



**HAL**  
open science

# Conception de machines asynchrones triphasées à bobinages statoriques dentaires

Jérôme Marault

► **To cite this version:**

Jérôme Marault. Conception de machines asynchrones triphasées à bobinages statoriques dentaires. Electromagnétisme. Université de Lille, 2021. Français. NNT : 2021LILUI007 . tel-03356179

**HAL Id: tel-03356179**

**<https://theses.hal.science/tel-03356179v1>**

Submitted on 27 Sep 2021

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

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



Université de Lille

Ecole doctorale des Sciences Pour l'Ingénieur

Thèse

Pour obtenir le grade de

Docteur de l'Université de Lille

Spécialité : Génie Electrique

Présentée et soutenue publiquement par

Jérôme MARAULT

le 20 Janvier 2021

---

# Conception de machines asynchrones triphasées à bobinages statoriques dentaires

---

Membres du jury :

Pr. Mohammed EL-Hadi ZAIM	Polytech Nantes	Président du jury
Pr. Noureddine TAKORABET	Université de Lorraine - ENSEM	Rapporteur
Dr. Yvan LEFEVRE	INP Toulouse - ENSEEIHT	Rapporteur
Dr. Maya HAGE-HASSAN	Centrale Supélec	Examinatrice
Pr. Abdelmounaïm TOUNZI	Université de Lille	Directeur de thèse
Pr. Michel HECQUET	Centrale Lille	Co-directeur de thèse
Dr. Frédéric GILLON	Centrale Lille	Encadrant
Mr. Thierry TOLLANCE	Société SOMFY	Invité



# Remerciements

---

Je tiens à remercier le professeur Mohammed El-Hadi ZAIM pour m'avoir fait l'honneur de présider le jury, le professeur Nouredine TAKORABET et le docteur Yvan LEFEVRE d'avoir rapporté sur ces travaux de thèse et la Docteure Maya HAGE-HASSAN de les avoir examinées. Je remercie également l'ensemble des membres du jury pour leur regard critique, leurs apports scientifiques ainsi que leurs remarques qui ont permis d'enrichir ces travaux.

J'adresse tous mes remerciements à mes encadrants, les professeurs Abdelmounaïm TOUNZI et Michel HECQUET ainsi que le Docteur Frédéric GILLON qui ont été présents tout au long de ces trois années de thèse et qui m'ont transmis une partie de leur savoir chacun dans son domaine. Ils ont su me conseiller, m'aiguiller et m'ont apporté beaucoup de rigueur. Je les remercie de m'avoir proposé ce sujet de thèse très ambitieux, ce qui m'a permis d'atteindre l'objectif de devenir Docteur en Génie Electrique et plus particulièrement dans la conception de machines électriques.

Je remercie la société Somfy pour l'intérêt porté à ces travaux de thèse. Cette collaboration a permis d'aboutir à la réalisation de prototypes. Je remercie plus particulièrement Thierry TOLLANCE avec qui j'ai beaucoup échangé et qui a beaucoup œuvré pour la réalisation de ces prototypes et le dépôt du brevet qui en a découlé. Cela a permis de mettre en valeur les travaux effectués.

Je tiens à remercier l'ensemble du personnel du laboratoire L2EP que j'ai côtoyé tout au long de ces trois années de thèse pour les échanges techniques et amicaux. Je remercie plus particulièrement Betty SEMAIL, la directrice pour son accueil au sein du laboratoire ainsi que l'équipe Outils et Méthodes Numériques. Je remercie également Sylvie DEZODT pour son aide dans les démarches administratives ainsi que Xavier CIMETIERE et Olivier FERLA pour leur aide technique au quotidien. Les moments de partage avec les autres doctorants ou Post-doc du laboratoire font partie des meilleurs moments et ont contribué à mon épanouissement au sein du laboratoire. Je les remercie pour cela. Je remercie plus particulièrement mes collègues de bureau, Emna, Guillaume, Kevin et Nabil au P2 et Hugo, Florentin et Stéphane à Esprit avec qui j'ai passé d'excellents moments professionnels mais surtout amicaux.

Je ne remercierai jamais assez ma famille, mes parents et ma sœur qui ont toujours été là pour moi dans les moments de joie mais aussi de peine. Je tiens à les remercier pour leur soutien et leur confiance tout au long de ces années d'études.

Enfin, je remercie ma compagne qui a su être patiente et compréhensive quant à mon envie de faire une thèse. Je la remercie de m'avoir soutenu et d'avoir été à mes côtés dans les moments les plus difficiles.



# Table des matières

---

Remerciements .....	iii
Liste des figures.....	ix
Liste des tableaux .....	xviii
Nomenclature .....	xix
Introduction générale .....	1
Chapitre I : État de l'art.....	4
I. Les bobinages statoriques des machines électriques .....	7
I.1. Topologie des bobinages statoriques .....	7
I.2. Le coefficient de remplissage .....	9
I.3. Le coefficient de bobinage .....	9
I.4. Force magnétomotrice statorique dans les machines électriques.....	14
I.5. Comparaison entre bobinages distribué et un bobinage concentré.....	19
II. Les bobinages dentaires dans les machines électriques .....	25
II.1. Les bobinages dentaires dans les machines synchrones.....	25
II.2. Les bobinages dentaires dans les machines asynchrones .....	29
III. Synthèse générale sur l'état de l'art .....	40
Chapitre II : Mise en évidence des phénomènes physiques liés à l'utilisation d'un bobinage dentaire dans une machine asynchrone triphasée à cage d'écureuil .....	42
I. Impact des harmoniques d'espace sur les performances d'une machine asynchrone.....	45
I.1. Modélisation d'une machine asynchrone à bobinage dentaire.....	45
I.2. Quantification de l'impact des harmoniques d'espace sur les performances d'une machine asynchrone à bobinage dentaire .....	51
I.3. Conclusion.....	63

II. Caractéristique du couple moyen en fonction de la vitesse d'une machine asynchrone....	64
II.1. Modélisation analytique.....	64
II.2. Cas d'une machine à bobinage distribué.....	66
II.3. Cas d'une machine à bobinage dentaire.....	68
II.4. Caractéristique de couple en fonction de la vitesse d'un prototype de petite puissance à bobinage dentaire.....	71
II.5. Conclusion .....	73
III. Impact du nombre de barres au rotor .....	74
III.1. Choix du nombre de barres au rotor d'une machine asynchrone à cage d'écureuil	74
III.2. Influence du nombre de barres rotor dans une machine asynchrone .....	74
IV. Conclusion générale du chapitre.....	77
Chapitre III : Calcul des performances d'une machine asynchrone triphasée à cage d'écureuil par une approche analytique .....	79
I. Calcul de la Force Magnéto-Motrice et son contenu harmonique.....	82
I.1. Etat de l'art des outils existants.....	82
I.2. Présentation de l'outil analytique « <i>WIDGET</i> » .....	83
II. Modèle paramétrique d'une machine asynchrone à cage d'écureuil.....	92
II.1. Structure de l'outil « <i>ATOSCIM</i> ».....	92
II.2. Calcul de la perméance d'entrefer.....	94
II.3. Calcul de l'induction dans l'entrefer générée par le bobinage statorique.....	98
II.4. Calcul des flux et des fem inter-barres.....	99
II.5. Calcul du courant dans les barres d'une MAS via un circuit électrique équivalent .....	103
II.6. Calcul de la FMM rotorique .....	109
II.7. Calcul de l'induction totale dans l'entrefer.....	110
II.8. Calcul du couple électromagnétique.....	111
II.9. Comparaison de l'outil « <i>ATOSCIM</i> » avec les éléments finis en considérant la non- linéarité des matériaux magnétiques .....	113
III. Conclusion générale du chapitre.....	115
Chapitre IV : Design et optimisation des MAS à bobinages dentaire.....	116
I. Design des bobinages statoriques par processus d'optimisation.....	119

I.1. Performances d'un bobinage selon la répartition spatiale de ses bobines au sein du stator.....	119
I.2. Réduction du contenu harmonique spatial de la FMM par le biais d'un processus d'optimisation .....	123
I.3. Conclusion sur la recherche de nouvelles structures de bobinages statoriques dentaires .....	137
II. Optimisation des performances d'une machine asynchrone à bobinage dentaire par le biais de sa structure rotorique .....	139
II.1. Structure du rotor.....	139
II.2. Performances d'une MAS avec un bobinage statorique 12s10p .....	140
II.3. Performances d'une MAS avec un bobinage statorique 18s10p .....	149
II.4. Comparaison et synthèse des MAS et de leur optimisation.....	156
III. Conclusion générale du chapitre.....	158
 Chapitre V : Etude d'une machine asynchrone à bobinage dentaire pour une application industrielle.....	 160
I. Étude d'une machine asynchrone à bobinage dentaire à cage d'écureuil classique .....	163
I.1. Cahier des charges de la MAS étudiée .....	163
I.2. Optimisation du bobinage statorique.....	164
I.3. Choix de la structure rotorique.....	164
I.4. Amélioration des performances de la MAS .....	167
I.5. Conclusion sur la MAS avec une structure rotorique classique.....	170
II. Étude d'une machine asynchrone à structure rotorique multi-cages.....	171
II.1. Approche théorique d'une structure multi-cages.....	171
II.2. Mis en œuvre de la structure multi-cages par éléments finis .....	172
III. Application de la structure multi-cages dans le cadre d'une application industrielle....	178
III.1. Définition et caractéristique de la machine .....	178
III.2. Analyse des performances par simulations numériques entre les deux structures rotoriques .....	180
III.3. Analyses des performances sur prototypes .....	188
III.4. Conclusion sur la structure rotorique multi-cages .....	194
IV. Conclusion générale du chapitre.....	195



Conclusion générale & Perspectives .....	197
Annexe A : Essais préliminaires sur le prototype 6s4p16barres .....	202
Annexe B : Induction dans l'entrefer avec un pas dentaire rotorique variable.....	207
Annexe C : Étude de l'influence de la répartition spatiale sur l'amplitude des harmoniques..	209
Annexe D : Performances d'une MAS avec le bobinage statorique 12s10p à différentes vitesses .....	212
Annexe E : Essais préliminaires sur le prototype à 1 cage.....	215
Bibliographie.....	217
Publications.....	223
Résumé.....	224
Abstract .....	225

# Liste des figures

---

Figure I-1 : Stator d'une machine électrique, (a) circuit magnétique [4], (b) bobines [5], (c) stator complet [6].....	7
Figure I-2 : Bobinage distribué triphasé [7].....	8
Figure I-3 : Bobinage dentaire double couche [8].....	8
Figure I-4 : Bobinage concentré croisé triphasé [7].....	9
Figure I-5 : Différence entre pas entier et pas fractionnaire, (a) pas entier, (b) pas fractionnaire .....	11
Figure I-6 : Étoile des encoches d'une machine 12s/10p.....	12
Figure I-7 : Bobinage distribué à pas diamétral ( $\pi/p$ ) .....	14
Figure I-8 : Fonction de bobinage $N(\theta_s)$ avec $m = 3$ , $p = 1$ et $q = 3$ , (a) de chacune des bobines de la phase A, (b) de la phase A totale et des autres phases avec un déphasage de $2\pi/3$ .....	15
Figure I-9 : Représentation des champs tournants et pulsants selon le couple $\{j,k\}$ .....	19
Figure I-10 : Techniques d'assemblage d'un stator dans le cas d'un bobinage dentaire, (a) joint-lapped stator, (b) plug-in-tooth [7] .....	21
Figure I-11 : Bobinages dentaire, (a) simple couche, (b) double couche [7].....	21
Figure I-12 : Répartition spatiale des conducteurs, (a) bobinage distribué, (b) bobinage dentaire .....	22
Figure I-13 : Force magnéto-motrice des bobinages comparés, (a) bobinage distribué, (b) bobinage dentaire.....	23
Figure I-14 : Contenu harmonique spatial de la FMM des bobinages distribué et dentaire comparés .....	24
Figure I-15 : Répartition non régulière des encoches statoriques, (a) résultats de l'optimisation multiobjectif, (b) bobinage optimisé "Point 2" avec une position relative pour 3 encoches [32].	27
Figure I-16 : Prototype avec barrière de flux [38] .....	28
Figure I-17 : Comparaison entre une machine asynchrone à bobinage distribué et dentaire [41], (a) au démarrage, (b) caractéristique couple en fonction de la vitesse .....	29
Figure I-18 : FMM stator du bobinage dentaire 9 encoches [41].....	30
Figure I-19 : Comparaison des parties entre la machine à bobinage distribué et celle à bobinage dentaire [41] .....	30
Figure I-20 : Caractéristiques couple en fonction de la vitesse des machines en régime non saturé avec différents bobinages et nombre d'encoches par pôle et par phase, (a) distribué $q = 2$ , (b) dentaire $q = 1/2$ , (c) dentaire $q = 2/5$ simple couche, (d) dentaire $q = 2/5$ double couche [42].	31
Figure I-21 : Caractéristiques couple en fonction de la vitesse des machines en régime non saturé avec différents bobinages et nombre d'encoches par pôle et par phase, (a) dentaire $q = 2/5$ simple couche, (b) dentaire $q = 2/5$ double couche [42].....	31
Figure I-22 : Couple instantané, (a) dentaire $q = 2/5$ simple couche, (b) dentaire $q = 2/5$ double couche [42].....	31

Figure I-23 : Contenu harmonique spatial de la FMM avec un ajout d'un second bobinage, (a) [34], (b) [44], (c) connexion étoile-triangle [44].....	33
Figure I-24 : Machine asynchrone deux couches d'encoches stator, (a) bobinage, (b) induction dans l'entrefer [23].....	33
Figure I-25 : Bobinage où toutes les phases sont bobinées sur chacune des dents statoriques, (a) bobinage dentaire, (b) bobinage toroïdal [46].....	34
Figure I-26 : Bobinage pseudo-dentaire, (a) bobinage, (b) FMM stator, (c) Caractéristique couple en fonction de la vitesse [48]. .....	35
Figure I-27 : Principe du vrillage du rotor [50]. .....	37
Figure I-28 : Effet du vrillage du rotor, (a) sur l'induction dans l'entrefer, (b) sur la caractéristique couple en fonction de la vitesse [50]. .....	37
Figure I-29 : Rotor avec frette magnétique [51]. .....	38
Figure II-1 : Vue en coupe des MAS étudiées, (a) MAS 48s4p30barres, (b) MAS 12s10p45barres .....	46
Figure II-2 : Comparaison du contenu harmonique spatial de la FMM des deux MAS étudiées	46
Figure II-3 : Courant dans la barre 1 à vide – MAS 48s4p30barres.....	47
Figure II-4 : Courant dans la barre 1 à vide – MAS 12s10p45barres, (a) forme d'onde, (b) contenu harmonique .....	47
Figure II-5 : Induction à vide – MAS 12s10p45barres, (a) forme d'onde, (b) contenu harmonique .....	48
Figure II-6 : Couple à vide, (a) MAS 12s10p45barres, (b) MAS 48s4p30barres.....	49
Figure II-7 : Courant dans la barre 1 en charge, (a) MAS 12s10p45barres, (b) MAS 48s4p45barres .....	50
Figure II-8 : Couple en charge, (a) MAS 12s10p45barres, (b) MAS 48s4p45barres .....	50
Figure II-9 : Modélisation classique d'une machine asynchrone à cage d'écureuil par éléments finis .....	52
Figure II-10 : Modélisation du stator par une nappe de courant .....	52
Figure II-11 : Amplitudes des harmoniques spatio-temporels de la MAS 48s4p30barres .....	53
Figure II-12 : Amplitudes des harmoniques spatiaux de la MAS 48s4p30barres.....	54
Figure II-13 : Induction dans l'entrefer MAS 48s4p30barres structure simplifiée comportement linéaire des matériaux ferromagnétiques, (a) forme d'onde, (b) contenu harmonique.....	55
Figure II-14 : Répartition de l'induction magnétique dans le cas non linéaire des matériaux ferromagnétiques (a) nappe de courant, (b) stator réel.....	56
Figure II-15 : Induction dans l'entrefer MAS 48s4p30barres structure simplifiée comportement non linéaire des matériaux ferromagnétiques, (a) forme d'onde, (b) contenu harmonique.....	56
Figure II-16 : Courant dans la barre 1, (a) forme d'onde, (b) zoom .....	57
Figure II-17 : Contenu harmonique de l'induction dans l'entrefer, $g=6.6\%$ , 1400tr/min .....	57
Figure II-18 : Couple électromagnétique, $g=6.6\%$ , 1400tr/min.....	57
Figure II-19 : Contenu harmonique de l'induction dans l'entrefer, $g=3\%$ , 580tr/min.....	58
Figure II-20 : Couple électromagnétique, $g=3\%$ , 580tr/min.....	58

Figure II-21 : Courant dans la barre 1 selon les harmoniques d'espace considérés, au synchronisme .....	60
Figure II-22 : Courant total de la barre avec les 500 premiers harmoniques, au synchronisme .....	61
Figure II-23 : Couple selon les harmoniques d'espace considérés, au synchronisme .....	61
Figure II-24 : Couple total avec les 500 premiers harmoniques, au synchronisme .....	62
Figure II-25 : Courant dans la barre 1 selon les harmoniques d'espace considérés, $g = 3 \%$ .....	62
Figure II-26 : Couple selon les harmoniques d'espace considérés, $g = 3 \%$ .....	63
Figure II-27 : Schéma équivalent monophasé d'une MAS à cage d'écureuil.....	64
Figure II-28 : Schéma équivalent monophasé simplifié d'une MAS à cage d'écureuil .....	65
Figure II-29 : Caractéristique couple/vitesse MAS bobinage distribué.....	67
Figure II-30 : Caractéristique couple/vitesse MAS bobinage distribué, modification des amplitudes des harmoniques spatiaux, (a) caractéristique, (b) zoom.....	68
Figure II-31 : Caractéristique couple/vitesse bobinage dentaire 12s10p, (a) caractéristique, (b) zoom.....	69
Figure II-32 : Caractéristique couple/vitesse $h_{71}$ et $h_{17}$ annulés, (a) caractéristique, (b) zoom....	70
Figure II-33 : Caractéristique couple/vitesse $R_2$ plus faible, (a) caractéristique, (b) zoom .....	71
Figure II-34 : Prototype 6s4p16barres.....	72
Figure II-35 : Caractéristique couple/vitesse prototype 6s4p16barres.....	73
Figure II-36 : Vue en coupe des MAS étudiées pour différents nombres de barres .....	75
Figure II-37 : Comparaison du couple pour différents nombres de barres rotor.....	76
Figure II-38 : Comparaison du courant dans la barre 1 pour différents nombres de barres rotor .....	76
Figure III-1 : Calcul du contenu harmonique de la FMM, comparaison entre la méthode classique et celle proposée .....	82
Figure III-2 : Motif élémentaire de bobinage.....	84
Figure III-3 : Paramètres de chacune des bobines composant le bobinage d'une phase.....	85
Figure III-4 : Modèle du calcul du contenu harmonique spatio-temporel de la FMM statorique des $i$ bobines formant une phase .....	85
Figure III-5 : Calcul de l'amplitude de chaque harmonique spatio-temporel par construction géométrique.....	86
Figure III-6 : Sortie graphique de l'outil « WIDGET », (a) contenu harmonique, (b) représentation spatiale du bobinage, (c) représentation linéaire du bobinage.....	87
Figure III-7 : Synthèse de « WIDGET ».....	88
Figure III-8 : Paramètres de la phase A du bobinage 12s10p.....	89
Figure III-9 : Contenu harmonique spatio-temporel de la FMM globale du bobinage 12s10p....	89
Figure III-10 : Angles mis en jeu dans une machine électrique .....	92
Figure III-11 : Structure du modèle paramétrique d'une MAS à cage d'écureuil « ATOSCIM » .....	93
Figure III-12 : Modèle analytique de calcul des performances d'une MAS à cage d'écureuil « ATOSCIM » .....	93

Figure III-13 : Illustration des différentes approches de la perméance d'entrefer, (a) perméance sur un tour de machine, (b) zoom autour de trois dents.....	94
Figure III-14 : Evaluation de la fonction perméance.....	95
Figure III-15 : Perméance statorique, (a) $\delta_s^{\text{elem}}$ , (b) $\delta_s$ , (c) perméance.....	97
Figure III-16 : Exemple d'un pas dentaire statorique non régulier.....	97
Figure III-17 : Vue en coupe de la machine 12s10p15barres .....	98
Figure III-18 : Comparaison de l'induction dans l'entrefer générée par l'alimentation du bobinage statorique, (a) formes d'ondes, (b) contenu harmonique spatial .....	99
Figure III-19 : Illustration de la surface entre deux barres successives .....	100
Figure III-20 : Flux inter-barres, (a) $\varphi_{1,2}(t)$ , (b) $\varphi_{5,6}(t)$ , (c) $\varphi_{11,12}(t)$ .....	101
Figure III-21 : Fem inter-barres, (a) $e_{1,2}(t)$ , (b) $e_{5,6}(t)$ , (c) $e_{11,12}(t)$ , (d) $e_{11,12}(t)$ zoom .....	102
Figure III-22 : Circuit électrique équivalent de la cage d'écureuil d'une MAS.....	103
Figure III-23 : Fonction de bobinage d'une barre rotorique.....	105
Figure III-24 : Paramétrisation d'une encoche rotorique.....	106
Figure III-25 : Inductances propre et mutuelles en fonction de l'angle $\theta$ , (a) inductance propre, (b) inductances mutuelles .....	108
Figure III-26 : Courants de barre, (a) sur une période rotorique, (b) zoom.....	109
Figure III-27 : FMM rotorique à un instant $t$ donné.....	109
Figure III-28 : Induction totale dans l'entrefer, (a) formes d'ondes, (b) contenu harmonique spatial.....	110
Figure III-29 : Différence entre les deux approches sur l'amplitude des harmoniques spatiaux de l'induction totale dans l'entrefer .....	111
Figure III-30 : Couple électromagnétique, (a) éléments finis, (b) « ATOSCIM ».....	112
Figure III-31 : Couple électromagnétique, zoom, (a) éléments finis, (b) « ATOSCIM ».....	112
Figure III-32 : Contenu harmonique du couple électromagnétique.....	113
Figure III-33 : Couple électromagnétique obtenu par EF pour la MAS 12s10p16barres avec un comportement non linéaire des matériaux magnétiques.....	114
Figure IV-1 : Amplitude de l'harmonique spatial $A_l$ en fonction de $\psi_2$ .....	119
Figure IV-2 : Amplitude de l'harmonique spatial $A_5$ en fonction de $\psi_2$ .....	120
Figure IV-3 : Amplitude de l'harmonique spatial $A_7$ en fonction de $\psi_2$ .....	120
Figure IV-4 : Coefficient de bobinage $k_b$ en fonction de $\psi_2$ .....	121
Figure IV-5 : Représentation des bobinages, (a) $A_5$ annulé, (b) $A_7$ annulé, (c) bobinage classique .....	121
Figure IV-6 : Comparaison du contenu harmonique spatial de la FMM 12s10p permettant d'éliminer $A_7$ .....	122
Figure IV-7 : Bobinage 12s10p, (a) bobinage classique, (b) bobinage permettant d'éliminer $A_7$ .....	122
Figure IV-8 : Processus d'optimisation du contenu harmonique de la FMM d'un bobinage statorique .....	123
Figure IV-9 : Contenu harmonique spatial des bobinages en vue de l'optimisation.....	124

