractérisent les machines synchrones à aimants pour ce mode de fonctionnement. Ces grandeurs sont le rapport de saillance (ρ) et l'inductance normalisée (L_d^*) traduisant les capacités de défluxage de la machine :

$$\rho = \frac{L_q}{L_d} \quad (1)$$

$$L_d^* = \frac{L_d \cdot I_{\text{Max}}}{\phi_{f\text{Max}}} \quad (2)$$

La normalisation du courant d'induit (I^*) et de la tension d'induit (V^*) est effectuée par rapport à leur valeurs maximale respective. Quant à la vitesse de rotation, celle-ci est normalisée (Ω^*) par rapport à la vitesse de base (Ω_b).

L'obtention d'une caractéristique-enveloppe couple-vitesse maximale s'effectue en adoptant différents modes de contrôle. Le point de fonctionnement, décrit dans le plan normalisé (i_q^*, i_d^*), évolue alors à l'intérieur de deux limites que sont la limite du courant d'induit (cercle centré de rayon unité) et la limite de tension d'induit (ellipses dont les coordonnées du centre sont $i_d^* = -1/L_d^*$ et $i_q^* = 0$ pour une machine mono-excitation à aimants) comme illustré par la figure 2a.

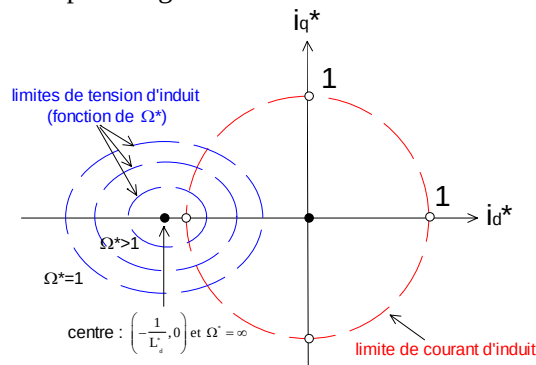


Figure 2a. Plan normalisé i_d^*, i_q^* pour une machine à aimants

Selon la position relative du centre des ellipses limite de tension par rapport au cercle limite de courant 3 modes de fonctionnement peuvent être décrits :

- **Mode I - Couple/Ampère maximal** : dans cette région, quel que soit le type de machine, il s'agit d'imposer le couple par ampère à sa valeur maximale correspondant à un fonctionnement à pertes Joule

¹ Il s'agit d'un décalage mécanique motorisé de ou des couronnes d'aimants en fonction de la vitesse de rotation [73], [74]. Cela est équivalent au décalage de la ligne des balais pour les machines à courant continu avec inducteur à aimants.

² Pour éviter toutes confusions, nous parlerons de désexcitation, le contrôle du courant d'excitation (si machine à excitation bobinée) et de défluxage le contrôle électronique du flux d'excitation via le courant d'induit.

minimales³. Le point de fonctionnement dans le plan (i_q^*, i_d^*) suit alors la trajectoire OA (cf. figure 3) jusqu'à l'intersection du cercle limite de courant et l'ellipse limite de tension définissant ainsi, au point A, la vitesse de base pour laquelle on a $\Omega_b^* = I^* = V^* = 1$. La tension dans ce mode de fonctionnement croît proportionnellement à la vitesse ($V^* = \Omega^*$). Le facteur de puissance est constant et égal au couple normalisé. Sa valeur, donnée à la figure 2b, dépend uniquement des paramètres de la machine, à savoir L_d^* et ρ . Ainsi, les machines défluxables ($L_d^* \geq 1$) sont pénalisées vis à vis du critère de facteur de puissance. Ce dernier vaut en effet au mieux $1/\sqrt{2}$ pour $L_d^* = \rho = 1$. Les deux critères de large plage de fonctionnement à puissance maximale constante et un bon facteur de puissance sont donc contradictoires pour une machine mono-excitation à aimants.

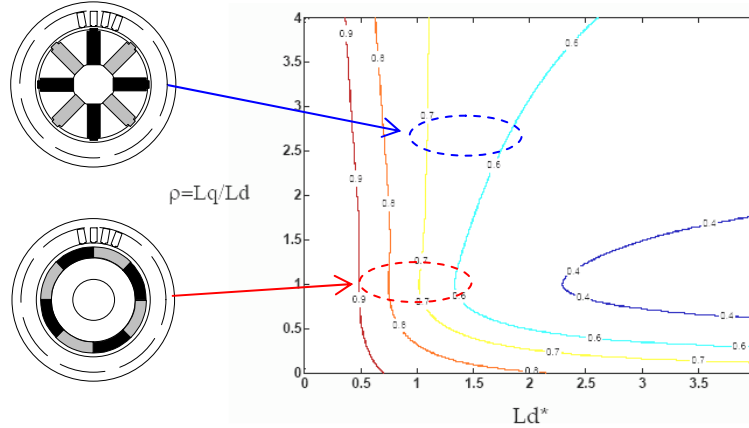


Figure 2b. Isolignes du facteur de puissance pour $\Omega^* \leq 1$ [TH-YA]

- Mode II – Volt•Ampère maximal** : Tout en acceptant la diminution du couple, il s'agit ici de maximiser la puissance extractible en maintenant les modules du courant et de la tension à leur valeurs maximales admissibles ($I^* = V^* = 1$). Le point de fonctionnement dans le plan (i_q^*, i_d^*) suit alors le cercle limite de courant jusqu'à intersection avec l'ellipse de tension limite correspondant à une vitesse Ω_B (point B). Le vecteur courant est donc continuellement déphasé par rapport à la FEM. La composante directe du flux de la RMI permet ainsi de diminuer ou de **défluxer** la machine. Pour une machine dont la RMI est insuffisante ($L_d^* < 1$), le centre des ellipses limite de tension (de coordonnées $i_d^* = -(L_d^*)^{-1}$, $i_q^* = 0$) se trouve à l'extérieur du cercle limite de courant. Le couple s'annule par conséquent pour une vitesse $\Omega_B \neq \infty$ et donc limitée (figure 3a), la plage de vitesse de fonctionnement à puissance maximale constante est donc d'autant plus réduite que L_d^* est faible. Pour une machine où $L_d^* = 1$, le centre des ellipses se trouve exactement sur le cercle limite de courant ($\Omega_B = \infty$), le point de fonctionnement couple-vitesse continuera alors indéfiniment à évoluer tout en maintenant la puissance maximale constante (figure 3b). Pour $L_d^* > 1$, à partir du point B (figure 3c) un 3^{ème} mode de contrôle est possible (mode III).
- Mode III – Couple/Volt maximal** : Pour les machines avec $L_d^* > 1$, l'augmentation de la vitesse de rotation au-delà du point B est possible pourvu que l'on accepte de diminuer le module du courant d'induit tout en maximisant le couple à tension d'alimentation constante, égale à sa valeur limite. Le point de fonctionnement se déplace alors sur la trajectoire BC maximisant le rapport couple/Volt vers le centre des ellipses. Le couple de la machine décroît alors plus vite que la vitesse, entraînant ainsi la diminution de la puissance électromagnétique.

³ Pour une machine à pôles lisses ($\rho = 1$), la trajectoire couple/Ampère maximal est une droite verticale confondue avec l'axe i_q^* . Donc, pour $\Omega^* \leq 1$, on a : $i_q^* = 1$.

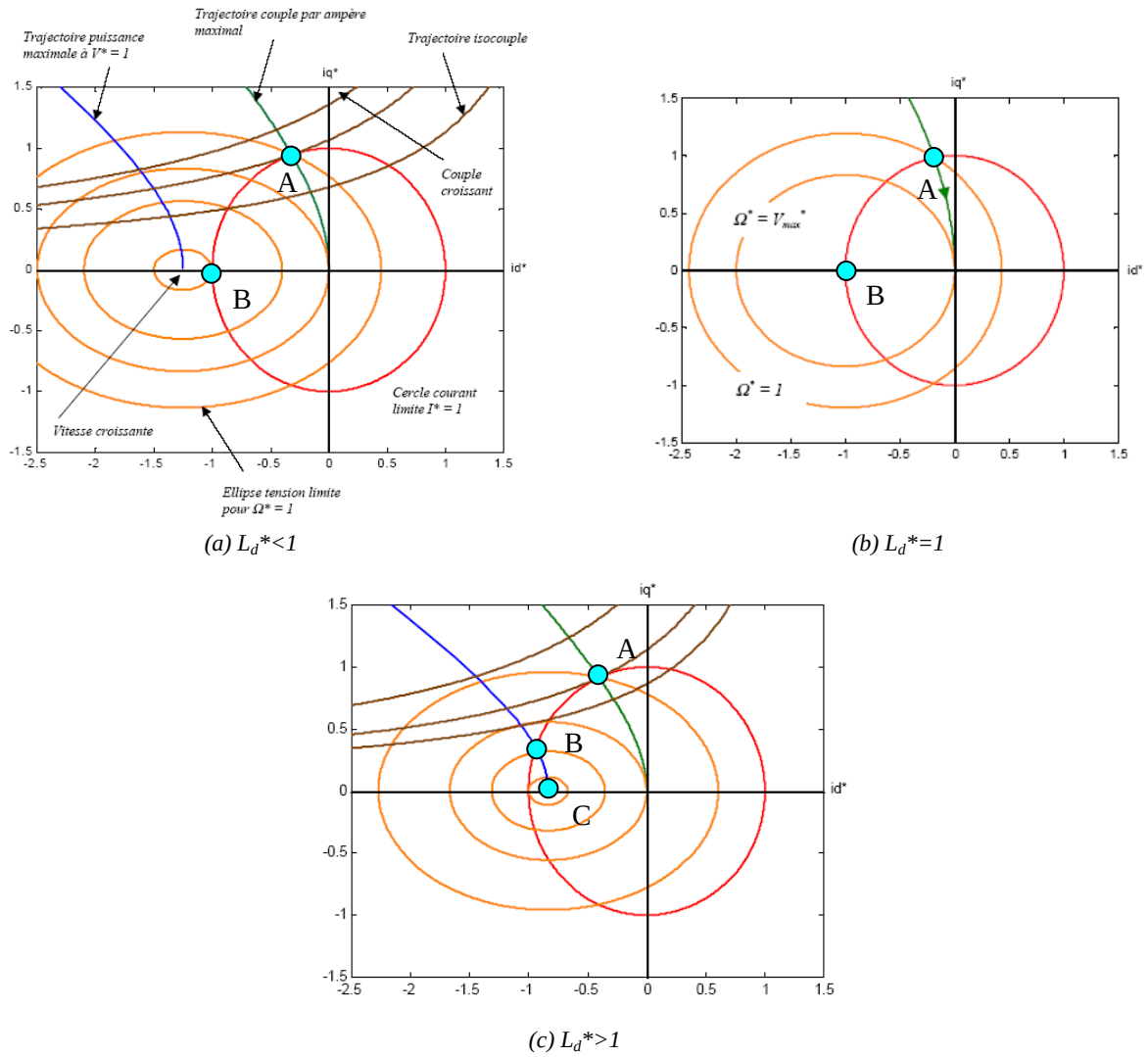


Figure 3. Trajectoires dans le plan $i_d^*(i_q^*)$ avec $L_q > L_d$ ($\rho > 1$) [TH-YA]

Sont représentés sur les figures 4 et 5 des exemples de caractéristiques-enveloppes puissance – vitesse ainsi que l'évolution des courants i_d^* et i_q^* selon les 3 modes de contrôle pré-cités⁴. Il y apparaît donc que l'obtention d'une plage de fonctionnement à $P_{\max} = \text{Cste}$ étendue, voire « infinie », requière une RMI normalisée dans l'axe direct unitaire. En ce qui concerne le rapport de saillance, l'optimisation convertisseur-machine impose une structure de machine à saillance directe ($L_q < L_d$ ou $\rho < 1$). Une configuration avec $\rho \approx 0.25$ et $L_d^* = 1$ semble représenter le meilleur compromis théorique optimisant ses deux critères [64]. Il est toutefois difficile, voire impossible, de réaliser ce compromis par une machine classique mono-excitation à aimants.

⁴ Les limites de désaimantation des aimants n'a pas été ici prise en compte. Cette limite se traduit sur les figures 3a, 3b et 3c par une droite verticale limitant la valeur du courant i_d^* . La désaimantation peut donc réduire sensiblement la plage de fonctionnement à puissance maximale constante essentiellement pour la configuration où $L_d^* = 1$ [72] (figure 3b).

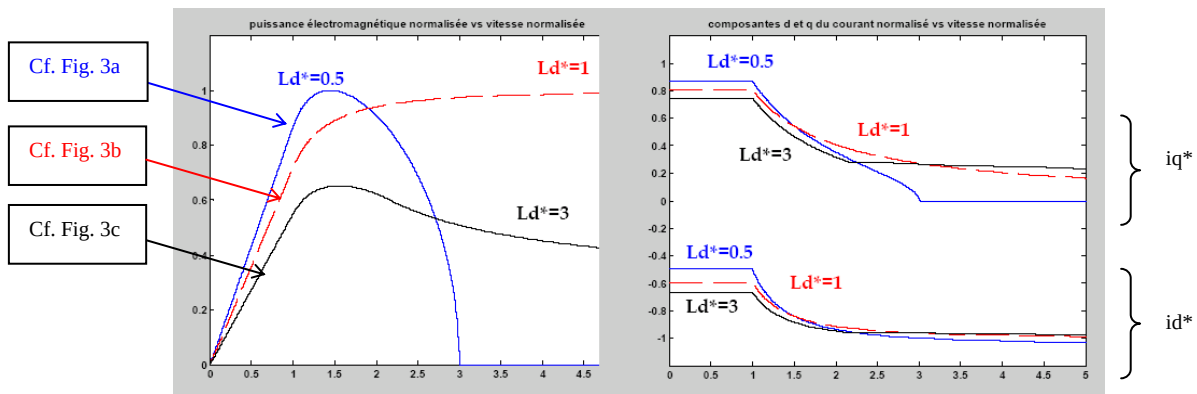


Figure 4. Exemples de caractéristiques-enveloppe puissance-vitesse (a) et composantes normalisées du courant i_d^* et i_q^* (b) pour $\rho=3$

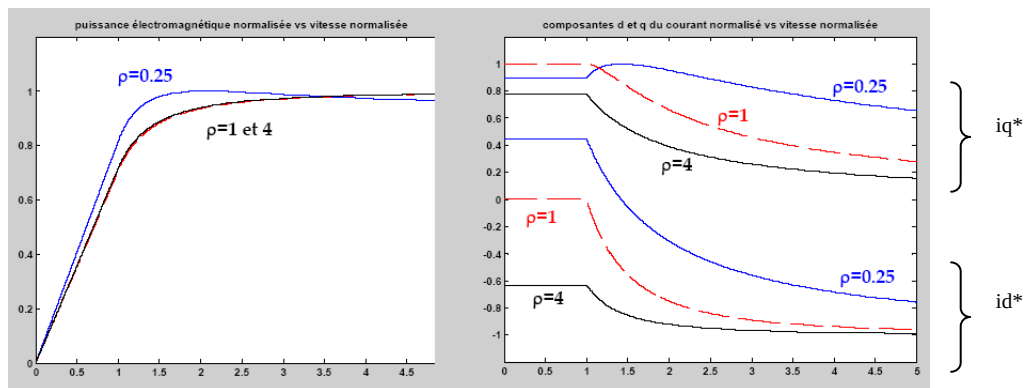


Figure 5. Exemples de caractéristiques-enveloppe couple-vitesse (a) composantes normalisées du courant i_d^* et i_q^* (b) pour $L_d^*=1$

Généralement, deux voies sont empruntées par les équipes de recherche pour satisfaire ce double critère (convertisseur-machine optimal et plage à $P_{\max}=\text{Cste}$ étendue). La première voie consiste, toujours sur la base de systèmes mono-excitation à aimants permanents, à modifier la structure du rotor. On trouve ainsi dans [75], une disposition à double rotor. Chaque rotor est de constitution « classique », le premier est à réluctance variable et le second à aimants permanents. Dans [75, 77], il s'agit d'insérer au rotor à aimants des barrières de flux afin d'inverser la saillance de la machine (i.e. $\rho < 1$). Enfin, une configuration à commutation de flux à excitation par aimants (rotor entièrement passif) telle que celle décrite dans le chapitre A.III (§II), permet également une plage de vitesse « infinie ».

La seconde voie, empruntée notamment par notre équipe, est l'adjonction d'un bobinage d'excitation à une machine à aimants permanents. C'est le concept de multi-excitations. Au vu des conclusions énoncées précédemment, l'adjonction de cette excitation bobinée devra doré et déjà obéir à deux règles majeures :

- pour des raisons d'efficacité, elle devra concerner les configurations à faible L_d^* pour lesquelles la plage de fonctionnement est réduite ;
- la limite de désaimantation des aimants se traduisant par une limite de défluxage par la RMI, impose des configurations à double excitation pour lesquelles les deux circuits d'excitation, aimants et bobine, sont parallèles voire totalement découplés.

Avant de revenir précisément sur l'apport de la double excitation et ses domaines d'intérêt, nous allons tout d'abord décrire, au travers de leur classification topologique, les configurations à double excitation développées notamment par notre équipe. Un comparatif qualitatif sera également proposé.

III. Etat de l'art sur les structures à double excitation

Le concept de la double excitation offre un degré supplémentaire de contrôle et d'optimisation machine-alimentation. La première source d'excitation est une excitation par aimants permanents, garantissant un haut rendement, un couple massique élevé et une absence de pertes Joule et d'alimentation rotorique. La seconde source est une excitation bobinée permettant une souplesse de réglage accrue, un défluxage complet en cas de court-circuit de l'induit (en fonctionnement alternateur en particulier), et enfin une plage de fonctionnement à puissance maximale constante étendue. Une architecture à excitation fixe ajoute à l'intérêt de la double excitation par l'absence de contacts glissants (sources de pertes et de chute de tension), et par

une facilité de refroidissement et de réalisation. Comme nous allons le voir, ces avantages sont cependant obtenus, généralement, au prix d'une complexité de réalisation mécanique accrue, notamment au niveau rotorique. La proportion de la part de l'excitation par aimants, par rapport à celle bobinée, définit le coefficient d'hybridation de la machine (noté α). Sa valeur, optimisée pour un cycle de fonctionnement et contraintes d'alimentation données, est fondamentale dans le dimensionnement des machines à double excitation.

Plusieurs équipes de recherche, dont le SATIE depuis 1996, ont travaillé ou travaillent encore sur la conception de nouvelles structures à double excitation essentiellement pour des applications liées à la traction électrique [76], [78 à 88].

Il existe différentes architectures et configurations d'agencement des deux circuits d'excitation. Au-delà des critères de classification définis dans le chapitre A.0 (tels que excitation fixe ou mobile, aimants à concentration de flux ou en surface, flux parallèle ou transversal, ...), ces configurations se caractérisent en plus par :

- l'efficacité de l'excitation bobinée vis à vis de son potentiel de défluxage par rapport aux pertes Joule engendrées ;
- les risques de désaimantation des aimants en mode de défluxage. Ces risques sont fonction du couplage magnétique entre les deux sources d'excitation ;
- l'effet du défluxage sur les pertes magnétiques totales ;
- enfin, la complexité du rotor.

D'un point de vue topologique, on peut classer les structures à double excitation suivant le critère d'agencement des circuits d'excitation et définir ainsi principalement deux configurations élémentaires (cf. figure 6) :

- double excitation série ;
- double excitation parallèle.

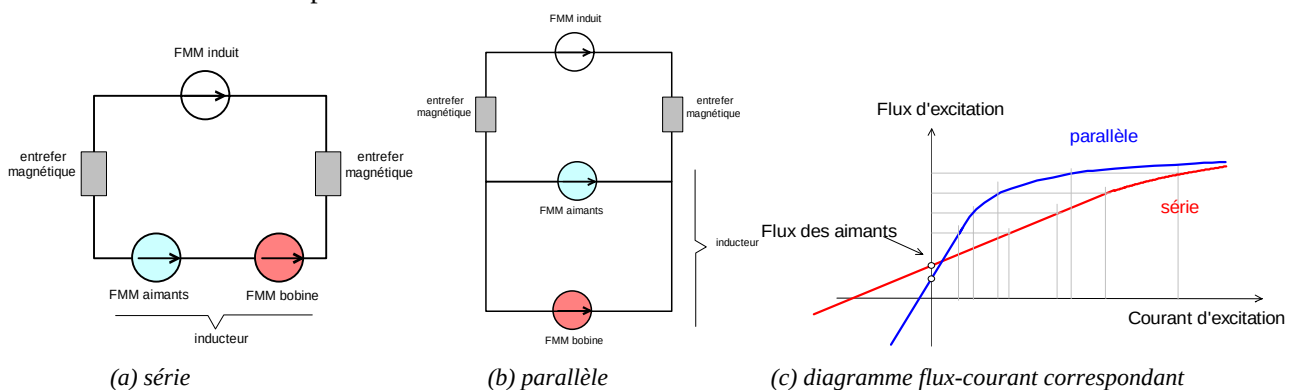


Figure 6. Schémas de principe de deux principales configurations de double excitation

III.1 Configuration à excitations séries

Le schéma de principe de cette configuration est illustré par les figures 7a et 7b. Un exemple est présenté à la figure 7c issu des travaux du Professeur G. Henneberger de l'Institut Technologique d'Aachen (RWTH, Allemagne) [79].

Le flux de l'excitation bobinée et celui des aimants empruntent globalement le même chemin. L'inconvénient majeur de ce type de configuration est le peu d'efficacité de la bobine d'excitation par rapport aux pertes Joule engendrées, la mutuelle inductance induit / inducteur bobiné étant ici relativement faible de part l'entrefer magnétique important associé. En outre, les deux circuits étant en série, le risque de désaimantation des aimants, lors notamment d'un défluxage complet, est important.

A contrario, cette mise en série offre un avantage important vis-à-vis des pertes magnétiques totales. En effet, le défluxage entraîne la réduction du flux embrassé par l'induit mais aussi la diminution de l'induction résultante dans les circuits magnétiques. Cela n'est pas le cas pour tous les types de configurations.

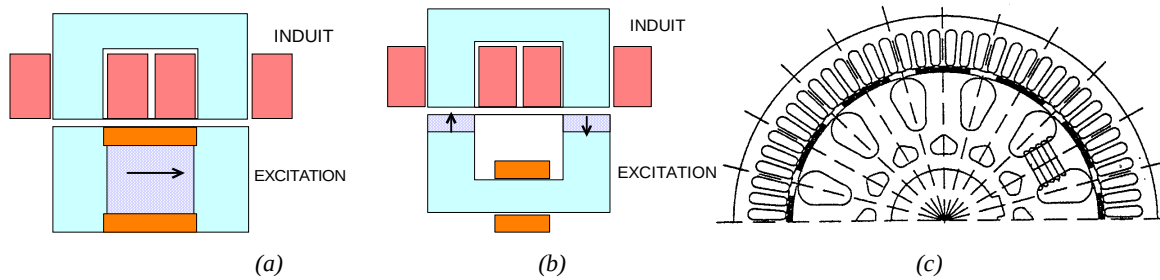


Figure 7. (a), (b) Schémas de principe de la double excitation série et (c) exemple de machine à double excitation série [79]

III.2 Configurations à excitations parallèles

Comparativement à la précédente disposition, dans les configurations à excitations parallèles, les flux des aimants et de l'excitation bobinée n'ont pas, en tout point, le même trajet. Le flux de l'excitation bobinée ne traverse pas les aimants, le risque de démagnétisation des aimants par l'excitation bobinée est ainsi écarté.

Dans ces configurations, il existe une multitude d'agencements des deux circuits d'excitation. Des sous-catégories peuvent donc être indiquées, ces dernières sont principalement à circuits :

- totalement découplés ou **juxtaposés** (figure 8a) ;
- totalement **couplés** (figure 8b) ;
- partiellement couplés ou **imbriqués** (figure 8c).

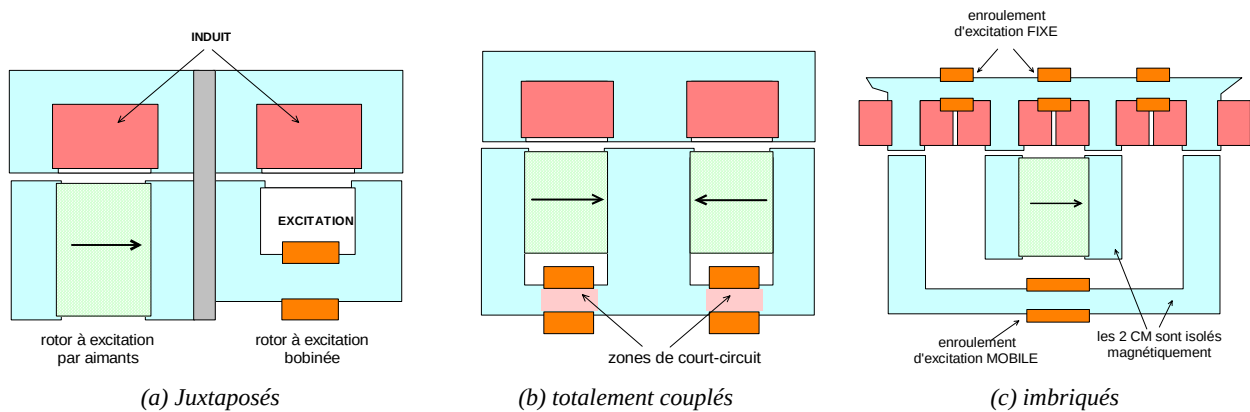


Figure 8. Principales configurations à double excitation parallèle

a. Configurations à circuits découplés ou juxtaposés

La première solution d'agencement des deux circuits d'excitation est la « simple » juxtaposition de deux rotors à excitations différentes, l'un est à aimants permanents (en surface ou à concentration de flux) et l'autre est bobiné, le stator étant commun. Un exemple, issu de [85], est présenté à la figure 9. Si l'on accepte une alimentation du bobinage d'excitation bi-directionnelle en courant, afin de maximiser son efficacité, alors la sur-excitation et la désexcitation s'effectuent en faisant varier l'amplitude et le sens du courant d'excitation. Le rapport des longueurs actives des deux rotors est fonction du « taux d'hybridation » de la machine. Ce rapport dépend directement du point de fonctionnement choisi comme point dimensionnant ou encore du cycle de fonctionnement énergétique. En outre, les deux circuits d'excitation étant complètement séparés, ils travaillent, en parallèle, sans « conflit ». Il n'y a donc aucun risque de désaimantation des aimants par l'excitation bobinée. En contrepartie, lors du défluxage, la réduction du flux total embrassé par l'induit n'implique pas la diminution de l'induction dans les différents circuits magnétiques, bien au contraire. Notons enfin que, dans cet exemple, le rotor bobiné suppose une alimentation par contacts glissants. Une excitation homopolaire fixe dans la partie « bobinée » est cependant possible.