Figure IV-10 : Représentation des bobinages en vue de l'optimisation, (a) 12s10p, (b) 18s10p, (c) 24s10p .....	124
Figure IV-11 : Critère pour obtenir un bobinage dentaire .....	126
Figure IV-12 : Amplitude $A_5$ en fonction de l'amplitude des autres pour toutes les possibilités de placement des bobines pour le bobinage 12s10p (solution exhaustive).....	127
Figure IV-13 : Amplitude $A_5$ en fonction de l'amplitude de $A_7$ pour toutes les possibilités de placement des bobines pour le bobinage 12s10p (solution exhaustive).....	128
Figure IV-14 : Contenu harmonique spatial de la FMM des bobinages 12s10p en augmentant le nombre de bobines par phase.....	128
Figure IV-15 : Amplitude de l'harmonique $A_5$ en fonction du nombre de bobines par phase ..	129
Figure IV-16 : Coefficient de bobinage en fonction du nombre de bobines par phase.....	130
Figure IV-17 : Bobinage optimisé 12s10p avec 10 bobines par phase.....	130
Figure IV-18 : Contenu harmonique spatial de la FMM du bobinage 18s10p, 10 bobines par phase .....	130
Figure IV-19 : Bobinage optimisé 18s10p avec 10 bobines par phase.....	131
Figure IV-20 : Contenu harmonique spatial de la FMM du bobinage 24s10p, 14 bobines par phase .....	131
Figure IV-21 : Bobinage optimisé 24s10p avec 14 bobines par phase.....	131
Figure IV-22 : Paramétrisation du bobinage 12s10p.....	133
Figure IV-23 : Résultats de l'optimisation multiobjectif du bobinage 18s10p, (a) front de Pareto seul, (b) comparaison avec le bobinage classique .....	135
Figure IV-24 : Contenu harmonique spatial de la FMM du bobinage 18s10p optimisé .....	135
Figure IV-25 : Bobinage 18s10p optimisé avec un pas dentaire non régulier .....	136
Figure IV-26 : Résultats de l'optimisation multi-objectif du bobinage 24s10p, (a) front de Pareto seul, (b) comparaison avec le bobinage classique .....	136
Figure IV-27 : Contenu harmonique spatial de la FMM du bobinage 24s10p optimisé .....	137
Figure IV-28 : Bobinage 24s10p optimisé avec un pas dentaire non régulier .....	137
Figure IV-29 : Structure du rotor.....	139
Figure IV-30 : Couple moyen en fonction du nombre de barres MAS 12s10p, bobinage classique, $g = 3\%$ .....	141
Figure IV-31 : Ondulation de couple en fonction du nombre de barre MAS 12s10p, bobinage classique, $g = 3\%$ .....	142
Figure IV-32 : Couple moyen en fonction de l'ondulation de couple suivant le nombre de barres MAS 12s10p, bobinage classique, $g = 3\%$ , (a) toutes les solutions, (b) zoom .....	142
Figure IV-33 : Couple moyen en fonction de l'ondulation de couple suivant le nombre de barres MAS 12s10p, bobinage classique, $g = 4\%$ , (a) toutes les solutions, (b) zoom .....	143
Figure IV-34 : Couple moyen en fonction de l'ondulation de couple suivant le nombre de barres MAS 12s10p, bobinage classique, $g = 5\%$ .....	144
Figure IV-35 : Couple moyen en fonction de l'ondulation de couple suivant le nombre de barres MAS 12s10p, bobinage classique, $g = 7\%$ .....	144
Figure IV-36 : Processus d'optimisation de la position des barres rotoriques .....	145

Figure IV-37 : Illustrations des différents angles rotoriques mis en jeu en vue de l'optimisation .....	146
Figure IV-38 : Résultats de l'optimisation de la MAS 12s10p23barres bobinage classique, (a) comparaison du front de Pareto avec la solution à 23 barres équidistantes, (b) comparaison avec le front de Pareto obtenu avec le changement du nombre de barres au rotor.....	148
Figure IV-39 : Illustration de la MAS 12s10p23barres bobinage classique et positions des barres rotoriques optimisées.....	148
Figure IV-40 : Contenus harmoniques spatiaux des bobinages 12s10p et 18s10p en vue de leur comparaison .....	149
Figure IV-41 : Couple moyen en fonction du nombre de barres MAS 18s10p, bobinage classique .....	151
Figure IV-42 : Ondulation de couple en fonction du nombre de barres MAS 18s10p, bobinage classique .....	151
Figure IV-43 : Couple moyen en fonction de l'ondulation de couple suivant le nombre de barres MAS 18s10p, bobinage classique, $g = 5\%$ .....	151
Figure IV-44 : Résultats de l'optimisation de la MAS 18s10p21barres bobinage classique, (a) comparaison du front de Pareto avec la solution à 21 barres équidistantes, (b) comparaison avec le front de Pareto obtenu avec le changement du nombre de barres au rotor.....	152
Figure IV-45 : Illustration de la MAS 18s10p21barres, bobinage classique et positions des barres rotoriques optimisées.....	153
Figure IV-46 : Résultats de l'optimisation de la MAS 18s10p23barres bobinage classique, (a) comparaison du front de Pareto avec la solution à 23 barres équidistantes, (b) comparaison avec le front de Pareto obtenu avec le changement du nombre de barres au rotor.....	154
Figure IV-47 : Résultats de l'optimisation de la MAS 18s10p23barres bobinage optimisé, (a) comparaison du front de Pareto avec la solution à 23 barres équidistantes pour le bobinage classique, (b) comparaison avec le front de Pareto obtenu avec le changement du nombre de barres au rotor pour le bobinage classique.....	155
Figure IV-48 : Illustration de la MAS 18s10p23barres, bobinage et positions des barres rotoriques optimisées.....	156
Figure IV-49 : Comparaison des MAS et leurs optimisations, (a) fronts de Pareto, (b) zoom - Optimisation 1 : optimisation de la position des barres (23 barres) pour le bobinage 12s10p (magenta) - Optimisation 2 : optimisation de la position des 21 barres pour le bobinage 18s10p classique (cyan) - Optimisation 3 : optimisation de la position des 23 barres pour le bobinage 18s10p classique (vert). Optimisation 4 : Optimisation de la position des 23 barres avec le bobinage statorique 18s10p optimisé (bleu). .....	157
Figure V-1 : Stator 6s4p de la machine Somfy.....	164
Figure V-2 : Induction dans l'entrefer générée par l'alimentation du bobinage statorique .....	165
Figure V-3 : Couple moyen en fonction du nombre de barres de la MAS 6s4p.....	166
Figure V-4 : Ondulation de couple en fonction du nombre de barres de la MAS 6s4p .....	166
Figure V-5 : Ondulation de couple en fonction du couple moyen de la MAS 6s4p .....	167

Figure V-6 : Résultats de l'optimisation de la MAS 6s4p11barres bobinage classique, (a) comparaison du front de Pareto avec la solution à 11 barres équidistantes, (b) comparaison avec le front de Pareto obtenu avec le changement du nombre de barres au rotor.....	168
Figure V-7 : Illustration de la MAS 6s4p11barres, bobinage classique et positions des barres rotoriques optimisées.....	168
Figure V-8 : Résultats de l'optimisation de la MAS 6s4p9barres bobinage classique, (a) comparaison du front de Pareto avec la solution à 9 barres équidistantes, (b) comparaison avec le front de Pareto obtenu avec le changement du nombre de barres au rotor.....	169
Figure V-9 : Forme d'onde dans l'entrefer pour l'harmonique 7.....	172
Figure V-10 : MAS 12s10p21barres, (a) 1 cage, (b) 3 cages indépendantes.....	173
Figure V-11 : Courant dans la barre 1 à la vitesse de synchronisme ( $g=0$ ), (a) structure 1 cage, (b) structure 3 cages.....	174
Figure V-12 : Couple à la vitesse de synchronisme ( $g=0$ ), (a) structure 1 cage, (b) structure 3 cages.....	175
Figure V-13 : Courant dans la barre 1 à $g = 3 \%$ , (a) structure 1 cage, (b) structure 3 cages.....	176
Figure V-14 : Couple à $g = 3 \%$ , (a) structure 1 cage, (b) structure 3 cages.....	176
Figure V-15 : Contenu harmonique spatial de la FMM du bobinage 6s4p.....	178
Figure V-16 : Illustration du rotor multi-cages proposé par le brevet [80].....	179
Figure V-17 : Structure rotorique 3 cages, (a) 1 cage seule, (b) 2 cages seules, (c) 3 cages seules, (d) cages + tôles.....	179
Figure V-18 : Structure rotorique 1 cage.....	180
Figure V-19 : Maillage de la MAS à 3 cages rotoriques indépendantes, (a) MAS complète, (b) structure rotorique.....	181
Figure V-20 : Maillage de la MAS à 1 cage rotorique, (a) MAS complète, (b) structure rotorique.....	181
Figure V-21 : Choix des barres pour l'analyse du courant induit, (a) rotor 3 cage, (b) rotor 1 cages.....	181
Figure V-22 : Courant dans la barre 1 à 1350 tr/min, (a) rotor 1 cage, (b) rotor 3 cages.....	182
Figure V-23 : Courant dans la barre 2 à 1350 tr/min, (a) rotor 1 cage, (b) rotor 3 cages.....	183
Figure V-24 : Courant dans la barre 3 à 1350 tr/min, (a) rotor 1 cage, (b) rotor 3 cages.....	184
Figure V-25 : Contenu harmonique temporel du courant dans les barres à 1350 tr/min.....	184
Figure V-26 : Densités de courant induit dans les barres, (a) rotor à 1 cage, (b) rotor à 3 cages.....	184
Figure V-27 : Comparaison du couple électromagnétique à 1350 tr/min.....	185
Figure V-28 : Répartition de l'induction, (a) rotor à 1 cage, (b) rotor à 3 cages.....	185
Figure V-29 : Courant dans la barre 1 à 2250 tr/min, (a) rotor 1 cage, (b) rotor 3 cages.....	187
Figure V-30 : Contenu harmonique temporel du courant dans les barres à 2250 tr/min.....	187
Figure V-31 : Comparaison du couple électromagnétique à 2250 tr/min.....	187
Figure V-32 : Illustration des rotors à 1 et 3 cages.....	188
Figure V-33 : Moteur assemblé, rotor et stator.....	188



Figure V-34 : Moyens d'essais, (a) alimentation et contrôle de la MAS, (b) banc d'essais et mesures, (c) banc d'essais.....	189
Figure V-35 : Caractéristiques du couple en fonction de la vitesse à 100 Hz pour différentes tensions d'alimentations, MAS à 3 cages .....	191
Figure V-36 : Rendement en fonction de la vitesse à 100 Hz pour différentes tensions d'alimentations, MAS à 3 cages .....	191
Figure V-37 : Caractéristique du couple en fonction du courant absorbé à 100 Hz pour différentes tensions d'alimentations, MAS à 3 cages .....	192
Figure V-38 : Caractéristique du couple en fonction de la vitesse à différente fréquence, comparaison des deux MAS .....	193
Figure V-39 : Rendement en fonction de la vitesse à différente fréquence, comparaison des deux MAS .....	193
Figure A-1 : Essai thermique à 100mA continu .....	203
Figure A-2 : Essai thermique à 200mA continu .....	203
Figure A-3 : Essai thermique à 300mA continu .....	203
Figure A-4 : Alimentation du prototype, (a) convertisseur Semikron, (b) carte DSPACE/Simulink .....	204
Figure A-5 : Instrumentation du banc d'essai, (a) MCC RE040G, (b) codeur HEDL, (c) charge électronique IT8513C .....	204
Figure A-6 : Banc d'essai .....	205
Figure A-7 : Caractéristiques à 100 Hz, (a) couple/vitesse, (b) rendement/vitesse .....	206
Figure A-8 : Contenu harmonique spatial de la FMM 6s4p16barres.....	206
Figure B-1 : MAS 48s4p20barres, pas rotorique variable .....	207
Figure B-2 : Perméance variable pour la MAS48s4p20barres, (a) $\delta_r$ , (b) <b>perméance</b> .....	208
Figure B-3 : Comparaison de l'induction dans l'entrefer générée par l'alimentation du bobinage statorque, (a) formes d'ondes, (b) contenu harmonique spatial .....	208
Figure C-1 : Amplitude de l'harmonique $A_l$ en fonction de $\psi_2$ et $\psi_3$ .....	210
Figure C-2 : Amplitude de l'harmonique $A_5$ en fonction de $\psi_2$ et $\psi_3$ .....	210
Figure C-3 : Coefficient de bobinage en fonction de $\psi_2$ et $\psi_3$ .....	210
Figure C-4 : Représentation des bobinages, (a) $A_5$ annulé, (b) bobinage classique.....	211
Figure D-1 : Couple moyen en fonction du nombre de barre MAS 12s10p, bobinage classique, $g = 4\%$ .....	212
Figure D-2 : Ondulation de couple en fonction du nombre de barre MAS 12s10p, bobinage classique, $g = 4\%$ .....	212
Figure D-3 : Couple moyen en fonction du nombre de barre MAS 12s10p, bobinage classique, $g = 5\%$ .....	213
Figure D-4 : Ondulation de couple en fonction du nombre de barre MAS 12s10p, bobinage classique, $g = 5\%$ .....	213
Figure D-5 : Couple moyen en fonction du nombre de barre MAS 12s10p, bobinage classique, $g = 7\%$ .....	214
Figure D-6 : Ondulation de couple en fonction du nombre de barre MAS 12s10p, bobinage classique, $g = 7\%$ .....	214

Figure E-1 : Caractéristiques du couple en fonction de la vitesse à 100 Hz pour différentes tensions d'alimentations, MAS à 1 cage.....	215
Figure E-2 : Rendement en fonction de la vitesse à 100 Hz pour différentes tensions d'alimentations, MAS à 1 cage.....	216
Figure E-3 : Caractéristique du couple en fonction du courant absorbé à 100 Hz pour différentes tensions d'alimentations, MAS à 1 cage.....	216

# Liste des tableaux

---

Tableau I-1 : Coefficient de bobinage et périodicité spatiale pour quelques bobinages statoriques [9].....	10
Tableau I-2 : Association des vecteurs aux phases.....	13
Tableau I-3 : Coefficient de bobinage par harmonique du bobinage 12s10p.....	14
Tableau I-4 : Champs tournants d'un système triphasé ( $m = 3$ ) selon les harmoniques spatio-temporels $\{j, k\}$ .....	18
Tableau I-5 : Caractéristiques des deux bobinages choisis.....	22
Tableau I-6 : Amplitudes des harmoniques spatiaux de la FMM pour les deux bobinages comparés, (a) bobinage distribué, (b) bobinage dentaire.....	24
Tableau I-7 : Synthèse de l'état de l'art pour les machines asynchrones à bobinage dentaire.....	39
Tableau II-1 : Caractéristiques des MAS étudiées, (a) MAS 48s4p30barres, (b) MAS 12s10p45barres.....	46
Tableau II-2 : Caractéristique du prototype 6s4p16barres.....	72
Tableau II-3 : Valeur moyenne du couple et son ondulation pour différents nombres de barres rotor.....	76
Tableau III-1 : Entrée de l'outil pour le bobinage 12s10p.....	89
Tableau III-2 : Comparaison des amplitudes des harmoniques spatiaux de la FMM 12s10p entre l'outil développé et l'outil de référence.....	90
Tableau III-3 : Caractéristiques de la MAS 12s10p16barres.....	98
Tableau III-4 : Comparaison de la valeur moyenne et de l'ondulation de couple entre l'outil « ATOSCIM » et les éléments finis pour la MAS 12s10p16barres.....	113
Tableau IV-1 : Paramètres des barres rotoriques.....	140
Tableau IV-2 : Paramètres de la machine MAS 12s10pXXbarres.....	140
Tableau IV-3 : Synthèse des nombres de barres appartenant au front de Pareto pour chacun des glissements considérés.....	145
Tableau IV-4 : Pas dentaire rotorique entre deux barres successives MAS 12s10p23barres optimisée.....	148
Tableau IV-5 : Paramètres de la machine MAS 18s10pXXbarres.....	150
Tableau IV-6 : Pas dentaire rotorique entre deux barres successives MAS 18s10p21barres optimisée.....	153
Tableau IV-7 : Pas dentaire statorique et rotorique de la MAS 18s10p23barres, bobinage et positions des barres optimisées, (a) pas dentaire statorique, (b) pas dentaire rotorique.....	155
Tableau V-1 : Caractéristiques de la MAS étudiée, (a) caractéristiques du stator, (b) caractéristiques du rotor.....	163
Tableau V-2 : Pas dentaire rotorique entre deux barres successives MAS 6s4p11barres optimisée.....	168
Tableau V-3 : Composition des cages rotoriques de la MAS ayant un bobinage 12s10p pour filtrer $A_7$ .....	172
Tableau V-4 : Caractéristiques du rotor.....	180

# Nomenclature

---

$a_h$	-	Amplitude de l'harmonique spatio-temporel de rang $h$ de la FMM d'une bobine
$a_j$	-	Coefficients pairs de la décomposition en série de Fourier de $N_{elem}$
$a_j^r$	-	Coefficients pairs de la décomposition en série de Fourier de $\delta_r^{elem}(\theta_s, \theta)$
$a_j^s$	-	Coefficients pairs de la décomposition en série de Fourier de $\delta_s^{elem}(\theta_s)$
$a_k$	-	Amplitudes des harmoniques du courant d'alimentation
$a_{\theta}^r$	-	Valeur moyenne de la décomposition en série de Fourier de $\delta_r^{elem}(\theta_s, \theta)$
$a_{\theta}^s$	-	Valeur moyenne de la décomposition en série de Fourier de $\delta_s^{elem}(\theta_s)$
$b_j^r$	-	Coefficients impairs de la décomposition en série de Fourier de $\delta_r^{elem}(\theta_s, \theta)$
$b_j^s$	-	Coefficients impairs de la décomposition en série de Fourier de $\delta_s^{elem}(\theta_s)$
$A_h$	-	Amplitude de l'harmonique spatio-temporel de rang $h$ de la FMM du bobinage
$A_j$	-	Coefficients pairs de la décomposition en série de Fourier de $I_i(t)$
$A_k$	-	Coefficients de la décomposition en série de Fourier de $N_i(\theta_s)$
$A_{travail}$	-	Amplitude de l'harmonique de travail
$B$	T	Induction
$C_{em}$	N.m	Couple électromagnétique
$D_{alésage}$	m	Diamètre d'alésage du stator
$D_{fil-cuivre}$	m	Diamètre du fil de cuivre utilisé pour le bobinage
$e$	m	Entrefer
$e_{i,j}$	V	Force électromotrice entre les barres $i$ et $j$
$f_s$	Hz	Fréquence d'alimentation
$f_h$	Hz	Fréquence d'un harmonique de rang $h$
$g$	%	Glissement de la machine
$g_h$	%	Glissement de l'harmonique de rang $h$
$h$	-	Rang d'un harmonique spatio-temporel
$h_{air}$	m	Hauteur de l'encoche rotorique sans cuivre
$h_{cuivre}$	m	Hauteur de cuivre dans l'encoche rotorique
$h_{culasse}$	m	Hauteur de la culasse statorique
$h_{isthme}$	m	Hauteur de l'isthme de l'encoche rotorique
$h_{isthme-stator}$	m	Hauteur de l'isthme de l'encoche statorique
$H$	A/m	Champ magnétique
$H_{barre}$	m	Hauteur d'une barre rotorique
$I_{eff}$	A	Valeur efficace du courant

$I_{eq,n}$	A	Courant équivalent du $n^{ième}$ conducteur de la nappe de courant
$j$	-	Ordre de l'harmonique spatial
$k$	-	Ordre de l'harmonique temporel
$K_b$	-	Coefficient de bobinage
$k_{b,h}$	-	Coefficient de bobinage d'un harmonique de rang $h$
$k_{remplissage}$	-	Facteur de remplissage d'une encoche statorique
$l_{barre}$	m	Largeur d'une barre rotorique
$l_{isthme}$	m	Largeur de l'isthme de l'encoche rotorique
$l_{isthme-stator}$	m	Largeur de l'isthme de l'encoche statorique
$L$	-	Matrice d'inductances pour la résolution du CEE
$L_{active}$	m	Longueur active de la machine
$L_{active-rotor}$	m	Longueur active du rotor
$L_{active-stator}$	m	Longueur active du stator
$L_{fuite}$	H	Inductance de fuite d'une barre
$L_i$	H	Inductance propre de la $i^{ième}$ barre
$m$	-	Nombre de phases
$M_{i,j}$	H	Inductance mutuelle entre les barres $i$ et $j$
$n_s$	-	Nombre de spires par bobine
$N_c$	-	Nombre de conducteurs considéré pour la nappe de courant
$N_r$	-	Nombre de barres rotorique de la cage d'écureuil
$N_s$	-	Nombre d'encoches statorique
$N_{spire\_barre}$	-	Nombre de spire d'une barre rotorique
$p$	-	Nombre de paires de pôles
$P$	-	Point quelconque dans l'entrefer
$q$	-	Nombre d'encoches par pôle et par phase
$R$	-	Matrice de résistances pour la résolution du CEE
$R_{alésage}$	m	Rayon d'alésage statorique
$R_{anneau,i}$	$\Omega$	Résistance du $i^{ième}$ anneau de court-circuit
$R_{ext-barre}$	m	Rayon extérieur des barres rotoriques
$R_{int-barre}$	m	Rayon intérieur des barres rotoriques
$R_{barre}$	$\Omega$	Résistance d'une barre rotorique
$R_r$	m	Rayon extérieur du rotor
$s$	-	Périodicité spatiale d'un bobinage
$S_{anneau}$	m <sup>2</sup>	Section d'un anneau de court-circuit
$S_{barre}$	m <sup>2</sup>	Section d'une barre rotorique
$S_{cuivre}$	m <sup>2</sup>	Section de cuivre dans une encoche statorique
$S_{cuivre-tot}$	m <sup>2</sup>	Section totale des barres rotoriques
$S_{encoche}$	m <sup>2</sup>	Section de l'encoche statorique
$t$	s	Temps
$T_{d-rotor}$	rad	Pas dentaire rotorique
$T_r$	s	Période des grandeurs rotoriques
$T_s$	s	Période des grandeurs statoriques
$W_{em}$	J	Energie électromagnétique

$\alpha_i$	rad/s	Angle entre le vecteur d'ordre $i$ et l'axe de symétrie du groupe des vecteurs composant la phase
$\alpha_p$	rad/s	Angle de déphasage électrique entre deux phases
$\alpha_r$	-	Rapport entre l'ouverture de l'encoche rotorique et le périmètre extérieur du rotor
$\alpha_s$	-	Rapport entre l'ouverture de l'encoche statorique et le périmètre d'alésage du stator
$\alpha_u$	rad/s	Angle de déphasage électrique entre deux encoches statoriques adjacentes
$\alpha_z$	rad/s	Angle entre deux vecteurs adjacents du diagramme de l'étoile des encoches
$\beta$	rad	Angle de demi-ouverture des bobines statoriques
$\delta$	m	Epaisseur de peau
$\delta_e$	m	Entrefer mécanique
$\delta_r$	m	Entrefer additionnel dû aux encoches rotoriques
$\delta_s$	m	Entrefer additionnel dû aux encoches statoriques
$\Delta_r$	-	Point fixe du rotor
$\Delta_s$	-	Point fixe du stator
$\varepsilon$	m	Ouverture de l'encoche rotorique
$\Gamma$	N.m	Couple
$\Gamma_h$	N.m	Couple lié à l'harmonique de rang $h$
$\mu$	H/m	Perméabilité magnétique
$\mu_0$	H/m	Perméabilité du vide
$\psi$	rad	Position angulaire de l'axe magnétique des bobines
$\theta$	rad	Position relative de l'axe rotorique par rapport à l'axe statorique
$\theta_{cond}$	rad	Position angulaire d'une barre rotorique
$\theta_{elec}$	rad	Position électrique angulaire
$\theta_r$	rad	Position relative du point $P$ par rapport à l'axe rotorique
$\theta_{r,i}$	rad	Position angulaire de la barres $i$
$\theta_s$	rad	Position relative du point $P$ par rapport à l'axe statorique
$\omega$	rad/s	Pulsation électrique
$\omega_h$	rad/s	Pulsation électrique du champ de l'harmonique de rang $h$
$\omega_s$	rad/s	Pulsation électrique du champ statorique
$\Omega$	rad/s	Vitesse de rotation de la machine
$\Omega_h$	rad/s	Vitesse de rotation pour l'harmonique $h$
$\Omega_s$	rad/s	Vitesse du champ statorique
$\Lambda_{tot}$	H	Perméance d'entrefer totale par unité de surface

$B_s(\theta_s, t)$	-	Induction d'entrefer générée par le bobinage statorique
$B_{tot}(\theta, t)$	-	Induction totale dans l'entrefer
$e_{inter-barre}(t)$	-	Force électromotrice entre deux barres
$e_{i,j}(t)$	-	Force électromotrice entre deux barres successives $i$ et $j$
$FMM_r(\theta_r, t)$	-	Force magnétomotrice du rotor
$FMM_s(\theta_s, t)$	-	Force magnétomotrice du stator
$FMM_{tot}(\theta, t)$	-	Force magnétomotrice totale
$g(\theta_s, \theta)$	-	Fonction d'entrefer totale
$I(t)$	-	Courant
$I_{barre}(t)$	-	Courant de barre
$I_i(t)$	-	Courant de la phase $i$
$N(\theta_s)$	-	Fonction de bobinage
$N_{bob\_barre}$	-	Fonction de bobinage d'une barre rotorique
$N_i(\theta_s)$	-	Fonction de bobinage de la phase $i$
$N_{elem}(\theta_s)$	-	Fonction élémentaire de bobinage
$\delta_r^{elem}(\theta_s, \theta)$	-	Fonction élémentaire de l'entrer additionnel d'une encoche rotorique
$\delta_s^{elem}(\theta_s)$	-	Fonction élémentaire de l'entrer additionnel d'une encoche statorique
$\delta_r(\theta_s, \theta)$	-	Fonction de l'entrer additionnel d'une encoche rotorique
$\delta_s(\theta_s)$	-	Fonction de l'entrer additionnel d'une encoche statorique
$\varphi_{i,j}(t)$	-	Flux entre deux barres successives $i$ et $j$
$\Phi_{inter-barre}(t)$	-	Flux entre deux barres
$\Lambda(\theta_s, \theta)$	-	Fonction de perméance

CEE	Circuit Electrique Equivalent
FMM	Force Magnéto Motrice
MAS	Machine Asynchrone
MSAP	Machine Synchrone à Aimants Permanents
SoS	Star of Slot
WIDGET	WInding Determination GEneral Tool
ATOSCIM	Analytical TOol Squirrel Cage Induction Machine modeling

# Introduction générale

---

## *Contexte des travaux de la thèse*

Les machines électriques représentent 70 % de la consommation d'électricité dans le secteur de l'industrie et 30 % dans le tertiaire [1], [2]. De manière globale, 50 % de la production mondiale d'électricité est destinée à leur consommation [3]. Ces convertisseurs électromécaniques sont très répandus dans l'industrie en équipant de nombreux systèmes mais sont également présents dans les foyers au sein de divers appareils du quotidien. Enfin, ils sont de plus en plus exploités dans le secteur du transport pour l'électrification de nouveaux moyens de transport (voiture, avion, bateau, ...). Les machines électriques sont aujourd'hui indispensables et rythment notre quotidien.

Dans la famille des machines à courant alternatif, les structures asynchrones sont reconnues pour leur fiabilité, leur robustesse et leur faible coût de fabrication. De ce fait, elles sont largement utilisées dans diverses applications à différents niveaux de puissance. Toutefois, dans l'optique économique de réduction des coûts tout en assurant des fonctionnements efficaces, des recherches incessantes portent sur des solutions permettant de réduire les coûts au travers de nouveaux procédés de fabrication, de nouveaux matériaux ou encore en réduisant les quantités de matériaux utilisés.

Dans ce contexte, les bobinages dentaires suscitent un fort intérêt depuis quelques années. En effet, ce type de bobinage présente de nombreux avantages tels que la réduction des longueurs de têtes de bobines, et donc de la quantité de cuivre utilisé. Le processus de construction est aussi plus simple que dans le cas d'un bobinage distribué avec un taux de remplissage des encoches plus élevé. Le bobinage dentaire permet donc de réduire les coûts de fabrication des machines à la fois en agissant sur la quantité de matière première mais aussi sur le processus de fabrication. En contrepartie, ces bobinages présentent un contenu harmonique spatial de la force magnéto motrice statorique très riche. Ceci peut alors induire un accroissement des pertes, du bruit ou encore des vibrations de la machine. Plusieurs études ont été menées pour réduire ces phénomènes indésirables. Dans le cas de machines synchrones, les configurations obtenues, alliées à un champ inducteur relativement dénué d'harmoniques, permettent d'aboutir à des machines avec des performances très satisfaisantes d'où l'émergence de plusieurs structures avec des bobinages dentaires. La problématique est différente dans le cas des machines asynchrones dans la mesure où le champ rotorique est issu directement de celui du stator. Par conséquent, les harmoniques spatio-temporels de la FMM statorique avec un bobinage dentaire induisent des courants dont l'interaction atténue les performances globales de la machine.



Il n'en demeure pas moins qu'un bobinage dentaire dans une machine asynchrone permettrait d'allier à la fois les avantages de cette machine à ceux de ce type de bobinage ce qui aboutirait alors à une machine fiable, robuste et aux coûts de fabrication encore plus faibles. Cela nécessiterait d'abord de résoudre les problèmes induits par le bobinage dentaire dans les machines asynchrones à cage. C'est dans ce cadre que s'inscrivent les travaux de recherche de cette thèse.

### *Objectifs des travaux de thèse*

Les objectifs des travaux de cette thèse peuvent se résumer par les points suivants :

- mise en évidence, **compréhension** et analyse des phénomènes physiques engendrés par l'utilisation d'un **bobinage statorique dentaire** en régimes permanent et transitoire
- développement d'outils analytiques rapides et précis permettant d'effectuer un **design préliminaire ainsi que des choix structurels** de machines asynchrones à cage d'écureuil
- proposition, en s'adossant aux outils analytiques, de **nouvelles structures de bobinages dentaires statoriques** au contenu harmonique spatial réduit ainsi que de **nouvelles structures rotoriques** permettant l'utilisation de ces bobinages dentaires dans les machines asynchrones à cage

Les travaux menés ont permis d'apporter des réponses à ces objectifs et sont présentés dans cinq chapitres.

Le premier est consacré à un état de l'art sur les machines électriques et leurs bobinages statoriques. Dans un premier temps, les différents types de bobinages avec leurs avantages et inconvénients sont abordés. Les différentes grandeurs qui les caractérisent et qui permettent de choisir un bobinage selon ses performances sont également détaillées. Ensuite, un état de l'art relatif à l'utilisation des bobinages dentaires dans les machines électriques, d'abord dans les machines synchrones puis dans les machines asynchrones, est effectué. Cet état de l'art permet d'identifier les points clefs pour mener à bien le sujet de recherche.

Le second chapitre a pour but de mettre en évidence les phénomènes physiques engendrés par l'utilisation d'un bobinage dentaire dans le cas d'une machine asynchrone à cage d'écureuil. Pour cela, la force magnétomotrice, les courants de barres, l'induction dans l'entrefer ou encore le couple électromagnétique sont autant de grandeurs physiques analysées pour appréhender l'origine mais aussi les conséquences de l'utilisation du bobinage dentaire pour ce type de machine. Une comparaison qualitative de ces grandeurs en régime permanent avec une machine asynchrone à bobinage distribué est également faite. Une autre étude, établie à partir d'un modèle analytique, porte sur la caractéristique du couple en fonction de la vitesse dans le cas d'une machine asynchrone à bobinage distribué et dentaire. Des résultats sur un prototype de machine asynchrone à bobinage dentaire sont proposés pour corroborer et illustrer les problèmes induits par ce dernier. Enfin, l'impact du nombre de barres dans une machine asynchrone à cage d'écureuil sur ses performances est analysé.

Les différents outils analytiques développés et utilisés pour réaliser la suite des travaux sont détaillés dans le troisième chapitre. Le premier est un outil qui permet de déterminer précisément et rapidement le contenu harmonique spatio-temporel de n'importe quel bobinage statorique. Le second est un modèle paramétrique qui permet de calculer les grandeurs physiques et les performances d'une machine asynchrone à cage d'écureuil telles que les courants dans les barres, l'induction dans l'entrefer ou encore le couple électromagnétique. Les outils développés ont été validés au travers de la comparaison de leurs résultats à ceux obtenus avec un modèle numérique par éléments finis. Ces deux outils ont pour vocation de quantifier rapidement et précisément les performances d'une machine asynchrone à cage.

Dans le quatrième chapitre, les outils développés sont intégrés à un processus d'optimisation afin de déterminer les structures statoriques et rotoriques permettant d'obtenir une machine avec de bonnes performances. Un premier travail est d'abord effectué uniquement sur la partie statorique et son bobinage. Les optimisations sont faites dans le cas de trois bobinages statoriques ayant le même nombre de pôles. Les problèmes sont détaillés et les résultats des différentes optimisations effectuées avec le premier outil sont discutés. Ensuite, le second outil analytique est exploité pour étudier la partie rotorique et effectuer des optimisations sur la structure complète de la machine. Les problèmes sont également détaillés et les résultats analysés.

Le dernier chapitre est dédié à l'étude d'une machine asynchrone à bobinage dentaire pour une application industrielle et un cahier des charges défini. L'objectif est de déterminer la topologie rotorique adéquate pour un bobinage statorique donné. Une première étude est d'abord menée sur une structure classique (cage d'écureuil court-circuitée par deux anneaux aux extrémités) en utilisant les outils analytiques et en effectuant diverses optimisations. La seconde partie propose une autre structure rotorique permettant d'éliminer les effets d'un harmonique spatial. Le concept de cette structure est détaillé et validé au travers de simulations numériques sur une machine asynchrone. Cette topologie est ensuite adoptée dans le cas de l'application industrielle où une comparaison entre une structure classique et la structure proposée est fournie sur la base de résultats de simulations numériques mais également au travers de mesures sur des prototypes.

# Chapitre I : État de l'art

---

Chapitre I : État de l'art.....	4
I. Les bobinages statoriques des machines électriques.....	7
I.1. Topologie des bobinages statoriques.....	7
I.1.a. Les bobinages distribués.....	7
I.1.b. Les bobinages concentrés.....	8
I.2. Le coefficient de remplissage.....	9
I.3. Le coefficient de bobinage.....	9
I.4. Force magnétomotrice statorique dans les machines électriques.....	14
I.4.a. Fonction de bobinage.....	14
I.4.b. Force magnétomotrice statorique et champs tournants.....	15
I.5. Comparaison entre bobinages distribué et un bobinage concentré.....	19
I.5.a. Avantages et inconvénients généraux des bobinages.....	19
I.5.b. Comparaison de deux exemples de bobinages distribué et dentaire.....	22
I.5.c. Comparaison des FMM et de leurs contenus harmoniques.....	22
II. Les bobinages dentaires dans les machines électriques.....	25
II.1. Les bobinages dentaires dans les machines synchrones.....	25
II.1.a. Bobinage multicouche et variation du nombre de conducteur par encoche.....	25
II.1.b. Répartition non régulière des encoches statoriques.....	26
II.1.c. Ajout d'un second bobinage au stator.....	27
II.1.d. Barrières de flux.....	27
II.1.e. Synthèse sur les bobinages dentaires dans les machines synchrones.....	28
II.2. Les bobinages dentaires dans les machines asynchrones.....	29
II.2.a. Problématiques et verrous scientifiques.....	29
II.2.b. Le bobinage statorique.....	32
II.2.c. Alimentation du bobinage statorique.....	35
II.2.d. Structure rotorique.....	36
II.2.e. Synthèse sur les machines asynchrones à bobinage dentaire.....	38
III. Synthèse générale sur l'état de l'art.....	40

L'objet des travaux de recherche menés porte sur la conception de machines asynchrones triphasées à bobinages dentaires. La machine asynchrone (MAS) est une machine électrique bien connue, largement étudiée et utilisée pour différentes applications à diverses gammes de puissance. La fiabilité, la robustesse et le coût de fabrication sont les principales caractérisations pour ce type de structure. Son bobinage statorique est généralement distribué.

Depuis le début des années 2000, l'utilisation des bobinages dentaires au sein des machines électriques et plus particulièrement pour des machines synchrones (MS) s'est accrue. Les principales raisons à cela sont la facilité de leur réalisation et leur l'automatisation mais également la réduction de la longueur des têtes de bobines. En revanche, l'utilisation de ces bobinages dans les machines asynchrones demeure pratiquement inexistante suite à des effets qui affectent leurs performances. L'objectif des travaux est d'abord de comprendre les phénomènes qui sont à l'origine de ces effets et de proposer des solutions. Afin d'aborder au mieux le sujet de recherche, ce premier chapitre est consacré à l'état de l'art global sur les bobinages et les problèmes dans le cas de leur utilisation. Il est décomposé en deux grandes parties.

La première est consacrée aux bobinages statoriques dans les machines électriques. Les différentes topologies de bobinages avec leurs avantages et inconvénients sont abordées. Dans, dans le but d'obtenir des critères de performances d'un bobinage statorique, leurs caractéristiques, leurs modélisations analytiques et physiques au sein d'une machine électrique sont également traitées.

La seconde partie est dédiée à l'état de l'art quant à l'utilisation des bobinages dentaires au sein des machines électriques. Ayant été plus largement utilisés dans les machines synchrones, il est donc naturel de faire l'état de l'art pour ce type de machine en premier lieu. Cela permet de se familiariser avec les solutions apportées dans le cas de ces machines, lesquelles peuvent être adaptées au cas des machines asynchrones. Quelques récentes études, peu nombreuses, ont porté sur les problématiques associées à l'utilisation de bobinages dentaires dans des machines asynchrones et aux solutions étudiées. Nous allons donc faire un tour d'horizon de ces différentes études pour en extraire les principaux résultats et limites.

Ce chapitre se termine par une synthèse générale des différentes études permettant de positionner et d'introduire l'orientation des travaux de recherche détaillés dans ce mémoire.

## I. Les bobinages statoriques des machines électriques

Le stator est la partie fixe d'une machine électrique. Il est composé d'un circuit magnétique constitué d'un empilement de tôles magnétiques encochées afin d'y insérer le bobinage souhaité. La Figure I-1.a propose une illustration d'un circuit magnétique seul, la Figure I-1.b le bobinage et enfin la Figure I-1.c un stator complet. Lors de l'utilisation de la machine en fonctionnement moteur, l'alimentation de ce bobinage permet la création d'un champ tournant au stator qui, par interaction avec celui du rotor, produit le couple électromagnétique. Il constitue donc un élément clef pour les performances d'une machine électrique. La définition du bobinage statorique (type, nombre d'encoches, nombre de paires de pôles, ...) est une étape primordiale lors d'un dimensionnement de machine électrique. Elle permet de déterminer la contribution de chaque encoche du stator aux quantités physiques de la machine telles que la Force Magnéto-Motrice (FMM) ou bien l'induction d'entrefer. Le remplissage des encoches ou bien la performance du bobinage sont autant de critères qui peuvent aider lors d'un dimensionnement de machine.

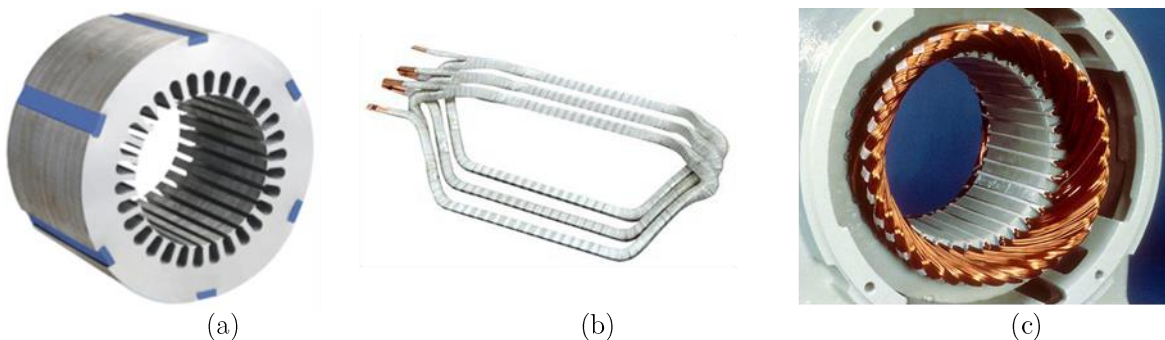


Figure I-1 : Stator d'une machine électrique, (a) circuit magnétique [4], (b) bobines [5], (c) stator complet [6]

Dans cette partie, nous introduisons les deux grandes familles de bobinages utilisés classiquement dans les machines électriques. La définition de certains coefficients et grandeurs physiques à prendre en compte lors de la conception de la partie statorique d'une machine électrique est ensuite explicitée. Enfin, une comparaison est effectuée sur les avantages et inconvénients, mais également de performances, de chacune des deux familles de bobinages.

### I.1. Topologie des bobinages statoriques

Les bobinages distribués et les bobinages concentrés sont deux grandes familles de bobinages pour réaliser un stator de machine électrique.

#### I.1.a. Les bobinages distribués

Les bobinages distribués, également appelés croisés répartis, sont largement utilisés dans l'industrie des machines électriques. Pour ce type de bobinage, un pôle statorique est formé par plusieurs bobines connectées en série et réparties dans plusieurs encoches, d'où l'appellation

"bobinage réparti". Les conducteurs "aller" et "retour" sont disposés dans des encoches non adjacentes afin de couvrir un pôle. Par conséquent, les bobines d'une même phase ou de phases différentes s'enchevêtrent pour obtenir le bobinage de la machine. Une illustration d'un bobinage distribué triphasé est donnée Figure I-2. La figure de gauche montre comment sont effectués les croisements des bobines et celle de droite montre l'exemple d'un stator avec un bobinage réparti.

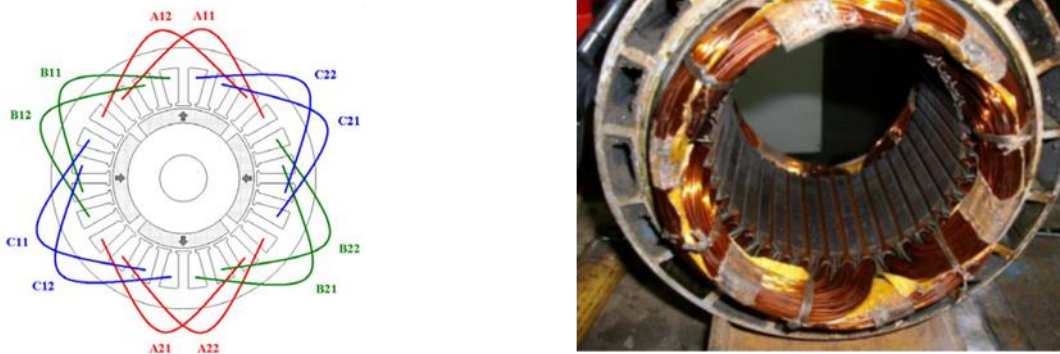


Figure I-2 : Bobinage distribué triphasé [7]

### I.1.b. Les bobinages concentrés

Pour les bobinages concentrés, celui sur dent, plus communément appelé bobinage dentaire, est le plus connu. Il est disposé autour d'une dent statorique de sorte que chaque bobine occupe deux encoches adjacentes. Le principal avantage ce type de bobinage est qu'il permet d'avoir des têtes de bobines très courtes. La Figure I-3 présente deux structures de bobinage dentaire double couche, à gauche dans le cas d'un stator à 12 dents et à droite dans le cas d'un stator à 8 dents.



Figure I-3 : Bobinage dentaire double couche [8]

Un autre type de bobinage concentré, appelé concentré croisé existe, il se situe entre les bobinages distribués et dentaire. Il est nommé ainsi car les bobines appartenant à un pôle statorique sont placées dans deux encoches non adjacentes (une pour l'aller et l'autre pour le retour de la bobine) comme les bobinages distribués. Contrairement au bobinage distribué classique, le bobinage concentré croisé ne compte qu'une seule bobine par pôle. Une illustration de ce bobinage en triphasé est donnée Figure I-4. La figure de gauche montre le croisement des bobines et celle de droite l'exemple d'une réalisation.

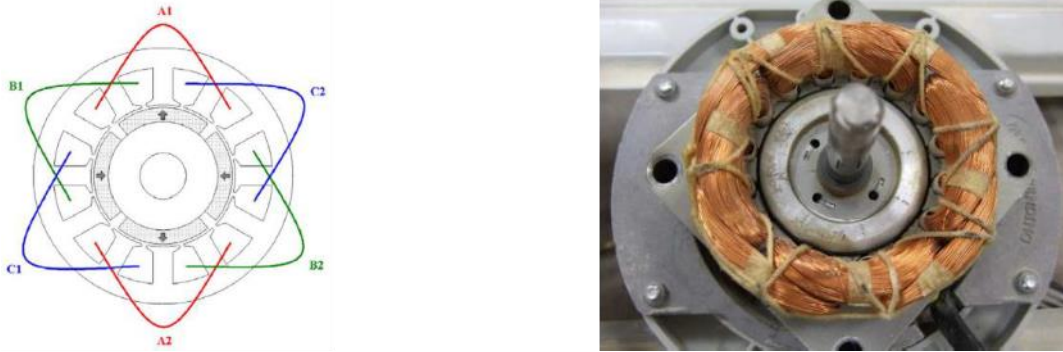


Figure I-4 : Bobinage concentré croisé triphasé [7]

## I.2. Le coefficient de remplissage

La nature du bobinage (concentré ou distribué) influe sur les performances de la machine au même titre que le nombre de conducteurs placés dans une encoche. Or, selon la forme et la surface de l'encoche statorique, il est possible de mettre une certaine quantité de cuivre dans celle-ci en fonction de la géométrie des conducteurs. Le facteur de remplissage,  $k_{remplissage}$ , d'une encoche statorique qui correspond à la surface totale de cuivre occupant l'encoche par rapport à celle de cette dernière peut être défini et s'écrit sous la forme suivante :

$$k_{remplissage} = \frac{S_{cuivre}}{S_{encoche}}, \quad 0 < k_{remplissage} < 1 \quad (I.1)$$

Où,  $S_{encoche}$  est la surface de l'encoche et  $S_{cuivre}$  la section de cuivre qui y est inséré.

Ce facteur de remplissage influe sur la puissance volumique d'une machine électrique dans la mesure où une quantité de cuivre plus importante dans les encoches permet de générer plus d'ampères-tours (quantité physique résultante de l'alimentation d'un conducteur par un courant) pour une densité de courant surfacique (A/mm<sup>2</sup>) donnée. Par conséquent, plus le coefficient de remplissage est proche de l'unité, plus le couple est important pour un volume donné.

## I.3. Le coefficient de bobinage

Le coefficient de bobinage, souvent nommé  $K_b$ , également compris entre 0 et 1, permet de quantifier la bonne utilisation de cuivre dans un bobinage. Un coefficient de bobinage égal à 1 correspond à un bobinage où le cuivre est le mieux utilisé, c'est-à-dire que les bobines ont une ouverture angulaire égale au pas polaire. Dans le cas contraire, le coefficient de bobinage est impacté et est inférieur à 1. Nous retrouvons cela pour des bobinages distribués avec un pas raccourcis ou encore les bobinages dentaires.