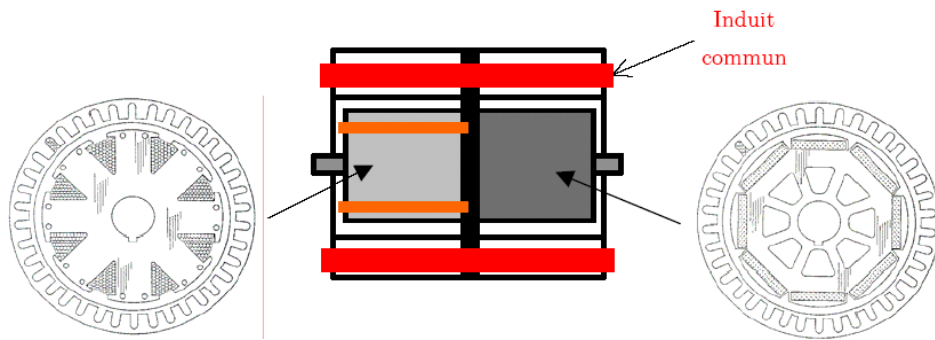


Figure 9. Exemple de machine à double excitation parallèle à circuits totalement découpés ou juxtaposés [85]

b. Configurations à circuits totalement couplés

Conformément au schéma de principe de la figure 8b, dans cette configuration à circuits totalement couplés, les aimants permanents et la bobine d'excitation se trouvent au rotor [84]. Une zone de court-circuit convenablement dimensionnée joue le rôle « d'interrupteur magnétique ». Sans courant d'excitation, l'aimant est totalement court-circuité (aux fuites près), le flux inducteur embrassé par l'induit est donc nul. La bobine d'excitation, alimentée en unidirectionnel en courant, permet de moduler l'état magnétique de la zone de court-circuit et ainsi ajuster « à volonté » la part utile du flux des aimants comme illustré par la figure 10b. Les avantages de cette configuration sont la simplicité de l'alimentation de la bobine d'excitation, le peu de risque de désaimantation, la quasi-absence de pertes magnétiques statoriques en défluxage complet (courant nul), et enfin la sûreté de fonctionnement du système d'excitation, sachant qu'à excitation nulle (inducteur bobiné non alimenté) le flux inducteur embrassé par l'induit et donc la FEM à ses bornes s'annulent inéluctablement. De plus, bien que le défluxage total n'entraîne pas l'annulation de l'induction magnétique dans le circuit magnétique (ici rotorique) à l'inverse de l'excitation série décrite précédemment, néanmoins cette induction est constante et donc les pertes magnétiques nulles.

Les inconvénients sont relativement sévères. On peut citer en particulier le coût énergétique d'une telle solution que représentent les pertes Joule d'excitation. De plus, cette configuration nécessite des contacts glissants et donc une usure, des pertes électriques et mécaniques ainsi que des chutes de tension pouvant être relativement conséquentes pour une alimentation basse tension. Notons néanmoins qu'une solution à excitations (aimants et bobine) fixes est possible.

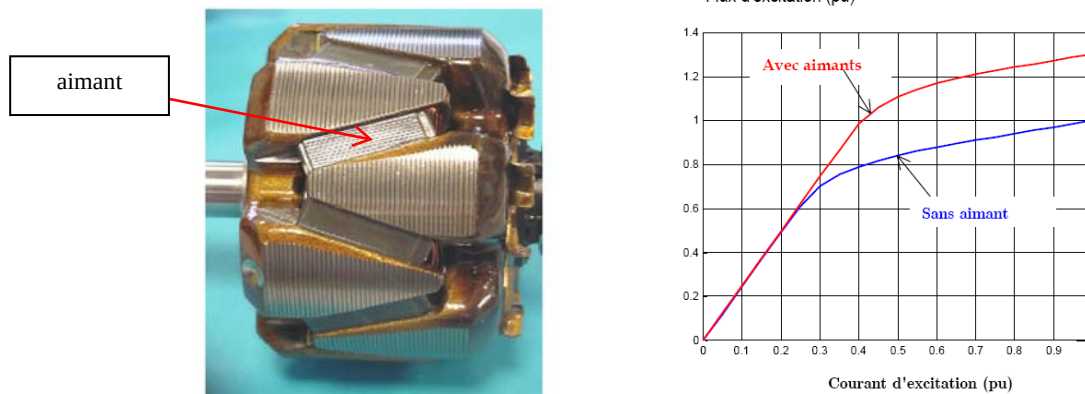


Figure 10. Exemple de machine à double excitation à circuits totalement couplés

c. Configurations à circuits partiellement couplés ou imbriqués

Selon la dimension géométrique dans laquelle évolue le flux de l'excitation bobinée, à savoir flux parallèle ou transverse (cf. chapitre A0), deux types de circuits imbriqués existent.

Tout d'abord les structures à flux parallèle, que l'on dénommera **à circuits imbriqués plan**, correspondent à une imbrication des deux circuits d'excitation sur un même plan : celui de la rotation. Il s'agit d'une alternance de pôles bobinés et de pôles à aimants. Deux exemples à concentration de flux et à aimants en surface, issus d'un brevet déposé par la Société VALEO en 2000 [78] et des travaux du Professeur T.A. Lipo de l'Université du Wisconsin (Madison, USA) [82] sont reproduits aux figures 11a (concentration de flux) et 11b (aimants en surface). Globalement, on retrouve les mêmes avantages et inconvénients que ceux de la

configuration à circuits découplés (risque de désaimantation faible, pertes magnétiques non nulles en défluxage, contacts glissants).

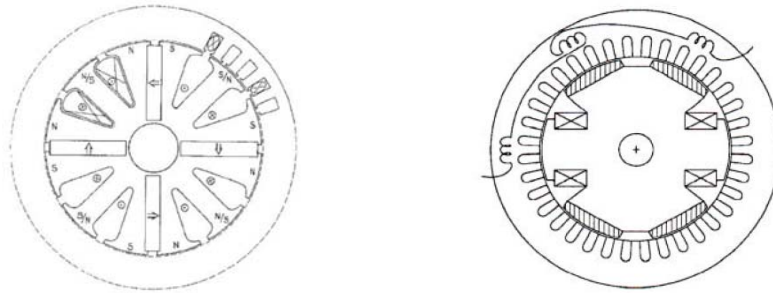


Figure 11. Configuration à circuits imbriqués plan : (a) [78], (b) [82]

Dans les structures à **circuits imbriqués transverses**, le bobinage d'excitation est fixe, de type homopolaire, supprimant ainsi les contacts glissants. En contrepartie, le rotor devra comporter, en plus d'aimants permanents, une saillance magnétique.

Un premier exemple, issu de [83] (brevet déposé en 1997), [86], [87] est représenté à la figure 12. Le stator est composé de deux parties fixes feuilletées. L'induit est classique à bobinage réparti. Les deux parties fixes sont solidaires d'une culasse extérieure permettant la fermeture du flux transverse d'excitation. Le bobinage correspondant est inséré entre les deux portions de l'induit. Quant au rotor, il est composé également de deux parties non-isolées magnétiquement, chacune comportant des aimants permanents d'aimantation radiale, de polarités identiques et de pôles saillants ferromagnétiques (dents).

Le flux des aimants passe d'un aimant vers l'autre aimant de polarité opposée. A l'inverse, le flux dû à la bobine d'excitation passe d'un pôle saillant à l'autre (réluctance minimale). Le trajet du flux d'excitation dans les circuits magnétiques comporte donc une forte composante axiale. Cette dernière, de par le sens de feuilletage des circuits magnétiques, est génératrice de pertes magnétiques non négligeables quel que soit le sens relatif des deux flux d'excitation.

Sur le même principe, une réalisation discoïde est également possible. C'est le cas de l'exemple de la figure 13 issu de [80], [81], [83].

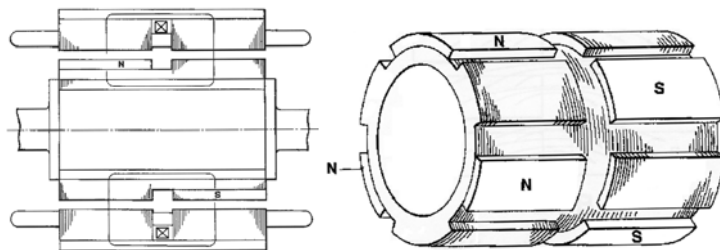


Figure 12. Exemple de machine cylindrique à double excitation à flux transverse et son rotor [83].

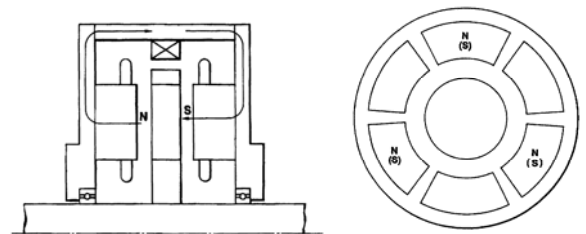


Figure 13. Exemple de machine discoïde à double excitation à flux transverse et son rotor [83].

d. Configurations développées au SATIE

Depuis 1996, notre équipe s'est intéressée aux machines synchrones à double excitation dans le cadre des études liées à la traction électrique ou hybride et à la génération de bord. Différentes structures à double excitation à **circuits imbriqués transverses** ont été conçues et réalisées [BI-2], [BI-3], [BI-4]. Dans ce qui suit, nous allons décrire brièvement 6 exemples réalisés notés M1, M1bis, M2, M3, M4 et M5.

La première structure conçue (M1) est issue du schéma de principe de la figure 8c. Une maquette de validation monophasée a été ainsi réalisée en circuit massif. La maquette, représentée aux figures 14 et 15, est constituée d'un rotor composé de deux parties isolées magnétiquement, l'une contient le circuit d'excitation à aimants permanents (à concentration de flux), l'autre, appelée *tambour*, sert à canaliser le flux créé par la bobine d'excitation homopolaire. Le stator est composé de deux parties identiques reliées entre elles par une culasse extérieure (non représentée). Les différents tests effectués par J. Delor [ING-JD] a permis de valider ce principe de double excitation à circuits imbriqués et la faisabilité technique d'un tel rotor.

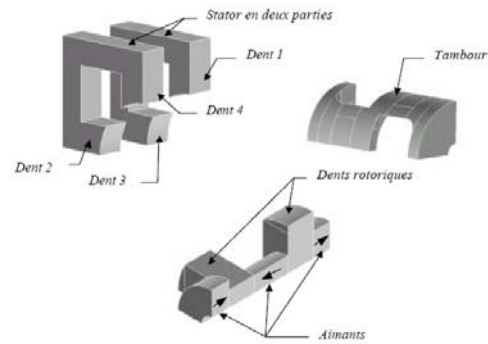


Figure 14. Photo de la maquette M1 de validation et vue éclatée de la structure (SATIE).

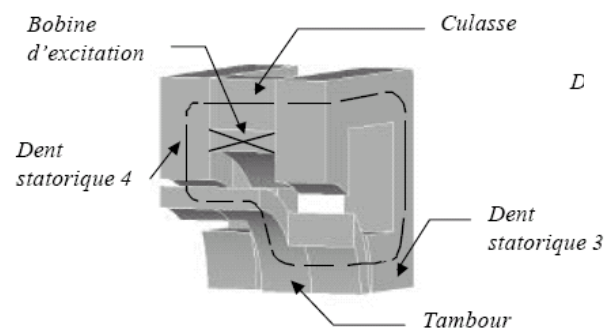
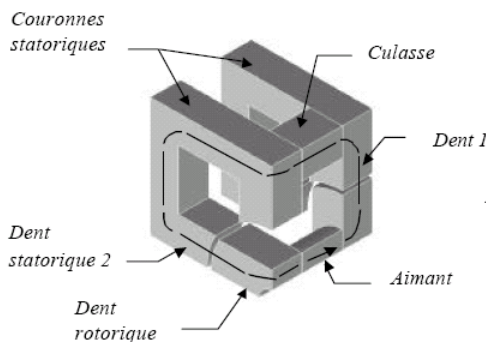


Figure 15. Trajet principal du flux d'excitation : (a) excitation par aimants, (b) excitation bobinée

A partir de la maquette de principe, la transposition à une structure complète est quasi-immédiate. La figure 16 en présente une vue détaillée. Une telle structure reste cependant à réaliser et à évaluer.

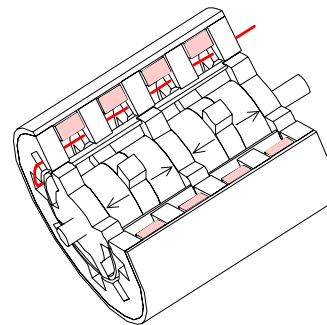


Figure 16. Schéma 3D d'une machine M1bis basée sur la structure M1

Une seconde structure (M2) fut également étudiée dans le cadre d'une collaboration avec la société Valéo-Alternateur [RC-9]. Une coupe axiale schématisée de cette structure est donnée à la figure 17. Sur la figure 18 est présenté un schéma développé symbolique précisant le trajet du flux d'excitation des aimants. Sur ce schéma (« vue de dessus »), on aperçoit le tambour ajouré massif étalé, les dentures rotoriques et les aimants permanents. Le bobinage d'induit se trouvant au dessus du tambour est schématisé par une spire. Les tôles statoriques sont quant à elles représentées en traits pointillés. Afin de ne pas alourdir le schéma, le trajet du flux de la bobine d'excitation est non représenté.

Ces deux schémas montrent ainsi clairement le trajet 3D des flux dans le tambour et donc la difficulté d'un feuilletage efficace. C'est là probablement où l'utilisation d'un matériau magnétique isotrope à faibles pertes, telles que les poudres de fer, peut s'avérer très efficace pourvu que les contraintes mécaniques y soient compatibles. C'est d'ailleurs le cas de toutes les structures développées au laboratoire et plus généralement encore toutes les structures à excitation homopolaire fixe.

Un prototype triphasé, 6 paires de pôles, de diamètre rotorique de 95 mm, statorique de 140 mm et d'une longueur utile de 100 mm (cf. figure 19a et 19b), fut réalisé et étudié dans le contexte industriel pré-cité. Bien que le principe de la double excitation ait été ici également démontré (cf. figure 19c), la complexité considérable du rotor et les pertes magnétiques importantes générées au niveau des pièces massives ont quelque peu disqualifié cette structure comparativement à une structure « classique » mono-excitation bobinée à griffes par exemple. D'autant que, pour un défluxage total, la compensation locale des inductions

aimants / bobine n'est pas effective, la diminution des pertes magnétiques en défluxage n'étant que partielle. En outre, le problème d'une excitation bobinée tournante subsiste.

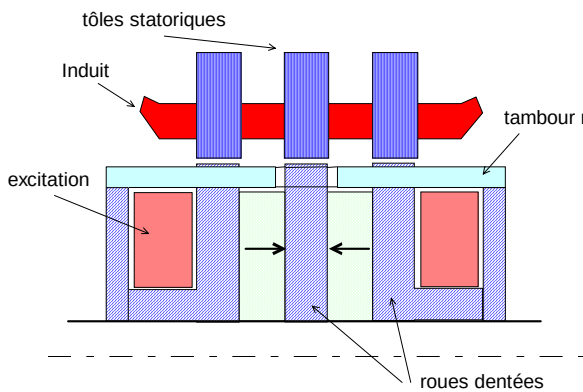


Figure 17. Machine M2 à excitation bobinée rotorique

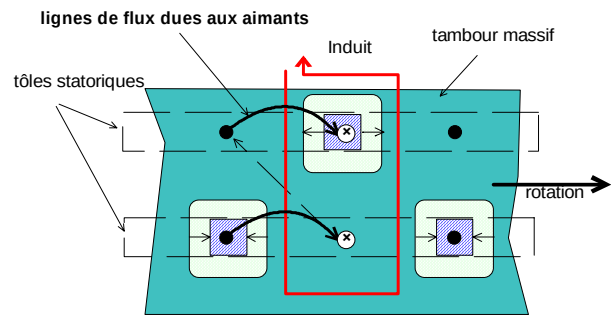


Figure 18. Schéma développé de la machine M2, trajet du flux des aimants (« vue de dessus »)

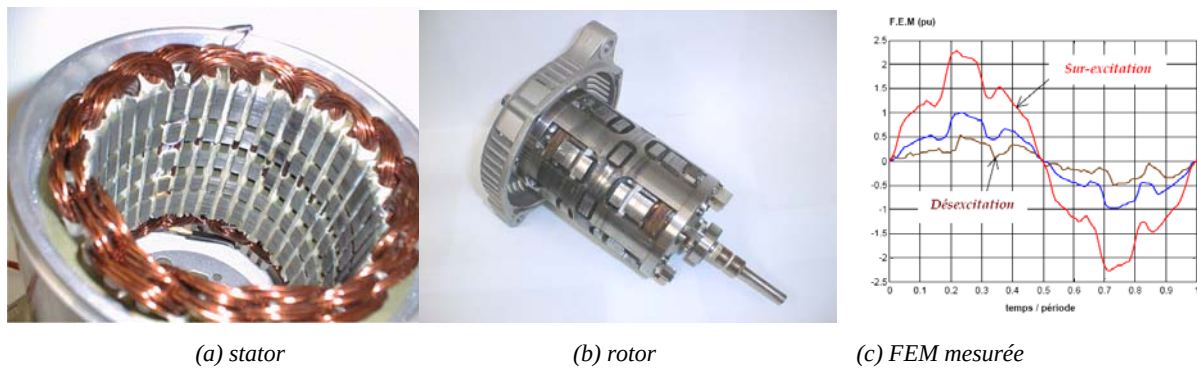


Figure 19. Photos d'un prototype et FEM mesurée M2 pour différents courants d'excitation (SATIE)

Afin de réduire la complexité mécanique du rotor et de s'affranchir des contacts glissants, une troisième topologie M3 a été conçue. Cette structure est à circuits imbriqués transverse à excitation homopolaire fixe basée sur le schéma de principe de la figure 8c.

Les figures 20 et 21 représentent les différentes parties de la machine ainsi que les trajets principaux des flux d'excitation bobinée et à aimants. Vis-à-vis de l'excitation par aimants permanents (aimants azimutaux), c'est une machine synchrone tout à fait classique à concentration de flux. En supplément des éléments classiques (induit, tôles encochées, ...), la partie fixe comporte une culasse massive externe et un bobinage d'excitation fixe solénoïdal logé, pour des raisons d'encombrement, au-dessus des têtes de bobines d'induit. La partie mobile est composée de deux parties ferromagnétiques isolées magnétiquement l'une de l'autre, d'aimants permanents axiaux et azimutaux, collés sur les quatre faces des plots et enfin d'un circuit massif collecteur de flux sur chaque extrémité, en contact magnétique avec l'une des deux précédentes parties. Notons que la portion rotorique isolée du collecteur est réalisée en circuit feuilleté classique.

Afin d'explicitier les trajets des flux d'excitation, un schéma développé symbolique est présenté sur la figure 22. Il y apparaît notamment le caractère unipolaire de l'excitation bobinée, cette dernière n'agissant que sur un seul pôle. Ceci a pour conséquence de réduire l'efficacité de l'excitation bobinée et de générer, lors du défluxage, des harmoniques de FEM comme montré par le relevé à vide de la figure 23d. A contrario, l'architecture même du rotor offre un taux de remplissage des aimants très élevé et donc une surface de concentration de flux totale importante, permettant ainsi l'utilisation efficace d'aimants bas coût tels que les aimants injectés plasto-ferrites par exemple.

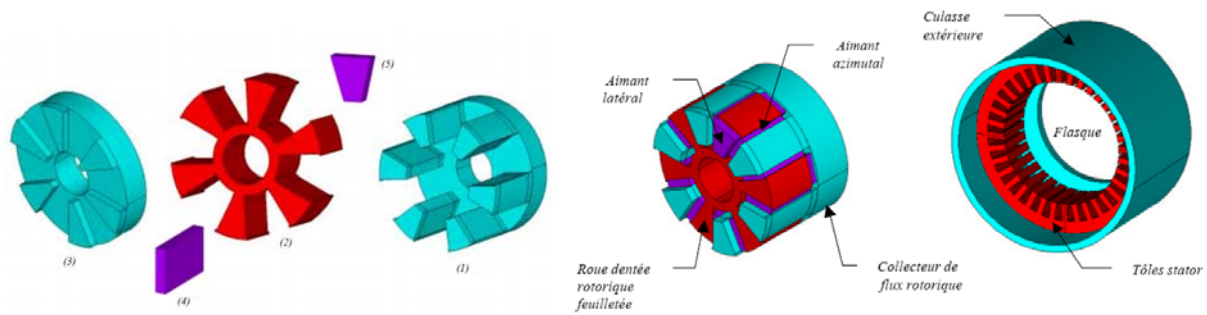


Figure 20. Schémas du rotor et du stator de la machine M3 (excitation bobinée non représentée) [TH-YA]

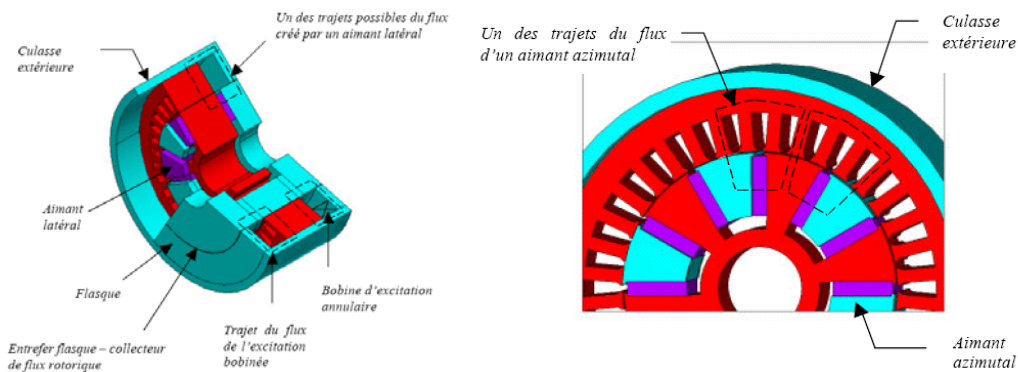


Figure 21. Machine M3 : principaux trajets des flux d'excitation : (a) excitation bobinée, (b) excitation à aimants (aimants azimuthaux) [TH-YA]

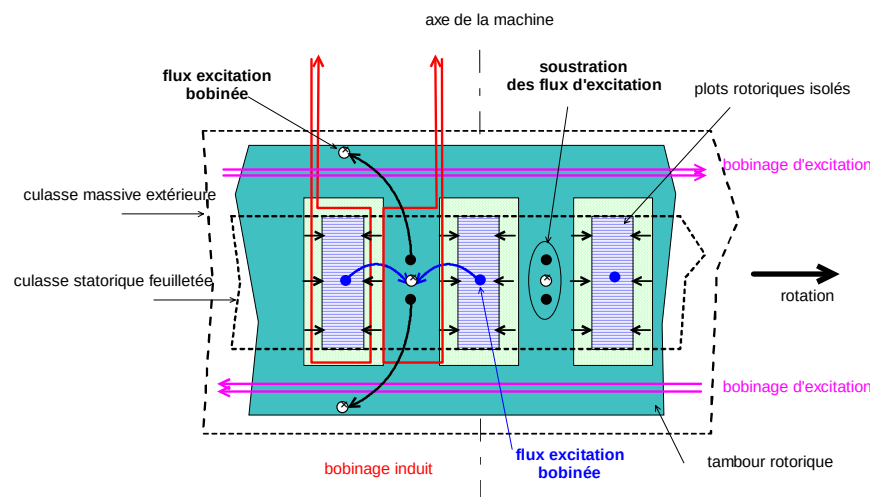


Figure 21. Schéma développé simplifié de la machine M3 (« vue de dessus »)

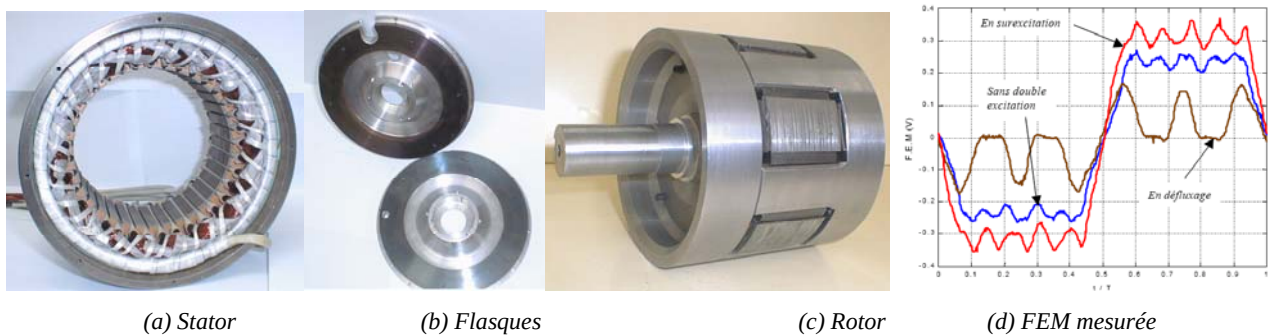


Figure 23. Photos du prototype de la machine M3

Dans le cadre des travaux de thèse de Y. Amara [TH-YA] et d'une collaboration industrielle avec la Société PSA [RC-8] pour une application de traction hybride un prototype triphasé fut réalisé sur ce principe (figures 23a, b et c). Celui-ci comporte 6 pôles à aimants ferrites, le diamètre rotorique est de 115 mm, statorique de 180 mm et la longueur totale de 110 mm (la longueur du paquet de tôles statoriques est de 40 mm). La

puissance développée est d'environ 2 kW pour une vitesse de rotation comprise entre 4000 tr/min (vitesse de base) et 8000 tr/min (vitesse limitée par le matériel expérimental). L'inductance normalisée dans l'axe direct est légèrement supérieure à l'unité (1.04) et le rapport de saillance ρ est de 1.3.

Afin d'accroître l'efficacité de l'excitation bobinée, deux nouvelles géométries du rotor ont été imaginées (machines M4 et M5). Les principales modifications apportées concernent l'agencement et la composition des différents pôles ferromagnétiques rotoriques. Pour la configuration M4 (figure 24), le circuit magnétique central, comportant les plots feuilletés, est réalisé en un seul tenant grâce à des isthmes intérieurs de très faible épaisseur minimisant l'effet de court-circuit des aimants. Pour la configuration M5, l'isthme a été supprimé (figure 25), les tôles des plots sont donc isolées magnétiquement d'un pôle à l'autre.

La seconde modification, applicable celle-ci aux deux machines M4 et M5, concerne le circuit collecteur de flux. Celui-ci a été en effet simplifié par rapport à la configuration de M3. Il se présente sous forme d'un flasque massif tel que la pièce N°3 de la figure 20a précédente. Ce rotor est ainsi modulable selon le type de contact magnétique entre ce flasque rotorique et les plots feuilletés (voir figure 26). Les deux configurations unipolaire (identique à M3) et bipolaire sont ainsi rendues possibles aussi bien pour M4 que pour M5.