En notant  $N_s$  le nombre d'encoches statoriques et  $p$  celui des paires de pôles, le Tableau I-1 donne quelques exemples des bobinages les plus performants en termes de coefficient de bobinage [9]. Ceux aboutissant à un coefficient de bobinage le plus proche, voir égal à 1, sont majoritairement des bobinages distribués classiques bien que certains bobinages dentaires puissent également présenter des coefficients intéressants comme ceux mis en évidence en rouge.



Toutefois, aucun bobinage dentaire polyphasé ne peut avoir un coefficient de bobinage égal à 1. En effet, pour cela, il faut :

- ✓ qu'il soit à pas diamétral et donc sans raccourcissement de pas des bobines
- ✓ que le nombre d'encoches par pôle et par phase soit égal à 1

$N_s$	$p$	$K_b$	Type de bobinage	$s$
6	1	1	Distribué	1
12	1	0.966	Distribué	1
12	2	1	Distribué	2
15	7	0.951	Dentaire	1
18	3	1	Distribué	3
21	5	0.953	Distribué	1
21	10	0.953	Dentaire	1
24	4	1	Distribué	4
27	14	0.953	Dentaire	1

Tableau I-1 : Coefficient de bobinage et périodicité spatiale pour quelques bobinages statoriques [9]

Différentes relations permettent de calculer de manière aisée le coefficient de bobinage dans le cas d'un bobinage distribué [10], [11] ou dentaire [12]. Dans ce qui suit, une méthode de calcul de ce coefficient pour l'ensemble des bobinages est proposée.

Dans une machine électrique à  $m$  phases, le nombre d'encoches par pôle et par phase,  $q$ , défini par la relation (I.2), n'est pas toujours un entier. Par conséquent, un bobinage est dit à pas entier lorsque chaque pôle rotorique voit le même nombre de dents statoriques comme l'illustre la Figure I-5.a. Cette dernière présente une partie statorique d'une machine synchrone à aimants surfaciques avec ses dents et ses encoches et une partie rotorique où chaque pôle rotorique voit 3 dents. Un bobinage est dit à pas fractionnaire lorsque le nombre de dents n'est pas un multiple du nombre de pôles. C'est-à-dire qu'il faut un certain nombre de pôles rotoriques pour retrouver un nombre entier de dents statorique. Ainsi, sur l'exemple illustré sur la Figure I-5.b, il faut parcourir 4 pôles rotoriques pour voir un nombre entier de dents. Le terme de pas fractionnaire est dû au fait que chaque pôle ne voit pas le même nombre de dents.

$$q = \frac{N_s}{2p \cdot m} \quad (\text{I.2})$$

Contrairement au bobinage à pas entier, dans le cas d'un bobinage à pas fractionnaire, la périodicité spatiale  $s$ , correspondant à la combinaison d'encoches par pôle, n'est pas égale au nombre de paires de pôles  $p$ . Cette périodicité spatiale est définie par la relation (I.3) [13]–[15] et est calculée pour les bobinages du Tableau I-1. Pour les bobinages dentaires, elle est différente du nombre de paires de pôles alors qu'elle est majoritairement égale pour les bobinages distribués.

$$s = \text{PGCD}(N_s, p) \quad (\text{I.3})$$

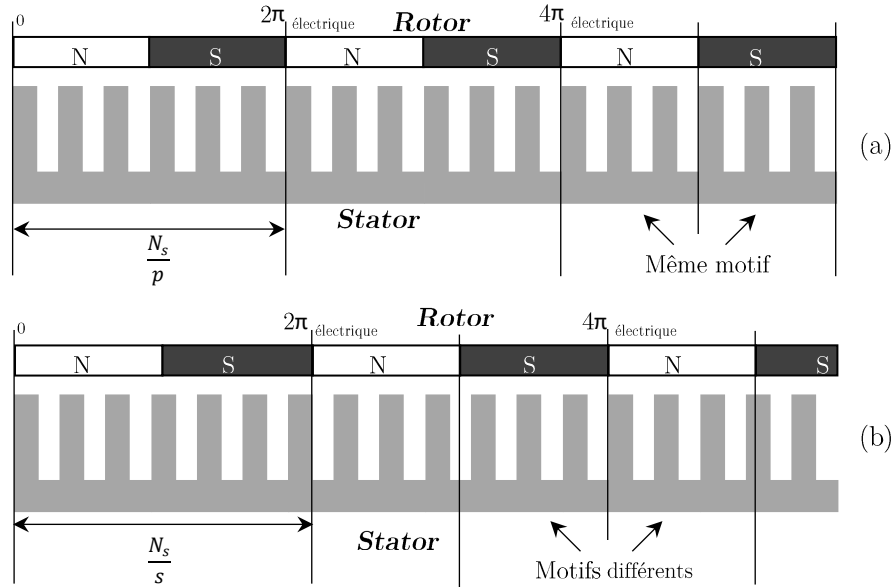


Figure I-5 : Différence entre pas entier et pas fractionnaire, (a) pas entier, (b) pas fractionnaire

La présence de ces deux périodicités spatiales,  $p$  ou  $s$ , permet d'utiliser un outil graphique pour calculer le coefficient de bobinage. Cet outil, nommé diagramme de l'étoile des encoches [13], est un moyen générique pour obtenir le coefficient de bobinage quel qu'il soit. En effet, l'étoile des encoches permet, d'une part, de répartir les bobines de chaque phase dans les encoches du stator et d'autre part, de déterminer leur sens de bobinage. Afin de réaliser la construction de ce diagramme, la définition de certains angles propres à chacun des bobinages est nécessaire.

Le premier angle est celui du déphasage électrique entre deux encoches statoriques adjacentes  $\alpha_u$ , défini par la relation (I.4) [14].

$$\alpha_u = \frac{2\pi p}{N_s} \quad (\text{I.4})$$

Le second est l'angle entre deux vecteurs adjacents du diagramme noté  $\alpha_z$ , et défini par l'expression (I.5) [14].

$$\alpha_z = \frac{2\pi \cdot s}{N_s} \quad (\text{I.5})$$

Considérons une machine triphasée avec 12 encoches statoriques ( $N_s = 12$ ), 10 pôles rotor ( $p = 5$ ) est prise comme exemple. Le déphasage électrique  $\alpha_u$ , entre deux encoches adjacentes statoriques est égal à  $150^\circ$  ou  $5\pi/6$ . En prenant la première encoche située à  $\theta_{elec} = 0^\circ$  comme référence, la seconde encoche sera alors située à  $\theta_{elec} = \alpha_u$ , la troisième à  $\theta_{elec} = 2\alpha_u$  et ainsi de suite jusqu'au nombre total d'encoches du stator ( $\theta_{elec} = (N_s-1) \alpha_u$ ). L'angle entre deux vecteurs adjacents  $\alpha_z$ , est de  $30^\circ$  et la périodicité spatiale  $s$  est égale à 1 (PGCD(12,5)). Cette dernière donne également le nombre de couches de vecteurs que doit contenir le diagramme, à savoir une seule dans notre exemple. Ces différentes données permettent alors de construire le diagramme de l'étoile des encoches pour ce bobinage qui est donné Figure I-6.

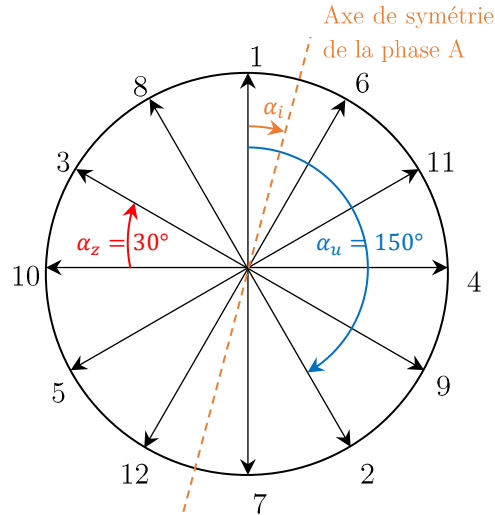


Figure I-6 : Étoile des encoches d'une machine 12s/10p

Le bobinage à pas fractionnaire offre donc des degrés de liberté supplémentaires quant à la réalisation des bobinages dans une machine électrique. Néanmoins, quelques règles sur la faisabilité d'un tel bobinage et sa symétrie doivent être établies.

#### Condition de faisabilité :

Un bobinage est dit simple couche lorsqu'une encoche est occupée par une seule bobine et est dit double couche lorsqu'une encoche accueille deux bobines. Pour qu'un bobinage soit réalisable, chaque phase doit comporter un nombre entier de bobines. Chaque bobine nécessite deux encoches dans le cas d'un bobinage à simple couche ou une seule encoche dans le cas d'un bobinage à double couche (deux demi-encoches, car chaque encoche est partagée avec une deuxième bobine). Ceci nous donne alors la condition de faisabilité suivante :

$$\frac{N_s}{2m} \in \mathbb{N} \qquad \frac{N_s}{m} \in \mathbb{N} \qquad (I.6)$$

*bobinage simple couche*      *bobinage double couches*

#### Condition de symétrie :

Les phases étant consécutives spatialement, le déphasage électrique entre ces phases  $\alpha_{phase} = \frac{2\pi}{m}$  doit être un multiple de  $\alpha_z$ . Cela se traduit par la relation suivante :

$$\frac{\alpha_{phase}}{\alpha_z} \in \mathbb{N} \rightarrow \frac{N_s}{m \cdot s} \in \mathbb{N} \qquad (I.7)$$

En respectant ces conditions, il est possible, à partir de l'étoile des encoches, d'associer chaque vecteur à une phase et ainsi obtenir la composition totale de chaque phase.

Le Tableau I-2 donne l'association des vecteurs à chaque phase pour l'exemple d'un bobinage à 12 encoches stator et 10 pôles dont le diagramme des vecteurs est présenté sur la Figure I-6.

Le signe positif devant le numéro d'un vecteur signifie que le courant parcourt les conducteurs de la bobine dans le sens positif (aller d'une bobine) et vice-versa.

<b>Vecteurs composants la phase</b>	
<i>Phase A</i>	+1 +6 -7 -12
<i>Phase B</i>	-2 +3 +8 -9
<i>Phase C</i>	+4 -5 -10 +11

Tableau I-2 : Association des vecteurs aux phases

Le coefficient de bobinage pour l'harmonique principal de la phase A se retrouve par une simple composition des vecteurs en respectant les signes. Pour obtenir le diagramme des vecteurs de l'harmonique de rang  $h$ , la même démarche peut être utilisée en remplaçant  $p$  par  $hp$ . Toutefois, pour obtenir rapidement l'ensemble des coefficients de bobinage de chaque harmonique, il est plus judicieux d'utiliser l'expression (I.8) [14].

$$k_{b,h} = \frac{\sin\left(\frac{h\pi}{2}\right)}{z} \sum_{i=1}^z \cos(\alpha_i) \quad (\text{I.8})$$

Où  $z$  est le nombre total de vecteurs représentant les enroulements positifs et négatifs d'une phase ( $z=4$  dans l'exemple étudié),  $h$  l'ordre de l'harmonique et  $\alpha_i$  l'angle entre le vecteur d'ordre  $i$  et l'axe de symétrie du groupe des vecteurs composant la phase. Cet angle est illustré sur la Figure I-6 pour la phase A.

Le Tableau I-3 donne le coefficient de bobinage des 13 premiers harmoniques spatiaux du bobinage choisi comme exemple. Le rang des harmoniques, noté ordre spatial des harmoniques, est donné dans la première colonne et le coefficient de bobinage correspondant dans la seconde. Nous remarquons que seuls les harmoniques de rang impair présentent un coefficient de bobinage non nul. Le bobinage ayant 5 paires de pôles, le coefficient de bobinage le plus élevé est naturellement celui de l'harmonique de rang 5 et il est égal à 0.933. En revanche, nous observons la même valeur pour celui de l'harmonique de rang 7. En effet, ce bobinage est particulier car que ce soit pour une machine avec 12 encoches statoriques et 10 pôles ou 12 encoches et 14 pôles, le bobinage est identique, seule une permutation spatiale des bobines entre deux phases est différente. Cette permutation influe simplement sur le sens de rotation de la machine mais en aucun cas sur le coefficient de bobinage. Les valeurs des coefficients de bobinage des autres harmoniques (1, 3, 9, 11 ou encore 13) sont faibles car la machine n'a pas vocation à fonctionner sur ces harmoniques.

<i>Ordre spatial des harmoniques</i>	$K_b$
1	0.067
3	0.5
5	0.933
7	0.933
9	0.5
11	0.067
13	0.067

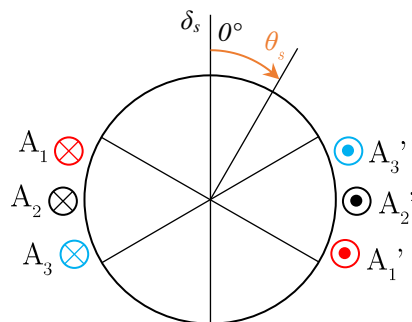
Tableau I-3 : Coefficient de bobinage par harmonique du bobinage 12s10p

## I.4. Force magnétomotrice statorique dans les machines électriques

### I.4.a. Fonction de bobinage

La fonction de bobinage  $N(\theta_s)$ , représente la répartition spatiale des bobines et par conséquent la répartition spatiale des spires de chaque encoche vue de l'entrefer de la machine.

Considérons un bobinage distribué classique triphasé bipolaire ( $m = 3$  et  $p = 1$ ) où le nombre d'encoches par pôle et par phase  $q$ , est égal à 3 ( $q = 3$ ). La Figure I-7 montre le bobinage de la phase A, les autres phases ne sont pas représentées. Les allers des bobines sont représentés par des cercles avec une croix et les retours des bobines par les cercles avec des points, cela indique le sens de bobinage. En considérant  $n_s$  comme étant le nombre de spires total par phase, le nombre de spires par bobine est donc de  $n_s/q$ . En négligeant l'ouverture des encoches statoriques de la machine, la Figure I-8.a représente la fonction de bobinage associée à chacune des bobines qui compose la phase en fonction de  $\theta_s$ , l'angle repéré par rapport à l'axe fixe statorique,  $\delta_s$ , de la machine. La fonction de bobinage totale de la phase A, représentée sur un tour de machine, est alors donnée à la Figure I-8.b comme étant la somme des fonctions de bobinage de chaque bobine A1-A1', A2-A2' et A3-A3'. Pour ce qui est des phases B et C, leurs fonctions de bobinage sont identiques à celle de la phase A décalées respectivement de  $-120^\circ$  et  $-240^\circ$  comme observés sur la Figure I-8.b.

Figure I-7 : Bobinage distribué à pas diamétral ( $\pi/p$ )

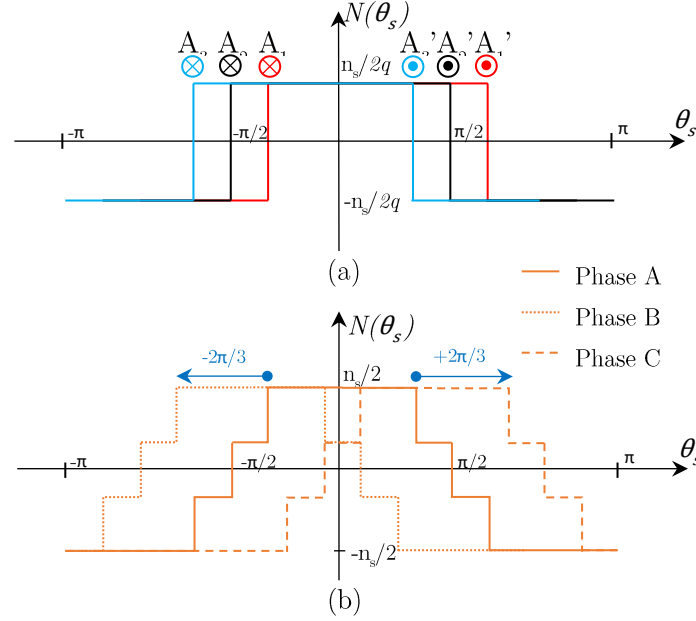


Figure I-8 : Fonction de bobinage  $N(\theta_s)$  avec  $m = 3$ ,  $p = 1$  et  $q = 3$ , (a) de chacune des bobines de la phase A, (b) de la phase A totale et des autres phases avec un déphasage de  $2\pi/3$

#### I.4.b. Force magnétomotrice statorique et champs tournants

##### I.4.b.i. Expression générale

La Force Magnéto-Motrice (FMM) est à l'origine de la création du champ magnétique dans l'entrefer d'une machine électrique. Cette grandeur physique est le résultat de l'alimentation d'un bobinage par un courant. Elle dépend donc à la fois de l'espace du fait de la disposition du bobinage dans le stator de la machine et du temps de par la nature du courant. La FMM est donc spatio-temporelle. Dans le cas général d'un bobinage polyphasé alimenté par un système de courants polyphasé, la FMM résultante est la somme des FMM de chaque phase comme le montre la relation (I.9).

$$FMM(\theta_s, t) = \sum_{i=1}^m N_i(\theta_s) \times I_i(t) \quad (\text{I.9})$$

Où  $N_i(\theta_s)$  est la fonction de bobinage de la phase  $i$  et  $I_i(t)$  le courant de la phase  $i$ .

En choisissant l'axe d'un pôle comme étant l'axe de référence  $\delta_s$ , la fonction de bobinage  $N_i(\theta_s)$  est paire et admet donc une décomposition en série de Fourier sous la forme (I.10) :

$$N_i(\theta_s) = \sum_{j=1}^{\infty} A_j \cdot \cos \left[ jp \left( \theta_s - (i-1) \frac{2\pi}{mp} \right) \right], \quad i \in \{1, \dots, m\} \quad (\text{I.10})$$

Où les  $A_j$  représentent les coefficients de la décomposition en série de Fourier et  $j$  l'ordre de l'harmonique spatial.

L'alimentation d'une machine électrique se fait généralement par le biais d'un convertisseur de puissance afin de piloter la machine en vitesse. Les courants d'alimentation ne sont alors pas forcement purement sinusoïdaux, notamment dans le cas d'un onduleur à modulation de largeur d'impulsion (MLI) par exemple. Par conséquent, le courant  $I_i(t)$  admet également une décomposition en série de Fourier qui peut se mettre sous la forme (I.11) :

$$I_i(t) = \sum_{k=1}^{\infty} A_k \cdot \cos \left[ k \left( \omega t - (i-1) \frac{2\pi}{m} \right) \right], \quad i \in \{1, \dots, m\} \quad (\text{I.11})$$

Où  $A_k$  représentent les coefficients de la décomposition en série de Fourier des courants,  $k$  l'ordre de l'harmonique temporel,  $\omega$  la pulsation électrique et  $t$  le temps.

En remplaçant les expressions de (I.10) et (I.11) dans celle de (I.9), la FMM spatio-temporelle d'un système à  $m$ -phase est alors donnée par la relation suivante (I.12) [16] :

$$FMM(\theta_s, t) = \sum_{i=1}^m \left[ \sum_{j=1}^{\infty} A_j \cdot \cos \left[ jp \left( \theta_s - (i-1) \frac{2\pi}{mp} \right) \right] \times \sum_{k=1}^{\infty} A_k \cdot \cos \left[ k \left( \omega t - (i-1) \frac{2\pi}{m} \right) \right] \right] \quad (\text{I.12})$$

Son développement analytique abouti à :

$$FMM(\theta_s, t) = \sum_{j=1}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} \frac{A_j \cdot A_k}{2} \begin{bmatrix} \cos(k\omega t + jp\theta_s) + \cos(k\omega t - jp\theta_s) & \text{Phase1} \\ + \cos\left(k\omega t + jp\theta_s - \frac{2\pi}{m}(k+j)\right) + \cos\left(k\omega t - jp\theta_s - \frac{2\pi}{m}(k-j)\right) & \text{Phase2} \\ + \cos\left(k\omega t + jp\theta_s - \frac{4\pi}{m}(k+j)\right) + \cos\left(k\omega t - jp\theta_s - \frac{4\pi}{m}(k-j)\right) & \text{Phase3} \\ \vdots & \vdots \\ \vdots & \vdots \\ + \cos\left(k\omega t + jp\theta_s - (q-1)\frac{2\pi}{m}(k+j)\right) + \cos\left(k\omega t - jp\theta_s - (q-1)\frac{2\pi}{m}(k-j)\right) & \text{Phasem} \end{bmatrix} \quad (\text{I.13})$$

Où  $\frac{A_j \cdot A_k}{2}$  représente l'amplitude des harmoniques spatio-temporels dont les valeurs sont différentes selon l'harmonique spatial  $j$ , et l'harmonique temporel  $k$ , considéré.

Cette expression permet de mettre en évidence les champs tournants créés par une alimentation quelconque d'un bobinage polyphasé donné. En effet, pour chaque couple  $\{j, k\}$ , l'expression des champs tournants de la forme  $(\alpha t \pm \beta \theta_s)$  sont explicitement observés. Ainsi, les champs tournants créés par chaque harmonique d'espace et de temps sont directement obtenus.

#### I.4.b.ii. Champs tournants d'un système monophasé

Considérons le cas simple d'un système monophasé. La FMM qui se déduit de (I.13) s'écrit :

$$FMM_{1-phase}(\theta_s, t) = \sum_{j=1}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} \frac{A_j \cdot A_k}{2} \left[ \cos(k\omega t + jp\theta_s) + \cos(k\omega t - jp\theta_s) \right] \quad (\text{I.14})$$

Le produit de la fonction bobinage par le courant d'alimentation permet à la FMM de se décomposer en deux séries de fonctions sinusoïdales d'arguments se distinguant par le signe (-) entre les deux termes les constituant.

Elles sont maximales lorsque :

$$k\omega t \pm jp\theta_s = 0 \left[ 2\pi \right] \quad (\text{I.15})$$

Le courant d'alimentation étant fonction du temps, les maximums de la FMM se déplacent donc aux vitesses :

$$\frac{d}{dt} k\omega t \pm jp\theta_s = 0 \Leftrightarrow k\omega = \pm jp \frac{d\theta_s}{dt} \quad (\text{I.16})$$

Par conséquent, dans le cas d'un entrefer d'épaisseur constante ces FMM induisent des champs magnétiques "tournants" à la vitesse :

$$\Omega_s = \pm \frac{k\omega}{jp} \quad (\text{I.17})$$

Le signe de la vitesse correspond au sens du champ tournant, ce qui signifie que dans le cas d'un système monophasé, chaque couple  $\{j, k\}$  d'harmoniques crée deux champs tournants identiques qui tournent dans le sens opposé l'un par rapport à l'autre. Le champ qui en résulte est alors pulsant et ne pourra participer à la rotation de la machine.

Le développement ci-dessus est classique mais permet de fixer les bases pour un système polyphasé qui par nature est constitué de plusieurs phases.

#### I.4.b.iii. Champs tournants d'un système triphasé

L'utilisation d'un bobinage polyphasé alimenté par un système polyphasé équilibré de courants permet de créer des champs tournants. En prenant un système triphasé classique pour exemple, l'expression de la FMM (voir I.13) est donc :

$$FMM_{3-phase}(\theta_s, t) = \sum_{j=1}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} \frac{A_j \cdot A_k}{2} \left[ \begin{array}{c} \cos(k\omega t + jp\theta_s) + \cos(k\omega t - jp\theta_s) \\ + \cos\left(k\omega t + jp\theta_s - \frac{2\pi}{3}(k+j)\right) + \cos\left(k\omega t - jp\theta_s - \frac{2\pi}{3}(k-j)\right) \\ + \cos\left(k\omega t + jp\theta_s + \frac{2\pi}{3}(k+j)\right) + \cos\left(k\omega t - jp\theta_s + \frac{2\pi}{3}(k-j)\right) \end{array} \right] \quad (\text{I.18})$$

X1
X2

Pour chacune des 3 phases, sont retrouvées les mêmes expressions que celles développées pour le système monophasé précédent. Mais, comme la FMM résultante est la somme des six termes et que la somme de tout système triphasé équilibré est nulle, seuls les termes  $k+j$  et  $k-j$  égaux à 0 ou multiples de 3 aboutissent à la création d'un champ tournant. *X1* représente les termes verticaux de (I.18) avec les  $\cos(k\omega t + jp\theta_s)$  et *X2* les termes verticaux avec les



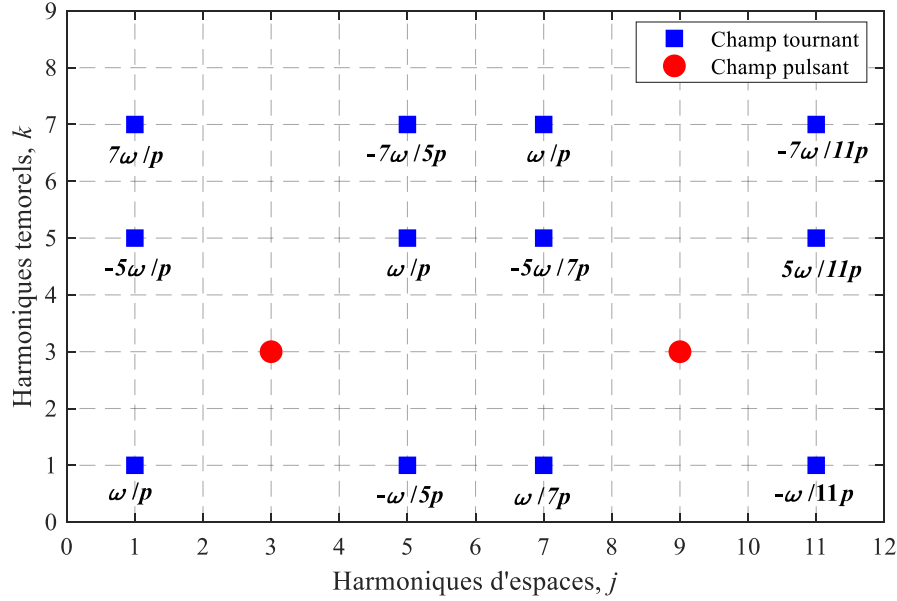
$\cos(k\omega t - jp\theta_s)$ . Ainsi,  $X1$  créé potentiellement des champs tournants dans le sens négatif et  $X2$  des champs tournants dans le sens positif.

$k$ (temps)	$j$ (espace)	$k + j$	$k - j$	$X1$	$X2$	$X1 + X2$
1	1	2	0	0	CT à $\omega/p$	CT à $\omega/p$
1	3	4	-2	0	0	0
1	5	6	-4	CT à $-\omega/5p$	0	CT à $-\omega/5p$
1	7	8	-6	0	CT à $\omega/7p$	CT à $\omega/7p$
1	9	10	-8	0	0	0
1	11	12	-10	CT à $-\omega/11p$	0	CT à $-\omega/11p$
3	1	4	2	0	0	0
3	3	6	0	CT à $-\omega/p$	CT à $\omega/p$	Champ pulsant
3	5	8	-2	0	0	0
3	7	10	-4	0	0	0
3	9	12	-6	CT à $-\omega/3p$	CT à $\omega/3p$	Champ pulsant
3	11	14	-8	0	0	0
5	1	6	4	CT à $-5\omega/p$	0	CT à $-5\omega/p$
5	3	8	2	0	0	0
5	5	10	0	0	CT à $\omega/p$	CT à $\omega/p$
5	7	12	-2	CT à $-5\omega/7p$	0	CT à $-5\omega/7p$
5	9	14	-4	0	0	0
5	11	16	-6	0	CT à $5\omega/11p$	CT à $5\omega/11p$
7	1	8	6	0	CT à $7\omega/p$	CT à $7\omega/p$
7	3	10	4	0	0	0
7	5	12	2	CT à $-7\omega/5p$	0	CT à $-7\omega/5p$
7	7	14	0	0	CT à $\omega/p$	CT à $\omega/p$
7	9	16	-2	0	0	0
7	11	18	-4	CT à $-7\omega/11p$	0	CT à $-7\omega/11p$

Tableau I-4 : Champs tournants d'un système triphasé ( $m = 3$ ) selon les harmoniques spatio-temporels  $\{j, k\}$

**Nota :** CT → Existence d'un Champ Tournant à la vitesse indiquée.

Le Tableau I-4 résume les résultats pour les premiers rangs d'harmoniques d'espace et de temps. La majorité des combinaisons  $k+j$  ou  $k-j$ , identifiées en bleu, aboutit à un champ tournant dans un sens ou l'autre. Dans le cas où  $k$  et  $j$  sont tous deux multiples de 3, identifiés en rouge, deux champs identiques tournants dans les sens opposés créent un champ résultant pulsant comme pour un système monophasé. La Figure I-9 propose une représentation des champs tournants en bleu et pulsants en rouge en fonction des rangs des harmoniques d'espace  $j$  et temporel  $k$ . Leurs vitesses sont également indiquées. Cette figure permet de repérer facilement la présence et la nature des champs ainsi que leurs vitesses. Ainsi, nous observons que seul l'harmonique temporel de rang 3 peut créer un champ pulsant uniquement en présence d'un harmonique d'espace 3 ou 9. Pour le reste, les champs créés sont tournants, chacun à une vitesse différente sauf lorsque  $k = j$  où la vitesse est identique et égale à  $\omega/p$ .


 Figure I-9 : Représentation des champs tournants et pulsants selon le couple  $\{j,k\}$ 

Les résultats en triphasé peuvent être transposés facilement à un système  $m$ -phasé quelconque, ce qui se traduit par la relation (I.19). Il y a existence d'un champ tournant lorsque  $k + j$  et  $|k - j|$  sont des multiples du nombre de phase  $m$  :

$$\begin{aligned} k + j &\in n.m, \quad n \in \mathbb{N} \\ |k - j| &\in n.m, \quad n \in \mathbb{N} \end{aligned} \quad (\text{I.19})$$

A titre d'exemple, pour un système à 5 phases ( $m = 5$ ), un harmonique temporel de rang 1 et un harmonique spatial de rang 6 créent un champ tournant à  $\omega/6p$  ou encore un harmonique temporel de rang 7 et un harmonique spatial de rang 8 créent un champ tournant à  $-7\omega/8p$ .

## I.5. Comparaison entre bobinages distribué et un bobinage concentré

Dans cette partie, un bobinage distribué classique est comparé à un bobinage dentaire d'abord en termes d'avantages et d'inconvénients généraux puis en en termes de FMM et de contenu harmonique.

### I.5.a. Avantages et inconvénients généraux des bobinages

#### I.5.a.i. Bobinage distribué

La répartition spatiale des bobines d'un bobinage distribué au sein du stator a pour avantage de réduire certains effets parasites dans la machine tels que le bruit, les vibrations et les ondulations de couple. Ceci est principalement dû au faible contenu harmonique spatial de la FMM. Ce type de bobinage est également connu pour avoir un très bon coefficient de bobinage.

En revanche, il a des inconvénients techniques majeurs en termes de fabrication et de coût. En effet, les bobines se chevauchent, rendant ainsi plus difficile la réalisation du bobinage. Ce

chevauchement rend en plus le bobinage distribué moins tolérant aux défauts à cause de la proximité des conducteurs de phases différentes. Ce bobinage présente également des têtes de bobine importantes, ce qui engendre des pertes Joule et un coût supplémentaire de par leur longueur. De plus, comme elles sont à l'extérieur du circuit magnétique, elles ne participent pas à la création du couple et augmentent l'encombrement de la machine. Enfin, le coefficient de remplissage d'un bobinage distribué est généralement autour de 50 %, ce qui est assez faible. Cela veut dire que la surface d'une encoche est deux fois plus élevée que celle de cuivre qu'elle abrite (voir l'expression (I.1)).

#### I.5.a.ii. Bobinage concentré

Le bobinage concentré inclut deux types de bobinage, le bobinage concentré croisé mais également le bobinage dentaire faisant l'objet d'une attention particulière pour nos travaux de recherche.

Les bobinages concentrés croisés permettent aux machines d'être plus compactes que celles avec un bobinage distribué. De ce fait, elles ont un couple volumique plus important, principalement dû à des têtes de bobines plus réduites. Toutefois, ces dernières demeurent avec une longueur non négligeable induisant également des pertes Joule et des coûts supplémentaires (cuivre). Par ailleurs, le croisement des bobines ne permet pas de réaliser ce type de bobinage aisément. Mais l'inconvénient majeur de ce type de bobinage est la présence d'harmoniques d'espaces due à la répartition des bobines au sein du stator qui nuisent aux performances de la machine.

Les bobinages dentaires font l'objet d'un certain nombre d'études ces dernières années [17]–[21] car ils permettent :

- ✓ D'augmenter leur puissance et couple volumiques des machines grâce à une structure plus compacte.
- ✓ De réduire les pertes Joule au stator liées à la longueur plus faible des têtes de bobines.
- ✓ De réduire le coût de fabrication de par la quantité moindre de cuivre utilisé au stator et la facilité de mise en place des bobines.

La conception du stator peut également être abordée de manière totalement différente par rapport à celle d'un bobinage distribué conventionnel. En effet, chaque dent pouvant être bobinée de façon indépendante, le stator peut être formé par l'assemblage de chacune de ces dents. Pour cela, on peut utiliser la technique de joint-lapped stator [7], [22] ou bien celle du plug-in-tooth [7] comme illustré Figure I-10.

Ces techniques permettent d'obtenir un remplissage de cuivre dans l'encoche supérieur à celui d'un bobinage distribué classique, qui peut atteindre 75% avec la technique de joint-lapped stator [7]. Ce type de bobinage est donc très attractif pour les industriels souhaitant faire de grandes séries de machines électriques.

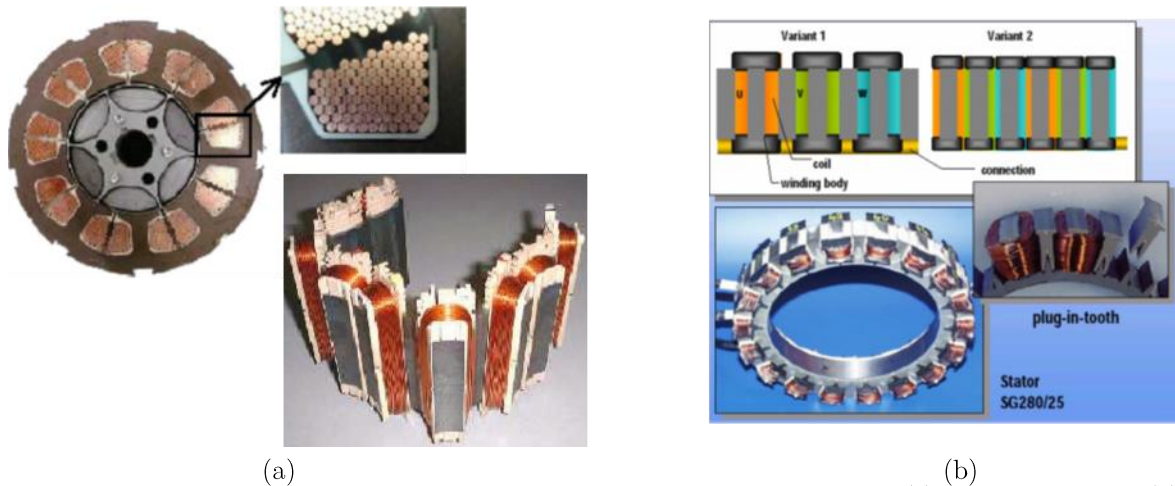


Figure I-10 : Techniques d'assemblage d'un stator dans le cas d'un bobinage dentaire, (a) joint-lapped stator, (b) plug-in-tooth [7]

Cependant, utiliser un bobinage dentaire dans les machines électriques n'a pas que des avantages. En effet, en dépit d'une conception plus simple, des contraintes mécaniques apparaissent lors du processus de fabrication des bobines. Le rayon de courbure élevé des têtes de bobine peut engendrer des ruptures de l'isolant du cuivre et ainsi créer des courts-circuits dans le bobinage statorique. Le principal inconvénient à leur utilisation est toutefois le contenu spatial de la FMM statorique riche en harmoniques. Ce dernier engendre plusieurs problèmes tels que, par exemple, un déséquilibre magnétique, des pertes fer supplémentaires, des pertes dans les aimants (dans le cas d'une machine synchrone), mais aussi du bruit et des vibrations [23]–[25].

Enfin, on retrouve deux configurations principales de bobinage dentaire :

- ✓ Bobinage dentaire simple couche : une seule bobine occupe une encoche comme illustré sur la Figure I-11.a.
- ✓ Bobinage dentaire double couche : deux bobines occupent une encoche comme l'illustre la Figure I-11.b.

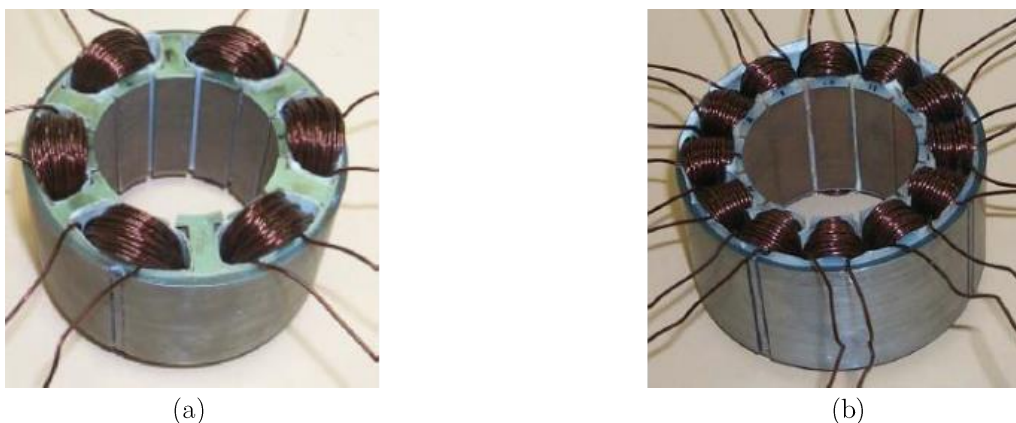


Figure I-11 : Bobinages dentaire, (a) simple couche, (b) double couche [7]

Chacune des deux configurations (simple et double couches) a ses avantages et inconvénients en termes de fabrication, fonctionnalité et possibilité d'atténuation des harmoniques spatiaux. Ce dernier point sera abordé dans la suite des travaux par le biais des grandeurs physiques dans une machine électrique ainsi que les phénomènes physiques mis en jeu.

## I.5.b. Comparaison de deux exemples de bobinages distribué et dentaire

Dans ce paragraphe, nous proposons d'effectuer une comparaison entre deux exemples de bobinages triphasés, distribué et dentaire, permettant de créer un champ tournant dans le cas d'une machine électrique à 4 pôles.

Le Tableau I-5 donne les caractéristiques des deux bobinages choisis, ayant respectivement 48 et 6 encoches statorique. La Figure I-12 représente la répartition spatiale des conducteurs.

	<i><b>Bobinage distribué</b></i>	<i><b>Bobinage dentaire</b></i>
<i><b><math>m</math></b></i>	3	3
<i><b><math>N_s</math></b></i>	12	6
<i><b><math>2p</math></b></i>	4	4
<i><b><math>q</math></b></i>	1	0.5
<i><b>Type de pas</b></i>	Pas entier	Pas fractionnaire
<i><b>Nb couche</b></i>	Double couche	Double couche

Tableau I-5 : Caractéristiques des deux bobinages choisis

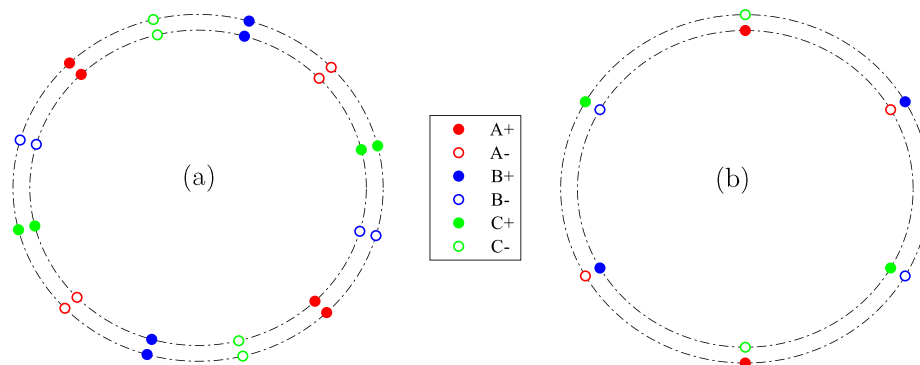


Figure I-12 : Répartition spatiale des conducteurs, (a) bobinage distribué, (b) bobinage dentaire

## I.5.c. Comparaison des FMM et de leurs contenus harmoniques

Les Figure I-13 montre la FMM spatiale du bobinage à un instant donné. La Figure I-13.a représente celle du bobinage distribué et la Figure I-13.b celle du bobinage dentaire. Un nombre de marches moins important, dû à un plus faible nombre d'encoches, est observé pour le bobinage dentaire.

La Figure I-14 montre quant à elle le contenu harmonique spatial de la FMM pour chacun des bobinages. Le calcul y est effectué à partir de la représentation de la FMM sur une période mécanique et non électrique. Par conséquent, l'harmonique principal est celui qui est lié au nombre de paires de pôles du bobinage. Il sera désigné par harmonique de travail au lieu du terme "fondamental" communément employé. Ce choix, qui sera utilisé tout au long de ces travaux, est plus pertinent.

Dans cette représentation graphique, en plus du rang de l'harmonique comme ce qui est habituellement fait, les ordres spatiaux positifs et négatifs sont distingués afin de mettre en

évidence le sens de rotation des champs tournants. En effet, le champ tournant d'un harmonique de signe négatif tourne dans le sens opposé à celui d'un harmonique de rang positif. Cela permet de disposer à la fois des informations sur le contenu harmonique spatial de la FMM et le sens de rotation du champ de chaque harmonique la composant. A titre d'exemple, l'harmonique de rang 10 (ordre -10) crée un champ tournant dans le sens positif tandis que l'harmonique de rang 14 (ordre -14) crée un champ tournant dans le sens négatif.

Dans le cas du bobinage distribué Figure I-13.a, les 4 pôles du bobinage sont assez visibles sur la forme d'onde. Son contenu harmonique spatial, présenté en bleu à la Figure I-14 constitué de l'harmonique de travail de rang -2, harmonique lié au nombre de paires de pôles ( $p = 2$ ), et quelques harmoniques d'amplitudes relativement peu élevées comme l'illustre le Tableau I-6.a.

En revanche, l'analyse de la FMM du bobinage dentaire Figure I-13.b ne permet pas de visualiser clairement les 4 pôles et la forme d'onde est loin de ressembler à une sinusoïde. Son contenu harmonique spatial, observé Figure I-14, est deux fois plus riche que celui du bobinage distribué. Il est constitué d'un harmonique de travail de rang -2 et de nombreux autres d'amplitudes non négligeables comme le montre le Tableau I-6.b.

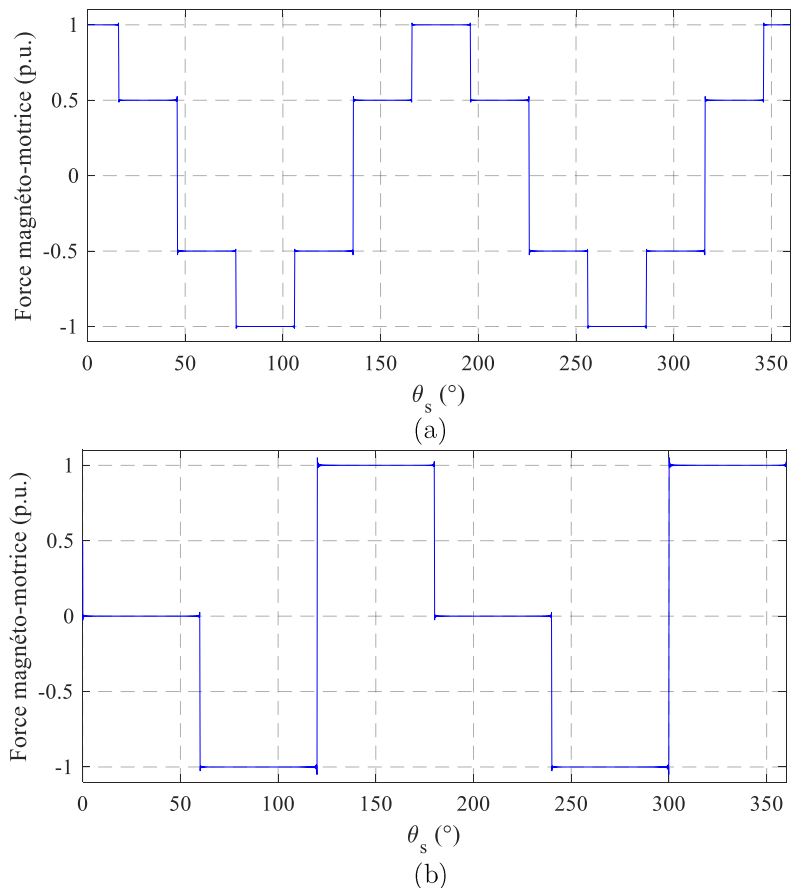


Figure I-13 : Force magnéto-motrice des bobinages comparés, (a) bobinage distribué, (b) bobinage dentaire

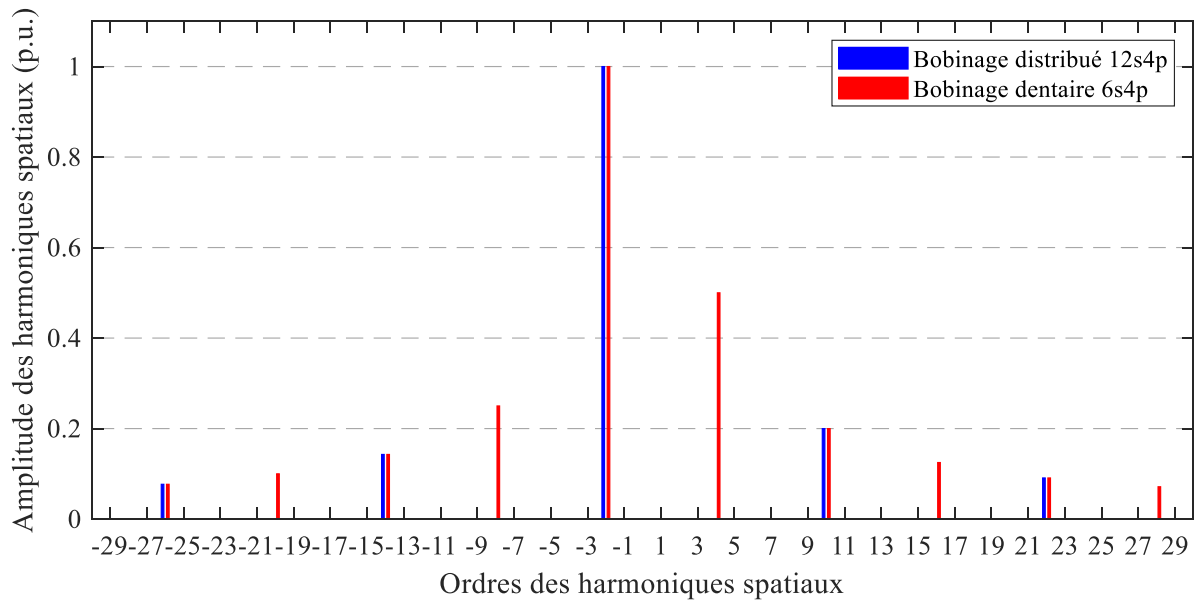


Figure I-14 : Contenu harmonique spatial de la FMM des bobinages distribués et dentaire comparés

<i>Bobinage distribué</i>		<i>Bobinage dentaire</i>	
$h$	$h/h_{travail}$ (%)	$h$	$h/h_{travail}$ (%)
<b>-2</b>	100	<b>-2</b>	100
<b>10</b>	20	<b>4</b>	50
<b>-14</b>	14,3	<b>-8</b>	25
<b>22</b>	9	<b>10</b>	20
<b>-26</b>	7,6	<b>-14</b>	14,3

Tableau I-6 : Amplitudes des harmoniques spatiaux de la FMM pour les deux bobinages comparés, (a) bobinage distribué, (b) bobinage dentaire

Dans le contexte des fonctionnements des machines électriques, la présence des harmoniques spatiaux dans la FMM engendre un certain nombre de problèmes. La seconde partie de ce chapitre est dédiée à une présentation et analyse de ces problèmes ainsi que des moyens qui permettent de les atténuer.