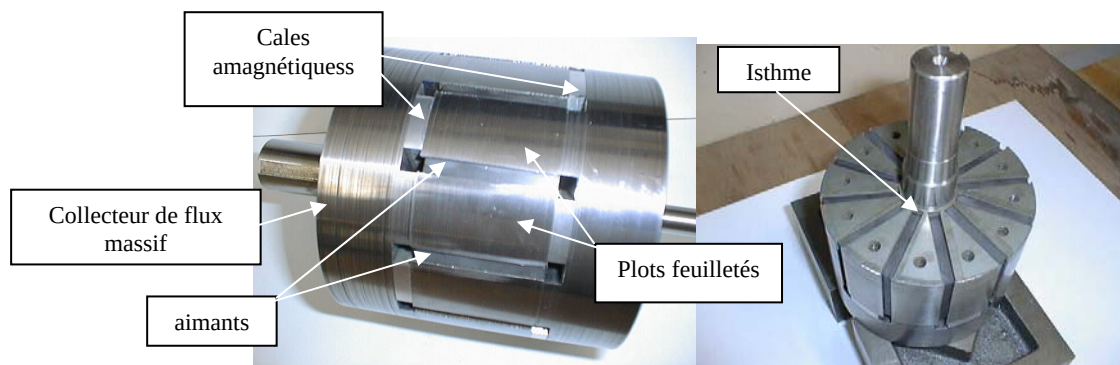


Figure 24. Photo du rotor de la machine M4 en configuration bipolaire (stator identique à celui de M3)

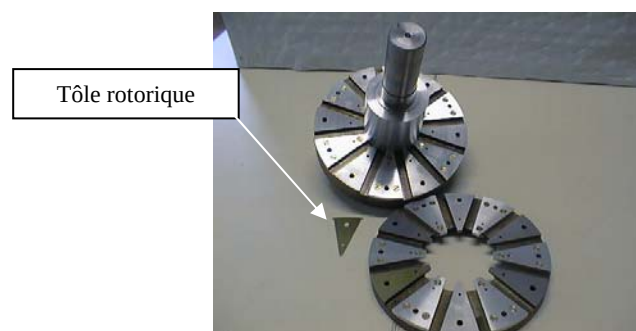


Figure 25. Photo du rotor en cours de montage de la machine M5

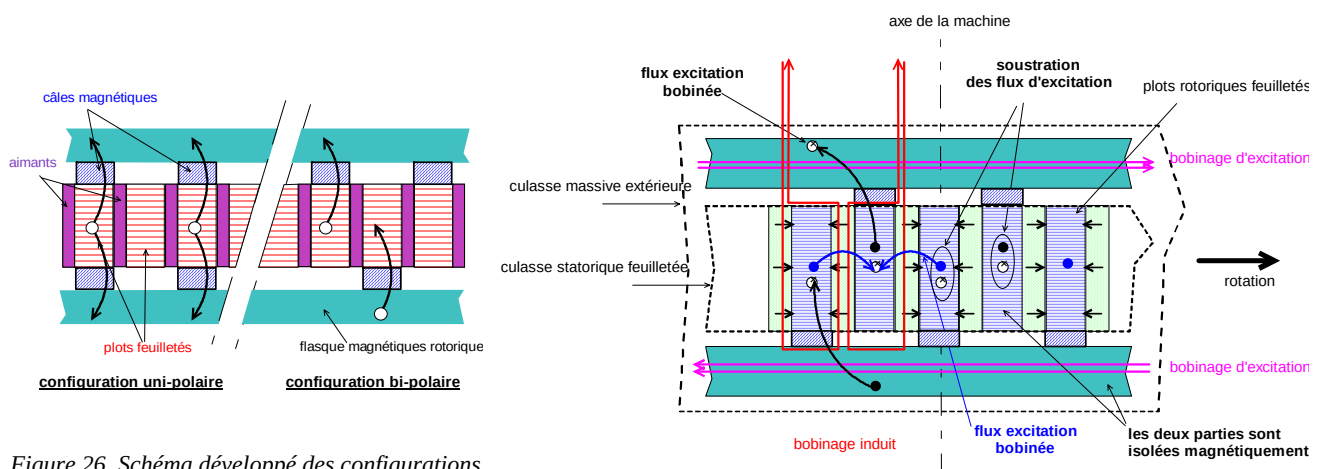


Figure 26. Schéma développé des configurations unipolaire et bipolaire (M4 et M5)

Figure 27. Schéma développé simplifié de la machine M4 en configuration bipolaire (« vue de dessus »)

Afin d'expliciter le principe de la configuration bipolaire, le schéma développé symbolique de la figure 27 illustre les trajets des flux d'excitation. Cette figure montre ainsi, à l'inverse donc du cas M3, que le flux de l'excitation bobinée (double bobinage homopolaire) agit identiquement et symétriquement sur tous les pôles. Comme montré par le relevé de la FEM obtenu pour différents courants d'excitation et à vitesse constante (figure 28a) réalisée sur un prototype de mêmes dimensions que le prototype M3, l'efficacité du défluxage en bipolaire est ici accrue et la modification de la FEM s'effectue pareillement sur tous les harmoniques. Cette efficacité est également montrée par la figure 28b donnant les caractéristiques d'excitation flux-courant relevées pour les divers prototypes. Notons que la dégradation (ici de 23%) du flux généré par les aimants est due à l'isthme introduit dans M4 afin de faciliter la tenue mécanique de l'ensemble feuilleté rotorique. D'autre part, la solution de pôles feuilletés (cas de M4 et M5) défavorise la mutuelle inductance induit / inducteur bobiné (ici de 45%) de par les entrefers magnétiques supplémentaires introduits par l'empilage des tôles rotoriques. A contrario, celle-ci favorise la réduction des pertes magnétiques rotoriques. Un matériau magnétique isotrope représenterait un compromis intéressant que nous devrions envisager.

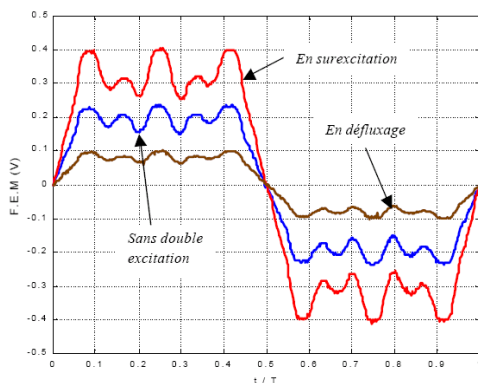


Figure 28a. Machine M4 en configuration bipolaire : relevé de la FEM (stator identique à celui de M3)

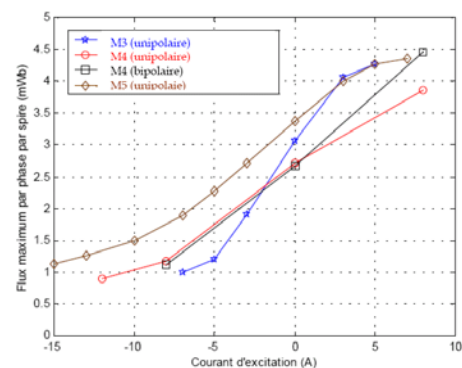


Figure 28b. Caractéristiques mesurées : flux d'excitation en fonction du courant, pour diverses configurations

Après ce tour d'horizon, non exhaustif, des configurations et architectures à double excitation développées au SATIE mais également par d'autres laboratoires, un travail de comparaison de leurs performances reste à effectuer. En toute rigueur, ce travail ne peut se faire qu'à partir d'une optimisation de leur géométrie et de leur alimentation. Une étude basée sur les schémas élémentaires de principe des figures 6 et 8 pourrait constituer une première approche quantitative.

Il est cependant possible, d'ores et déjà, de dresser un premier bilan qualitatif relatif à l'efficacité de la disposition des circuits d'excitation. Ce bilan peut s'exprimer en fonction de 3 critères fondamentaux : pertes Joule d'excitation, pertes magnétiques en défluxage total et complexité mécanique apparente. Une illustration est donnée à la figure 29. Entre les deux configurations « extrêmes » série (favorable aux pertes magnétiques) et juxtaposée (favorable aux pertes Joule) se trouvent les configurations imbriquées, en particulier la structure M4 bipolaire qui présente la plus faible complexité mécanique. Une structure M4bis identique à M4, mais dont les circuits magnétiques (culasse extérieure statorique et rotor) seraient en matériau isotrope, pourrait représenter potentiellement un compromis *pertes Joule / pertes magnétiques / complexité* très intéressant et mérite sans doute une attention particulière.

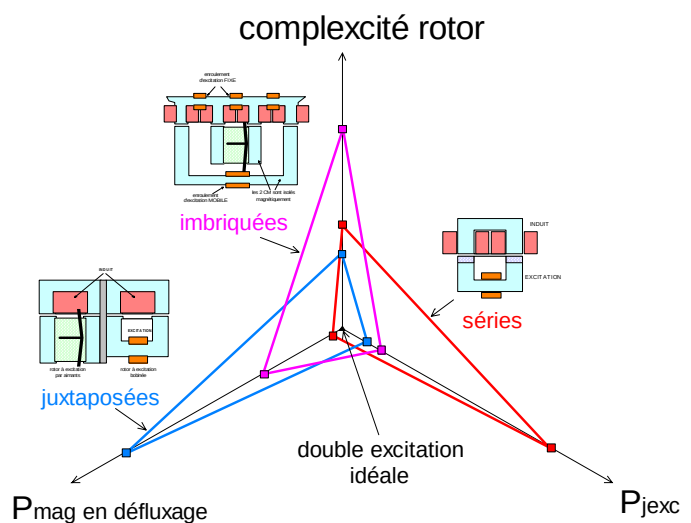


Figure 29. Comparaison qualitative des structures à double excitation

En parallèle à ces études sur les aspects conceptuels et topologiques, nous avons également mené des études sur l'optimisation *machine-alimentation-commande*. En particulier, dans le cadre de la thèse de Y. Amara [TH-YA], différentes stratégies de commande ont été évaluées et comparées. Ces études, sur la base de modèles électriques équivalents « classiques » mais adaptés à la double excitation et tenant compte des pertes magnétiques suivant un modèle ohmique usuel furent ainsi réalisées indépendamment de l'architecture de la machine et de la configuration des circuits d'excitation. Les pertes mécaniques et celles du convertisseur électronique ne sont pas prises en compte.

IV. Optimisation *machine-alimentation-commande* des machines à double excitation [TH-YA]

Aux deux grandeurs fondamentales mentionnées au début du chapitre (relations 1 et 2), s'ajoutent, pour les machines à double excitation, 3 autres paramètres que sont le coefficient d'hybridation $\alpha \in [0:1]$ traduisant l'importance du flux des aimants par rapport au flux total d'excitation, le coefficient d'excitation bobinée k_f , image du courant d'excitation ($k_f = \alpha = 1$ pour les machines mono-excitation à aimants), et le rapport des puissances apparentes des convertisseurs d'alimentation induit et inducteur ($\beta \geq 1$) :

$$k_f = \alpha + k_{exc}^* \cdot I_{exc}^* \text{ tel que : } k_{exc}^* = \frac{k_{exc} \cdot I_{eMax}}{\phi_{fMax}} \text{ et } I_{exc}^* = \frac{I_e}{I_{eMax}} \quad (3)$$

$$\alpha = \frac{\phi_a}{\phi_{fMax}} \text{ tel que : } \phi_f = \phi_a + k_{exc} \cdot I_{exc} \quad (4)$$

$$\beta = \frac{V_{Max} \cdot I_{Max}}{V_{excMax} \cdot I_{excMax}} \quad (5)$$

Dans le cas de la double excitation, à l'inverse du cas mono-excitation, le centre des ellipses caractérisant la limite de tension d'induit dépend du courant d'excitation à travers le facteur k_f et est donné par les coordonnées $i_d^* = -k_f/L_d^*$ et $i_q^* = 0$ comme illustré par la figure 30.

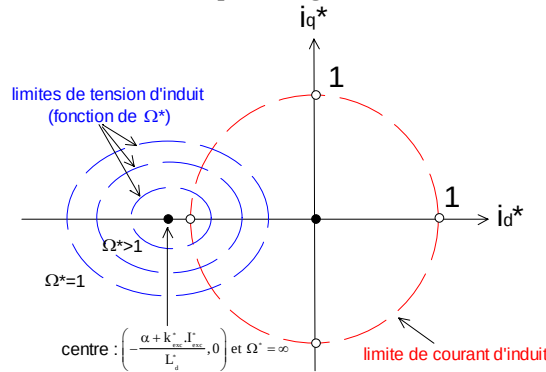


Figure 30. Plan normalisé i_d^*, i_q^* pour une machine à double excitation

Concernant tout d'abord la caractéristique-enveloppe *puissance-vitesse*, la maximisation de la puissance extractible au-delà de la vitesse de base, réalisée par optimisation numérique du triplet (I^*, ψ, k_f) à contraintes d'alimentation données ($I^* \leq 1, V^* \leq 1$), montre que pour les machines à $L_d^* \geq 1$ la double excitation n'apporte pas d'améliorations particulières, la valeur optimale du coefficient k_f est en effet égale à l'unité quelle que soit la vitesse de rotation. A l'inverse, pour les machines à $L_d^* < 1$, la disposition d'un paramètre supplémentaire de contrôle permet d'étendre sensiblement la plage de fonctionnement à puissance maximale constante, voire de la rendre « infinie » (cf. figure 31). En effet, à l'inverse des machines mono-excitation à aimants, pour étendre « à l'infini » la plage de fonctionnement à $P_{max} = Cste$, il « suffit » de faire coïncider le centre des ellipses tension limite ($i_d^* = -k_f/L_d^*, i_q^* = 0$) avec le point B (cf. figure 32a)

correspondant à l'intersection du cercle courant limite et l'axe i_d^* en diminuant k_f jusqu'à la valeur L_d^* (cf. figure 32b). La machine devra par conséquent disposer d'une excitation bobinée en conséquence, à savoir $k_{fmin} \leq L_d^*$. Au delà de la vitesse de base, le point de fonctionnement dans le plan (i_q^*, i_d^*) suit donc le cercle courant limite jusqu'au point $\Omega_B = \infty$ de coordonnées $(i_q^* = 0, i_d^* = -1)$.

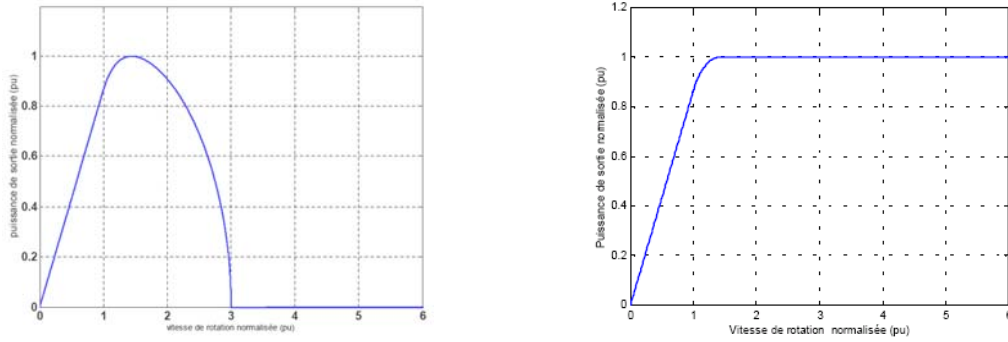


Figure 31. Caractéristiques-enveloppes puissance- vitesse pour une structure mono-excitation à aimants (a) et à double excitation (b) pour $\rho = 3, L_d^* = 0.5$

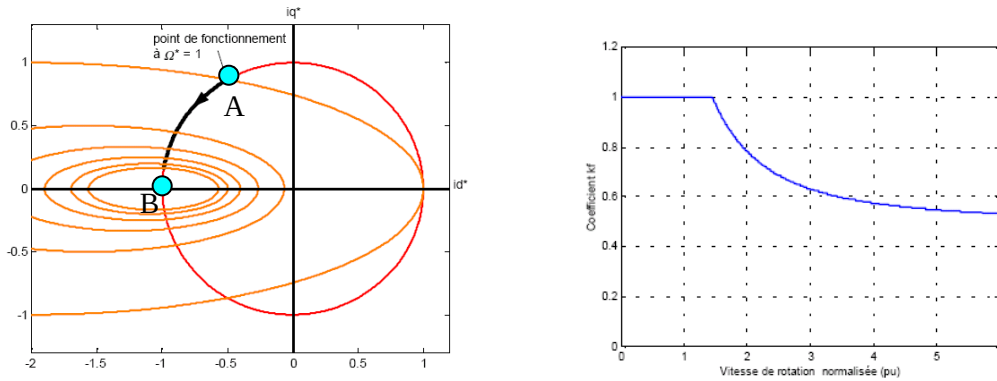
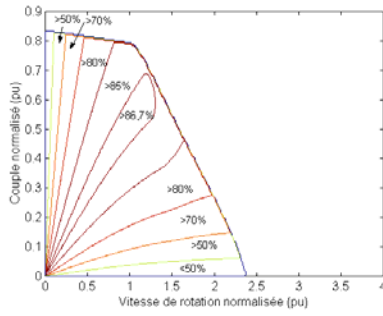


Figure 32. (a) Evolution du point de fonctionnement dans le plan (i_q^*, i_d^*) , et variations optimales du coefficient k_f en fonction de la vitesse (b) pour une machine à double excitation (avec $\rho = 3, L_d^* = 0.5$)

Au-delà de cette extension de la caractéristique-enveloppe, la double excitation permet également une meilleure optimisation énergétique du fonctionnement sur cycle. En effet, à l'intérieur de l'enveloppe couple-vitesse, les résultats de la recherche par algorithme numérique des paramètres (I^*, ψ, k_f) optimaux minimisant, pour chaque point de fonctionnement, les pertes totales (Joule d'excitation et d'induit et magnétiques, hors pertes dans le convertisseur électronique), montrent tout d'abord l'extension sensible de la zone de rendement maximal pour la machine à double excitation dans le cas d'un cycle équi-sollicitations.

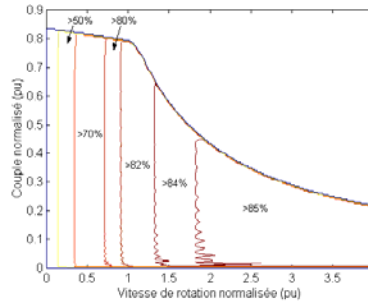
Sur la figure 33 sont indiqués, à titre comparatif, les iso-rendements dans le plan couple-vitesse de trois machines synchrones à pôles lisses à aimants, à excitation bobinée et à double excitation, ayant les mêmes caractéristiques électriques et magnétiques (notamment $L_d^* = 0.5$). Sans optimisation du taux d'hybridation de la machine à double excitation, ces résultats montrent déjà que cette machine permet l'extension de la plage de fonctionnement à $P_{\max} = \text{Cste}$ par rapport à la machine à aimants ainsi que l'extension de la zone de rendement maximal⁵.

⁵ Notons que l'on retrouve les caractéristiques couple-vitesse-rendement de la machine à excitation bobinée en configuration « tout fer tournant » vue au chapitre précédent (figure 19 du chapitre B.II).



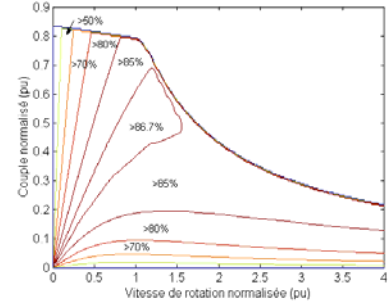
(a) à aimants

$$(k_f = \text{cte} = 1)$$



(b) à exc. bobinée

$$(R_e^* = 1, k_{exc}^* = 1, \beta = 27)$$



(c) à double excitation

$$(\alpha = 1, R_e^* = 1, k_{exc}^* = 1, \beta = 27)$$

Figure 33. Comparaison dans le plan couple-vitesse-rendement de trois machines synchrones avec $R_a^* = 0.1$, $R_f^* = 20$, $L_d^* = 0.5$, $\rho = 1$ [RI-14]

La variation du taux d'hybridation α , irréalizable dans le cas des machines mono-excitation à aimants ($\alpha=1$), permet d'optimiser l'ensemble convertisseur-machine par rapport au point couple-vitesse le plus sollicité. Les différentes études paramétriques menées montrent que pour ce point de rendement maximal, le taux d'hybridation optimal est égal au coefficient d'excitation minimal $k_{f_{\min}}$ ($k_{f_{\min}} \leq L_d^*$). Sur la figure 34, issue de [RI-14] et jointe en annexe, est présenté un exemple pour lequel le point sollicitant est donné par ($C_{em0}^* = 0.2, \Omega_0^* = 1.5$). Le rendement maximal a été ainsi efficacement « déplacé » comparativement aux résultats précédents (figure 33c). Rappelons que celui-ci se trouve « naturellement » autour de la vitesse de base pour une machine mono-excitation à aimants.

Une démarche similaire a été également appliquée aux machines à double excitation fonctionnant en mode générateur [RI-11], [RI-12], [CI-28], [CI-34], [CN-13] montrant là aussi l'apport de la double excitation.

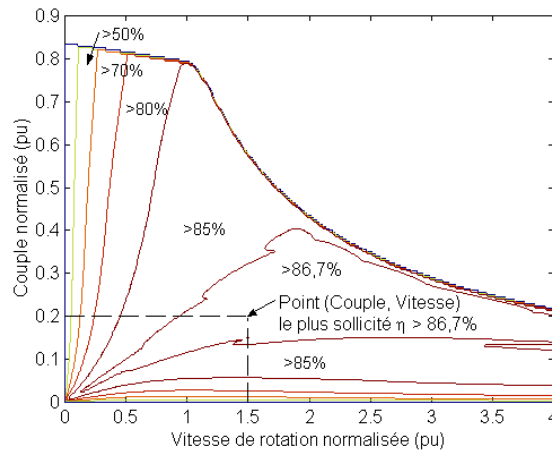


Figure 34. Courbes iso-rendement machine dans le plan couple-vitesse pour à double excitation avec optimisation du taux d'hybridation au point ($C_{em0}^* = 0.2, \Omega_0^* = 1.5$) ($\rho = 1, L_d^* = 0.5, \beta = 27, R_a^* = 0.1, R_e^* = 1, R_{pf}^* = 20$) [RI-14]

V. Bilan et perspectives

Lors du colloque CVELEC de 1997, A. Levy présentait sa contribution, sous forme de questionnaire sur les modes d'excitation adaptés, intitulée : « Quelle motorisation pour les véhicules électriques : synchrone à rotor bobiné ou à aimants ? » [89]. Une des réponses à cette question semble donc être le remplacement du « ou » par « et ».

Les travaux relatifs aux structures à double excitation, aussi bien dans notre équipe que dans d'autres laboratoires, sont relativement récents. De très nombreuses études sur les architectures comme sur l'optimisation machine-alimentation restent encore à mener.

Tout d'abord, un travail comparatif des différentes solutions structurelles est indispensable afin de délimiter quantitativement l'intérêt de telle ou telle configuration double ou mono-excitation sur la base d'un même Cahier des Charges. Ce travail nécessite le développement de modèles électromagnétiques souples tenant compte notamment des pertes dans le convertisseur électronique et des pertes magnétiques en fonction de la géométrie de la machine. C'est là probablement que l'effort devrait être fourni vu la complexité de ce type de machine nécessairement 3D. En outre, bien que l'optimisation machine-alimentation réalisée soit basée sur une approche et des modèles génériques, la traduction précise des grandeurs électromagnétiques optimales mises en évidence (tel que le taux d'hybridation) en grandeurs géométriques de la machine reste encore aujourd'hui implicite.

Enfin, comme pour toutes les structures à excitation homopolaire fixe, et a fortiori pour celles à double excitation à circuits imbriqués, l'utilisation de matériaux magnétiques isotropes semble offrir des avantages potentiels. Cela devra, sans doute, faire l'objet d'études comparatives poussées.

B.IV Bibliographie du thème B

- [1] **Borghi-Saveri France** : «Documentation commerciale » 2000.
- [2] **J. Bigeon** : "Contribution à la modélisation de structures électromagnétiques à courants de Foucault". Thèse de doctorat de l'I.N.P. de Grenoble, 1983
- [3] **Hofmann, T. Werle, R. Pfeiffer, A. Binder** : "2D and 3D numerical field computation of eddy-current brakes for traction". IEEE Transactions on Magnetics, vol. 36, n° 4, July 2000, pp. : 1758-1763.
- [4] **N. Labbe** : "Modélisation du couplage magnéto-thermique appliqué aux ralentisseurs électromagnétiques à courants de Foucault". Thèse de doctorat de l'I.N.P. de Grenoble, Janvier 1996.
- [5] **B. Lequesne, B. Liu, T.W. Nehl** : "Eddy-current machines with permanent magnets and solid rotors". IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 33, n° 5, Sept/Oct. 1997, pp. : 1289-1294.
- [6] **M.G. Malti, R. Ramakumar** : "Three-dimensional theory of the eddy current coupling". IEEE Trans. Power App. Syst., vol. PAS-67, August 1963, pp. : 793-800.
- [7] **P. Breton** : "Principe des ralentisseurs électromagnétiques". Revue des Ingénieurs de l'Automobile, Janvier 1975.
- [8] **TELMA** : Site internet de la société : <http://www.telma.com>
- [9] **D.J. O'Connor, F.B. Shelledy, D.E. Heim** : "Mathematical model of a magnetoresistive read head for a magnetic tape drive". IEEE Transactions on Magnetics, vol. 21, n° 5, September 1985, pp. : 1560-1562.
- [10] **Z.J. Liu, A. Voudars, K.J. Binns** : "Magnetic field and eddy current losses in linear and rotating PM machines with a large number of poles". Proc. Inst. Elect. Eng., vol. 138, pt. A, n° 6, November 1991, pp. 289-294.
- [11] **F. Ollendorf** : "The penetration electromagnetic waves into highly saturated iron". Zeitschrift für technische physik, vol. 12, n° 1, 1931, pp. : 39-50.
- [12] **D. Gonen, S. Stricker** : "Analysis of an eddy current brake". IEEE Trans. Power App. Syst., vol. PAS-67, August 1963, pp. 357-361.
- [13] **R.L. Russel, K.H. Norsworthy** : "Eddy currents and wall losses in screened-rotor induction motors". IEE Proceedings, vol. 105, n°20, April 1958, pp. : 163-175.
- [14] **H. Yee** : "Effects of finite length in solid-rotor induction machines". IEE Proceedings, vol. 118, August 1971, pp. : 1025-1033.
- [15] **R. Harba** : "Conception de micro-machines à courant alternatif et de leur alimentation". Thèse de doctorat de l'I.N.P. de Grenoble, Juillet 1985.
- [16] **G. Angst** : "Polyphase induction motor with solid rotor; effects of saturation and finite length". Edition Masson, 1996.
- [17] **J.P. Ducreux, G. Nicolas** : "Finite length effects study in massive iron rotors using 3D electromagnetic field computation". IEEE Transactions on Magnetics, vol. 31, May 1995, pp. : 2096-2099.
- [18] **J.P. Yonnet** : « Le Stockage d'Énergie par Volant d'Inertie », Journée d'études SEE « Stockage de l'énergie électrique », 1^{er} février 1996, CNAM Paris.
- [19] **R.G. Lawrence, K.L. Craven, G.D. Nichols** : « An Economical Energy Storage Device », IEEE Industry Applications Magazine, May/June 2003, pp. : 44-50.
- [20] **H. Darrelmann** : « Comparison of High Power Short Time Flywheel Storage Systems », Telecommunications Energy Conference, 1999. INTELEC '99. The 21st International , 6-9 June 1999.
- [21] **G. Reiner, N. Wehlau** : « Concept of a 50 MW / 650 MJ Power Source Based on Industry-Established MDS Flywheel Units », Pulsed Power Plasma Science, 2001. PPPS-2001. Digest of Technical Papers ,vol. 1 , 17-22 June 2001 , 2002, pp. : 187-190.
- [22] **A. Balıkcı et al.** : « Flywheel Motor/Generator Set as an Energy Source for Coil Launchers », IEEE Trans. On Magnetics, vol. 37, N° 1, January 2001, pp. : 280-283.
- [23] **G.J. Hoolboon, B. Szabados** : "Nonpolluting Automobiles", IEEE Trans. On Vehicular Technology, vol. 43, N°4, November 1994, pp.: 1136-1144.
- [24] **F.C. Flanagan et al.** : « Design of a flywheel surge power unit for electric vehicle drive », 23rd Intersociety energy conversion engineering conference, P.A. Nelson W.W.S.e.R.H.T., vol. 4, pp. 211-217, 1990.
- [25] **D. Howe, P. Mason, P.H. Mellor, Z.Y. Wu, K. Atallah** : "Flywheel Peak Power Buffer For Electric/Hybrid Vehicules", Electric Machines and Drives, 1999. International Conference IEMD '99 , 9-12 May1999, pp. : 508 - 510.
- [26] **S. Ashley** : « Flywheels put a New Spin on Electric Vehicles », Mechanical Engineering, vol. 115, N° 10, pp. 44-51, 1993.
- [27] **G. Anerdi et al.** : « Technology Potential of Flywheel Storage and Application Impact on Electric Vehicles », 12th Electric Vehicles Symposium, vol. 1, pp. 37-47, 1994.
- [28] **P.P. Acarnley et al.** : « Flywheel Energy Storage in Road Vehicles », European Power Electronic, Sevilla, Vol. 2, pp. 883-888, 1995.
- [29] **G. Genta** : « Dynamic Study of a Energy Storage System for Hybrid Bus », 23rd Intersociety Energy Conversion Engineering Conference, Denver, pp. 81-86, 1988.
- [30] **G. Brusaglino, L. Chinaglia, R. Margary, G. Peri** : « Possibilities and effects of energy recovery for commercial vehicles », 1984.