## II. Les bobinages dentaires dans les machines électriques

Récemment encore, la plupart des machines électriques étaient munies d'un bobinage distribué au stator. Depuis le début des années 2000, suite aux avantages cités précédemment, plusieurs études sur les bobinages dentaires dans les machines électriques font leur apparition. Ces études se sont d'abord intéressées aux machines synchrones, mais depuis, les machines asynchrones sont également concernées. Dans cette partie, nous faisons un état de l'art des études menées sur l'utilisation d'un bobinage dentaire dans les machines synchrones et plus particulièrement sur les solutions apportées au niveau de la partie statorique pour atténuer le contenu harmonique de la FMM. Ensuite, les travaux qui ont porté sur l'utilisation des bobinages dentaires dans les machines asynchrones avec les problèmes rencontrés et les solutions préconisées seront présentés.

### II.1. Les bobinages dentaires dans les machines synchrones

Les bobinages dentaires ont d'abord été étudiés pour une utilisation dans les machines synchrones et plus particulièrement dans des machines synchrones à aimants permanents (MSAP). Cela permet d'obtenir des machines avec des puissances volumiques élevées mais au dépend de quelques effets parasites tels que des pertes fer supplémentaires, des courants induits dans les aimants induisant des échauffements ou encore la génération de bruit et des vibrations [7], [15], [23]–[25]. Comme ces effets trouvent leur origine dans le riche contenu harmonique spatial de la FMM, divers travaux ont été menés tant sur la partie statorique que sur la partie rotorique afin de pallier cet inconvénient. Les solutions obtenues ont alors permis une large utilisation de bobinages dentaires dans des applications industrielles sur la base de MSAP. L'architecture statorique étant commune aux deux machines synchrone et asynchrone, il est essentiel de faire la synthèse des pistes d'améliorations préconisées dans la réduction du contenu harmonique de la FMM statorique des MASP afin de pouvoir éventuellement les adapter aux machines asynchrones.

#### II.1.a. Bobinage multicouche et variation du nombre de conducteur par encoche

Comme introduit dans la partie I.5.a.ii, deux types de bobinage dentaire existent, à simple et à double couche. Le second permet de réduire le contenu harmonique par rapport au bobinage à simple couche. C'est sur la base de ce postulat que des études de bobinages dentaires multicouches ( $>2$ ) ont été menées et ont fait l'objet de deux brevets. Un brevet déposé par Mitsubishi en 2009 [26] puis un brevet déposé par *Dajaku* en 2010 [27].

Plusieurs références bibliographiques ont découlé de ces brevets. Nous pouvons citer les travaux d'*Alberti et al.* en 2013 [28] qui utilisent la méthode du "Star of slot (SoS)". Cette méthode a auparavant été développée par *Bianchi et al.* en 2006 pour permettre de maximiser le coefficient de bobinage d'un bobinage dentaire et donc de maximiser la valeur moyenne du couple



de la machine [13]. Dans les travaux menés par *Alberti et al.*, les auteurs ont utilisé deux SoS et ont appliqué un angle spécifique entre les deux SoS. Chaque encoche abrite non plus 2, mais 4 bobines. Cela a permis de réduire le contenu harmonique spatial de la FMM et par conséquent l'ondulation de couple de la machine tout en gardant une valeur moyenne du couple similaire à celle d'un bobinage double couche.

Avec le même objectif de réduction du contenu harmonique spatial de la FMM statorique, nous pouvons citer les travaux de *Reddy et al.* en 2014 [29] ou encore ceux de *Cistelecan et al.* en 2010 qui font l'objet de bobinages multicouches avec un nombre variable de spires par bobine [30]. Un processus d'optimisation a été utilisé avec la même approche dans les travaux de *Nordaunet* en 2013 [31]. Les résultats montrent un intérêt certain à combiner un bobinage multicouche à un nombre variable de spires par bobine afin de rendre la FMM la plus sinusoïdale possible et donc de réduire au mieux le contenu harmonique spatial. Cependant, nous pouvons émettre une réserve quant à la faisabilité d'un tel bobinage dans le cadre d'un processus d'automatisation industriel.

### II.1.b. Réparation non régulière des encoches statoriques

Les encoches statoriques des machines électriques sont généralement régulièrement réparties sur la circonférence du stator. Le pas dentaire statorique est alors dit régulier. Or, la répartition spatiale des bobines au sein du stator est la cause principale du riche contenu harmonique spatiale de la FMM. Un pas dentaire variable pourrait alors constituer une solution envisageable pour réduire l'amplitude de certains harmoniques. Cette idée se retrouve dans les travaux de *Bekka et al.* en 2014 et 2016 [32], [33]. Pour cela, les auteurs ont utilisé un algorithme génétique multiobjectif afin de réduire le THD de la FMM et de maximiser le coefficient de bobinage. Les résultats, Figure I-15.a, montrent qu'une répartition non régulière des encoches au stator permet de réduire le THD tout en conservant un coefficient de bobinage similaire. De plus, un classement des solutions est observé selon le nombre d'encoches par pôle et par phase, ce qui fait apparaître un front de Pareto. En effet, plus il est élevé et plus le THD est faible mais avec un coefficient de bobinage dégradé. Le front de Pareto illustre clairement qu'il est difficile d'obtenir un bobinage dentaire avec un coefficient élevé (le plus proche de 1) tout en ayant un faible THD de la FMM. La Figure I-15.b propose une vue en coupe de la solution du front notée "Point 2". La non-régularité du pas dentaire est clairement identifiée avec tout de même la présence d'une périodicité spatiale sur  $1/6^{\text{ième}}$  de la machine.

L'étude faite par *Cros et al.* en 2002, affirme qu'une répartition non régulière des encoches statoriques permet de réduire l'ondulation de couple et donne de meilleures performances qu'une machine à bobinage distribué classique sur l'exemple présenté [17].

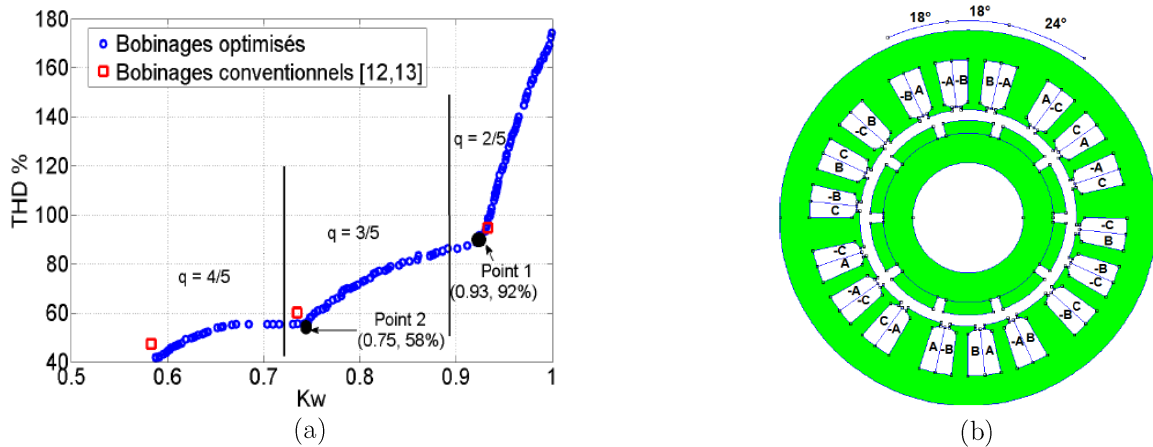


Figure I-15 : Répartition non régulière des encoches statoriques, (a) résultats de l'optimisation multiobjectif, (b) bobinage optimisé "Point 2" avec une position relative pour 3 encoches [32]

### II.1.c. Ajout d'un second bobinage au stator

L'utilisation de deux bobinages décalés d'un angle bien spécifique est un moyen très efficace et générique de réduire le contenu harmonique spatial de la FMM et notamment pour supprimer un ou les sous-harmoniques (harmonique de rang inférieur à celui de l'harmonique principal). Cette méthode requiert l'ajout d'encoches au stator par rapport au bobinage dentaire classique et une connexion étoile-triangle est souvent privilégiée malgré l'inconvénient que cela engendre au niveau du nombre de spires à attribuer pour chacun des bobinages [34]–[36]. L'étude de *Abdel-Khalik et al.* en 2016 [37] conserve néanmoins le même nombre d'encoches au stator que le bobinage classique. L'ajout d'un second bobinage au stator connecté en étoile-triangle nécessite alors un bobinage multicouche à 4 couches dans le cas de cette étude.

### II.1.d. Barrières de flux

Les moyens pour réduire l'impact des harmoniques d'espace d'un bobinage dentaire sur les performances des machines évoqués jusqu'à présent se sont focalisées sur le bobinage et donc le contenu harmonique de la FMM qu'il génère lorsqu'il est alimenté. Certaines études s'intéressent directement à la distribution du flux au stator et au chemin parcouru par le champ au sein du circuit magnétique. La grandeur physique étudiée n'est donc plus la FMM statorique, mais l'induction dans l'entrefer générée par le bobinage du stator et son contenu harmonique spatial. Une solution pour réduire le contenu harmonique de l'induction est d'utiliser des barrières de flux au stator. Cela se traduit soit par des entrefers supplémentaires, des trous dans les tôles magnétiques, une faible épaisseur de culasse ou bien encore un matériau de faible perméabilité magnétique. L'objectif est de modifier le circuit magnétique afin de privilégier des chemins spécifiques pour le champ magnétique [31].

Les résultats obtenus avec cette méthode sont assez mitigés. L'étude de *Nordauet* en 2013 montre des saturations locales dues à la faible section de fer et engendre une ondulation de couple importante [31]. De plus, le champ magnétique étant tournant et variant en permanence au cours du temps, les barrières de flux optimales à un instant donné ne le sont plus à l'instant suivant.

Les conclusions de l'étude de *Yokoi et al.* en 2018 sont totalement différentes. En effet, les auteurs étudient différentes positions des barrières de flux et montrent ainsi leur réel intérêt. La valeur moyenne du couple est supérieure à la machine sans barrières et une légère réduction de l'ondulation de couple est notée [38]. Un prototype, présenté à la Figure I-16, a également été réalisé et a confirmé l'étude théorique.

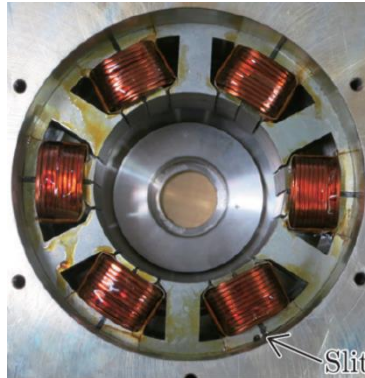


Figure I-16 : Prototype avec barrière de flux [38]

Cette solution peut donc être envisagée tout en restant prudent quant à son efficacité selon la structure du stator choisi (nombre de dents, nombre de phases, bobinage simple ou double couche, ...), car les tendances sont différentes pour les deux études discutées précédemment.

### II.1.e. Synthèse sur les bobinages dentaires dans les machines synchrones

L'utilisation d'un bobinage dentaire dans les MS engendre plusieurs effets parasites. Cela se traduit par de pertes fer supplémentaires, des courants induits dans les aimants induisant des échauffements ou encore la génération de bruit et des vibrations auxquels un certain nombre d'études apportent des solutions, surtout au niveau du stator et de son bobinage [7], [23]–[25], [39], [40]. Le bobinage multicouche, l'ajout d'un second bobinage connecté en étoile-triangle, un pas dentaire statorique non régulier, ou encore un nombre de spires différent par bobine sont autant de solutions permettant d'agir sur le contenu harmonique spatial de la FMM.

Toutefois, une réserve doit être émise sur les conclusions. En effet, les différentes études citées précédemment montrent qu'un contenu harmonique spatial de la FMM n'assure pas forcément de meilleures performances de la machine, tant sur la valeur moyenne du couple que sur son ondulation [19], [37].

Cela montre l'intérêt de traiter la globalité de la machine (stator et rotor) d'autant plus que, contrairement à une MS où la FMM rotor est issue des aimants, pour une MAS à cage d'écureuil, la FMM est issue des courants induits par le stator au rotor de la machine. Il y a donc une forte interaction entre les parties statorique et rotorique de la machine. La partie suivante fait l'état de l'art des travaux menés sur les MAS à bobinage dentaire.

## II.2. Les bobinages dentaires dans les machines asynchrones

Contrairement aux machines synchrones, l'étude de la possibilité d'utiliser des bobinages dentaires dans les machines asynchrones est assez récente avec un nombre de références bibliographiques très limité. Ceci s'explique en partie par la complexité du problème. En effet, les harmoniques spatiaux dus aux bobinages dentaires ont des effets beaucoup plus significatifs sur les performances des machines asynchrones et notamment à cage d'écureuil. Dans les paragraphes suivants, les effets indésirables introduits par les bobinages dentaires dans les machines asynchrones et révélés par les différentes études seront discutés. Les quelques solutions techniques apportées à ce jour seront également présentées.

### II.2.a. Problématiques et verrous scientifiques

Afin de mettre en évidence les problèmes liés à l'utilisation d'un bobinage dentaire au stator d'une machine asynchrone, une étude comparative entre une machine asynchrone à bobinage statorique distribué et une à bobinage dentaire a été menée par *Bacher et al.* en 2015 [41]. Pour ce faire, en gardant le même rotor à 28 barres rotorique, deux stators ont été utilisés. Le premier avec un bobinage distribué à 36 encoches et le second avec un bobinage dentaire à 9 encoches. Dans un premier temps, les auteurs mettent en évidence le problème au démarrage de la machine. Sur la Figure I-17.a sont représentées les évolutions de la vitesse en fonction du temps dans le cas de la machine avec un bobinage distribué (en rouge) et avec un bobinage dentaire (en bleu) lors du démarrage à vide. Nous observons clairement la faible accélération et une vitesse qui atteint seulement à 25% de la vitesse de synchronisme [41]. Les auteurs imputent cela à la présence de l'harmonique d'espace de rang 12 dans la FMM stator comme le montre la Figure I-18. La comparaison de la caractéristique couple/vitesse pour les deux machines (Figure I-17.b) montre que dans le cas du bobinage dentaire, le couple est très largement diminué sur toute la plage de vitesse. Cela serait dû, d'après les auteurs, à la présence de l'harmonique d'espace de rang 6. Le couple moyen est même nul à environ 25% de la vitesse de synchronisme.

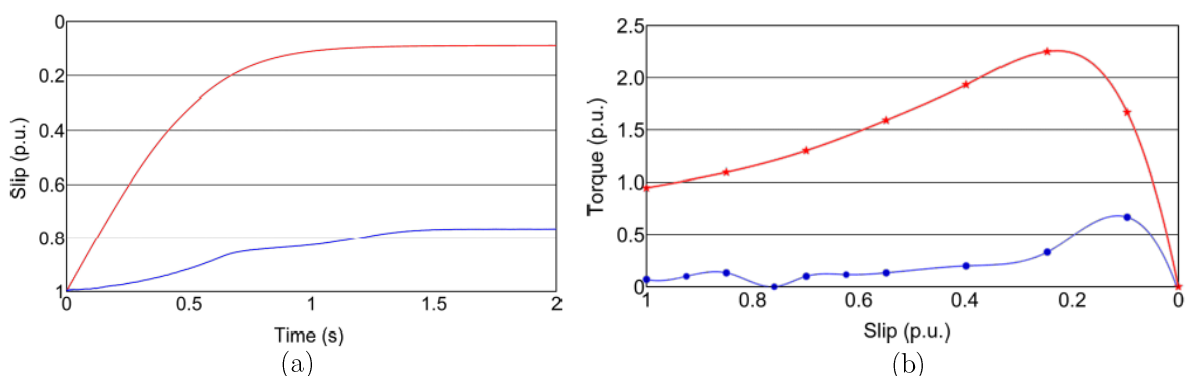


Figure I-17 : Comparaison entre une machine asynchrone à bobinage distribué et dentaire [41], (a) au démarrage, (b) caractéristique couple en fonction de la vitesse

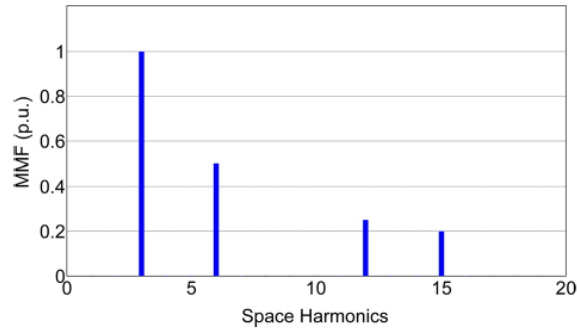


Figure I-18 : FMM stator du bobinage dentaire 9 encoches [41]

Enfin, la comparaison des pertes des deux machines présentées Figure I-19 pour un courant équivalent dans les deux machines montre des pertes Joule au stator ("stranded") et des pertes fer stator et rotor ("core") identiques. En revanche, les pertes Joule au rotor ("solid") sont presque six fois plus importantes dans le cas de la machine à bobinage dentaire. Ce dernier point n'est pas justifié par les auteurs.

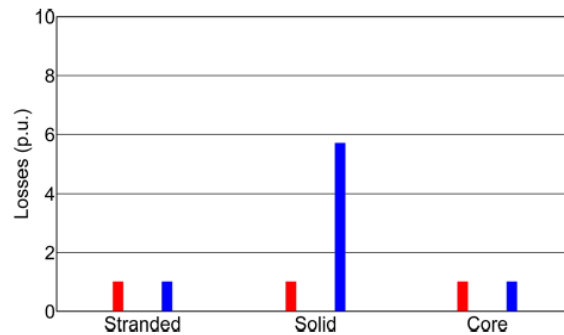


Figure I-19 : Comparaison des pertes entre la machine à bobinage distribué et celle à bobinage dentaire [41]

Une autre étude comparative entre plusieurs machines asynchrones avec des bobinages distribué et dentaire a été effectuée par *El-Refai et al.* en 2008 [42]. Les auteurs se sont particulièrement intéressés à l'influence des harmoniques d'espace présents dans la FMM stator sur la caractéristique couple/vitesse en régime non saturé. La Figure I-20 montre que pour un bobinage distribué classique, les harmoniques d'espace n'ont pas ou très peu d'influence sur la caractéristique totale du couple en fonction de la vitesse (Figure I-20.a) grâce à la faible amplitude de ces amplitudes. Ceci n'est pas le cas des différentes machines à bobinage dentaire présentées sur les Figure I-20.b à d. En effet, la présence des harmoniques d'espace d'amplitude importante déforme l'allure de la caractéristique avec des exemples extrêmes illustrés Figure I-20.c et Figure I-20.d où le couple de démarrage est négatif avec des valeurs très faibles comparées à celle de la machine à bobinage distribué.

Les mêmes caractéristiques en tenant compte de la saturation des machines aboutissent à des conclusions identiques. Les effets indésirables des harmoniques d'espace s'en retrouvent même accentués comme montré sur la Figure I-21 où les couples des machines à bobinage dentaire avec le nombre d'encoches par pôle et par phase  $q = 2/5$  simple et double couche sont pris pour exemple.

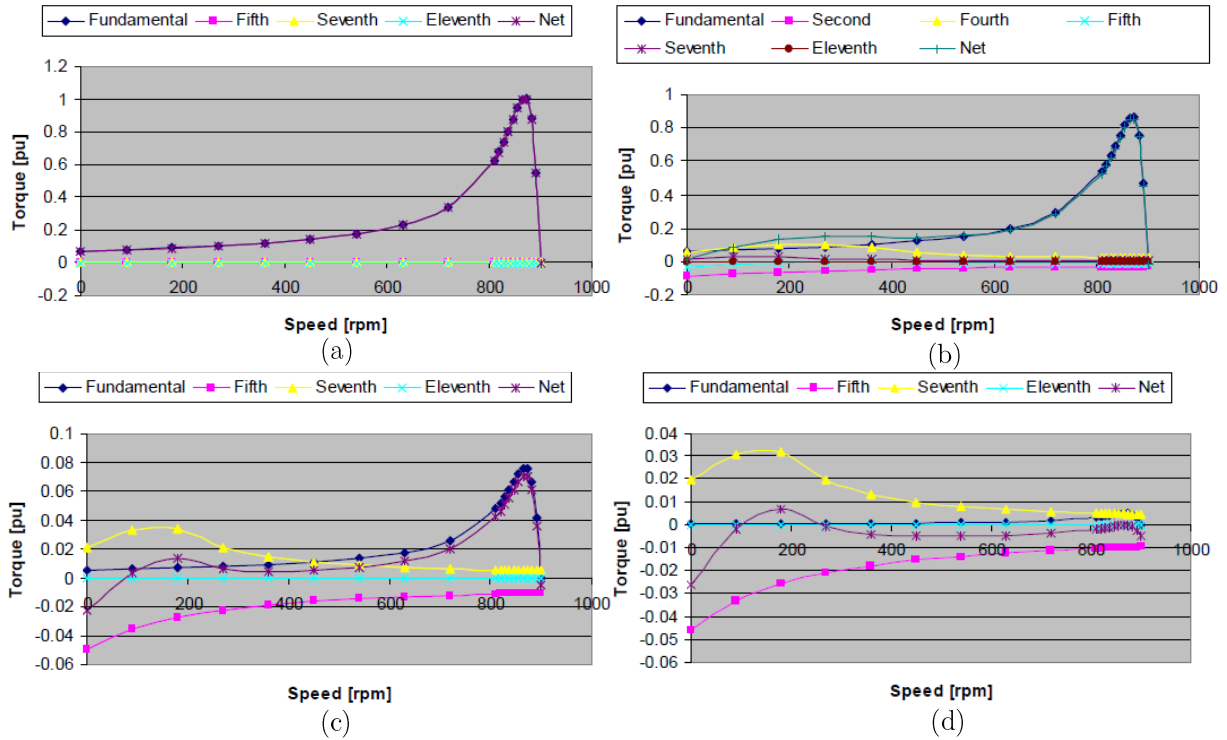


Figure I-20 : Caractéristiques couple en fonction de la vitesse des machines en régime non saturé avec différents bobinages et nombre d'encoches par pôle et par phase, (a) distribué  $q = 2$ , (b) dentaire  $q = 1/2$ , (c) dentaire  $q = 2/5$  simple couche, (d) dentaire  $q = 2/5$  double couche [42]

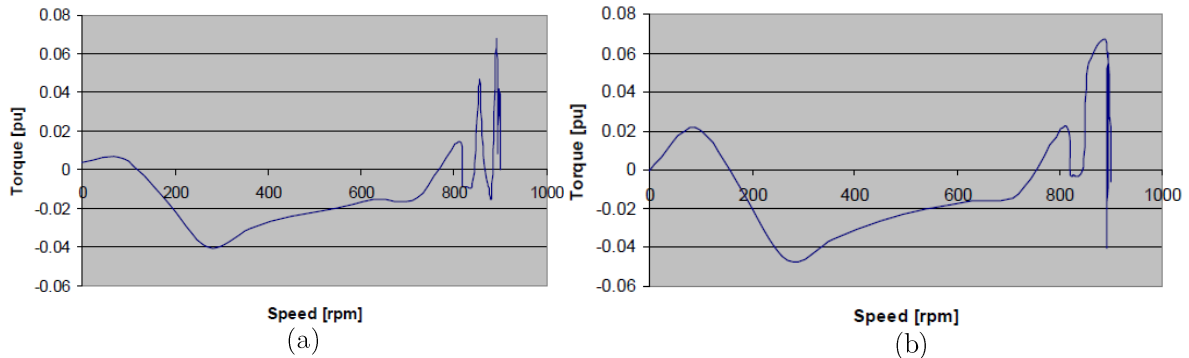


Figure I-21 : Caractéristiques couple en fonction de la vitesse des machines en régime non saturé avec différents bobinages et nombre d'encoches par pôle et par phase, (a) dentaire  $q = 2/5$  simple couche, (b) dentaire  $q = 2/5$  double couche [42]

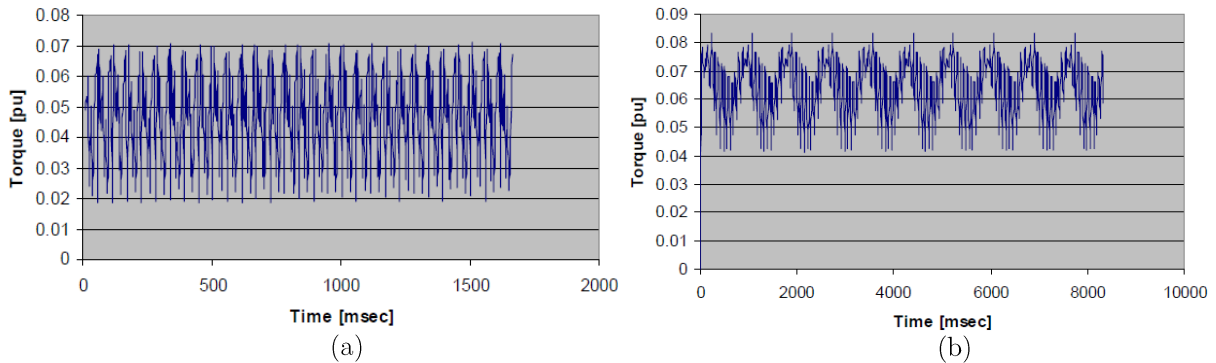


Figure I-22 : Couple instantané, (a) dentaire  $q = 2/5$  simple couche, (b) dentaire  $q = 2/5$  double couche [42]

Dans cette étude, l'évolution temporelle du couple montre également de fortes ondulations liées aux harmoniques d'espace. Ces ondulations sont assez importantes, de l'ordre de 85 % pour

la machine simple couche et de 60 % pour la machine double couche comme présenté à la Figure I-22. Une modulation du couple due aux harmoniques d'espace du bobinage est également constatée sur la Figure I-22.b.

Ces deux études comparatives mettent en évidence de façon claire les problématiques liées à l'utilisation d'un bobinage dentaire au stator d'une machine asynchrone à cage d'écureuil. L'utilisation potentielle de ce type de bobinage pour les machines asynchrones nécessite donc de bien appréhender les phénomènes physiques indésirables afin de trouver des alternatives pour les atténuer voir de les éliminer. Dans ce qui suit, les solutions proposées tant sur le bobinage statorique et son alimentation que sur la topologie du rotor vont être recensées de la manière la plus exhaustive possible.

Il est à noter que l'optimisme quant au développement des machines asynchrones à bobinage dentaire n'est pas partagé par l'ensemble de la communauté scientifique. Ainsi, *Bacher et al.* doutent de voir un jour ce type de machine dans un contexte industriel. "*Même si des solutions pourraient être trouvées, les contraintes industrielles telles que le coût ou bien les processus de fabrication ne permettraient pas à ce type de machine de voir le jour*" [41].

## II.2.b. Le bobinage statorique

La problématique étant liée au contenu harmonique spatial de la FMM statorique, plusieurs études ont tout naturellement porté sur le bobinage statorique afin d'atténuer voir annuler l'amplitude des harmoniques indésirables.

### II.2.b.i. Ajout d'un second bobinage au stator

Afin de réduire le contenu harmonique de la FMM statorique, *Desbiens* [43] propose d'ajouter un second bobinage au stator soit par le biais de l'ajout de bobines intercalées dans le premier bobinage ou bien en ajoutant un second bobinage dont le nombre de paires de pôles est égal à l'harmonique spatial que l'on souhaite éliminer [43]. Le premier cas induit une nette amélioration du contenu harmonique et le second permet bien d'éliminer l'harmonique ciblé. Néanmoins, dans les deux cas, l'amplitude de l'harmonique de travail est très largement atténuée.

En s'appuyant sur les travaux de *Dajaku et al.* [34] sur une MSAP, l'étude menée par *Moros et al.* [44] montre qu'en augmentant le nombre d'encoche au stator pour y ajouter un second bobinage ayant le même nombre de paires de pôles, mais décalé d'un angle bien choisi permet à la fois d'éliminer le sous-harmonique d'espace, mais aussi de décaler spatialement les harmoniques d'espace comme l'illustre la Figure I-23.b. Les deux bobinages n'ont pas nécessairement le même nombre de spires, et cela est d'autant plus nécessaire quand ils sont connectés en étoile-triangle comme illustré à la Figure I-23.c. En effet, lors de l'alimentation de la machine, le courant dans le bobinage connecté en étoile sera  $\sqrt{3}$  fois plus élevé que celui du bobinage connecté en triangle. Le nombre de spires du bobinage connecté en étoile doit alors être

$\sqrt{3}$  fois moins élevé que celui du bobinage en triangle afin que les deux bobinages génèrent les même ampères-tours.

De plus, avec cette approche, il est montré que les pertes Joule stator et rotor de la machine sont réduites, ce qui aboutit à une augmentation jusqu'à 6% du rendement de la machine étudiée [44].

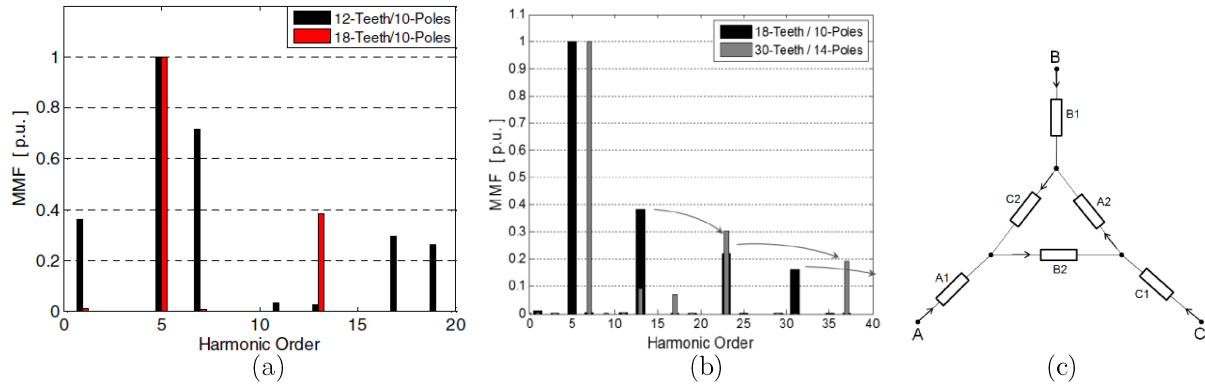


Figure I-23 : Contenu harmonique spatial de la FMM avec un ajout d'un second bobinage, (a) [34], (b) [44], (c) connexion étoile-triangle [44]

Cette méthode présente un réel impact sur la réduction du contenu harmonique spatial de la FMM, mais elle est difficile à mettre en œuvre tant sur le nombre différent de spires pour les deux bobinages que pour la connexion des bobines. Le processus de fabrication est donc plus complexe à industrialiser.

### II.2.b.ii. Deux couches d'encoches stator

Une machine asynchrone avec deux couches d'encoches stator et un rotor extérieur est étudiée par *Sunderam et al.* [45]. Afin de réduire le contenu harmonique spatial de la FMM stator, les auteurs ont utilisé un bobinage multicouche et un nombre de spires différent pour chaque bobine comme présenté sur la Figure I-24.a. Les auteurs montrent qu'ils obtiennent une induction totale dans l'entrefer, en bleu, Figure I-24.b, similaire à celle, en rouge, d'une machine avec un bobinage distribué. Il est toutefois à noter que les auteurs ont eu recours au vrillage du rotor afin d'éliminer un harmonique spatial supplémentaire.

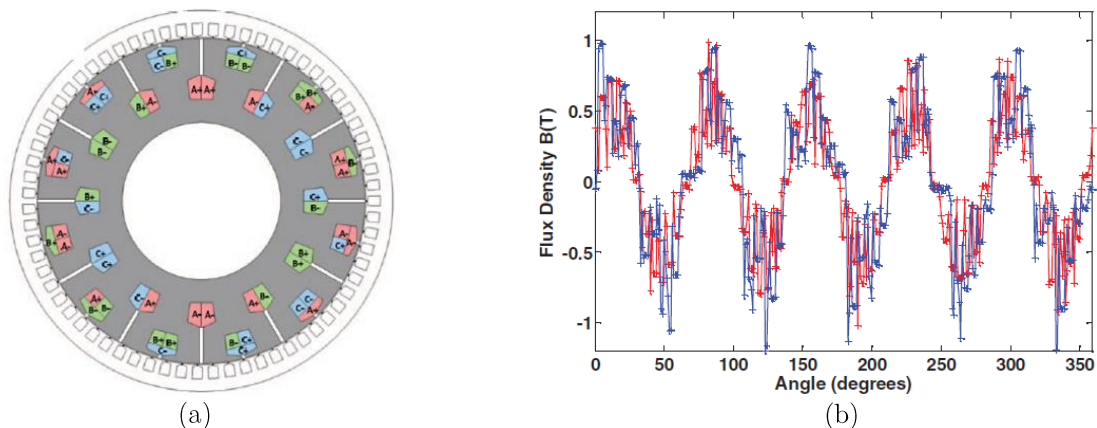


Figure I-24 : Machine asynchrone deux couches d'encoches stator, (a) bobinage, (b) induction dans l'entrefer [23]



## II.2.b.iii. Toutes les phases sont bobinées sur chacune des dents statoriques

Dans la littérature, nous retrouvons également une étude récente (2017) menée par *Sakai et al.* [46] qui proposent que chaque dent soit bobinée par toutes les phases de la machine comme illustré sur la Figure I-25.a. Le nombre de spires de chacune des bobines sur la dent est différent, mais le nombre total de spires par phase est identique. Sur la base de cette approche, les résultats relatifs à une machine triphasée montrent une diminution de l'ondulation de couple, mais au détriment de la valeur moyenne du couple. Cette réduction de l'ondulation de couple est expliquée par un contenu harmonique qui est moins riche dans les courants de barres.

En revanche, les auteurs montrent que le couple au démarrage est quasiment nul, ce qui laisse penser que le problème au démarrage dû aux harmoniques d'espace du bobinage n'est pas résolu avec la méthode proposée. Un autre type de bobinage concentré est également étudié. Il s'agit du bobinage toroïdal dans lequel, les bobines ne sont plus enroulées autour des dents, mais autour de la culasse du stator comme le montre la Figure I-25.b. Les conclusions sont identiques à celles obtenues avec le bobinage dentaire, à savoir une atténuation de l'ondulation de couple conjuguée à celle de sa valeur moyenne. Toutefois, il est noté qu'avec le bobinage toroïdal, le couple moyen est plus élevé qu'avec le bobinage dentaire.

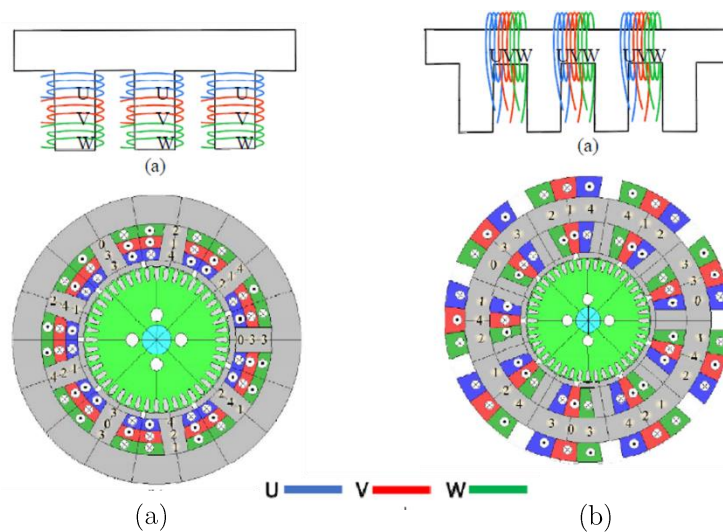


Figure I-25 : Bobinage où toutes les phases sont bobinées sur chacune des dents statoriques, (a) bobinage dentaire, (b) bobinage toroïdal [46]

Pour remédier à cette réduction du couple moyen, les auteurs ont mené la même étude, mais en augmentant à 9 le nombre de phases de la machine. Les résultats montrent que cela permet de maintenir la valeur moyenne du couple tout en réduisant son ondulation grâce au bobinage de toutes les phases sur chaque dent ou culasse.

Dans le cas d'un bobinage dentaire, l'effet de l'augmentation du nombre de phases de la machine a également été étudié par *Toliat et al.* en 1991 [47]. Il a été alors montré qu'un bobinage polyphasé (supérieur à 3) permet de réduire le contenu harmonique de la FMM grâce notamment au fait que la machine puisse être subdivisée en machines fictives, ce qui n'est pas possible avec un bobinage triphasé.

## II.2.b.iv. Bobinage concentré non dentaire

Enfin, une étude en 2020 de *Rezazadeh et al.* propose un bobinage que les auteurs qualifient de pseudo-dentaire [48]. Sur le principe des poupées russes comme le montre la Figure I-26.a, la première bobine est bobinée autour d'une dent, la deuxième autour de la première et ainsi de suite. Le bobinage utilisé est à 6 phases avec 4 couches, c'est-à-dire 4 bobines par encoche. Comme évoqué précédemment, un nombre de phases supérieur à 3 ou encore un bobinage multicouche permet de réduire le contenu harmonique spatial de la FMM. Le bobinage adopté dans l'étude combinant les deux avantages, il permet d'obtenir une FMM similaire à celle qui peut être obtenue avec un bobinage distribué comme le montre la Figure I-26.b. Les auteurs montrent à l'aide d'une approche analytique, par modélisation numérique, mais aussi expérimentalement que l'on retrouve une caractéristique de couple/vitesse similaire à celle d'un bobinage distribué (Figure I-26.c). En effet, la forme d'onde de la FFM stator étant proche de celle d'un bobinage distribué, le problème au démarrage ne se pose plus. Le principal inconvénient de ce type de bobinage réside dans la longueur des têtes de bobines qui est proche de celle d'un bobinage distribué, ce qui réduit de fait l'intérêt de cette structure de bobinage.

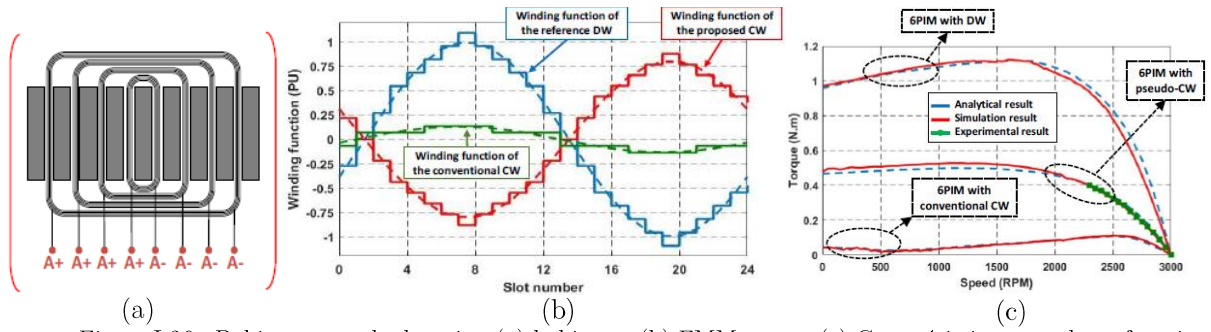


Figure I-26 : Bobinage pseudo-dentaire, (a) bobinage, (b) FMM stator, (c) Caractéristique couple en fonction de la vitesse [48].

## II.2.c. Alimentation du bobinage statorique

La FMM stator étant spatio-temporelle, il serait possible de réduire le contenu harmonique spatial de la FMM par le biais de l'alimentation du bobinage. À titre d'exemple, l'alimentation d'un bobinage triphasé par un système de courants triphasés équilibrés annule tous les harmoniques spatiaux de la FMM multiple de trois ( $h_3, h_6, h_9, h_{12}, \dots$ ) même s'ils sont présents dans le contenu harmonique de la fonction de bobinage.

Sur cette base, *Desbiens* propose d'alimenter, en opposition de phase, le bobinage par une seconde alimentation d'amplitude égale à celle de l'harmonique spatial indésirable et dont la pulsation serait égale au rang de l'harmonique indésirable [43]. Ainsi, dans le cas d'un harmonique spatial 5 représentant 20 % de l'harmonique de travail, la seconde alimentation aurait une amplitude de 20 % par rapport à la première avec une pulsation à  $\omega_2 = 5\omega_1$ ,  $\omega_1$  étant la pulsation de la première alimentation. L'auteur met en évidence l'efficacité de cette approche dans le cas d'un fonctionnement à rotor bloqué ainsi qu'en rotation. Toutefois, cela ne semble valable que pour quelques positions spatiales du rotor. En effet, comme indiqué dans l'étude, les champs

tournants évoluent dans le temps, l'harmonique 5 de la FMM créée par la première alimentation n'est pas toujours compensé par la FMM créée par la seconde alimentation. Il est même montré que pour certaines positions du rotor, lors de sa rotation, l'amplitude de l'harmonique 5 de la FMM s'en retrouve multipliée par deux. En fin de compte, cette approche n'est valable que pour 4 positions du rotor, en quadrature les unes par rapport aux autres. L'auteur a également étudié l'influence du déphasage de la seconde alimentation par rapport à la première, mais cela aboutit aux mêmes conclusions.

Concernant l'alimentation des bobinages statoriques dans le contexte des machines asynchrones, outre le fait qu'un bobinage polyphasé (supérieur à 3) permet d'avoir un contenu harmonique de la FMM moins riche, l'étude de *Toliyat et al.* en 1991, montre que la forme des courants d'alimentation ( $q > 3$ ) peut avoir une influence [47]. En effet, l'auteur fait une étude sur l'angle électrique d'alimentation des phases et montre que cela permet de réduire le contenu spatio-temporel de la FMM. Comparé à une alimentation classique, le niveau de saturation de la machine est moins élevé. Pour retrouver un niveau de saturation similaire à une alimentation classique, la vitesse doit être augmentée et l'auteur note un gain jusqu'à 10 % de la valeur moyenne du couple.

## II.2.d. Structure rotorique

Les paragraphes précédents ont porté uniquement sur des solutions appliquées au stator, et plus particulièrement sur le bobinage et son alimentation. D'autres études se sont focalisées sur de potentielles solutions appliquées à la partie rotorique.

### II.2.d.i. Vrillage du rotor

Une pratique courante que l'on retrouve dans les machines asynchrones à bobinages distribués classiques est le vrillage du rotor. Cette technique permet de supprimer un harmonique d'espace, souvent dû à la denture statorique et responsable pour une grande partie de l'ondulation du couple. Les barres sont alors inclinées d'un angle bien spécifique correspondant à l'harmonique spatial que l'on souhaite éliminer. Comme l'illustre la Figure I-27, au sein d'une même barre, le flux statorique vu par une portion de barre est différent. Un courant induit différent va donc se créer dans chacune des portions de la barre. Le vrillage se comporte alors comme un filtre vis-à-vis de l'harmonique spatial.

Dans le contexte des machines asynchrones à bobinage dentaire, plusieurs travaux *Chal et al.* en 2006 [49], *Jung et al.* en 2007 [50] et *Bacher et al.* en 2015 [41] ont porté sur l'utilisation du vrillage rotorique. Les bénéfices de cette approche se retrouvent aussi bien sur l'induction dans l'entrefer comme illustré Figure I-28.a que sur la caractéristique du couple en fonction de la vitesse Figure I-28.b. Cette méthode étant efficace, elle n'en est pas moins la dernière solution à envisager lors de la conception d'une machine asynchrone. En effet, il est préférable que cette dernière soit dimensionnée de façon optimale dans un premier temps et ensuite avoir recours au vrillage seulement à l'étape finale.

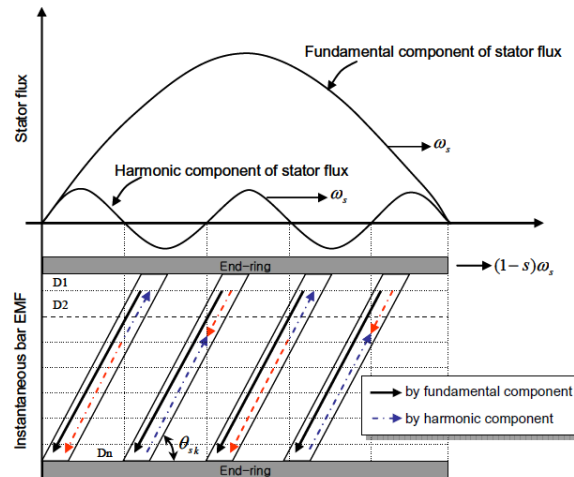


Figure I-27 : Principe du vrillage du rotor [50].

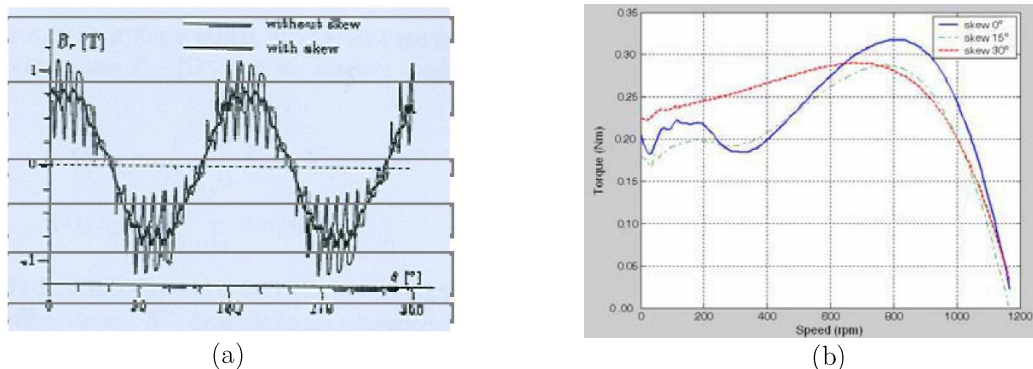


Figure I-28 : Effet du vrillage du rotor, (a) sur l'induction dans l'entrefer, (b) sur la caractéristique couple en fonction de la vitesse [50].