- [31] **L. Küng, A. Vezzini, K. Reichert** : « Hybrid III : Concepts for the Electric System of a Hybrid Passenger Car », The 11th International Electric Vehicle Symposium, World Electric Vehicle Association, vol. 1, pp. 1-11, 1992.
- [32] **S. Ashley** : « Designing Safer Flywheels », Mechanical Engineering, vol. 118, N° 11, pp. 81-91, Novembre 1996.
- [33] **L. Darvill** : « Flywheel Power Helps to Bring Back the Tram », ASME J. Eng. Ind., N° 24, April/May 1993.
- [34] **R.F. Thelen, J.D. Herbst, M.T. Caprio** : « A 2 MW Flywheel for Hybrid Locomotive Power », Vehicular Technology Conference, 2003. VTC 2003-Fall. 2003 IEEE 58th, vol. 5, 6-9 Oct. 2003, pp.: 3231-235.
- [35] **S.M. Schoenung, C. Burns** : « Utility Energy Storage Applications Studies », IEEE Transactions on energy conversion, Vol. 11, N° 3, pp. : 658-665, Septembre 1996.
- [36] **J.A. Kirk, D.K. Anand** : « Overview of a Flywheel Stack Energy Storage System », Proceedings of the 23rd intersociety energy conversion engineering conference, D. Yogi Goswami, The American Society of Mechanical Engineers, Vol. 2, 1988, pp. : 25-30.
- [37] **E.G. Mann, A.M. Bolotov, E.G. Plotnikova** : « Calculation for Strength of Composite Annular Rotors during Draft Design of Energy Storage Devices », Strength of materials, Vol. 23, N° 2, pp. : 211-216, 1991.
- [38] **J.R. Hull** : « Flywheels on a Roll », IEEE Spectrum, pp. : 20-25, 1997.
- [39] **T.S. Davies, H. Nouri, C.M. Jefferson** : « Alternative Approaches to Wind Energy Conversion Systems », Wind Engineering, Vol. 19, N° 5, 1995, pp. : 265-271.
- [40] **R.C. Flanagan** : « Flywheel Energy Storage Design for Photovoltaic Powered Systems », EC Photovoltaic Solar Conference, Florence, vol. 1, pp. : 34-38, 1988.
- [41] **D. Fradella** : « RPM's Flywheel Battery », Regenerative Power and Motion, Page Internet, (<http://home.earthlink.net/~fradella/homepage.htm>), Février 2004.
- [42] **J.P. Yonnet** : « Etude des paliers magnétiques passifs », thèse de doctorat d'Etat de l'INP de Grenoble, Juillet 1980.
- [43] **G. Lemarquand** : « Suspension Magnétique d'un Système Tournant - Application au Volant d'Inertie », thèse de doctorat de l'INP de Grenoble, Mai 1984.
- [44] **J. Delamare** : « Suspensions Magnétiques Partiellement Passives », Thèse de doctorat de l'INP de Grenoble, décembre 1993.
- [45] **F. Faure** : « Suspension magnétique pour volant d'inertie », Thèse de doctorat de l'INP de Grenoble, 20 Juin 2003.
- [46] **L. Leclercq, A. Kamagate, B. Robyns, J.M. Grave** : « Modelling and simulation of a flywheel energy storage system associated with wind and diesel generators », ICEM 2002 (CDROM).
- [47] **C. Saudemont, L. Leclercq, B. Robyns, G. Cimuca, M.M. Radulescu** : « Développement d'un émulateur Temps Réel d'un Système de Génération Eolienne Associé à un Stockage Inertiel d'Energie », Electrotechnique du Futur, Paris 2003 (CDROM).
- [48] **Programme NNE-Joule** : <http://www.cordis.lu/joule/home.html>.
- [49] **F. Marmin, J. M. Grave** : « Etude de faisabilité d'un stabilisateur cinétique de réseau pour génératrice éolienne », Proceedings of Innovect'99, Mons, 16 December 1999, pp. : 41-46.
- [50] **T. Boutot, L. Chang, D. Luke** : « A Low Speed Flywheel System for Wind Energy Conversion », Proceedings of the 2002 IEEE Canadian Conference on Electrical & Computer Engineering, pp. : 251-256.
- [51] **E. Cengelci, P. Enjeti** : « Modular PM Generator/Converter Topologies, Suitable for Utility Interface of Wind/Micro Turbine and Flywheel Type Electromechanical Energy Conversion Systems », Industry Applications Conference, 2000. Conference Record of the 2000 IEEE, vol. 4, 8-12 Oct. 2000 pp.: 2269 - 2276.
- [52] **J. Kang et al.** : « Energy Complementary Control of a Distributed Power Generation System Based on Renewable Energy », Power Engineering, 2004. LESCOPE-04. 2004 Large Engineering systems conference on , 28-30 July 2004, pp.: 136-140.
- [53] **R. Dettmer** : « Revolutionary energy. A wind/diesel generator with flywheel storage », IEE Review, April 1990, pp. : 149-151.
- [54] **F. Hardan et al.** : « Application of a Power-Controlled Flywheel Drive for Wind Power Conditioning in a Wind/Diesel Power System », Electrical Machines and Drives, 1999. Ninth International Conference on (Conf. Publ. No. 468) , 1-3 Sept. 1999, pp.: 65 - 70 .
- [55] **C. Kerzhéo** : « Caractérisation et optimisation d'une batterie électromécanique sous chargement cyclique », Thèse de doctorat de l'ENS Cachan, 8 janvier 2002.
- [56] **E. Richter** : « Inside – out motor/alternator with high inertia smooth rotor », US Patent N°4.032.807, 1977.
- [57] **D.B. Clifton et al.** : « Energy Storage Flywheel Apparatus And Methods », U.S. Patent N°5,905,321, 18 mai 1999.
- [58] **P.P. Acarnley, B.C. Mecrow, J.S. Burdess** : « An Integrated Flywheel/Machine Energy Store For Road Vehicles », New Topologies for Permanent Magnet Machines (Digest No: 1997/090), IEE Colloquium on 18 June 1997, pp.: 9/1-9/6.
- [59] **Tupper et al.** : « Low Inductance Electrical Machine For Flywheel Energy Storage », U.S. Patent N°6,175,178, 1^{er} janvier 2001.
- [60] **Pinkerton** : « High Efficiency Inductor Alternator », U.S. Patent N°6,087,753, 11 juillet 2000.
- [61] **Flux3D** : « Notice d'utilisation de Flux3D », version 220H, CEDRAT SA Janvier 1998.

- [62] **Z.M.A. Peixoto, et al.** : « Design of Sliding Observer for Back Electromotive Force Position and Speed Estimation of Interior Magnet Motors », EPE'95, Sevilla, Spain, Proceedings vol.3, pp.3.833-3.838.
- [63] **C. Bruguier, G. Champenois, J.P. Rognon** : « Current Model Control of a Synchronous Motor without Position and Speed Sensor », IEEE IPEC'95 Conference (Yokohama) Proceedings, pp. 1302-1308.
- [64] **B. Multon, J. Lucidarme, L. Prévond** : « Analyse des possibilités de fonctionnement en régime de désexcitation des moteurs à aimants permanents », Journal de physique III, Mai 1995, pp 623-640.
- [65] **G. Genta** : « Vibration of structures and machines, practical aspects », Third Edition, Springer, 1999, ISBN 0-387-98506-9.
- [66] **B. Sneyers, D.W. Novotny, T.A. Lipo** : « Field Weakening in Buried Permanent Magnet AC Motor Drives », IEEE Trans. On Ind. Application, vol. 21, March/April 1985, pp. : 398-407.
- [67] **T.M. Jahns, G.B. Kliman, T.W. Neumann** : « Interior Permanent magnet Synchronous Motors for Adjustable-Speed Drives », IEEE Trans. On Ind. Application, vol. 22, July/August 1986, pp. :803-813.
- [68] **T. Sebastian, G.R. Slemon** : « Operating limits of Inverter-Driven Permanent Magnet Motor-Drives », IEEE Trans. On Ind. Application, vol. 23, March/April 1987, pp. : 327-333.
- [69] **R. Schiferl, T.A. Lipo** : « Power capability of Salient Pole Permanent Magnet Synchronous Motors in Variable Speed Drive Applications », IEEE Trans. Ind. Application, vol. 26, 1990, pp. : 115-123.
- [70] **B.K. Bose** : « A high-Performance Inverter-fed Drive System of an Interior Permanent Magnet Synchronous Machine », IEEE Trans. On Ind. Application, vol. 24, N°6, 1988, pp. : 987-997.
- [71] **W.L. Soong, T.J.E. Miller** : « Field-weakening Performance of Brushless Synchronous AC Motor Drives », IEE Proc. – Elec. Power Appl., vol. 141, N°6, 1994 ; pp. : 331-340.
- [72] **S. Morimoto, Y. Takeda, T. Hirasaka, K. Taniguchi** : « Expansion of operating limits for permanent magnet by current vector control considering inverter capacity », IEEE Trans. Ind. Applicat., vol. 26, pp. 866-871, Sep./Oct. 1990.
- [73] **B. Kraßer, F. Rattei** : « Mechanical Field Weakening with Actuation by the Stator Currents », International Conference on Electrical Machines, Helsinki, August, 2000, vol. 4, pp.1956-1960.
- [74] **F. Rattei, B. Kraßer** : « Efficiency of a permanent magnet polyphase machine with a mechanical field weakening », EPE'99, EPFL, Lausanne, Switzerland, CD proceedings, September, 1999.
- [75] **B. Chalmers, L. Musaba, D. Gosden** : « Variable-Frequency Synchronous Motor Drives for Electric Vehicles », IEEE Trans. on Industry Applications, vol. 32, N°4, July-August 1996, pp. : 896-903.
- [76] **L. Xu, L. Ye, L. Zhen, A. El-Antaby** : « A new design concept of permanent magnet machine for flux weakening operation », Industry Applications, IEEE Transactions on, vol. 31, Issue 2, March-April 1995, pp. 373–378.
- [77] **D.M. Ionel, J.F. Eatham, T. Betzer** : « Finite element analysis of a novel brushless DC Motors with flux barriers », IEEE Trans. On Magnetics, vol. 31, N°6, November 1995, pp. : 3749-3705.
- [78] **A.D. Akemakou, S.K. Phounsombat** : « Electrical machine with double excitation, especially a motor vehicle alternator », Nov. 14, 2000, US Patent 6,147,429.
- [79] **G. Henneberger, J.R. Hadji-Minaglou, R.C. Ciorba** : « Design and test of permanent magnet synchronous motor with auxiliary excitation winding for electric vehicle application », European Power Electronics Chapter Symposium, Lausanne, October, 1994, pp. 645-649.
- [80] **J.S. Hsu** : « Direct control of air-gap flux in permanent-magnet machines », Energy Conversion, IEEE Transaction on, vol. 15, Issue 4, Dec. 2000, pp. 361-365.
- [81] **J.S. Hsu** : « Direct control of air gap flux in permanent magnet machines », May 2, 2000, US Patent 6,057,622.
- [82] **X. Luo, T.A. Lipo** : « A Synchronous/Permanent Magnet Hybrid AC Machine », IEEE IEMDC'99 proceedings, pp. 19-21, Seattle, USA, May, 1999.
- [83] **T. Mizuno** : « Hybrid excitation type permanent magnet synchronous motor », Oct. 28, 1997, US Patent 5,682,073.
- [84] **T.A. Radomski** : « Alternating current generator », Sep. 25, 1990, US Patent 4,959,577.
- [85] **C.D. Syverson** : « Hybrid alternator », Mar. 14, 1995, US Patent 5,397,975.
- [86] **Y. Sugii, M. Yada, S. Koga, T. Ashikaga** : « Applicability of Various Motors to Electric Vehicles (EV) », Proceedings of EVS-13, vol. 1, pp. 757–764, Osaka, Japan, October 1996.
- [87] **J.A. Tapia, F. Leonardi, T.A. Lipo** : « Consequent Pole Permanent Magnet Machine with Field Weakening Capability », IEEE IEMDC'2001 proceedings, pp. 126-131, Boston, USA, June, 2001.
- [88] **J. Wroblewski** : « Magnetisation of Brushless Synchronous Generator With Permanent Magnets Additionally Excited – Analysis Conditions », International Symposium on Electric Power Engineering proceedings, pp. 351-355, Stockholm, Sweden, June 1995.
- [89] **A. Levy** : « Quelle motorisation pour les véhicules électriques : synchrone à rotor bobiné ou à aimants ? », C-VELEC'97, pp. 68-74.

THEME C : COMPOSANTS MECATRONIQUES POUR « L'INTELLIGENCE » ENERGETIQUE (TRAVAUX EN COURS)

La notion de système ou de « composant mécatronique »¹ est bien évidemment difficile à délimiter. En effet, un composant électrotechnique tel qu'un actionneur n'est-il pas déjà un système relativement complexe mettant en jeu plusieurs composants « élémentaires » et exigeant en toute rigueur une approche multi-physique électromagnétique, mécanique, thermique, électronique, ... ? Les travaux mentionnés dans les chapitres précédents s'intéressaient spécifiquement à cet élément fondamental dans la conversion d'énergie mais en y adoptant un certain nombre de simplifications et/ou d'approches permettant de réduire le degré de complexité de son dimensionnement. Les contraintes liées à son environnement physique et applicatif ont été incluses voire intégrées dans le processus de conception et de dimensionnement. Cependant, ces contraintes ont été traitées généralement sous forme de couplages faibles ou lâches.

A l'inverse, la notion de système qui nous intéresse ici est celle où ces couplages font partie intégrante du fonctionnement et donc du dimensionnement du convertisseur. Cela impose par conséquent plusieurs niveaux de modélisation, devant permettre à la fois une précision suffisante du modèle de chaque composant mais devant également être relativement souple et générique compte tenu de la complexité du système global. C'est en particulier dans ce contexte que les modèles analytiques trouvent toute leur justification. Cela implique alors une relative imprécision des modèles physiques.

Dans ce cadre un certain nombre de travaux sont actuellement menés dans notre équipe sur les deux sites « cachanais » et « breton » :

- Sur le site breton (à Ker Lann), notre équipe s'intéresse depuis 2000 aux problématiques spécifiquement dédiées aux nouvelles technologies de l'énergie et plus spécifiquement aux **systèmes de récupération** et de gestion de l'énergie d'origine renouvelable. Ces travaux concernent bien sûr les aspects de conception et de modélisation, nos compétences fondamentales, mais également l'élaboration de méthodologies de dimensionnement et d'optimisation dans un contexte « système ». Trois projets sont actuellement menés représentant des exemples assez illustratifs de la notion de « composants mécatroniques » précédemment définie. Ils concernent la récupération d'énergie, à savoir :
 - Energie « portable » : récupération de l'énergie de la marche ;
 - Houlogénérateur : récupération de l'énergie des vagues (thèse de M. Ruellan **[TH-MR]**) ;
 - Cogénérateur : récupération de l'énergie thermique dans une production combinée électricité-chaleur (thèse de P. François **[TH-PF]**).

Ces différents projets sont réalisés en partenariat avec d'autres unités de recherche, à savoir respectivement :

- le Laboratoire de Biomécanique et de la Physiologie de l'Exercice Musculaire de l'Université de Rennes 2 (P. Delamarche et F. Multon) ;
- le Laboratoire de Mécanique des Fluides de l'Ecole Centrale de Nantes (A. Clément, porteur du projet dénommé SEAREV, doctorant A. Babarit) et de l'IRCCyN (M. Guglielmi) ;
- le Centre de Recherche sur les Ecoulements, les Surfaces et les Transferts (CREST, UMR 6000, P. Nika, F. Lanzetta) de l'Université Technologique de Belfort-Montbéliard.

Ces différents systèmes reposent, d'une façon générale, sur le principe de résonateur électromécanique dont l'énergie primaire d'excitation diffère selon le composant étudié. La fonction récupération s'apparente alors à un amortissement dont il est nécessaire d'optimiser, à chaque instant, sa valeur compte tenu de la sollicitation primaire.

- Toujours dans le domaine de « l'intelligence » énergétique, sur le site cachanais, nos travaux, sont orientés vers les problématiques liées au transport, en particulier, vers la recherche d'une plus grande efficacité énergétique des systèmes de propulsion urbains et des moyens de réduction de leurs

¹ L'édition 2005 du petit Larousse mentionne le mot *mécatronique*. Il propose la définition suivante : « Mécatronique ,n.f., Technique industrielle consistant à utiliser simultanément et en symbiose, la mécanique, l'électronique, l'automatisme et l'informatique pour la conception et la fabrication de nouveaux produits ».

impacts environnementaux ². Dans ce cadre, **Les soupapes électromagnétiques** font partie de ces solutions prometteuses à court et moyen terme dont notre équipe étudie, depuis 2001, les aspects de conception et modélisation en collaboration continue avec PSA [CR-14] et dans le cadre des stages de DEA de X. Minger [DEA-XM], de H. Alloui [DEA-HA], de C. Bernez [DEA-CB] et de la thèse de ce dernier [TH-CB].

- En dehors du champ de la conception des convertisseurs (donc non traité dans ce mémoire), mais lié aux nouvelles technologies de l'énergie, nous nous intéressons également, sur le site de Ker Lann et depuis 1999, au dimensionnement et à la gestion de l'énergie des **systèmes de production d'énergie intermittente d'origine renouvelable**. Là aussi la notion de système et ses différentes spécificités sont présentes.

Ainsi, un site expérimental original, entièrement instrumenté, de production décentralisée d'électricité de petite puissance couplé au réseau EDF mais également capable de fonctionner de façon autonome a été installé sur le site. Cet ensemble expérimental (cf. figure 1) comprend des générateurs photo-voltaïques (2 kW, 20 m² de surface totale, cellules silicium polycristallin), deux aérogénérateurs d'une puissance unitaire de 750 W (générateurs synchrones à aimants en surface, turbine tripales de 2.4 m de diamètre) et associé à un dispositif de stockage électrochimique (15 kWh, plomb-acide) et de convertisseurs électroniques de puissance (MPPT, redresseurs, convertisseur AC/DC réversible de 4.5 kVA).

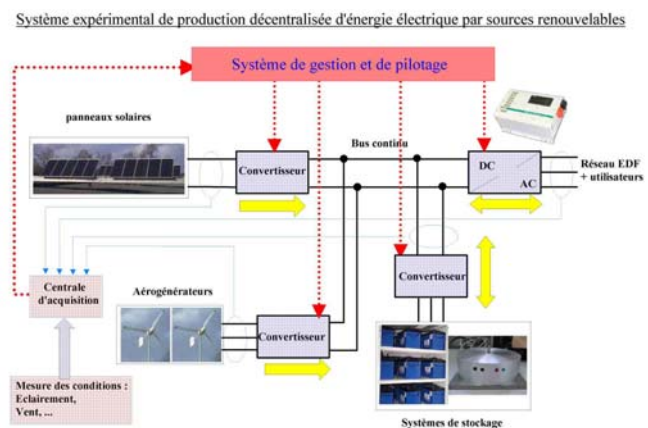


Figure 1. Site expérimental de Ker Lann

Les problématiques étudiées dans ce contexte sont de deux ordres :

- Le premier concerne la modélisation énergétique des sous-systèmes et l'élaboration de méthodologies d'optimisation et de dimensionnement du système global : thèses d'Olivier Gergaud [TH-OG] (soutenue en juin 2002) et de J. Seigneurbieux [TH-JB] (en cours) ;
- la mise en oeuvre de modes de gestion optimaux suivants des approches non-déterministes utilisant entre autre les outils de l'Intelligence Artificielle : thèse de Gaël Robin [TH-GR] en collaboration avec l'IRISA de Rennes (P.Y Glorennec) ;

² Seulement 12% de la population mondiale possède une voiture, le transport terrestre est déjà responsable du cinquième des émissions de gaz carbonique. D'ici à 2020, une augmentation de 60% de ce chiffre est prévue par les experts (ce qui correspondrait à 1,1 milliards de véhicules dans le monde !).

C.I Récupérateurs d'énergie

I. Introduction

Les trois projets menés dans le cadre des récupérateurs d'énergie, en particulier ceux utilisant la marche ou la houle comme source primaire, ont pour points communs :

- un couplage important entre les différents éléments de conversion, qui impose une approche multi-physique mais dans laquelle les modèles des différents blocs sont relativement simplifiés compte tenu de la complexité globale ;
- l'énergie « primaire » est aléatoire, intermittente et fluctuante. L'approche classique considérant un seul point dimensionnant telle que la sollicitation en valeur moyenne ou maximale n'est pas suffisante. En outre, une sollicitation déterministe n'est valable qu'en première approximation et sous condition d'une étude de sensibilité exhaustive des paramètres caractéristiques de la sollicitation réelle ;
- les valeurs caractéristiques de la « période » électrique de fonctionnement et de la durée d'un cycle type sont singulièrement différentes. Cela nécessite à la fois un dimensionnement en puissance mais également en énergie. En outre, cela impose la détermination au préalable de la durée « dimensionnante » d'un cycle compatible avec des calculs d'optimisation.

La figure 2 propose un synoptique général de fonctionnement de ces différents récupérateurs. L'aspect multi-physique y est présent à travers les différents blocs « modèle ». Les couplages sont traités ici sous forme d'interaction (grandeurs « entrée-sortie ») entre ces blocs « modèle ». La grandeur d'entrée est la ressource énergétique, la grandeur de sortie est l'énergie électrique récupérée sur un cycle de durée déterminée. Les paramètres de conception et d'optimisation sont les paramètres liés aux convertisseurs dans ce contexte couplé ainsi que les paramètres de contrôle.

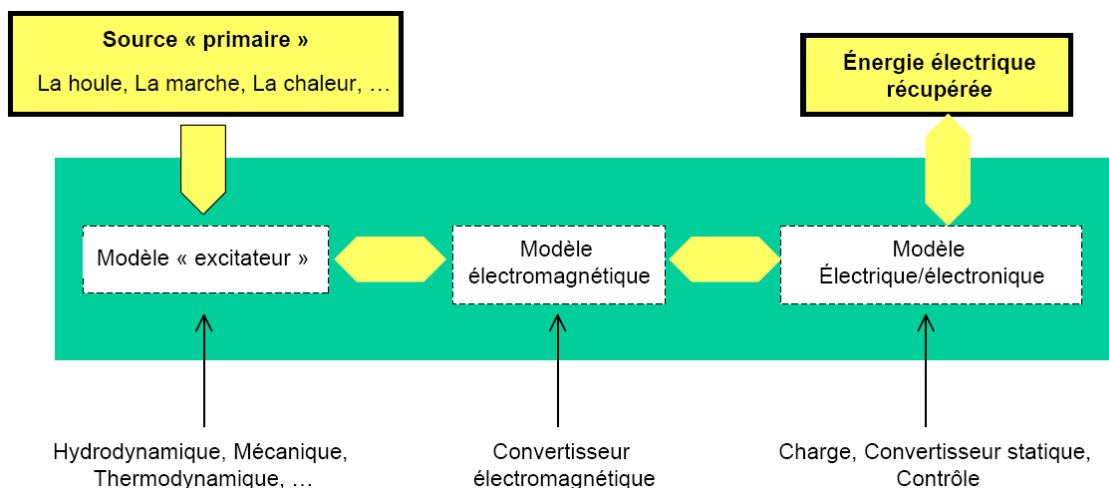


Figure 2. Synoptique générale de fonctionnement d'un récupérateur

Nous allons dans ce qui suit décrire les travaux que nous menons dans ce domaine et surtout préciser le contexte pluridisciplinaire de ces projets et les problématiques que l'on cherche à résoudre.

II. Générateur portable

Co-encadrement

M. Ruellan [ING-MR]

Collaborations universitaires

LBPEM, Univ. Rennes 2 (P. Delamarche, F. Multon)

Autres permanents de l'équipe impliqués

B. Multon, S. Turri, D. Miller

Article joint :

v M. Ruellan, S. Turri, H. Ben Ahmed, B. Multon : « *Electromagnetic Resonant Generator* », *Annual meeting IEEE-IAS, Hong-Kong, octobre 2005 (8 pages)*.

Les systèmes électriques ou électroniques portables constituent un marché en très forte croissance. La consommation en énergie de ces dispositifs dépend de leurs fonctionnalités (éclairage, transmission radio-fréquence, calculateurs, etc...). En dépit de progrès en termes de consommation des composants et de capacité des accumulateurs, la multiplication des fonctions a conduit à l'augmentation notable du besoin énergétique de ces dispositifs. Depuis une dizaine d'années, une nouvelle perspective est envisagée : alimenter directement les systèmes portables à partir de l'énergie renouvelable disponible dans l'environnement humain [1]. Tout comme la chaleur émise, la lumière reçue, l'énergie mécanique produite lors des mouvements humains est étudiée avec beaucoup d'intérêt [2 à 4].

On peut classer les mouvements exploitables pour la production d'énergie en deux catégories :

- ceux réalisés de façon naturelle. Ces mouvements sont relativement contraignants pour les systèmes de récupération et donc très peu utilisés jusqu'à présent ;
- ceux réalisés de façon volontaire, qui ont l'inconvénient de contraindre l'individu à être mobilisé pendant cette action et qui peuvent entraîner une gêne.

A notre connaissance, seules certaines montres (ex. Kinetics de Seiko) exploitent les mouvements humains d'origine naturelle pour se passer des piles, mais une montre ne consomme que très peu d'énergie !

L'objectif du projet est la conception d'un générateur électromécanique pour réduire voire supprimer, dans certaines applications faiblement consommatrices, la dépendance au réseau électrique qu'impose la recharge des accumulateurs. La ressource énergétique mise à profit dans notre cas est le mouvement naturel du corps humain. La puissance récupérée escomptée est de quelques dizaines de mW.

Tout d'abord, une collaboration avec le Laboratoire de biomécanique et de la physiologie de l'Exercice Musculaire de l'Université de Rennes 2 nous a permis de quantifier énergétiquement les différents points-sources du corps humain, indiqués par des marqueurs sur la figure 3a, lors de la marche [CN-5]. Les figures 3b et 3c présentent la cinématique de la hanche. Bien que son potentiel énergétique soit réduit, pour des raisons d'ergonomie et de gêne pour le marcheur, ce point-source semble néanmoins le mieux adapté. Ainsi, la composante la plus significative du déplacement de la hanche lors de la marche est la composante verticale. La composante horizontale n'est significative que lors d'une marche rapide. Un générateur linéaire permet d'utiliser cette composante verticale avec une structure mécanique très simple.

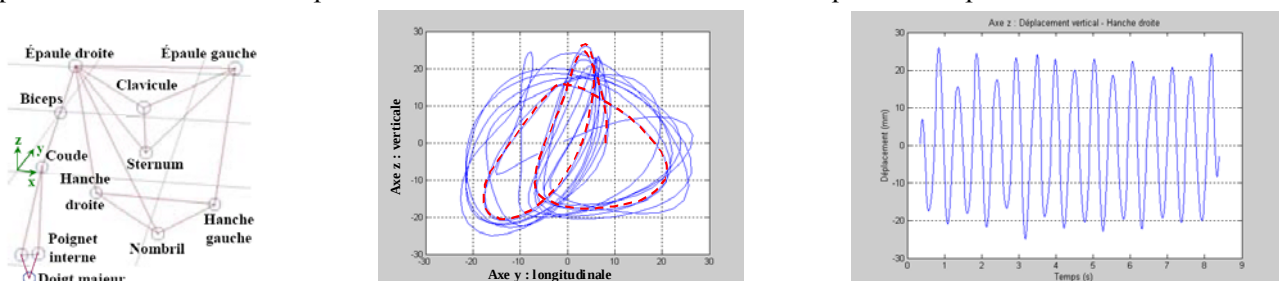


Figure 3. Positions des marqueurs (a), mouvement 2D (b) et vertical (c) de la hanche pour une marche à 5 km/h

Au vu des relevés réalisés, le mouvement vertical de la hanche peut être considéré comme une source quasi sinusoïdale d'équation :

$$h(t) = X_M \cdot \cos(\omega_{\text{step}} \cdot t) \quad (1)$$

avec: X_M d'environ $2 \cdot 10^{-2}$ m et f_{step} de l'ordre de 2 Hz, cette dernière grandeur variant peu d'un individu à l'autre lors de la marche normale.

Le principe du récupérateur d'énergie est celui d'un système électromécanique résonant de type masse-ressort (cf. figure 4). Le mouvement de la hanche étant quasi-sinusoïdal et relativement régulier, la puissance mécanique récupérée est significative que si l'on travaille très près d'une fréquence de résonance³.

Le générateur électromagnétique couplé à sa charge électrique exerce sur le mouvement de la masse une force de réaction F_{em} . Sa valeur dépend de la charge et des dimensions du générateur. Si cette est exprimée sous la forme

$$F_{\text{em}} = \lambda \cdot \left(\frac{dL}{dt} \right)^\alpha, \text{ alors la puissance maximale dépend peu de } \alpha \text{ dès lors qu'il}$$

est supérieur à $\frac{1}{2}$ [CI-33]. Il est donc intéressant de considérer une force de récupération de type frottement visqueux ($\alpha=1$), c'est à dire que le convertisseur électronique et la charge se comportent comme une résistance (adaptable pour obtenir le fonctionnement optimum). Le système mécanique est alors un système linéaire du second ordre dont on peut prédéterminer finement le comportement.

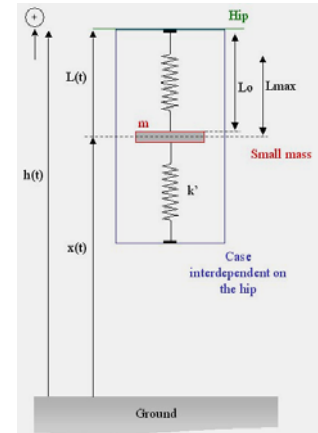


Figure 4. Structure de principe du générateur portable

Dans ces conditions, la puissance maximale récupérable à la résonance est proportionnelle à la masse en mouvement, à l'amplitude de la marche, au déplacement maximal de la masse et au cube de la fréquence de la marche (ici égale à la pulsation de résonance du système masse-ressort, soit $\omega_{\text{step}} = \omega_0 = \sqrt{\frac{k}{m}}$) :

$$P_{\text{max}} = \frac{m \cdot X_M \cdot \omega_{\text{step}}^3 \cdot L_{\text{max}}}{2} \quad (2)$$

Si l'on considère une masselotte de 50 g, (avec un coefficient de raideur du ressort $k_0=8$ N/m), et une longueur $L_{\text{max}}=4$ cm, on obtient, à la résonance, une puissance moyenne maximale de 40 mW pour un coefficient d'amortissement λ optimal.

A partir de ces considérations générales, nous avons étudié trois architectures de générateurs linéaires tubulaires (cf. figure 6). Cette étude couplée mécanique-électromagnétique-électrique est basée sur un modèle électromagnétique entièrement analytique. Le modèle développé repose sur la résolution en magnétostatique linéaire des équations de Maxwell. La géométrie axisymétrique considérée est générique permettant d'étudier différentes dispositions d'aimant. L'optimisation, au sens de front de Pareto, du système consiste à déterminer les dimensions optimales du générateur maximisant l'énergie récupérée et minimisant la masse totale du dispositif. La méthodologie ainsi que les résultats obtenus sont détaillés dans l'article [CI-37] joint en annexe. En particulier, nous avons montré que pour une excitation donnée et des matériaux identiques (aimants T-R $B_r=1$ T), les configurations (a) et (b) permettent un rapport *masse totale / puissance moyenne récupérée* respectivement de 2 et 3 g/mW. Alors que pour la configuration (c), ce rapport est de 10 g/mW.

³ Un tel concept a déjà été étudié de façon approfondie pour les montres portées au poignet et des résonateurs rotatifs, mais pour des puissance de quelques μ W [4].

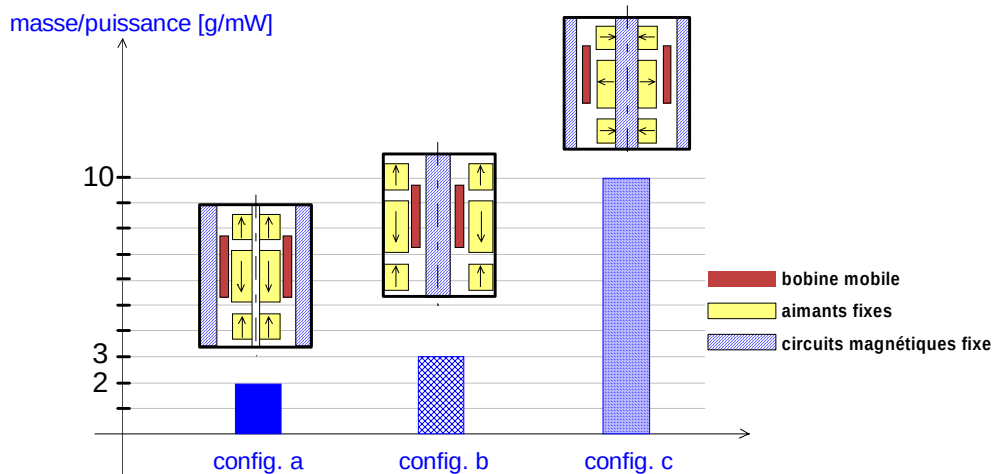


Figure 6. Performances « masse totale/puissance électrique récupérée » de 3 configurations à aimants et bobine mobile [CI-37]

Un prototype de récupérateur a été réalisé (cf. figure 7) utilisant la configuration b. La faible fréquence de résonance (2 Hz) impose des ressorts de très faible raideur (8 N/m) compte tenu de la masse en mouvement de 50 g. Cette raideur est à priori impossible à obtenir avec des ressorts hélicoïdaux. Les essais expérimentaux dans les conditions normales de la marche (via un excitateur) ne sont donc pas possibles. A contrario, l'utilisation d'une raideur plus importante (106 N/m) impose une fréquence d'excitation mécanique du système plus élevée de 15 Hz, que nous n'avons pas pu obtenir, aujourd'hui, faute d'un exciteur adéquat.

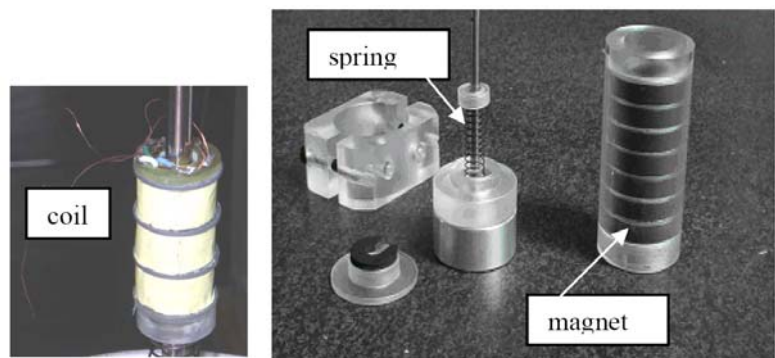


Figure 7. Prototype réalisé

III. Houlo-générateur

Co-encadrement

B. Rozel (stagiaire Magistère ENS), M. Ruellan [TH-MR]

Collaborations

LMF, EC Nantes (A. CLEMENT : porteur du projet SEAREV, doctorant A. BABARIT)

IRCCyN, EC Nantes (M. Guglielmi)

ADEME [RC-16]

Autre permanent de l'équipe impliqué

B. Multon

Article joint :

v [M. Ruellan, B. Rozel, H. Ben Ahmed, B. Multon, A. Babarit, A. Clément : « Prédimensionnement d'un houlogénérateur pendulaire », EF 2005, Grenoble \(9 pages\).](#)

Il s'agit ici, comme pour le cas précédent mais concernant des puissances beaucoup plus importantes, d'analyser les potentialités et les procédés de conversion associés (de type résonateur électromécanique) pour la récupération de l'énergie de la houle.

Les ressources de la houle sont importantes (l'énergie des vagues représente une ressource de 320 GW en Europe) et peuvent contribuer efficacement, avec les autres ressources renouvelables, à la production d'énergie électrique [5, 6]. En effet, le potentiel houlo-énergétique en Europe est important, atteignant, pour la France, 18 TWh/an [6]. La récupérer ne devrait causer qu'un faible impact sur l'environnement et cela avec peu d'émission de gaz à effet de serre. Cependant, elle a également la caractéristique d'être très fluctuante et non périodique. En outre, les types de houle sont très variables d'un site à l'autre et fonction de l'état de mer. Ce dernier varie de « peu agitée » ($T_z=5s$, $H_{1/3}=0.6m$) à extrême de type ouragan (15s, 18m). Il est possible

d'exprimer un ordre de grandeur de la puissance moyenne (par unité de largeur du front) transportée par la houle. On a, en W/m, dans le cas d'une houle sinusoïdale [5] :

$$P_w = \frac{\rho g^2}{32\pi} \cdot (H_{1/3})^2 \cdot T \quad (3)$$

où ρ est la masse volumique de l'eau, g l'accélération de la pesanteur et H la hauteur de houle (crête à creux).

Pour une mer irrégulière dont le spectre est spécifié par la hauteur significative $H_{1/3}$ et la période caractéristique (par exemple T_z la période moyenne de passage à zéro), la relation (3) s'écrit : $P_w = 577 \cdot (H_{1/3})^2 \cdot T_z$. A titre d'exemple, la figure 8a présente un exemple de relevé statistique de la houle à l'Ile d'Yeu, la figure 8b donne la puissance moyenne extractible correspondante en fonction de l'état de mer (paramétré en T_z et $H_{1/3}$). Bien sûr, la puissance électrique effectivement récupérable dépend ensuite de la largeur de houle captée et de l'efficacité du dispositif de conversion.

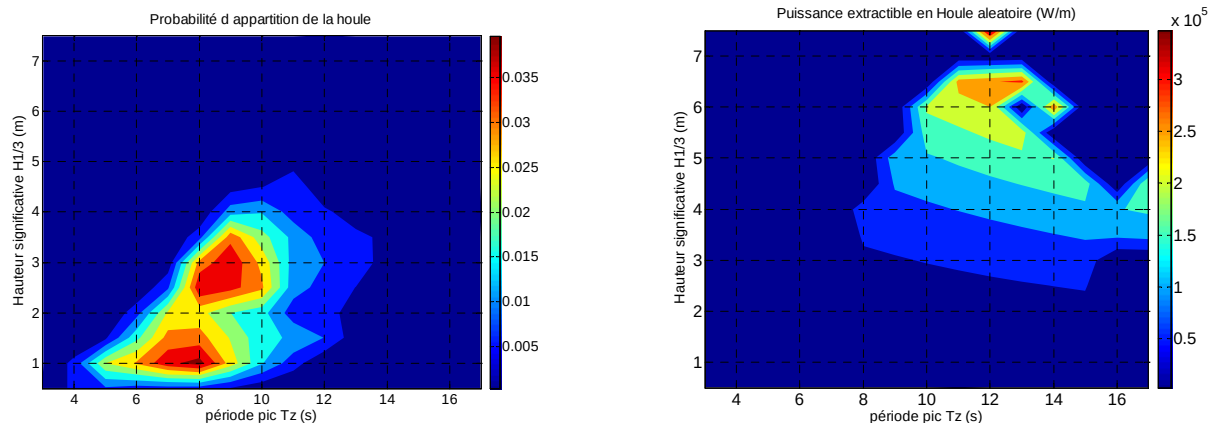


Figure 8. Exemple de probabilité d'apparition de houle à l'Ile d'Yeu(a), et puissance extractible correspondante (b)

Un certain nombre de projets existent de par le monde, essentiellement en Europe [7 à 13]. En particulier deux projets en cours d'aboutissement que sont les projets AWS et PALAMIS. AWS est un projet néerlandais. Le système récupérateur est basé sur le déplacement vertical (par pilonnement) d'un flotteur (hauteur 21 m, diamètre 9.5 m) solidaire d'un générateur électromagnétique linéaire tubulaire à aimants d'une puissance crête de 2 MW. PELAMIS est un projet écossais (société : OPD Ltd). Le principe de récupération est totalement différent du précédent. Le dispositif se présente sous forme d'un « serpent de mer » (150 m de longueur unitaire). Il est disposé à la surface de l'eau. Les vagues produisent des mouvements au niveau des articulations (4 boudins et 3 articulations de 3.5 m de diamètre), reliées à des pistons, qui compriment de l'huile dans des réservoirs. L'huile sous pression est ensuite envoyée dans un moteur hydraulique qui fait tourner une génératrice électrique. La puissance unitaire est de 750 kW.

Le premier principe souffre d'une récupération quasi-unidirectionnelle, seul le pilonnement est utilisé. Le second principe présente une chaîne de conversion indirecte complexe nécessitant beaucoup d'éléments intermédiaires. Ce qui affaiblit la fiabilité et le rendement énergétique global.

Pour pallier à ces inconvénients et accroître la résistance aux conditions extrêmes, dans le cadre du projet pluridisciplinaire SEAREV initié en 2002 par le Laboratoire de Mécanique des Fluides (LMF, A. Clément)⁴, une solution à flotteur entièrement clos (cf. figure 9), mis en mouvement par la houle à travers des forces d'excitation, est étudié. Un système mécanique s'apparentant à un pendule est placé à l'intérieur du flotteur. Le mouvement de la masse du pendule entraîne un générateur. Ce dernier, dans la solution actuellement analysée par le LMF, est de type générateur hydraulique. Notre équipe étudie une solution de type électromagnétique. Dans ce cas, le générateur est couplé électriquement à une charge via un convertisseur électronique de puissance. Le contrôle de ce dernier permet d'imposer à chaque instant le couple qu'oppose le générateur au pendule afin de maximiser l'énergie récupérée. La fonction récupération constitue donc un amortisseur actif et récupératif. Il s'agit ainsi d'accorder le résonateur électromécanique à l'excitation comme dans le cas précédent sauf qu'ici l'excitation est irrégulière.

⁴ Les ordres de grandeurs du houlogénérateur pendulaire étudié dans le cadre SEAREV sont : masse du pendule = 450 t, puissance installée = 500 kW, production annuelle estimée à l'île d'Ouessant = 1 GWh. Les dimensions approximatives sont indiquées sur la figure 9b.

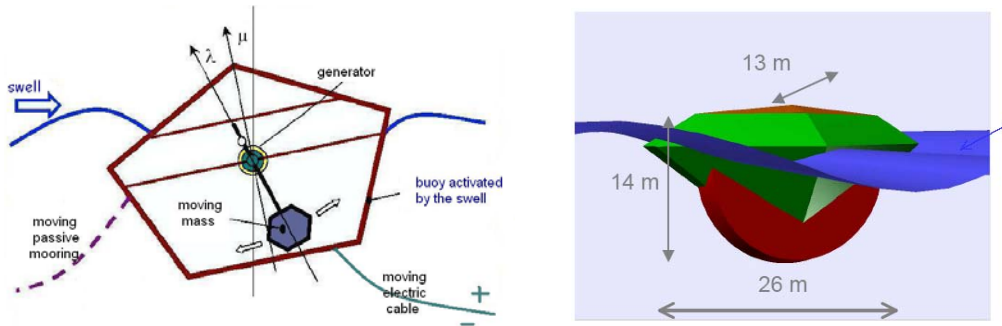


Figure 9. Schéma de principe du système pendulaire et représentation 3D du projet SEAREV

Pour se fixer les idées, prenons le cas d'un pendule simplifié à masse ponctuelle M dont le point d'accroche est soumis à une excitation verticale (pilonnement) (cf. figure 10). Le générateur de récupération exerce un couple de freinage en ce point. L'équation dynamique de ce pendule est donnée par (5). Le premier terme correspond au fonctionnement idéal sans perturbation (mouvement sinusoïdal périodique non amortie). Le second terme correspond à l'effet de la perturbation extérieure de type excitation et/ou amortissement.

$$\ddot{\theta} + \omega_0 \sin(\theta) = \frac{C_r(t)}{ML^2} + \frac{\ddot{Y}(t)}{L} \sin(\theta) \quad (5)$$

où ω_0 est la pulsation propre du pendule donnée par :

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{g}{L}}.$$

Si l'on souhaite récupérer la totalité de l'énergie d'excitation, il « suffit » d'annuler le second membre. Dans ce cas, le couple du générateur devra obéir à (6).

$$C_r(t) = -\ddot{Y}(t).ML \sin(\theta) \quad (6)$$

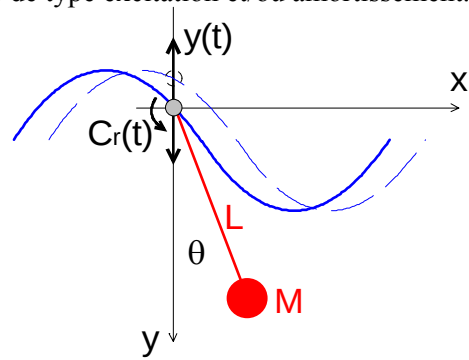


Figure 10. Pendule simplifié

Ainsi, pour une excitation sinusoïdale d'amplitude Y_m et de pulsation ω_h : $Y(t) = Y_m \sin(\omega_h t + \varphi)$ et en linéarisant l'équation (5) (petits mouvements), les conditions d'une récupération effective sont données par :

$$\begin{cases} \omega_0 = \frac{\omega_h}{2} \\ \varphi = -\frac{\pi}{2} \end{cases}$$

Dans ces conditions, la puissance moyenne récupérée est donnée par (7), la variation du couple optimal exercé par le générateur est donnée par la figure 11.

$$P_{\text{recup}} = \frac{1}{2} H_{1/3} ML \omega_0^3 \quad (7)$$

Nous retrouvant ainsi l'expression obtenue dans le cas du générateur portable décrit dans le précédent projet. En guise d'application, pour $\theta_0 = 15^\circ$, $H_{1/3} = 3\text{m}$ et $\omega_0 = 0.8 \text{ rad/s}$ ($T_z = 8\text{s}$, $L = 16\text{m}$), nous obtenons une puissance de 350 kW pour une masse M de 450 tonnes.

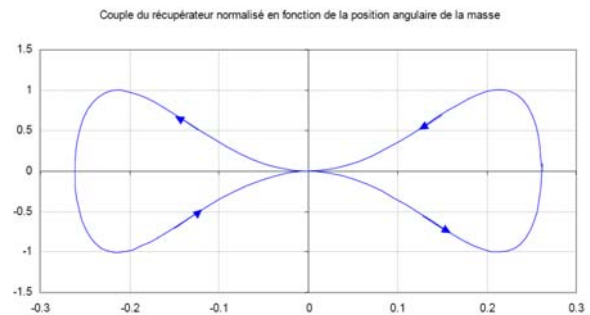


Figure 11. Pendule simplifié

La relation (7), bien qu'extrêmement simplifiée, permet néanmoins de montrer que la puissance récupérée est proportionnelle à la masse du pendule et au cube de la fréquence de la houle si celle-ci est accordée à la fréquence propre du pendule. Sachant que les valeurs des pulsations de l'excitation (houle) sont très faibles (généralement inférieures au rad/s), la génération de puissances élevées par ce système exige donc, à l'inverse des autres systèmes rappelés précédemment, des masses en mouvement importantes. Elle exige également des pendules de forte inertie (ici égale à ML^2).

D'autre part, cette même relation montre que l'expérimentation d'un tel système à échelle réduite ne peut être fiable (puissance récupérée significative) que si la fréquence d'excitation considérée est très largement augmentée par rapport à l'excitation réelle.

Enfin, afin de minimiser la masse du récupérateur électromécanique et compte tenu des très faibles vitesses angulaires du pendule, il est nécessaire de découpler les fréquences de fonctionnement de ce dernier avec celle du pendule. Ce découplage s'obtient soit par l'adjonction d'un multiplicateur de vitesse (entraînement indirect), soit par le choix d'une structure à grand nombre de paires de pôles (couplage polaire) et/ou à couplage fractionné (entraînement direct).

L'étude d'un houle-générateur pendulaire est bien évidemment plus complexe que l'approche académique décrite précédemment. L'excitation réelle est tout d'abord multi-directionnelle, elle est fluctuante, non-périodique et aléatoire. Le principe d'accorder un quelconque pendule est bien sûr illusoire. De plus, le mouvement du point d'accroche (amplitude et direction) dépend de la forme du flotteur. Enfin, la présence de ce dernier et la puissance récupérée modifient, en toute rigueur, sensiblement les caractéristiques de la houle localement en générant des effets de réaction non négligeables compte tenu des puissances que l'on souhaite extraire. Ces effets sont exprimés sous forme de forces de radiation. Ainsi, l'étude électromécanique du dispositif devra être fortement couplée aux phénomènes hydrodynamiques ainsi qu'aux stratégies de contrôle du récupérateur. D'où la collaboration pluridisciplinaire précitée.

Dans une première approche, la partie convertisseur peut être modélisée par une fonction de récupération simplifiée se limitant à un couple de récupération dont la forme, analytique ou numérique, est optimisée en vue d'obtenir, à conditions d'excitation données, une énergie électrique récupérée maximale.

Tout d'abord, nous avons considéré un problème sans contrainte et la forme choisie du couple exercé par le générateur est extrêmement simple de type frottements visqueux ⁵ : $C(t) = \beta \dot{\theta}$ où β est un coefficient d'amortissement récupératif indépendant du temps.

Le problème d'optimisation consiste alors à rechercher la valeur de β telle que la quantité W_e (donnée par (8)) soit maximale.

$$W_e = \int_{\Delta T} (\beta \dot{\theta}) \dot{\theta} dt \quad (8)$$

L'optimisation de ce paramètre est effectuée en utilisant une approche par algorithme génétique. A titre d'exemple, la figure 12a présente l'influence du coefficient β sur W_e pour un système dont les dimensions globales sont fixées [15].

Sur le seul critère d'énergie récupérée maximale, la puissance électrique récupérée est très fluctuante (cf. figure 12b). En effet, le rapport de la puissance moyenne sur la puissance maximale ne vaut, pour le coefficient d'amortissement optimal et dans l'exemple traité, que 15%.

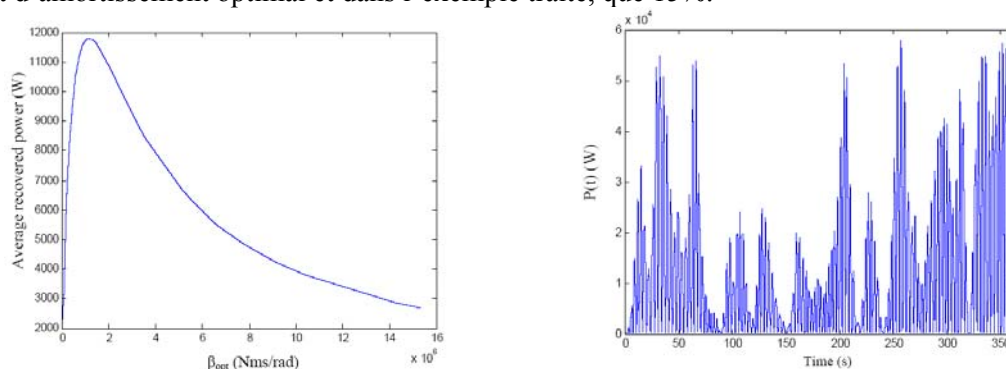


Figure 12. Exemple de l'Influence du coefficient β sur l'énergie électrique récupérée et puissance récupérée instantanée pour un amortissement optimal β_{opt} sur cycle

⁵ Nous avons montré, dans le cadre du stage de Magistère ENS de B. Rozel qu'un couple récupératif de type constant ou frottements secs n'était pas adapté comparativement à un couple de type frottements visqueux.

Afin d'éviter un surdimensionnement du système de conversion électrique d'énergie qu'entraîne cette forte fluctuation de puissance, un écrêtage de la puissance convertie est nécessaire. Une première stratégie très simplifiée étudiée consiste à imposer le couple récupérateur selon la formulation donnée par (9) où la puissance d'écrêtage s'exprime par $P_{\text{écr}} = \alpha \cdot P_{\text{Max}}$. Un exemple de puissance récupérée pour $P_{\text{écr}} = 2.4 \cdot 10^4 \text{ W}$ ($\alpha = 0.4$) est donné à la figure 13.

$$C(t) = \begin{cases} \beta \dot{\theta} & \text{pour } C(t) \dot{\theta} \leq P_{\text{écr}} \\ \frac{P_{\text{écr}}}{\dot{\theta}} & \text{pour } C(t) \dot{\theta} \geq P_{\text{écr}} \end{cases} \quad (9)$$

Le système houle-générateur étant fortement couplé, l'écrêtage modifie la cinématique du pendule et donc la puissance instantanée récupérée. Le coefficient d'amortissement optimal est donc recalculé pour chaque valeur de α .

Pour un taux d'écrêtage donné, l'étude précédente permet de déterminer les profils instantanés du couple électromagnétique du générateur et de sa vitesse de rotation sur un cycle d'une durée ΔT fixée. Sur cette base et en considérant la masse et l'inertie du générateur négligeable devant celle du pendule, un pré-dimensionnement du générateur fut réalisé. Celui-ci tient compte du fonctionnement fluctuant sur cycle.

Dans cette première étude prospective, la topologie du générateur électromécanique considéré est de type synchrone à aimants permanents usuel. Les premiers résultats obtenus sont présentés dans [CN-16] joint en annexe. La figure 14a, en donne un exemple représentant le front de Pareto dans le plan volume des parties actives-pertes totales (hors pertes mécaniques) avec et sans écrêtage dans une configuration de houle donnée. Sur la figure 14b sont représentées schématiquement les dimensions principales comparées du générateur avec et sans écrêtage et pour des pertes identiques de 95 W. Ainsi, la stratégie d'écrêtage, bien que simplifiée a permis de réduire sensiblement la puissance crête (de 40% dans l'exemple traité) sans altérer la puissance moyenne (12 kW au lieu de 11 kW) et sans surdimensionner le générateur, bien au contraire.

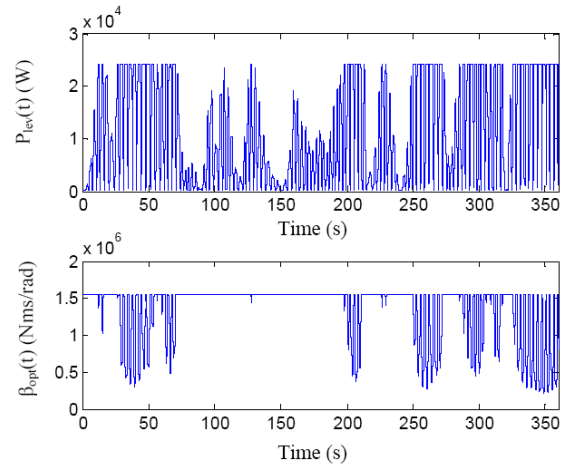


Figure 13. Allure de la puissance instantanée ainsi que de l'amortissement β après écrêtage avec $\alpha = 0.4$

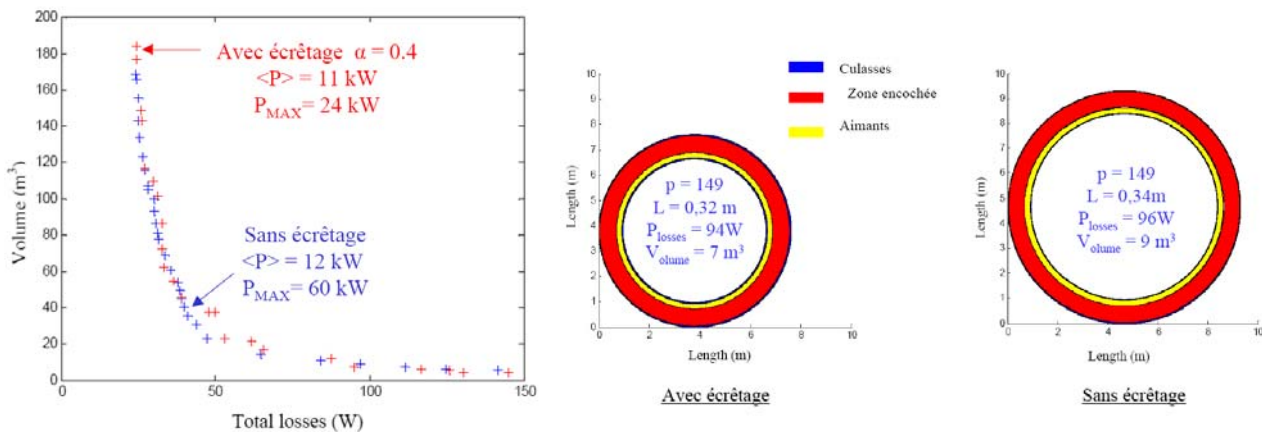


Figure 14. Front de Pareto (a) et géométries optimales obtenues pour 95 W de pertes en entraînement direct : sans (b) et avec (c) écrêtage.

Ce premier travail d'ébauche a permis de mettre en place une méthodologie de dimensionnement et les outils de modélisation et d'optimisation. Cela nous a permis également de mettre en évidence les couplages forts entre les différents sous-systèmes, notamment en situation d'écrêtage de puissance. De plus, il a été montré qu'il existe une loi optimale d'amortissement par le générateur dont la variation à chaque instant reste à optimiser. En outre, une stratégie d'écrêtage de la puissance électrique est possible. Elle permet de réduire

sensiblement les fluctuations de la puissance instantanée et donc la qualité de l'énergie produite sans altérer la puissance moyenne récupérée.

Ces travaux se poursuivent, toujours dans le cadre de la thèse de M. RUELLAN, concernant les stratégies de contrôle améliorées, sur d'autres architectures de générateur et leur intégration au système, sur l'ajout éventuel d'une fonction de stockage d'énergie, sur l'influence de l'état de mer et de la période de simulation (durée d'un cycle) et enfin sur la réalisation d'un simulateur expérimental de houle associé à un générateur électrique.

IV. Cogénérateur

Co-encadrement

P. François [TH-PF]

Collaborations universitaires

SATIE : Equipe « Maîtrise des systèmes électriques » (E. Monmasson, doctorante I. Garcia-Burel)

CREST, de l'UTBM (F. Lanzetta, Ph. Nika, doctorant J. Boucher)

Autres permanents de l'équipe impliqués

L. Prévond (porteur du projet), B. Multon

Article joint :

v [P. François, L. Prévond, H. Ben Ahmed, B. Multon : « Générateur tubulaire asynchrone pour cogénérateur Stirling », EF 2003, Paris \(7 pages\).](#)

L'énergie d'excitation du générateur électromécanique est ici issue d'une conversion thermo-mécanique obtenue à partir d'un moteur Stirling. L'énergie thermique est généralement issue d'un processus de conversion principal imparfait (rendement $\ll 1$) entraînant des pertes thermiques. L'utilisation de ces pertes dans un processus secondaire de conversion permet d'accroître le rendement global du système. C'est le principe de la co-génération.

La cogénération permet ainsi une utilisation plus rationnelle des ressources énergétiques primaires. Des cogénérateurs de faible puissance (quelques kW) existent mais leur souplesse de répartition entre les puissances thermique et électrique est faible et leur durée de vie est généralement trop courte eu égard à la nature des applications concernées.

L'intérêt d'utiliser un moteur Stirling (cf. figure 15 ci-contre) réside dans ses constituants et dans son principe de fonctionnement. Il est composé d'une source froide, d'une source chaude (brûleur), d'un piston et d'un déplaceur. Ce dernier, sans modifier la pression ni le volume du gaz, permet de déplacer celui-ci soit vers la source chaude, soit vers la source froide. Ces sources sont donc fixes, évitant ainsi les chocs thermiques sur les différentes parties de l'enceinte. Le gaz utilisé est enfermé, c'est toujours le même qui est mis à contribution. L'énergie est fournie à l'extérieur du cylindre, d'où les appellations "**moteur à air chaud**" ou "**moteur à combustion externe**". De ce fait, cela permet de brûler tout type de combustible et notamment des renouvelables (biogaz, bois...). Il peut être également chauffé par le rayonnement solaire. En outre, l'absence d'explosion au cours du cycle le rend particulièrement silencieux et réduit les contraintes mécaniques. Son entretien est également facilité par son absence d'échange de matière (polluants) avec l'environnement [16].

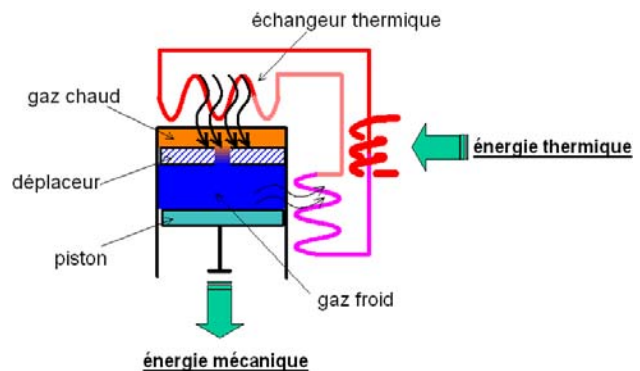


Figure 15. Schéma de principe d'un générateur Stirling

Il existe ainsi quatre phases de fonctionnement dans un cycle thermodynamique de Stirling (similaire à un cycle de Carnot). Une phase correspondant à un chauffage isochore (volume constant), le déplaceur fait passer le gaz du côté chaud vers le côté froid. Une phase de détente isotherme (température constante T_M), Le déplaceur suit le piston moteur au cours de la détente pour que le gaz reste en contact uniquement avec la source chaude. Une phase de refroidissement isochore où le volume reste constant, mais le déplaceur fait passer le gaz de la partie haute (chaude) à la partie basse (froide). Enfin, une phase de compression isotherme (température constante T_m) où le déplaceur est maintenu en partie supérieure pour que le gaz reste en contact uniquement avec la source froide. La phase de détente correspond à une phase moteur.

Les mouvements du déplaceur et du piston sont en quasi quadrature de phase. De plus, le piston est toujours du côté froid.

D'un point de vue simplifiée, le moteur Stirling s'apparente à un système masse-ressort dont la fréquence propre est fonction de ses caractéristiques géométriques (cylindrée, course, ...) et physiques (pression, température, type de gaz, ...). Pour un fonctionnement optimal, le générateur électromécanique devra donc être accordé à ce système en générant une force de freinage adaptée évitant soit son arrêt soit son emballement. Les études réalisées par nos partenaires thermiciens (voir plus loin) ont montré que pour un fonctionnement stable et une énergie mécanique maximale, les formes instantanées optimales de la force de freinage exercée par le piston et de la vitesse de déplacement doivent être quasi-sinusoïdales et en phases. Cette force devra donc être de type frottement visqueux récupératif.

L'aire du cycle $W_{\text{cycle}} = \oint P dv$ décrit dans le plan *pression-volume* correspond au travail recueilli au cours d'un cycle ⁶. Cette aire est égale à la différence de l'énergie de compression et celle de détente : $\Delta W = W_d - W_c$. En supposant que l'énergie utile au réchauffage est entièrement récupérée au cours du refroidissement ⁷ et sachant que $W = \int_{V_m}^{V_M} P dv$, l'énergie volumique (ramenée au volume balayé par le piston) récupérée sous forme mécanique vaut alors :

$$W_{m/V} = \frac{\Delta W}{V_M - V_m} = P_1 \cdot \ln \left(\frac{V_M}{V_m} \right) \frac{\left(\frac{T_M}{T_m} \right) - 1}{\left(\frac{V_M}{V_m} \right) - 1} \quad (10)$$

où P_1 est la pression pour laquelle $T=T_m$, $V=V_m$. Le rapport V_M/V_m est dit rapport volumétrique ou taux de compression.

A titre d'exemple, pour un taux de compression de 1.2, $T_M/T_m=2.5$, $P_1=25$ bars (2.5 MPa), et un rendement global de 20%, l'énergie volumique récupérée vaut 0.7 kJ/litre ⁸ (soit 35 kW/litre pour une fréquence mécanique de battement de 50 Hz).

Bien que le principe de fonctionnement du cogénérateur Stirling semble simple, son étude, son dimensionnement et son contrôle sont néanmoins complexes. En effet, les couplages des différents phénomènes électromagnétiques-thermodynamiques sont importants. En particulier, les aspects contrôles sont fondamentaux ici puisqu'il faut gérer le cogénérateur dans son fonctionnement global, c'est-à-dire sur la gestion des énergies thermiques et électriques, mais aussi piloter le générateur dans un contexte de régimes fortement transitoires. En outre, le mode de contrôle du générateur électromagnétique et donc le profil de la puissance électrique récupérée agiront également sur la dynamique du déplaceur et par conséquent sur le cycle de conversion thermodynamique.

Afin de bien prendre en compte ces différents aspects, un projet pluridisciplinaire a démarré en 2001 sous la responsabilité de L. Prévond nécessitant une forte interaction entre les 3 domaines impliqués. Participent ainsi à ce projet :

- Le CREST de l'Université de France-Conté (F. Lanzetta, Ph. Nika, doctorant J. Boucher) concernant les aspects thermiques et thermodynamiques ;
- L'équipe « Maîtrise des systèmes électriques » de SATIE (E. Monmasson, doctorante I. Garcia-burel) concernant les aspects du contrôle ;

⁶ Notons au passage l'analogie avec la formulation issue des travaux virtuels relative aux actionneurs électromagnétiques que nous avons rappelé précédemment dans le chapitre introductif « Nomenclature et spécificité du couplage fractionné ».

⁷ C'est le rôle du régénérateur faisant office d'éponge thermique. C'est là que se situe l'apport essentiel de R. Stirling en 1816, le principe général du moteur ayant été inventé auparavant. Dans notre cas, la fonction régénération est intégrée au déplaceur.

⁸ Ce chiffre est de même ordre de grandeur que celui obtenu par un moteur thermique à combustion interne, à essence par exemple. Quant aux moteurs électriques, cylindrique synchrones à aimants par exemple, l'énergie volumique développée, légèrement inférieure, est de 0.5 kJ/litre pour une pression magnétique tangentielle de 4 N/cm² (0.4 bars).

- Enfin, notre équipe, dans le cadre de la thèse de P. François, concernant la conception et la modélisation/optimisation du générateur électromagnétique.

Le dispositif adopté est tubulaire à double pistons travaillant en opposition de phase. Le schéma général est donné à la figure 16a montrant en particulier le générateur linéaire en entraînement direct choisi [17]. Il s'agit d'un générateur tubulaire à induction comportant un « mover », piston du moteur Stirling, massif (cf. figure 16b). Outre son aptitude à la cogénération, l'intérêt de ce dispositif réside dans la simplification de la chaîne cinématique du fait du mouvement linéaire transmis directement au générateur électrique, de la mise à profit de la combustion externe en régime stationnaire, de la possibilité d'un guidage par sustentation naturelle envisageable dans une conversion électromagnétique par courants induits. Ces caractéristiques permettent d'envisager de très longues durées de vie et/ou une maintenance extrêmement réduite. En contrepartie, les contraintes sur la partie électromagnétique sont sévères : température ambiante élevée ($> 100^\circ\text{C}$), pressions fortes (80 bars), grandes accélérations.

A titre indicatif, le prototype étudié présente une puissance électrique récupérée de 2.5 kW, une fréquence de battement de 30 Hz, le diamètre du piston est de 124 mm et sa course de 50mm. Les températures maximale et minimale du gaz (Hélium) sont respectivement de 815 K (542°C) et 320 K (47°C).

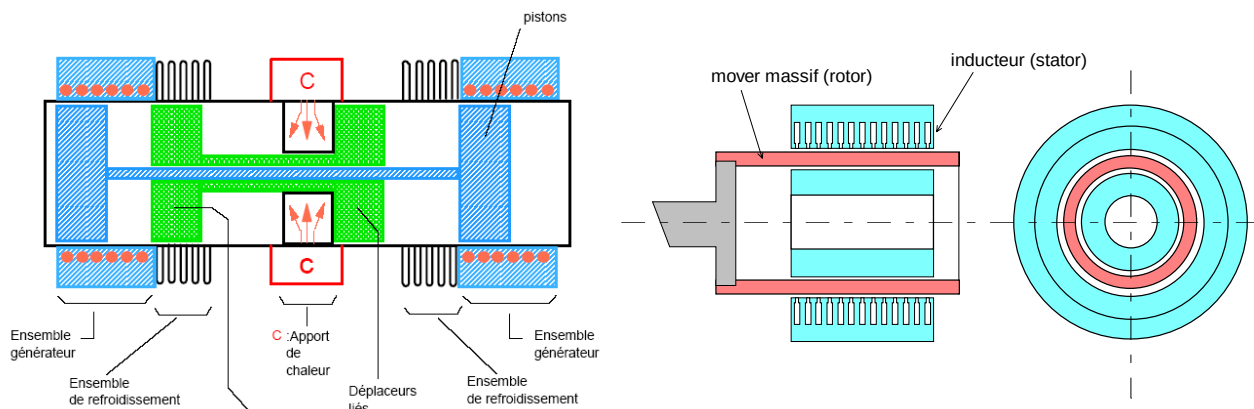


Figure 16. Schémas de principe du cogénérateur Stirling adopté (a) et du générateur électromagnétique choisi (b)

Sur la partie nous concernant, les travaux devant être menés dans le cadre de la thèse de P. François [TH_PF] portent sur :

- l'élaboration d'un modèle électromagnétique souple mais suffisamment précis afin qu'il soit aisément intégrable dans un processus d'optimisation tenant compte des paramètres de contrôle et thermodynamiques ;
- la réalisation d'outils d'optimisation « système » sur un cycle de fonctionnement dont la fonction coût principale est l'énergie électrique récupérée compte tenu de l'énergie primaire ;
- La réalisation et l'expérimentation d'un démonstrateur de faible puissance ($< 1 \text{ kW}$).

Concernant le premier point, le modèle électromagnétique linéaire développé est similaire à celui déjà mentionné dans le cadre de l'étude du générateur portable, mais étendu aux phénomènes magnétodynamiques. Il est basé sur la résolution entièrement analytique, en régime sinusoïdal, des équations de Maxwell [17] dans une géométrie simplifiée où les effets d'encoches et d'extrémités sont tout d'abord négligés (cf. figure 17). Ces effets sont ensuite introduits sous forme de fonctions harmoniques d'espace [19, 20].

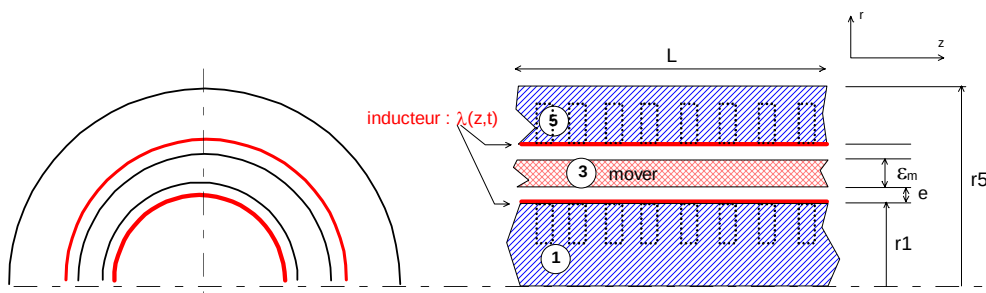


Figure 17. Géométrie simplifiée du générateur

Dans ces conditions, le calcul des grandeurs électromagnétiques s'effectue en déterminant la répartition du potentiel vecteur $\vec{A}$. Ce dernier s'écrit, au premier harmonique, sous la forme d'un produit de deux fonctions de répartition :

$$\vec{A}(z, r, t) = \varphi(r) \cdot e^{j(\omega t - kz)} \cdot \vec{u}_\theta \quad (11)$$

où ω est la pulsation des courants statoriques (inducteur), k est un coefficient de propagation, (correspondant à l'inverse de la longueur d'onde $k = \frac{\pi}{\tau_p}$).

La fonction de répartition spatiale $\varphi(r)$ est la solution de l'équation de Bessel. Elle correspond à une somme de fonctions de Bessel modifiées de 1^{ère} et 2^{ème} espèce où pour chaque zone, nous définissons un coefficient $\gamma_n^2 = k^2 + j\omega g_n \mu_n \sigma_n$:

$$\varphi_n(r) = [X_n \cdot I_1(\gamma_n \cdot r) + Y_n \cdot K_1(\gamma_n \cdot r)] \quad (12)$$

Les coefficients X_n et Y_n sont des constantes déterminées à partir des conditions aux limites. Ces dernières font apparaître notamment la densité linéique de courant inducteur imposée à la surface du cylindre statorique extérieur ou/et intérieur selon que la configuration est mono-couche ou bi-couches.

La force électromagnétique développée est calculée classiquement à partir du vecteur de Poynting.

Ce premier modèle a permis, à partir d'une approche totalement découplée, une première étude paramétrique sur l'influence des dimensions caractéristiques du générateur et du type de matériau ferromagnétique utilisé notamment pour le « mover ». Une disposition multi-machine correspondant à une architecture coaxiale de plusieurs générateurs est également analysée, en particulier celle dont les deux parties statoriques sont encochées et bobinées (configuration dite bi-couches). A titre d'exemple, Sur les figures 18a et 18b sont donnés respectivement un exemple de carte équi-flux pour une fréquence des courants rotoriques de 40 Hz (configuration mono-couche) et la caractéristique *force-vitesse de translation* pour une alimentation à fréquence variable et courant constant. Sur les figures 19a et 19b est indiquée l'influence de deux grandeurs géométriques : l'entrefer (e) et l'épaisseur du mover (ε_m) sur la force maximale développée pour une alimentation en courants sinusoïdaux. Les grandeurs de référence adoptées dans cet exemple sont données au tableau 1.

D'une manière simplifiée (épaisseur du mover $\ll$ épaisseur de peau, RMI négligée), la densité de courant, est directement proportionnelle à l'induction d'excitation. La force développée, écrite à partir de la formulation de Laplace $F = \int_{V_m} (J \wedge B) \cdot dv$, suit alors l'évolution suivante (tout étant constant par ailleurs) :

$$F_{\max} \propto \left(\frac{1}{e + \frac{\varepsilon_m}{\mu_{rm}}} \right)^2 \cdot \left(1 + \frac{\varepsilon_m}{2r_l} \right) \cdot \varepsilon_m \quad (13)$$

Ainsi, l'entrefer mécanique est pondéré par le rapport $\frac{\varepsilon_m}{\mu_{rm}}$. Pour un mover de perméabilité relative unitaire, l'influence de l'entrefer est moindre comparativement à un mover à forte perméabilité. Pour un mover à forte perméabilité relative (supérieure à l'unité), la pondération précitée est beaucoup plus faible, l'influence relative de l'entrefer est donc plus importante.

Quant à l'influence de l'épaisseur du mover, pour une perméabilité relative unitaire, la diminution de la force maximale est quasi-hyperbolique. Une faible épaisseur devra donc être choisie. Ceci va dans le sens de la minimisation de la masse mobile et donc favorise la dynamique du système. Cependant, une valeur minimale sera nécessaire compte tenu de la tenue mécanique du mover en présence de fortes pressions et de vitesses élevées. Pour une perméabilité relative supérieure à l'unité, la dépendance de l'épaisseur du mover sur l'induction est plus faible, et la répartition des courants induits ne se fait plus dans le volume du mover mais uniquement dans l'épaisseur de peau. La variation de la force présente alors un minimum à partir duquel la force augmente. L'épaisseur correspondant à ce minimum diminue avec la perméabilité du mover. Ces résultats montrent ainsi que le mover devra être constitué d'un matériau, probablement composite, permettant le meilleur compromis possible entre une conductivité électrique suffisante et une perméabilité relative supérieure à l'unité.

Désignation	valeurs
Densité linéique de courant inducteur (kA/m)	50
Fréquence des courants inducteur (Hz)	40
Perméabilité relative du mover (μ_m)	1
Perméabilité relative du circuit magnétique	1000
Conductivité électrique du mover ($\mu\Omega^{-1} \cdot m^{-1}$)	38
Rayon du CM intérieur (r_i , mm)	100
Hauteur d'encoches (mm)	40
Pas polaire (mm)	50
Longueur axiale de l'inducteur (mm)	150
Épaisseur du mover (ϵ_m , mm)	5
Épaisseur de l'entrefer (au rayon, noté e)	2
Épaisseur relative de la culasse	Pas polaire/4

TABLEAU 1. DONNÉES GEOMETRIQUES ET ELECTRIQUES DE REFERENCE

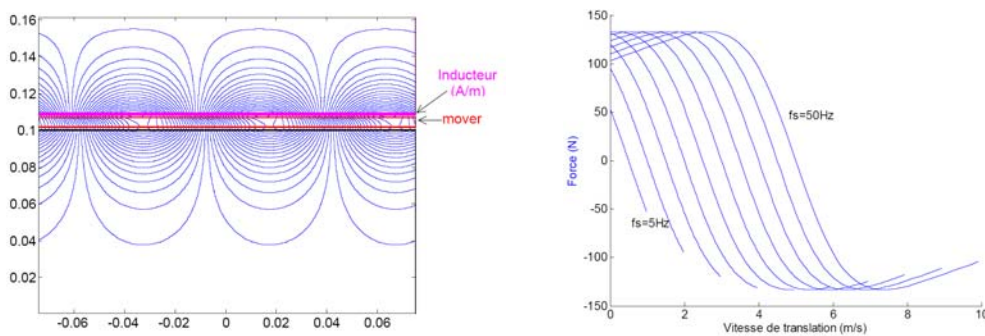


Figure 18. Lignes équi-flux pour une fréquence des courants rotoriques de 40 Hz (a) et caractéristiques force-vitesse de translation obtenues pour une en courant constant et fréquence variable (b)

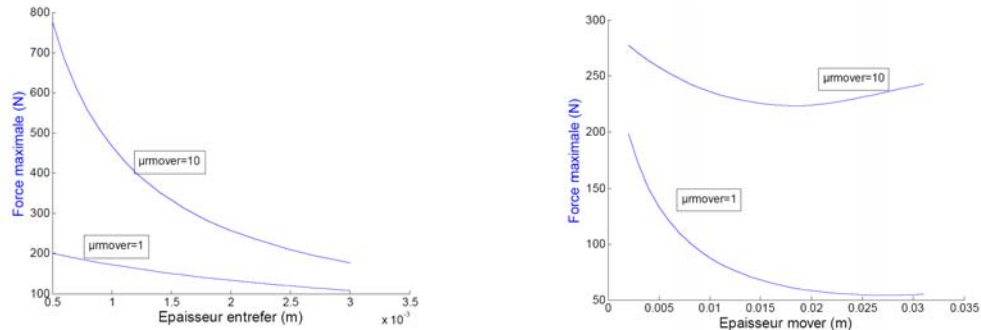


Figure 19. Influence de l'épaisseur de l'entrefer (a) et de l'épaisseur du mover (b) sur la force maximale et sur la fréquence rotorique correspondante

Bien sûr, ces résultats ne constituent qu'une première ébauche. Comme déjà souligné, il faut notamment considérer le couplage entre les différents paramètres géométriques et électriques dans un contexte système. Seule une optimisation multi-variables tenant compte des contraintes de fonctionnement et des couplages thermique-électrique inhérents à ce type de dispositif nous permettra d'approcher la configuration optimale. De plus, la validation expérimentale du modèle électromagnétique développé, essentielle dans un contexte de fonctionnement en régime continûment transitoire, est indispensable. Les deux priorités actuelles sont donc l'élaboration de modèles fiables et la constitution d'un outil d'optimisation tenant compte des différents aspects du problème. En outre, un modèle en régime transitoire de type classique à inductances couplées à coefficients constants semble ici écarté en vue du contrôle du générateur. Un modèle et des techniques plus élaborées tenant compte de la variation des coefficients en fonction de la fréquence rotorique sont donc indispensables.

Enfin, une comparaison avec d'autres architectures de générateur linéaire, notamment de type synchrone à aimants permanent, est également indispensable.

C.II Soupapes électromagnétiques

Co-encadrement

X. Mininger [DEA-XM], H. Alloui [DEA-HA], C. Bernez [DEA-CB, TH-CB]

Collaborations industrielle

PSA [RC-14]

Autres permanents de l'équipe impliqués

M. Gabsi, M. Lécivain

Article joint :

v [C. Bernez, X. Mininger, H. Ben Ahmed, M. Gabsi, M. Lécivain, E. Gimmet : « High-acceleration linear drives: Application to electromagnetic valves », Int. Journal of Electrical Engineering in Transportation, vol. 1, n°1, 2005, pp. :27-40.](#)

Dans le ce projet, il ne s'agit pas directement de récupération d'énergie mais de dispositif d'assistance permettant l'optimisation de la consommation énergétique des systèmes de traction et la réduction de leur impact environnemental.

La pollution au CO₂ est directement liée à la consommation du carburant et donc au rendement du moteur thermique. Sachant que les moteurs à essence sont plus nombreux et plus gourmands en carburant, ils sont les plus touchés par ce problème. Sa résolution passe donc principalement par l'amélioration du rendement de la combustion. Ce dernier est intimement lié à la pression des gaz et au régime moteur. Parmi les moyens d'augmenter le rendement des moteurs essence figure en bonne place le système de distribution variable qui permet un pilotage plus fin des lois d'admission et d'échappement réalisé en fonction de la charge et du régime moteur. De tels systèmes (*Valvetronique*) existent déjà tel que celui développé par le constructeur allemand BMW [21] composé d'un moteur tournant et d'un engrenage solidaire de l'arbre à cames. Les systèmes futurs (2010) utiliseront des motorisations dites *camless* où les soupapes sont directement mues par des actionneurs linéaires indépendants. Ce concept, dit de **soupapes électromagnétiques**, permettra en particulier de disposer d'un moteur thermique à cylindrée variable et ajustable selon le besoin. Les différentes études et mesures, notamment celles présentée dans [22], ont en effet montré un gain en consommation et en rejet CO₂ de l'ordre de 15% [22].

Les différents temps de commutation de la soupape (passage de position fermée à ouverte et vice-versa (T_f et T_o)) ainsi que les durées de maintien en position fermée et ouverte (T_{pf} et T_{po}) dépendent de la vitesse de rotation du moteur thermique (régime moteur) telle que indiquée sur la figure 1. On retiendra ainsi que le temps de commutation est fixe quelque soit le régime moteur ($\Delta T=3.5$ ms). La durée de maintien en position fermée (T_{pf}), généralement plus importante que celle liée à la position ouverte (T_{po}), décroît avec le régime moteur passant de 80 ms à très bas régime à 10 ms à haut régime. On voit ainsi que d'une manière générale, la puissance mise en jeu est intimement liée à la commutation. La consommation du système d'entraînement des soupapes à bas et moyen régime est quant à elle essentiellement imposée par T_{pf} .

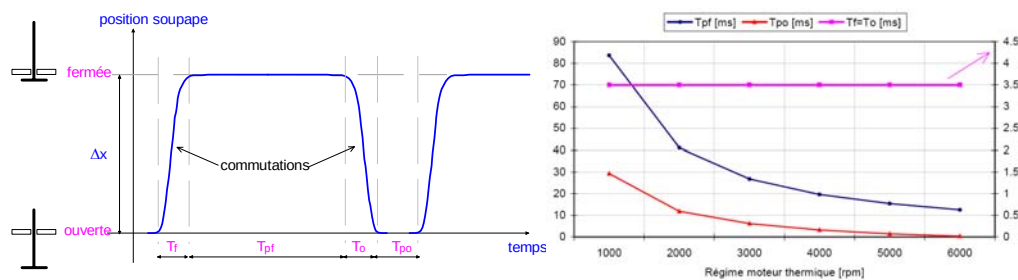


Figure 1. Cycle d'une soupape en fonction du régime moteur

Sur le plan dimensionnel et sans préjuger du système d'entraînement, une étude très simplifiée imposant un profil de déplacement trapézoïdal en fonction du temps (cf. figure 2a) montre que la puissance maximale nécessaire pour assurer en un temps ΔT le déplacement d'une masse M sur une distance ΔX est notamment proportionnelle au cube du temps de déplacement (cf. relation 1). A titre d'exemple, pour $M=158$ g, $\Delta X=8$ mm et $\Delta T=3$ ms (cf. figure 2b, cas d'une seule soupape), l'accélération maximale nécessaire est de $500 \times g$, la puissance maximale, pour $\alpha_1=\alpha_2=1/3$, est de 2.5 kW et la force maximale de 1300 N ! Compte tenu de l'encombrement alloué, il est bien évident qu'un entraînement direct à base d'actionneur électromagnétique n'est pas viable [RI-16]. En effet, la surface d'entrefer disponible est de l'ordre de 10 cm², la force surfacique que l'actionneur devra produire est de 130 N/cm². En outre, la puissance crête exigée

est démesurée et nécessite une électronique de puissance largement surdimensionnée pour satisfaire ces dynamiques.

$$P_{\max} = \frac{M \cdot \Delta X^2}{\alpha_1 \cdot \Delta T^3} \left(\frac{1}{1 - \frac{\alpha_1}{2} - \frac{\alpha_2}{2}} \right)^2 \quad (1)$$

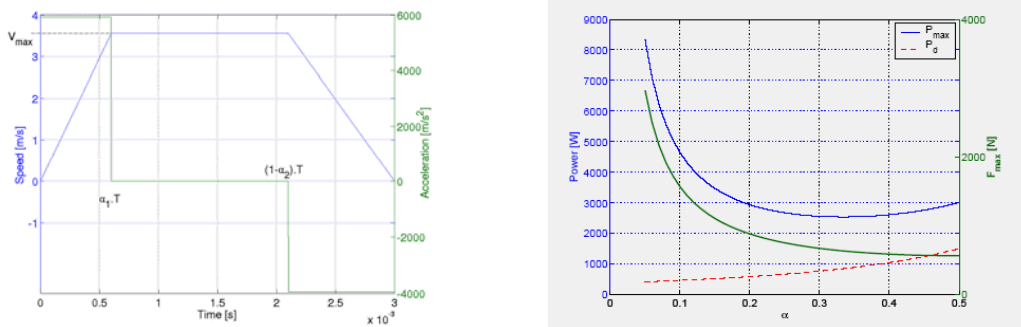


Figure 2. Profil de déplacement imposé et influence de α sur la puissance maximale ($P_{\max}$), moyenne (P_d) et la force maximale ($F_{\max}$) ($M=158$ g, $\Delta X=8$ mm, $\Delta T=3$ ms, $\alpha_1=\alpha_2=\alpha$)

Pour pallier à ces limitations physiques et technologiques, seule une solution hybride est envisageable. La plus répandue est celle qui consiste à utiliser un dispositif mécanique de stockage de l'énergie cinétique : le ressort. Le système électromagnétique ne devra donc compenser que les différentes pertes générées essentiellement en frottements et permettre l'accrochage ou le décrochage de la soupape.

Sur ces considérations, les architectures de l'actionneur électromagnétique proposées sont généralement de types électro-aimant. Chaque soupape est ainsi actionnée par deux électro-aimants (haut et bas) contrôlant ainsi aussi bien l'ouverture que la fermeture de la soupape. La partie mobile se présente sous forme de *palette* massive à laquelle est solidaire la soupape. La partie fixe peut être de deux types :

- Non-polarisée utilisant la composante normale de la force électromagnétique. Seul un effet d'attraction est donc possible ;
- Polarisées dans laquelle un ou plusieurs aimants permanents sont mis à contribution pour générer une force d'attraction ou de maintien plus ou moins importante.

Pour la première configuration (non-polarisée), le maintien en position fermée ou ouverte de la soupape (et donc de la palette) impose une alimentation continue en courant et donc une consommation permanente (cf. figure ci-contre). En outre, la variation de la force électromagnétique étant fortement non-linéaire (en $1/x^2$ en non-saturé, x étant la position de la palette), le contrôle de l'atterrissage de la palette s'avère difficile et générateur de bruit et de rebond importants. Une des solutions développée par notre équipe dans ce problème particulier est la linéarisation de la force, en particulier en position proche de la fermeture (ou de l'ouverture). Ceci est fait par un sous-dimensionnement des circuits magnétiques et donc par un effet de saturation progressive de ceux-ci [CR-8], [BI-8].

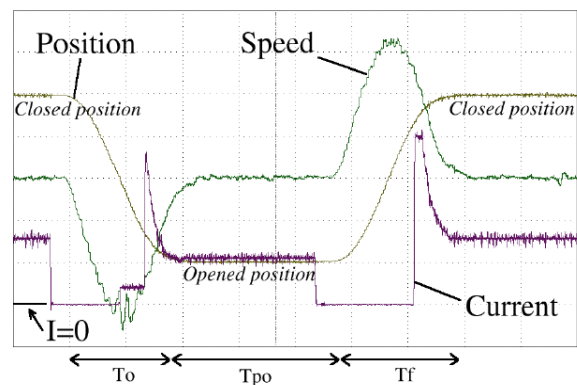


Figure 3. Courant, vitesse et position relevés sur un actionneur non-polarisé

Pour la seconde configuration (électro-aimant polarisé, cf. figure 4), de nombreux travaux proposent diverses architectures et dispositions. En particulier, on peut citer les travaux de B. Lequesne de Delphy Research Labs (USA) [23 à 26] ou encore de J.P Yonnet et de Ch. Chillet du LEG [27 à 29].

La présence d'aimants permet ici de diminuer la consommation en position fermée ou ouverte. Les aimants compensent en totalité ou en partie la force de rappel du ressort. Quant à la bobine, l'injection d'un courant lors de la commutation de la soupape génère un effort électromagnétique antagoniste à la force des aimants et donc permet de libérer la palette. L'efficacité de cette bobine (force/pertes Joule) est intimement liée à sa disposition par rapport aux aimants. Il existe, comme pour les machines à double excitation (voir thème B), principalement deux dispositions extrêmes que sont la disposition à circuits magnétiques série (ou couplés) et celle dite parallèle (circuits découplés). La première est simple en terme de réalisation, cependant l'efficacité de la bobine est relativement réduite. D'autre part, les aimants subissent ici totalement la contrainte magnétique de désaimantation due à la bobine.

La seconde disposition (circuits parallèles) accroît l'efficacité de la bobine, néanmoins, sa mise en œuvre s'avère délicate en particulier concernant le feuilletage du circuit magnétique. En outre, dans la pratique, le découplage des deux excitations n'est que partiel entraînant des fuites magnétiques des aimants relativement importantes.

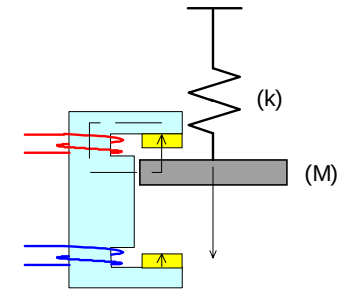


Figure 4. Schéma de principe d'une structure polarisée

Au delà de la disposition choisie, la « distribution » relative du bobinage, des aimants et du ressort (i.e. taux d'hybridation) dépend essentiellement du point de fonctionnement dimensionnant choisi et donc du régime moteur. En effet, à bas régime, la durée en position fermée (ou ouverte) est très élevée par rapport au temps de commutation (3ms, indépendant du régime). À l'inverse, à haut régime, les deux temps sont de même ordre de grandeur. Par conséquent, à bas régime, il s'agira de privilégier la minimisation de la consommation en position fermée (ou ouverte) et donc l'effort dû aux aimants par rapport à celui de la bobine. À haut régime, la consommation due à la commutation devenant non-négligeable, il s'agira alors de favoriser l'efficacité de la bobine. Sachant que l'effort dû à la bobine doit être de même ordre de grandeur que celui généré par les aimants afin de compenser celui-ci, les ampères-tours de commutation sont donc directement liés à l'effort dû aux aimants en position fermée (ou ouverte). Minimiser la consommation en position fermée et la consommation en commutation sont deux objectifs contradictoires. De plus, leur poids relatif dépend du régime moteur. Enfin, la raideur du ressort est tributaire du temps de commutation, de la course de la soupape ainsi que de la masse du circuit magnétique mobile de l'actionneur (palette). Cette masse est à son tour fonction du niveau de saturation admis et de la surface active d'entrefer. C'est pourquoi, le dimensionnement d'un tel dispositif est relativement complexe de par le couplage fort des constituants.

Pour le montrer et dégager une première méthodologie de dimensionnement, prenons une structure polarisée élémentaire à circuits séries telle que celle de la figure 5. La recherche du meilleur taux d'hybridation (bobine-aimant-ressort) peut être décrite suivant un problème d'optimisation multi-objectifs au sens de Pareto. Les fonctions à minimiser sont les consommations en position fermée et en commutation. Les contraintes majeures correspondent à l'encombrement maximal disponible, aux paramètres de fonctionnement (durées, course) et à la masse de la soupape (valeur incompressible).

Pour le maintien ou le **blocage**, la force magnétique totale (attractive) exercée par la bobine et les aimants doit être supérieure ou égale à celle de la force de rappel du ressort de raideur k :

$$\frac{(B_e)^2}{2\mu_0} 4LW_c \geq k \frac{\Delta X}{2} \quad (2)$$

où B_e est l'induction d'entrefer résultante (aimant+bobine). Sa valeur est ici déterminée à partir d'un modèle électromagnétique analytique très simplifié.

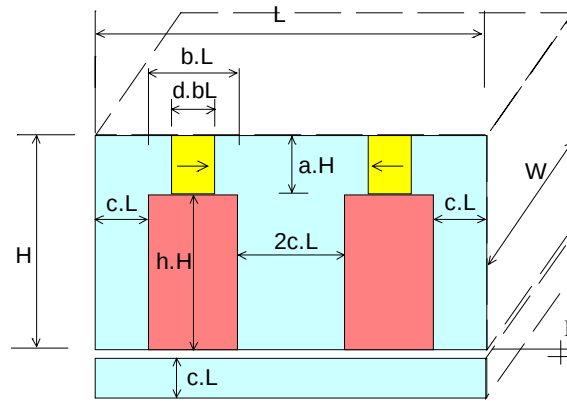


Figure 5. Géométrie considérée (les paramètres en minuscule sont en valeur réduite)

Pour le décrochage ou la **commutation**, il s'agit d'annuler la force magnétique pour que le ressort seul puisse déplacer la palette sur une course ΔX imposée (8 mm) pendant un temps donné ΔT (3 ms) :

$$B_e(B_r, I, x = E) = 0 \quad (3)$$

La raideur du ressort est calculée dans les conditions idéales de commutation (force magnétique et frottements négligeables). La fréquence propre masse-ressort doit donc être égale à : $\omega_0 = \sqrt{\frac{k}{M}}$, ce qui donne $k = M \left(\frac{\pi}{\Delta T} \right)^2$, où M représente la somme d'une masse incompressible M_0 (masse de la soupape, de la tige de guidage, du ressort, ...) et celle de la palette M_p telle que $M_p = M_v L^2 c W$ (M_v est la masse volumique de la palette).

A partir des conditions (2) et (3), nous pouvons déterminer les pertes Joule en position de blocage et en commutation en fonction des paramètres géométriques et des caractéristiques des aimants.

L'optimisation revient alors à rechercher les paramètres normalisés a, b et d minimisant les pertes Joule à la fois en blocage et en commutation. Un certain nombre de contraintes géométriques et magnétiques peuvent être également prises en compte de façon simplifiée, notamment la saturation (induction maximale imposée) et la désaimantation (intervenant uniquement en commutation).

A titre d'exemple, en considérant les valeurs du tableau 1, les résultats obtenus en utilisant une optimisation stochastique (algorithme génétique) sont donnés à la figure 6. Ainsi, les configurations optimales se situant sur l'axe verticale, favorisant donc la minimisation des pertes en commutation, sont des structures non-polarisées. Celles qui se trouvent sur l'axe horizontale permettent un maintien ou un blocage seulement à partir de la force des aimants (courant nul).

Grandeurs	Valeurs
Induction rémanente des aimants (T)	1
Durée de commutation (ms)	3.5
Course palette (mm)	8
M_0 (soupape, tige, ressort, ...) (g)	100
Entrefer parasite (mm)	0.1
Induction maximale dans le CM (T)	2
Encombrement ($H*L*W$), (mm)	20*45*35

TABLEAU 1. VALEURS DES PARAMETRES CONSTANTS CONSIDEREES DANS L'EXEMPLE D'APPLICATION

Compte tenu des spécificités du fonctionnement du moteur thermique, les configurations polarisées seront donc favorisées à bas régime pour lequel le temps de maintien est largement prépondérant devant le temps de commutation. A haut régime, les deux temps étant similaires, il s'agira alors de choisir une configuration « compromis » où les pertes sont de même ordre de grandeur.

Notons que pour l'actionneur du bas dédié au maintien en position ouverte de la soupape, le temps correspondant est quasi-nul à haut régime. Pour cet actionneur et pour ce régime, une configuration se trouvant sur l'axe horizontal est donc préférable.

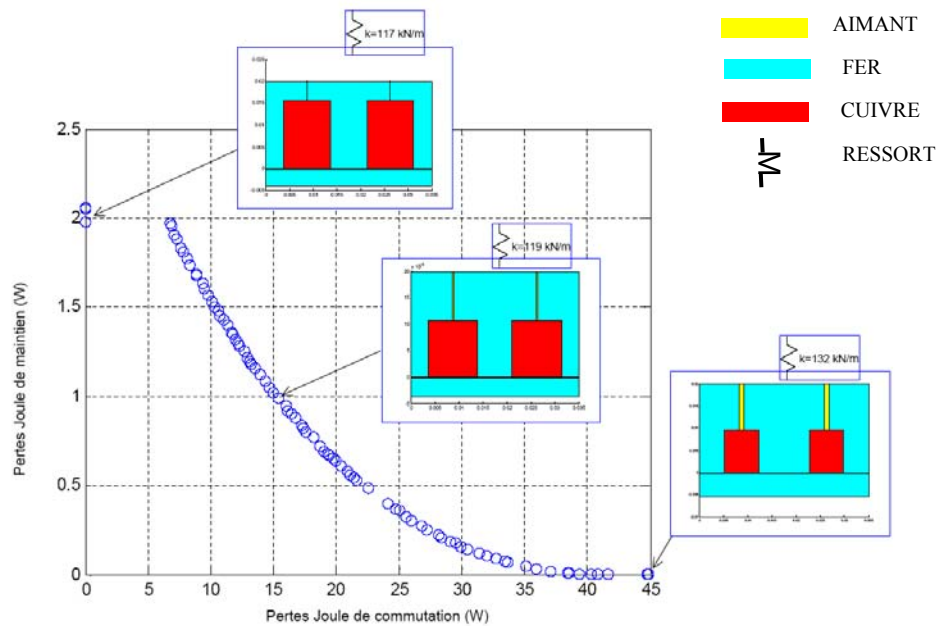


Figure 6. Front de Pareto obtenu

Bien évidemment, ces résultats ne sont qu'une première approche illustrative de la difficulté de dimensionnement d'un tel dispositif. Cependant, la méthodologie reste valable et est actuellement perfectionnée **[TH-CB]** à travers :

- l'utilisation de modèles électromagnétiques précis (schémas réductants saturables, éléments finis non linéaire) ;
- la prise en compte d'un cycle de fonctionnement normalisé ;
- la prise en compte, à partir de modèles en cours d'identification, des pertes magnétiques et électriques (cuivre et du convertisseur électronique d'alimentation) ;
- l'intégration de contraintes supplémentaires telles que celles liées à l'échauffement ou aux aspects dynamique et de commande.

Ainsi, à terme, une optimisation énergétique sur cycle permettra d'approcher la configuration optimale. Elle permettra également une comparaison quantitative de différentes topologies à aimants que nous avons conçues telles que celles présentées à la figure 7 **[BI-9]**. Des prototypes pré-dimensionnés sur la base d'études paramétriques par éléments finis **[DEA-XM]**, **[DEA-HA]**, **[DEA-CB]** sont actuellement en cours d'expérimentation utilisant un banc d'essai statique et dynamique (cf. figure 8).

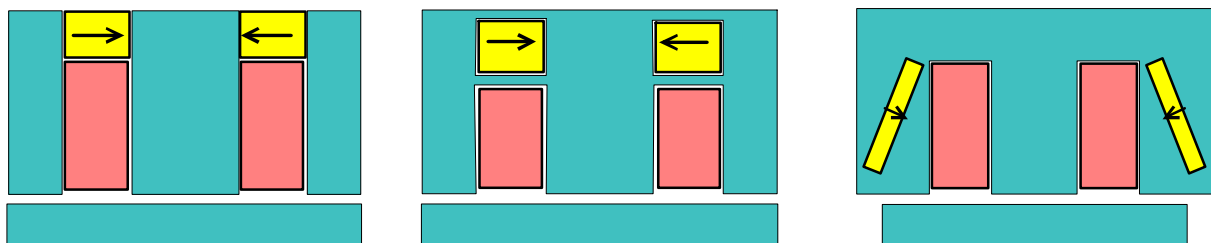


Figure 7. Exemples de structures polarisées que nous avons développées

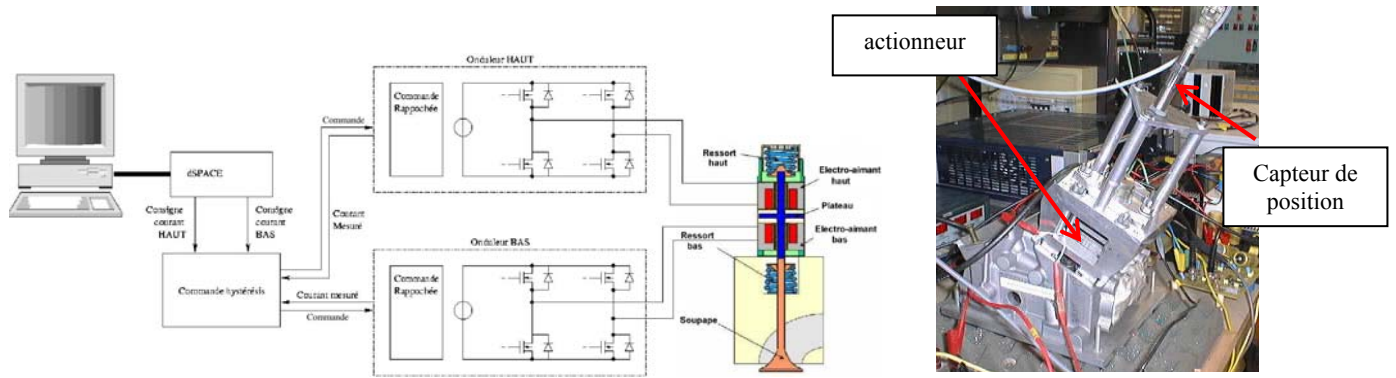


Figure 8. Schéma général d'alimentation et de commande des soupapes électromagnétiques et banc d'essai dynamique

C.III Bibliographie du thème C

- [1] « Energie Portable : autonomie et intégration dans l'environnement humain », Journée du Club EEA, ENS Cachan, Mars 2002.
- [2] **Starner T.** : « Human-Powered Wearable Computing », IBM Systems Journal, Vol. 35, pp. 618-629, 1996.
- [3] **Jansen A.J., Stevels A.L.N.** : « Human Power: A sustainable option for electronics », Electronics and the Environment, IEEE International Symposium Proceedings, 1999, pp. 215-218.
- [4] **Born J.J., Dinger R., Farine P.A.** : « Automatic mechanical movement with quartz precision », Asulab SA, 7th European Congress on Chronometry, Karlsruhe, October 9-10, 1998.
- [5] **A. Clément et al.** : « Wave energy in Europe : current status and perspectives », Renewable and Sustainable Energy Reviews, Pergamon, 6 (2002), pp.405-431.
- [6] **M. Leijon, H. Bernhoff, O. Agren, J. Sundberg, M. Berg, K.E. Karlson, A. Wolfbrandt** : « Multiphysics Simulation of Wave Energy to Electric Energy Conversion by Permanent Magnet Linear Generator », IEEE on Energy Conversion, vol. 20, N°1, mars 2005.
- [7] projet AWS: www.waveswing.com
- [8] projet PELAMIS : www.oceanpd.com
- [9] projet LIMPET : www.wavegen.co.uk
- [10] projet WaveDragon : www.wavedragon.net
- [11] projet Energetech : www.energetech.com.au
- [12] projet IPS: www.ips-ab.com
- [13] projet Orecon : www.orecon.com
- [14] **A. Babarit** : « Optimisation hydrodynamique et contrôle optimal d'un récupérateur de l'Energie des Vagues », thèse de l'ECN, Nantes, 27 octobre 2005
- [15] **B. Rozel** : « Simulation numérique d'un système houle-générateur », Rapport de stage de Magistère de l'ENS Cachan, juillet 2004.
- [16] **F. Lanzetta, P. Jaulin, G. Piard** : « Développement d'un micro-cogénérateur Stirling à bois pour la production d'énergie en habitat isolé », Congrès Français de Thermique, mai 2001, Nantes.
- [17] **P. François** : « Les groupes électrogènes de 50 kW, solutions existantes et solutions nouvelles », mémoire CNAM (Paris), mars 2002.
- [18] **B. Alvarenga, I. Chabu, J.R. Cardoso** : « Modeling and Testing of a Ring Cage Tubular Linear Induction Motor for an Oil Pumping System », ICEM 2002, (CDROM, 5 pages).
- [19] **M. Jufer, N. Wavre** : « Le moteur linéaire : Développement théorique et application », Bulletin ASE, juillet 1972, pp. : 844-856.
- [20] **J. Jamali** : « End Effect in Linear Induction and Rotating Electrical Machines », IEEE Trans. On Energy Conv., vol. 18, N°3, September 2003, pp. : 440-447.
- [21] www.bmw.com, BMW (manufacturer website)
- [22] **C. Morin, C. Baldi, E. Sedda, M. Vienne, and C. Fageon** : PSA Peugeot Citroën EVE concept: additional improvement of potential and major breakthrough in NVH area », Essen congress, 2004 (CD ROM, 32 pages).
- [23] **B. Lequesne** : Fast-acting long stroke solenoids with two springs », IEEE Transactions on industry application, vol. 26, September/October 1990.
- [24] **B. Lequesne** : « Fast-acting long stroke bistable solenoids with moving permanent magnets », IEEE Transactions on industry application, vol. 26, May/June 1990.
- [25] **B. Lequesne** : « Permanent magnet linear motors for short strokes », IEEE Transactions on industry application, vol. 32, January/February 1996.
- [26] **B. Lequesne** : « Design and optimisation of two-spring linear actuators », ETEP, vol. 9, November/December 1999.
- [27] **S. Guerin, E. Sedda, Ch. Fageon, J.P. Yonnet, Ch. Chillet** : « An Original configuration of linear actuator with parallel polarization », LDIA 2003, 8-10 September 2003, Birmingham (UK), pp. : 557-559.
- [28] **E. Sedda, Ch. Fageon, J.P. Yonnet** : « Permanent Magnet Actuators for Electromagnetic Valve in Automotive Applications », LDIA Symposium, 8-10 September 2003, Birmingham (UK), pp. : 545-548.
- [29] **J.P. Yonnet, Ch. Fageon, Ch. Baldi, Ch. Chillet** : « Actionneurs linéaires ou actionneurs en basculement pour les soupapes électromagnétiques ? », EF 2003, Grenoble, (CDROM, 5 pages).

PARTIE 4

BILAN GLOBAL ET PERSPECTIVES



Conclusions générales et Bilan global

Ce mémoire présente une synthèse des travaux de recherche que j'ai menés ou co-encadrés à propos de la conception et de la modélisation des convertisseurs électro-magnéto-mécaniques non conventionnels ¹. Ainsi, nous nous sommes attachés à analyser, sur le plan structurel et sur celui des performances, plusieurs procédés de conversion innovants. Dans ce cadre, des outils et des approches de dimensionnement spécifiques furent élaborés. En outre, dans la plupart des études théoriques menées, ont été associées des réalisations et des expérimentations permettant de valider le bien fondé des hypothèses adoptées. Cela a permis également d'appréhender les contraintes de réalisation et de les intégrer dans les processus de conception et d'optimisation.

Trois thématiques furent ainsi explorées.

Le premier thème concerne l'étude des configurations dites à **couplage fractionné et à bobinage global**. Nous avons montré que la dissociation des échelles, caractéristique essentielle ici, permet d'accroître sensiblement les performances spécifiques, massiques et volumiques, des actionneurs de type synchrone. Cette dissociation permet également une approche par **motif élémentaire** extrêmement simple et générique. Indépendamment de l'architecture globale de l'actionneur, différents agencements *aimants-plots-FMM* ont été systématiquement évalués et comparés. La répartition des motifs élémentaires suivant les trois dimensions de la zone active, tout en maintenant un bobinage global, mène au concept très original dit **polyentrefer** mis en évidence par le professeur C. RIOUX dans les années 80. Ce concept, nous l'avons repris en menant des études approfondies tant sur les aspects théoriques qu'expérimentaux. Il ressort des travaux réalisés que l'intérêt de la multiplication des surfaces d'entrefer est indéniable dans l'augmentation des performances volumiques des actionneurs synchrones, même en considérant les contraintes réalistes qui ne permettent pas une homothétie totale. Mais cet avantage s'accompagne inévitablement d'un accroissement de la complexité mécanique. Trois topologies semblent cependant les mieux adaptées à ce concept. Celle, tournante, polydisques et celle, linéaire, multiplaques frottantes (entrefer plans) ou multitiges (entrefer cylindriques). Bien que plusieurs solutions structurelles aient été évaluées et mises en œuvre, il n'en reste pas moins que des difficultés mécaniques subsistent, en particulier liées au guidage des multiples parties mobiles. Pour nous, ces difficultés ne peuvent se résoudre qu'à travers un partenariat industriel efficace, partenariat que nous n'avons malheureusement pas encore trouvé.

Le couplage fractionné permet également, en configurations monoentrefer, une grande liberté de conception dans un objectif de répondre à des **fonctionnalités spécifiques**. Dans ce contexte, deux types de fonctionnalités ont été explorées. La première est l'intégration de la fonction *entraînement* à son environnement mécanique. Dans ce cadre, un actionneur linéaire à aimants dit à **commutation de flux** fut conçu et étudié. La seconde fonctionnalité recherchée est la simplicité de construction et d'alimentation. C'est dans ce cadre que nous avons exploré quelques possibilités structurelles offertes par le couplage fractionné à aimants à la conception d'**actionneurs monophasés sans la classique dissymétrie magnétique** nécessaire pour le démarrage. Par un choix judicieux des dimensions du motif (notamment le motif A), on peut mettre à profit un couple de détente inversé pour un démarrage à faible couple résistant. Bien que les solutions monophasées proposées aient été validées, comparativement aux structures polyphasées, elles restent pénalisées par leur principe même de fonctionnement. Leurs inconvénients majeurs sont ainsi des pertes totales onduleur plus importantes à même surface silicium, une ondulation de couple également plus élevée et enfin la nécessité, pour satisfaire les conditions de démarrage en monophasé, d'avoir une charge à faible couple résistant, à basse vitesse.

Sur le plan de **modélisation**, de par la dissociation des échelles pré-citée, on a montré qu'une approche combinée multi-échelles est très bien adaptée à l'étude des configurations à couplage fractionné, à savoir la combinaison d'un modèle par éléments finis à l'échelle locale, celle du motif élémentaire, et un modèle réducteur non-linéaire à l'échelle globale, celle des circuits de retour. Cette approche, mise en œuvre dans différentes architectures, a donné de très bons résultats en termes de précision et de rapidité.

¹ Pour des raisons notamment de cohérence, j'ai limité la description aux seuls travaux relatifs aux procédés de conversion. Ceux concernant les énergies renouvelables (modélisation, dimensionnement et gestion) ont été en effet omis de cette synthèse.

Le deuxième thème abordé est relatif au **couplage polaire**. Ce couplage est plus proche, sur le plan fonctionnel, des machines « usuelles ». Cependant, celles que nous avons examinées comportent une **excitation homopolaire à bobinage global fixe**. Trois configurations originales, adaptées aux fonctionnements haute vitesse de rotation, furent étudiées. De complexité structurelle croissante, la première configuration est discoïde, à courants induits, à induit massif et à rotor passif denté. La deuxième, également discoïde, est synchrone à bobinage dans l'entrefer de type « tout fer tournant » intégrée à un volant d'inertie pour le stockage électromécanique. Enfin, la troisième est synchrone cylindrique à double excitation : par aimants et par courant.

Tout d'abord sur le plan **structurel**, compte tenu de la spécificité de l'application visée, dans la première configuration, **frein à courants induits à rotor massif**, nécessairement non-réversible, nous avons « adjoint » une fonction moteur utilisant le même rotor. La compatibilité des deux fonctions, frein et moteur, et les performances satisfaisantes obtenues de l'ensemble ont confirmé la viabilité du dispositif ainsi conçu. La solution consistant à imbriquer deux procédés de conversion différents a donc permis d'optimiser séparément les deux fonctions recherchées, au prix, cependant d'une relative complexité mécanique. Avec la deuxième configuration (**synchrone « tout fer tournant »**), la solution développée répond en grande partie aux contraintes que nous nous sommes fixées dans le cadre de l'application de stockage inertiel d'énergie. Néanmoins, sur le plan des performances, celles-ci demeurent malheureusement relativement faibles compte tenu essentiellement des difficultés technologiques de réalisation du bobinage d'induit.

Les deux configurations non-conventionnelles proposées semblent donc bien adaptées aux spécificités des applications visées. Il n'en reste pas moins que leur comparaison avec des solutions plus « conventionnelles » serait souhaitable afin de délimiter leur domaine d'intérêt.

Sur le plan de la **modélisation**, la répartition spatiale de l'induction d'excitation, compte tenu du type du bobinage utilisé, fut déterminée en utilisant l'approche combinée développée pour les configurations à couplage fractionné (thème précédent). Pour le calcul de la répartition des courants induits (cas du frein) ou d'induit (cas de la machine synchrone « tout fer tournant »), nous avons utilisé une approche 2D analytique corrigée, magnétodynamique non-linéaire pour la première et magnétostatique pour la seconde. En outre, l'utilisation de la notion de perméance superficielle pour la seconde configuration a permis de simplifier considérablement les calculs en autorisant le « découplage » de la forme du bobinage d'induit, ici complexe, et celle de l'entrefer. Ces différents modèles ont donné entière satisfaction eu regard à leur précision et à leur souplesse.

En ce qui concerne la troisième et dernière configuration, **machine à double excitation** (excitation homopolaire), elle combine une excitation par aimants permanents (favorisant le rendement et le couple massique) et une excitation par courant (favorisant le fonctionnement en régime de défluxage). Sans préjuger de la topologie de la machine, l'étude d'optimisation effectuée de l'ensemble machine-convertisseur-commande a montré les intérêts de la double excitation. A savoir, l'extension notable de la plage de fonctionnement à puissance maximale constante pour les machines ne nécessitant pas une réaction magnétique d'induit élevée ($L_d^* < 1$), pour lesquelles, sans la double excitation, cette plage est très réduite². La double excitation permet essentiellement une meilleure optimisation énergétique du fonctionnement sur cycle par l'extension de la plage à rendement maximal. Elle rend également possible, grâce au degré supplémentaire de réglage offert par le courant d'excitation, l'optimisation de l'ensemble par rapport à un point de fonctionnement couple-vitesse particulier, le point le plus sollicité par exemple. Ceci est fait au travers du « réglage », réalisé par le dimensionnement de la structure de la machine, du taux d'hybridation traduisant la contribution des aimants au flux total d'excitation.

D'un point de vue structurel, la double excitation semble efficace pour une configuration dite à circuits parallèles ou combinés. C'est sur cette base que plusieurs topologies originales furent conçues et étudiées. Bien que l'efficacité de la double excitation ait été ainsi montrée, ces topologies souffrent cependant de la complexité mécanique, surtout rotorique, liée au trajet nécessairement 3D du flux d'excitation, d'une force électromotrice très distordue et de pertes magnétiques élevées.

Plusieurs améliorations et approfondissements restent donc à réaliser. Le point important me paraît être l'optimisation puis la comparaison des différentes solutions structurelles à double excitation afin de

² Pour les machines avec $L_d^* > 1$, la double excitation n'apporte pas d'améliorations particulières.

délimiter, quantitativement, l'intérêt de telle ou telle configuration. Pour cela, des modèles de pertes magnétiques devront être établis.

D'une manière générale et sans vouloir tomber dans l'autoflagellation excessive, les travaux menés dans le cadre des deux thèmes mentionnés (couplage fractionné et couplage polaire à excitation homopolaire) souffrent d'un certain nombre d'insuffisances. En effet, certains aspects n'ont pas pu être approfondis et généralisés à toutes les configurations étudiées. Il me semble donc indispensable de revisiter ces travaux et de mener des études complémentaires en adoptant une approche systématique la plus générique possible. Parmi ces points, il y a :

- la prise en compte des pertes, du convertisseur électronique et des circuits magnétiques, aussi bien dans l'optimisation du dimensionnement que dans celle de la stratégie de commande ;
- la prise en compte, quantitative, de la limite de désaimantation (si machines à aimants) en particulier dans l'étude des machines à double excitation ;
- l'étude du potentiel des nouveaux matériaux ferromagnétiques isotropes tels que les poudres de fer³ ;
- enfin, l'amélioration du modèle relatif à la contrainte thermique. Il s'agira en particulier de tenir compte du gradient de température dans le bobinage et de considérer, non pas une température moyenne, mais la température du point le plus chaud. Ceci est d'autant plus nécessaire dans le cas des configurations à bobinage global pour lesquelles ce gradient peut être important.

J'ajouterais qu'une étude comparative, même simplifiée, de toutes ses structures serait très utile tant d'un point de vue de la recherche et que de celui de l'enseignement. Cette étude pourra être effectuée, en première approche, sur la base de l'analyse par les lois de similitude. Ce travail de longue haleine, nous l'avons déjà entamé. Une petite partie a été d'ailleurs présentée au chapitre A0.

Cela étant, nous tentons, dans les travaux actuels, d'aborder, dès l'origine des études, la plupart de ces aspects. Les travaux, présentés dans le thème intitulé **« Composants mécatroniques pour l'intelligence énergétique »**, conjuguent nos compétences fondamentales (conception/modélisation) et les problématiques énergétiques et de développement durable sur lesquelles des activités spécifiques sont par ailleurs menées. Les composants mécatroniques étudiés se caractérisent par l'interaction forte entre les différents phénomènes physiques mis en jeu pour la conversion d'énergie : électromagnétique, mécanique, thermodynamique et hydrodynamique. Dans ce cadre, divers systèmes récupérateurs d'énergie d'origine renouvelable sont étudiés. Dans ce même cadre, sont également étudiées les soupapes électromagnétiques, organes permettant d'améliorer les performances énergétiques et environnementales des moteurs thermiques de traction.

Pour les **systèmes récupérateurs** étudiés, basés sur le principe de résonateur électromécanique, il s'agit de développer, au delà des aspects conceptuels, des outils de dimensionnement dans un contexte multiphysique caractérisé par une excitation (énergie primaire) fluctuante, voire aléatoire. Cela implique tout d'abord l'élaboration de modèles compatibles et adaptés à une approche système. Les modèles analytiques en particulier semblent ici tout à fait indiqués. Ensuite, cela nécessite des études sur cycle dont la durée est souvent très supérieure aux différentes périodes caractéristiques des sous-systèmes. Se pose alors le problème de la méthodologie de résolution et tout d'abord celui de l'expression même de la sollicitation. Cette problématique est relativement générique et concerne plus largement les systèmes en sollicitation variable sur cycle (soupapes, traction électrique, multi-sources intermittentes d'énergie d'origine renouvelable, ...). Nous y reviendrons dans le paragraphe « perspectives ».

Pour les **soupapes électromagnétiques**, les accélérations imposées sont extrêmement élevées (de l'ordre de $400 \times g$). Afin de soulager en puissance électrique installée, un système hybride est nécessaire. C'est ainsi que la contrainte de puissance crête est déportée sur un composant mécanique de stockage, à savoir un ressort de raideur suffisante. L'actionneur électromagnétique assure, quant à lui, la fonction de pilotage des mouvements. Cependant, cette solution ne peut être viable que si la consommation énergétique sur un cycle de fonctionnement donné est réduite au minimum. D'où l'étude de structures dites polarisées comportant à la fois un bobinage et des aimants permanents. L'objectif des travaux menés est alors d'optimiser la répartition de ces différents composants (ressort-bobine-aimants) afin de minimiser la consommation énergétique globale sur cycle en ayant au préalable élaboré les outils nécessaires d'optimisation et les modèles, notamment de pertes, adéquats.

³ Ce point est déjà entamé dans le cadre du GDR ME²MS concernant les machines haute vitesse

Sur ces deux thématiques (récupérateurs et soupapes), nous sommes actuellement au stade de l'élaboration de modèles, de méthodologies, d'outils de dimensionnement ainsi que de moyens expérimentaux de validation.

Perspectives

De par la complexité et la diversité des systèmes, il est difficile de formuler de façon générique tous les problèmes et solutions associés à la conversion d'énergie électrique. La recherche en électrotechnique, et plus largement dans le domaine des SPI, est donc souvent synonyme d'études et d'analyses de problématiques particulières. La seconde difficulté réside dans le fait que les systèmes étudiés ne sont pas une traduction directe d'une formulation mathématique mais qu'ils nécessitent une étape intermédiaire que représente l'activité de conception au sens défini dans le préambule. Cela implique donc, aussi, une recherche dans le domaine des procédés de mise en oeuvre.

Sur cette base, la communauté électrotechnique, depuis des décennies, a pu soulever puis résoudre d'importants problèmes liés à l'énergie électrique. Les solutions apportées se trouvent tant sur les plans scientifiques (formulation, modélisation, mise en évidence expérimentale, ...) que technologiques (procédés, matériaux...). La réduction des vibrations d'origine électromagnétique, l'étude de nouveaux concepts de conversion et leur mise en oeuvre, l'optimisation des stratégies d'alimentation et de commande, la modélisation des phénomènes physiques ne sont que des exemples parmi tant d'autres.

Il subsiste cependant de très nombreuses interrogations et problématiques non-résolues (heureusement !). Avant de décrire brièvement les thématiques que je compte développer, les axes qui me semblent aujourd'hui intéressants à approfondir, voire à explorer sont notamment :

- la prise en compte des phénomènes dissipatifs et des limites physiques des matériaux magnétiques (désaimantation, échauffement) dans l'optimisation de l'ensemble machine-alimentation-commande ;
- la prise en compte également des contraintes de sûreté de fonctionnement et du fonctionnement dégradé dans la conception des entraînements électriques ;
- la quantification de l'intérêt de l'utilisation de nouveaux matériaux magnétiques isotropes⁴ ;
- l'évaluation des limites de conversion eu regard aux avancées technologiques dans le domaine des matériaux, de l'électronique de puissance et de la mécanique ;
- enfin, l'étude des systèmes nomades concernant les aspects de conception et de gestion d'énergie.

J'ajouterais à cette liste non exhaustive de problématiques intéressantes, celle générées par les systèmes dits « bio-mécaniques » mais que l'on devrait qualifier de « bio-mécatroniques »⁵. En effet, dans ce domaine, insuffisamment exploré, à mon sens, par nous autres électrotechniciens à l'inverse de nos collègues mécaniciens, il existe de formidables opportunités de recherche telles que sur les matériaux bio-compatibles, la gestion et l'apport d'énergie, l'intégration, la sûreté, ...

Revenons maintenant aux perspectives plus personnelles de recherche. Au delà de la poursuite des travaux déjà entamés dans notre équipe et dont le thème C présentait les problématiques soulevées, trois thématiques concrètes de recherche me semble à la fois prometteuses et d'actualité.

Méthodologies de dimensionnement en sollicitations fluctuantes et/ou aléatoires

De très nombreux systèmes de conversion sont caractérisés par une sollicitation fluctuante, voire aléatoire. C'est le cas des systèmes de récupération d'énergie d'origine renouvelable ou encore des entraînements électriques à vitesse variable. Jusqu'ici, l'étude et l'optimisation de ces systèmes (ensemble convertisseur-machine-commande) sont souvent fondées sur une approche simplifiée dite *du point nominal*. La définition même de ce dernier dans un contexte fluctuant est bien évidemment caduque. La seconde approche consiste à

⁴ L'isotropie peut être magnétique (poudre de fer) ou mécanique. Pour ce dernier cas, les auteurs A.M. El-Refaie et T. Jahns (IEEE on Energy Conversion, Mars 2005) proposent un matériau magnétique (dénommé YEP-FA1) dont la perméabilité de certaines zones peut être convenablement modifiée suite à des traitements thermiques adéquats.

⁵ Systèmes de substitution ou d'assistance aux fonctions vitales du corps humain (hors micro-systèmes).

choisir le point le plus sollicité ou encore le point « moyen » correspondant à la valeur quadratique du couple dans le cas des entraînements électriques par exemple. Là aussi, cette démarche suppose que les pertes sont uniquement d'origine Joule en faisant abstraction des pertes non quadratiques telles magnétiques ou mécaniques.

On voit ainsi qu'une démarche rigoureuse d'optimisation serait la prise en compte du cycle de sollicitation réel. Se pose alors un premier problème concernant la formulation explicite de cette sollicitation qui doit intégrer le caractère fluctuant, voire aléatoire.

Pour une sollicitation déterministe, il s'agira de développer un **modèle générique paramétrable**. Dans ce cadre, le modèle multi-fréquentiel utilisé pour l'étude du houlogénérateur (thème C) me semble être un bon exemple et probablement une bonne base d'un modèle générique. Dans ce modèle, développé par nos collègues et collaborateurs hydrodynamiciens, la sollicitation, représentée par la hauteur de la houle, correspond à la somme d'un nombre « infini » de sollicitations sinusoïdales élémentaires h_k de fréquences arbitraires f_k et de phases à l'origine aléatoires ϕ_k . Les amplitudes H_k de chaque sinusoïde sont alors déduites d'un modèle pré-établi (dit spectre d'énergie) dont les paramètres sont f_k , ϕ_k et deux grandeurs significatives dépendant du site examiné que sont $H_{1/3}$ et T_p ⁶. Le modèle pré-établi pré-cité garantit que les contenus énergétiques de la sollicitation théorique générée et de la sollicitation réelle soient « identiques ». On voit ainsi que dans cette formalisation, la sollicitation se résume à deux paramètres caractéristiques que sont $H_{1/3}$ et T_p , facilitant donc considérablement les éventuelles études paramétriques ou de sensibilité.

Pour une sollicitation non-déterministe, il s'agira, à partir d'observations, de développer des **modèles statistiques**. Pour reprendre l'exemple du houlogénérateur, il semble intéressant d'adjoindre, au modèle déterministe précédent, un modèle statistique relatif aux deux grandeurs $H_{1/3}$ et T_p permettant ainsi de définir une distribution instantanée *probable* des sollicitations houlogénératrice sur un cycle de durée donnée ($>T_p$).

Le second problème concerne le choix d'une approche d'optimisation adéquate compte tenu de la nécessité de calculer, à chaque instant, les transferts énergétiques et les grandeurs physiques correspondantes (courant, tension, couple, position, ...). Du fait des nombreuses non-linéarités présentes dans les équations de fonctionnement des sous-systèmes (moteur/générateur, onduleur, ...) et des contraintes énergétiques associées, une approche multi-fréquentielles semble inadaptée. En outre, la présence d'un dispositif de stockage et les contraintes associées (vieillessement en cyclage, état de charge, gestion optimale, ...) accentuent considérablement les difficultés de résolution en imposant un effet mémoire. Une résolution basée sur une approche temporelle est donc nécessaire. Néanmoins, le nombre de variables dans ce type de problème est considérable, égal au nombre de points de discrétisation temporelles des grandeurs physiques, augmenté du nombre de variables globales atemporelles telles que la puissance maximale installée ou encore les paramètres géométriques du système. On voit ainsi que la recherche de méthodologies de résolution et d'optimisation adaptées est essentielle et sans elles, l'étude des systèmes en sollicitations fluctuantes/aléatoires serait improbable.

Notons enfin, qu'au delà des aspects énergétiques, l'étude en sollicitations aléatoires pose également des problématiques intéressantes relatives aux stratégies de gestion optimale et de contrôle.

Eco-Conception

Les sciences appliquées auxquelles nous nous intéressons tentent généralement de répondre à la question suivante : « *Comment convertir et traiter EFFICACEMENT l'énergie électrique ?* ». Les réponses sont souvent apportées en termes de procédés techniques adaptés et de modèles de dimensionnement correspondants. L'éco-conception tente d'étendre la définition du terme *efficacement* aux contraintes environnementales, donc nécessairement sur cycle de vie. En effet, les exigences aujourd'hui incontournables liées essentiellement à la qualité, à la fois du procédé de conversion et celle du convertisseur même, sont des facteurs importants. En particulier, le coût énergétique et environnemental lié à sa fabrication (matières premières, mise en forme), à son fonctionnement (pertes) et à sa recyclabilité en fin de vie sont autant d'éléments discriminants dans le choix et dans le dimensionnement d'un entraînement électrique, au même

⁶ $H_{1/3}$ correspond à la hauteur crête à crête moyenne du tiers supérieur des houles observées. T_p est la période de pic correspondant à la période de la raie possédant le plus d'énergie dans le spectre.

titre que ses paramètres intrinsèques usuels (couple, puissance, masse, ...)⁷. Ces exigences peuvent être prises en compte dans l'évaluation de l'efficacité globale d'un composant ou d'un système à partir d'une **Analyse sur Cycle de Vie** (ACV ou LCA en anglais)⁸.

« *Quelle est la quantité d'énergie nécessaire à la fabrication et au recyclage en fin de vie d'un générateur exploitant des ressources renouvelables par rapport à l'énergie qu'il produira durant un cycle donné ?* » Telle est par exemple l'une des questions à laquelle l'éco-conception devra être capable d'apporter des réponses. Nous pouvons également aller un peu plus loin en posant la question suivante : « *Quelles sont les dimensions optimales d'un tel générateur pour que le rapport des énergies pré-citées soit le plus élevé possible ?* ». Enfin, nous devrions, *in fine*, apporter également des réponses quant la topologie du générateur adapté selon ce critère en intégrant ces éléments dans le processus même de conception, allant donc au-delà de la « simple » optimisation de son dimensionnement.

Pour répondre concrètement à toutes ces questions, il s'agira tout d'abord de constituer une base de données ACV relative aux systèmes mécatroniques, en particulier aux dispositifs électriques d'entraînement et de génération d'énergie. Cette base devra comporter les coûts énergétiques de sa mise en forme et de son recyclage (déconstruction, remise sous forme de matières brutes) voire éventuellement d'extraction de matières premières. L'impact environnemental de ces différents process devra également être indiqué. Bien sûr, les difficultés dans la constitution d'une telle base de données sont nombreuses. La plus importante réside dans la quantification des coûts énergétiques de fabrication et de recyclage, ceux-ci étant intimement liés au process utilisé. Une découpe chimique n'est pas autant consommatrice d'énergie qu'une découpe laser par exemple. Ensuite, l'industrie de recyclage n'étant pas autant développée que l'industrie de fabrication, le chiffrage des coûts de recyclage peut s'avérer difficile. Néanmoins, dans le domaine industriel au sens large, il existe déjà de très nombreuses bases de données et de nombreux outils relatifs à l'ACV⁹. Pour notre part, il s'agira de nous en inspirer ou éventuellement de les adapter aux spécificités des systèmes mécatroniques. Dans ce cadre, des collaborations industrielles seraient les plus profitables.

Ensuite, il s'agira de traduire et de formaliser ces différents coûts énergétiques et l'impact environnemental sous forme d'une (ou plusieurs) fonction(s) objectif(s) à minimiser pour satisfaire au mieux un service donné (entraînement, génération, ...). S'ajoute à cette fonction objectif les divers éléments d'un cahier des charges classique. A titre d'exemple, concernant les machines électriques, en imposant comme seul critère ACV celui du coût de déconstruction, il peut apparaître que l'emploi de poudres de fer soit plus favorable que l'utilisation de circuits magnétiques « classiques » feuilletés¹⁰.

Conception par Optimisation de Distribution (COD)

La méthode COD a été déjà brièvement décrite dans la partie 2 de ce mémoire. Rappelons qu'elle consiste en une **imbrication des processus de conception et de dimensionnement**. Les variables d'optimisation sont, dans cette approche, les caractéristiques physiques des éléments de discrétisation composant le volume de l'objet recherché (perméabilité, conductivité, densité de courant...). Les contraintes d'optimisation sont, bien sûr, les contraintes classiques d'échauffement, de désaimantation..., mais également les contraintes de fonctionnalité telle que celles liées à la rotation de la partie mobile. Quant aux fonctions objectifs, elles correspondent aux fonctions usuelles de masses, de pertes, de coût économique ou environnemental...

Cette méthodologie de conception peut s'avérer très efficace pour résoudre des problématiques, certes simples, mais dont on ne connaît pas au préalable de solutions évidentes. Elle permet également de constituer une base de référence pour comparer quantitativement les performances des solutions usuelles, donc faisables, par rapport aux solutions optimales dans l'absolu, bien que peut-être non faisables. Ce qui donnera une idée précise des conséquences des restrictions technologiques et donc de la « rentabilité » d'un saut

⁷ Réduire la masse des parties actives d'un convertisseur électromagnétique est déjà une première prise en compte, indirecte, des contraintes d'éco-conception. Mais minimiser la masse s'effectue généralement au détriment du rendement. L'ACV permet de formaliser ces critères contradictoires à partir d'une même base qu'est le coût énergétique.

⁸ Des normes internationales concernant l'ACV existent depuis la fin des années 1990, notamment la série ISO 140xx (cf. <http://www.iso.org/iso/fr>).

⁹ Ces bases de données concernent essentiellement l'industrie de conditionnement des produits.

¹⁰ Pour les systèmes à circuits feuilletés, la séparation des matières premières (fer-cuivre-isolants-aimants) et leur reformatage s'avèrent en effet plus coûteux énergétiquement et économiquement que les systèmes utilisant des poudres de fer (cf. http://ica.cordis.lu/search/index.cfm?fuseaction=result.simpledocument&RS_RCN=4892364&CFID=4736787&CFTOKEN=44472444).

technologique éventuel. Au niveau du seul composant électromagnétique, le problème est déjà très difficile, mais sa complexité croît exponentiellement dès que l'on considère le système complet (mécanique, convertisseur statique, commande...). L'analyse devra donc être poussée au-delà de ses limites actuelles pour traiter des problèmes réalistes.

Il ne s'agit pas, bien sûr, de se substituer à l'activité humaine de conception. Celle-ci restera essentielle car elle permet, à moindre frais, d'intégrer un certain nombre d'informations qualitatives notamment sur la faisabilité technique d'une topologie. En ce sens, la méthodologie COD constitue « simplement » un outil d'aide à la conception qui pourra être, dans certains cas, précieux.

Les premiers résultats obtenus, décrits dans la partie 2, sont très prometteurs. Les outils déjà mis en œuvre incluent des algorithmes d'optimisation (de type génétiques) et des outils de modélisation électromagnétique 2D (éléments finis). La discrétisation du domaine, figé dans l'approche COD, correspond à la fois à celle du modèle éléments finis et à celle du modèle d'optimisation.

Dans ce contexte, nous avons redémarré, en septembre 2005, une collaboration avec les mathématiciens de l'IRMAR Rennes concernant les aspects formels et algorithmiques. Nous souhaitons également développer des collaborations inter-équipes concernant les aspects applicatifs notamment dans le cadre de l'étude de dispositifs micro-systèmes ou de composants magnétiques passifs intégrés.

Les trois thématiques que je viens de décrire s'inscrivent dans un axe de recherche plus général qu'est *l'élaboration de méthodologies de conception*. Bien que chacune des thématiques proposées exige un travail spécifique important, il est cependant possible et même souhaitable de les imbriquer afin de définir, à long terme, un outil pertinent de conception, de dimensionnement et d'analyse.

Vendredi 28 octobre 2005, 15h45

ANNEXE : ARTICLES JOINTS

(Voir CDROM joint)

*La plupart des articles et thèses sont aussi téléchargeables sur le site :
www.bretagne.ens-cachan.fr (rubrique recherche SATIE-SETE)*

Thème A :

- ✓ [P.E. Cavarec, H. Ben Ahmed, B. Multon : « Force Density Improvements from Increasing the number of Airgap Surfaces in Synchronous Linear Actuators ». IEE Proceeding on Electric Power Applications, vol. 150, N° 1, January 2003, pp.: 106-116.](#)
- ✓ [B. Multon, H. Ben Ahmed, M. Ruellan, G. Robin : « Comparaison du couple massiques de diverses architectures de machines tournantes synchrones à aimants ». EF 2005, Grenoble.](#)
- ✓ [H. Ben Ahmed, P.F. Desesquelles, J. Lucidarme : « Teeth Topology and Optimisation of Permanent Magnet Synchronous Machines », International Conference on the Evolution and Moderne Aspects of Synchronous Machines, Zurich \(Suisse\), Août 1991, part 3, pp. : 1144-1150.](#)
- ✓ [P.F. Desesquelles, J. Lucidarme, H. Ben Ahmed : « Theoretical and Experimental Results Upon Multi-airgap Axial Synchronous Machines With Permanent Magnets », I.C.E.M. 90, Cambridge Ma. \(U.S.A.\), Août 1990.](#)
- ✓ [H. Ben Ahmed, P.E. Cavarec, L. Prévond, B. Multon : « Conception et étude d'un actionneur linéaire synchrone à aimants permanents et mutli-plaques », Electrotechnique du Futur, 14-15 novembre 2001, Nancy pp.: 307-312.](#)
- ✓ [P.E. Cavarec, H. Ben Ahmed, B. Multon : « New Multi-rod Linear Actuator for Direct-drive, Wide Mechanical Band Pass Application », IEEE trans. On Industry Applications, vol. 39, N°4, July/August 2003.](#)
- ✓ [L. Prévond, H. Ben Ahmed, B. Multon, J. Lucidarme : « Méthode de prédétermination des caractéristiques électromagnétiques de machines à bobinage global à commutation de flux. Application à un actionneur linéaire », Journal de Physique III, Juin 1997, pp. : 1307-1330.](#)
- ✓ [H. Ben Ahmed, E. Aufauvre, B. Multon : « Dimensionnement d'une machine à commutation électronique monophasée haute vitesse à réluctance et aimants alternés », Journal de Physique III, octobre 1997, pp. : 2031-2058.](#)

Thème B :

- ✓ [A. Lesobre, H. Ben Ahmed, D. Drecq : « An analytical dynamic model of eddy-current brakes ». IEEE-IEMDC, MIT Cambridge, Massachusetts \(USA\), 17-20 Jun 2001, pp.: 122 - 125.](#)
- ✓ [N. Bernard, H. Ben Ahmed, B. Multon : « Design and Modelling of a Slotless and Homopolar Axial-Flux Synchronous Machine for a Flywheel Accumulator ». IEEE Trans. Industry Applications, vol. 40, Issue 3, May-June 2004, pp. 755- 762.](#)
- ✓ [Y. Amara, H. Ben Ahmed, M. Gabsi, M. Lécivain, F. Chabot : « Machines synchrones à double excitation : analyse et optimisation du fonctionnement pour la traction électrique ». Revue Internationale de Génie Électrique, Vol. 7, N°1, avril 2004.](#)

Thème C :

- ✓ [M. Ruellan, S. Turri, H. Ben Ahmed, B. Multon : « Electromagnetic Resonant Generator », Annuel meeting IEEE-IAS, Hong-Kong, octobre 2005 \(CDROM, 8 pages\).](#)
- ✓ [M. Ruellan, B. Rozel, H. Ben Ahmed, B. Multon, A. Babarit, A. Clément : « Prédimensionnement d'un houllogénérateur pendulaire », EF 2005, Grenoble \(CDROM, 9 pages\).](#)
- ✓ [P. François, L. Prévond, H. Ben Ahmed, B. Multon : « Générateur tubulaire asynchrone pour cogénérateur Stirling », EF 2003, Paris \(CDROM, 7 pages\).](#)
- ✓ [C. Bernez, X. Mininger, H. Ben Ahmed, M. Gabsi, M. Lécivain, E. Gimmet : « « High-acceleration linear drives: Application to electromagnetic valves », Int. Journal of Electrical Engineering in Transportation, vol. 1, n°1, 2005, pp. :27-40.](#)