### II.2.d.ii. Rotor muni d'une frette conductrice

Généralement, les cages d'écureuil des machines asynchrones sont composées de barres en aluminium ou en cuivre court-circuitées par deux anneaux à leurs extrémités. Ces barres sont le siège de courants induits dont le champ résultant interagit avec celui du bobinage statorique pour ainsi créer le couple et entraîner la machine en rotation. Dans le cas de fonctionnement à grandes vitesses, des contraintes mécaniques fortes limitent alors leurs utilisations. Des rotors massifs ou munis d'une frette conductrice peuvent alors être utilisés [51]. Le rotor, Figure I-29, est constitué d'un matériau ferromagnétique massif avec une fine couche de matériau conducteur (cuivre ou aluminium) autour afin de permettre la circulation des courants induits. L'épaisseur de ce matériau conducteur est comprise entre 2,0 mm et 2,5 mm. Sa perméabilité pouvant être considérée comme de l'air, l'entrefer total de la machine se retrouve alors plus élevé. Dans le cadre du brevet [51], la machine étant destinée à la haute vitesse, un entrefer élevé n'est pas dérangeant car généralement l'induction est réduite dans ce type de machine pour réduire les pertes fer.

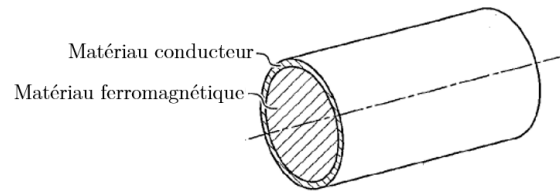


Figure I-29 : Rotor avec frette magnétique [51].

### II.2.e. Synthèse sur les machines asynchrones à bobinage dentaire

Le Tableau I-7 fait la synthèse de l'état de l'art établi sur les machines asynchrones à bobinage dentaire.

Cette synthèse met en évidence l'intérêt suscité ces dernières années pour l'utilisation des bobinages dentaires dans les machines asynchrones. Les études analysent les problèmes engendrés par les bobinages dentaires et certaines proposent également des solutions techniques. En effet, des études se sont intéressées à la topologie du stator et de son bobinage, d'autres se sont focalisés sur l'alimentation du bobinage et enfin, les dernières ont visé la structure rotorique.

Cependant, chacun de ces trois axes d'étude a été traité séparément. Dans le cadre de ces travaux de recherche, nous avons jugé intéressant de travailler à la fois sur la partie statorique, mais aussi sur la partie rotorique afin de traiter le problème dans sa globalité.

	<i>Bobinage statorique</i>			<i>Alimentation du bobinage statorique</i>		<i>Structure du rotor</i>		
	Augmenter le nombre de phases [47]	Bobinage toroïdal [46]	Toutes les phases sont bobinées sur une dent [46]	Ajout d'un second bobinage [43], [44]	Double alimentation [43]	Pulsation des courants d'alimentation [47]	Vrillage du rotor [41], [49], [50]	Frette magnétique [51]
Contenu harmonique de la FMM	+	X	X	+	-	+	X	+
Fondamental FMM	-	X	X	-	-	-	X	X
Valeur moyenne du couple	+	+	-	X	X	+	-	X
Ondulation de couple	+	+	+	X	X	+	+	X
Courant dans les barres	+	X	+	X	X	=	X	X
Couple au démarrage	X	-	-	X	X	X	+	X
Pertes	X	X	X	+	X	X	X	X
Saturation magnétique	X	X	X	X	X	+	X	X
Mesures sur prototypes	Non	Non	Non	Non	Non	Oui	Oui	Non

Tableau I-7 : Synthèse de l'état de l'art pour les machines asynchrones à bobinage dentaire.

Légende :

+ : Effet positif

- : Effet négatif

X : Non traité dans l'article

### **III. Synthèse générale sur l'état de l'art**

Ce premier chapitre a permis d'appréhender de façon plus claire et a mis en exergue les enjeux des bobinages dentaires dans les machines électriques et plus particulièrement dans les machines asynchrones au travers d'un état de l'art le plus exhaustif possible.

Dans un premier temps, nous avons vu les différents bobinages utilisés dans les machines électriques. Cela a permis de montrer l'intérêt d'utiliser un bobinage dentaire. En effet, la faible longueur des têtes de bobines permet de réduire les pertes Joule au stator, ce qui a un impact sur les performances de la machine, et permet de réduire la quantité de cuivre utilisé, ce qui a un impact direct sur le coût de fabrication. Par ailleurs, le processus de fabrication est nettement plus simple que celui d'un bobinage distribué. Tous ces atouts en font un bobinage très intéressant pour une machine électrique.

Toutefois, les bobinages dentaires ont également des inconvénients dont le plus important est le contenu harmonique spatial de la FMM qui est bien plus riche que pour un bobinage distribué. Outre la présence de l'harmonique de travail, des harmoniques spatiaux de rang supérieur, mais également de rang inférieur, appelé sous-harmoniques sont présents. Les champs tournants créés par ces harmoniques ne tournent pas à la même vitesse ni même parfois dans le même sens que celui de l'harmonique de travail, modifiant ainsi le fonctionnement et/ou les performances des machines électriques.

Les travaux menés sur l'utilisation des bobinages dentaires dans les MSAP ont, dans un premier temps, fait l'objet d'une attention particulière en raison de similarités potentielles dans l'optique de leur utilisation dans une MAS. Dans le cas de MSAP, les bobinages dentaires induisent des effets indésirables tels que des pertes fers, des courants induits dans les aimants, du bruit et des vibrations. Leurs origines étant la présence des harmoniques spatiaux de la FMM du bobinage statorique, nous nous sommes intéressés aux études menées sur la partie statorique et son bobinage ayant pour objectif de réduire le contenu harmonique spatial de la FMM. Des solutions avec des résultats probants ont été testées tels le bobinage multicouche ou l'ajout d'un second bobinage. Certaines de ces approches peuvent constituer une source d'inspiration pour les MAS.

Enfin, dans le contexte des machines asynchrones à cage d'écureuil, les harmoniques d'espaces créent un certain nombre de problèmes. Ces machines ont une difficulté de démarrage due à un faible couple à basse vitesse causée par la présence des harmoniques d'espace et peuvent avoir une ondulation de couple importante. L'étude des machines asynchrones à bobinage dentaire étant assez récente, peu de références sont présentes dans la littérature. Toutefois, nous pouvons les classer en trois catégories : celles qui sont dédiées au stator, celles qui portent sur l'alimentation du bobinage et enfin les dernières qui se focalisent sur la topologie du rotor. Chacune d'elles aboutit à des solutions encourageantes s'inspirant parfois des travaux effectués sur les MS comme l'ajout d'un second bobinage connecté en étoile-triangle.

D'après ces études, une MAS à bobinage dentaire avec de bonnes performances ne se limite pas à l'assemblage d'un rotor à cage avec un bobinage dentaire au stator. Il faut concevoir la machine en agissant à la fois sur la partie statorique (bobinage et contenu harmonique spatial de la FMM), et sur la partie rotorique (structure de la cage d'écuriel).

À la suite de cet état de l'art, plusieurs questions se posent :

- ✓ Quel est l'impact des harmoniques spatiaux du bobinage sur les courants de barres, l'induction dans l'entrefer, le couple ou encore son ondulation ?
- ✓ Comment réduire voire éliminer l'impact de ces harmoniques dans le contexte des machines asynchrones ?
- ✓ N'est-il pas plus judicieux de travailler sur l'ensemble de la machine ? C'est-à-dire modifier le stator et le rotor simultanément ?
- ✓ Les machines asynchrones à cage d'écuriel munies d'un bobinage dentaire pourront-elles voir le jour ? Seront-elles assez performantes pour une application donnée ?

Autant de questions auxquelles nous allons tenter de répondre tout au long de ces travaux de recherche.



Chapitre II : Mise en évidence des  
phénomènes physiques liés à  
l'utilisation d'un bobinage  
dentaire dans une machine  
asynchrone triphasée à cage  
d'écureuil

---

Chapitre II : Mise en évidence des phénomènes physiques liés à l'utilisation d'un bobinage dentaire dans une machine asynchrone triphasée à cage d'écureuil .....	42
I. Impact des harmoniques d'espace sur les performances d'une machine asynchrone.....	45
I.1. Modélisation d'une machine asynchrone à bobinage dentaire.....	45
I.1.a. Simulations à la vitesse de synchronisme ( $g = 0$ ).....	47
I.1.b. Simulations en charge ( $g = 3\%$ ).....	49
I.2. Quantification de l'impact des harmoniques d'espace sur les performances d'une machine asynchrone à bobinage dentaire .....	51
I.2.a. Modélisation d'une nappe de courant par éléments finis.....	51
I.2.b. Validation de l'approche par la nappe de courant.....	54
I.2.c. Impact des harmoniques d'espace sur les performances d'une MAS, étude avec la nappe de courant.....	59
I.3. Conclusion.....	63
II. Caractéristique du couple moyen en fonction de la vitesse d'une machine asynchrone....	64
II.1. Modélisation analytique.....	64
II.2. Cas d'une machine à bobinage distribué.....	66
II.3. Cas d'une machine à bobinage dentaire.....	68
II.4. Caractéristique de couple en fonction de la vitesse d'un prototype de petite puissance à bobinage dentaire .....	71
II.5. Conclusion .....	73
III. Impact du nombre de barres au rotor .....	74
III.1. Choix du nombre de barres au rotor d'une machine asynchrone à cage d'écureuil	74
III.2. Influence du nombre de barres rotor dans une machine asynchrone .....	74
IV. Conclusion générale du chapitre.....	77

Dans le premier chapitre, nous avons vu, au travers de la bibliographie effectuée, que les bobinages dentaires engendrent un certain nombre de problèmes dans les machines asynchrones à cage, notamment au niveau du couple développé. Ces problèmes sont liés à la présence d'harmoniques d'espace que l'on retrouve dans le contenu harmonique de la FMM statorique. Dans ce chapitre, nous allons investiguer de manière didactique ces problèmes pour expliquer et mettre en évidence les phénomènes physiques générés par la présence de ces harmoniques spatiaux et leurs impacts sur différentes grandeurs physiques. Pour effectuer cela, des grandeurs d'intérêt telles que les courants de barres, l'induction dans l'entrefer et évidemment le couple électromagnétique seront étudiés.

Ce chapitre est décomposé en trois parties. Dans la première, l'impact des harmoniques d'espace sur les performances de deux exemples de MAS (à bobinage distribué et à bobinage dentaire) sera étudié au travers d'une modélisation numérique des machines par éléments finis. Dans une seconde partie, nous généraliserons l'étude de l'impact de ces harmoniques sur la caractéristique du couple moyen en fonction de la vitesse. Enfin, dans la dernière partie, les performances d'une MAS à bobinage dentaire seront étudiées au travers de l'étude de son nombre de barres rotoriques.

## I. Impact des harmoniques d'espace sur les performances d'une machine asynchrone

### I.1. Modélisation d'une machine asynchrone à bobinage dentaire

Afin d'appréhender et de comprendre les problèmes induits dans le fonctionnement d'une MAS à cage d'écureuil par l'utilisation d'un bobinage dentaire statorique, nous avons privilégiée une modélisation numérique par éléments finis. Cette dernière est menée, comme pour l'intégralité des calculs numériques effectués dans ces travaux de recherche, par le code de calcul par éléments finis en 3D `code_Carmel` (Code Avancé de Recherche en Modélisation Electromagnétique) [52]. Ce code est développé au sein du LAMEL (LABoratoire de Modélisation de matériel ELectrique), laboratoire commun entre le L2EP et EDF. La totalité des sources étant disponible, l'utilisation et l'adaptation du code pour les besoins des travaux de la thèse sont évidemment facilitées par rapport à des logiciels commerciaux.

Pour illustrer les différences entre l'utilisation d'un bobinage distribué et un bobinage dentaire dans le cas de MAS à cage, nous nous sommes adossés à l'analyse deux exemples de machines.

La première est une machine réelle de 6 kW à 4 pôles dont nous disposons au laboratoire et qui a fait l'objet de travaux de recherche antérieurs (*Cheaytani* en 2016) [53]. Elle est constituée d'un stator à 48 encoches (4 encoches par pôle et par phase) et de 30 barres rotoriques. Le Tableau II-1 donne les principales caractéristiques de la structure, que nous noterons par la suite 48s4p30barres, et la Figure II-1.a montre une vue en coupe transversale de la machine qui est utilisée pour la modélisation numérique.

Ne disposant pas d'une MAS à bobinage dentaire réelle, nous nous sommes inspirés du stator d'une MSAP à bobinage dentaire réelle de 1400 W qui a fait l'objet des travaux de recherche au laboratoire (*Fakam* en 2014) [40]. C'est une MSAP 12s10p largement étudiée dans la littérature dont le stator à 12 encoches est muni d'un bobinage dentaire à 10 pôles. A ce stator, nous avons ajouté un rotor avec un nombre de barre arbitraire de 45 barres. Les encoches rotoriques retenues, de type simple cage, sont de forme "cercueil" afin de garder une largeur de dent constante pour le passage du flux. Les caractéristiques et une illustration de cette MAS virtuelle, notée 12s10p45barres, sont données respectivement au Tableau II-1.b et à la Figure II-1.b.

Ces deux machines vont constituer, tout au long de ce chapitre, les exemples de base pour étudier et illustrer différents phénomènes. Il est bien évident que de par les dimensions et les conceptions des deux machines, toutes les comparaisons qui seront effectuées le seront uniquement sur des aspects **qualitatifs**. Le but est de mettre en évidence les phénomènes physiques engendrés par la présence des harmoniques d'espace dus au bobinage statorique et leurs conséquences sur les performances de ces machines.

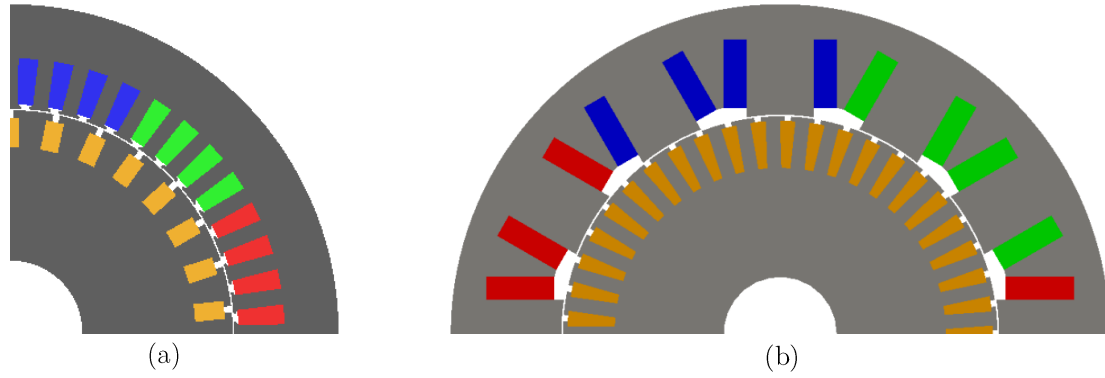


Figure II-1 : Vue en coupe des MAS étudiées, (a) MAS 48s4p30barres, (b) MAS 12s10p45barres

<i>MAS 48s4p30barres</i>		<i>MAS 12s10p45barres</i>	
$m$	3	$m$	3
$N_s$	48	$N_s$	12
$2p$	4	$2p$	10
$N_r$	30	$N_r$	45
$e$	0.5 mm	$e$	0.35 mm
$D_{alésage}$	150 mm	$D_{alésage}$	93 mm
$L_{active}$	140 mm	$L_{active}$	150 mm

Tableau II-1 : Caractéristiques des MAS étudiées, (a) MAS 48s4p30barres, (b) MAS 12s10p45barres

Afin de fixer les idées, nous comparons sur la Figure II-2 les contenus harmoniques spatiaux de la FMM des deux structures de bobinages des deux MAS étudiées. Comme attendu, celui du bobinage distribué, en bleu, présente peu d'harmoniques. Le bobinage statorique 12s10p est cependant bien connu pour sa FMM au contenu riche en harmoniques d'espace comme illustré en rouge sur la Figure II-2. En effet, en plus de l'harmonique de travail de rang 5, il présente des harmoniques de rang 7, 17 et 19 d'amplitudes non négligeables ainsi qu'un sous-harmonique de rang 1. Par rapport à l'harmonique de travail, les harmoniques  $h_1$ ,  $h_7$  et  $h_{19}$  créent des champs tournants dans le sens opposé alors que l'harmonique  $h_{17}$  crée un champ tournant dans le même sens (voir partie I.4.b du Chapitre I). Cet exemple de bobinage riche en harmoniques spatiaux va permettre de faire ressortir de façon significative les problèmes rencontrés dans une MAS à bobinage dentaire.

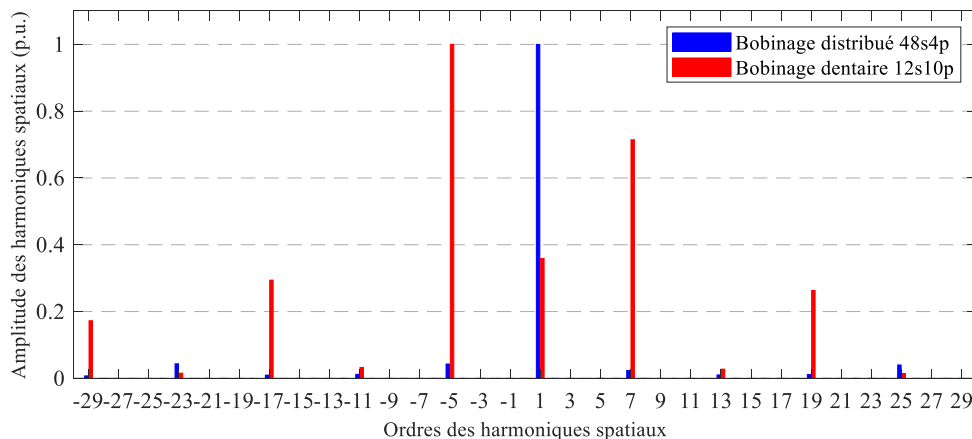


Figure II-2 : Comparaison du contenu harmonique spatial de la FMM des deux MAS étudiées

### I.1.a. Simulations à la vitesse de synchronisme ( $g = 0$ )

Dans un premier temps, des simulations sont effectuées à la vitesse de synchronisme avec le bobinage statorique de la MAS 48s4p30barres alimenté à une fréquence de 50 Hz. La machine est donc à vide à 1500 tr/min ( $p = 2$ ). Afin de faciliter l'analyse et les interprétations, les calculs sont menés sous l'hypothèse d'un comportement linéaire des matériaux magnétiques (tôles stator et rotor). Comme attendu, le courant induit dans la barre 1 du rotor, présenté à la Figure II-3, montre une amplitude relativement limitée. Dans le cas de ce bobinage distribué, cette dernière est généralement due aux seuls harmoniques d'espace liés à la denture du stator.

Le même fonctionnement à vide est simulé pour la MAS 12s10p45barres alimentée à 50Hz avec un rotor entraîné à 600 tr/min ( $p = 5$ ), ce qui correspond à un glissement  $g = 0$ . Dans ce cas, le courant induit dans la barre 1, montré à la Figure II-4.a présente une amplitude très importante qui n'est pas commune pour un fonctionnement classique d'une MAS à la vitesse de synchronisme. Ces courants induits, "anormalement" élevés, présentent en plus deux fréquences, 60 Hz et 120 Hz qui sont bien visibles dans la FFT donnée à la Figure II-4.b.

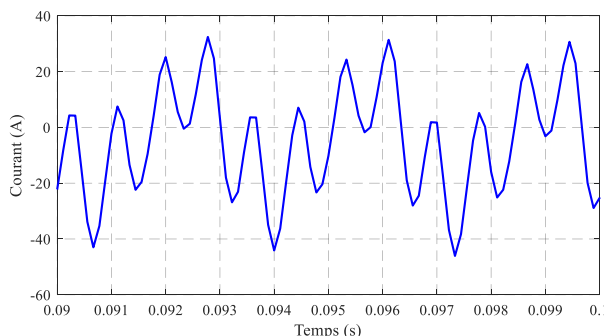


Figure II-3 : Courant dans la barre 1 à vide – MAS 48s4p30barres

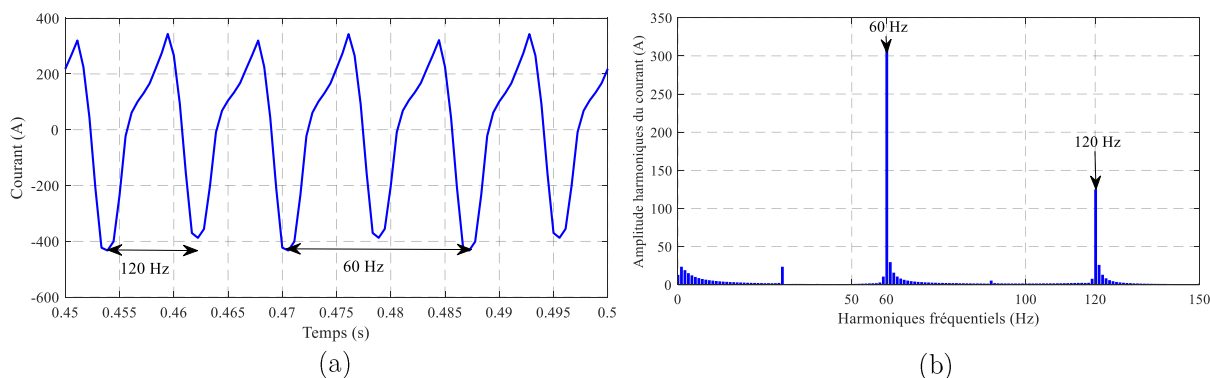


Figure II-4 : Courant dans la barre 1 à vide – MAS 12s10p45barres, (a) forme d'onde, (b) contenu harmonique

Pour déterminer l'origine de ces fréquences, plaçons-nous à un point fixe du rotor. L'harmonique spatial  $h_5$  du bobinage statorique crée un champ tournant (de fréquence égale à 50 Hz) à la même vitesse que celui du rotor et dans le même sens. Par conséquent, cet harmonique ne crée pas de courant induit dans les barres (fonctionnement normal d'une MAS à bobinage distribué). En revanche, l'harmonique spatial  $h_7$  crée un champ tournant à une fréquence de 70 Hz dans le sens opposé à celui de  $h_5$ . La fréquence du champ résultant du point de vue du rotor est donc la différence des deux fréquences, à savoir  $50 - (-70) = 120$  Hz, fréquence observée dans

le courant induit sur la Figure II-4. Le même raisonnement peut s'appliquer au sous-harmonique  $h_1$ . En effet, ce dernier crée un champ tournant à 10 Hz également dans le sens opposé à celui de  $h_5$  et, par conséquent, la fréquence du champ résultant est de  $50 - (-10) = 60$  Hz, fréquence également observée également sur la Figure II-4.

Les amplitudes et les fréquences des composantes présentes dans les courants induits dans les barres à la vitesse de synchronisme s'expliquent donc par la présence des harmoniques d'espace du bobinage dentaire statorique, dont les amplitudes sont non-négligeables par rapport à celle de l'harmonique de travail.

L'induction dans l'entrefer à un instant donné ainsi que son contenu harmonique sont présentés Figure II-5. Nous distinguons clairement les 10 pôles de la machine (Figure II-5.a) avec des harmoniques d'espace non souhaités mais bien visible dans la décomposition harmonique de la Figure II-5.b. Nous notons que les rangs de ces harmoniques sont identiques à ceux observés dans le contenu harmonique spatial de la FMM en rouge sur la Figure II-2. Leur origine provient donc principalement du bobinage.

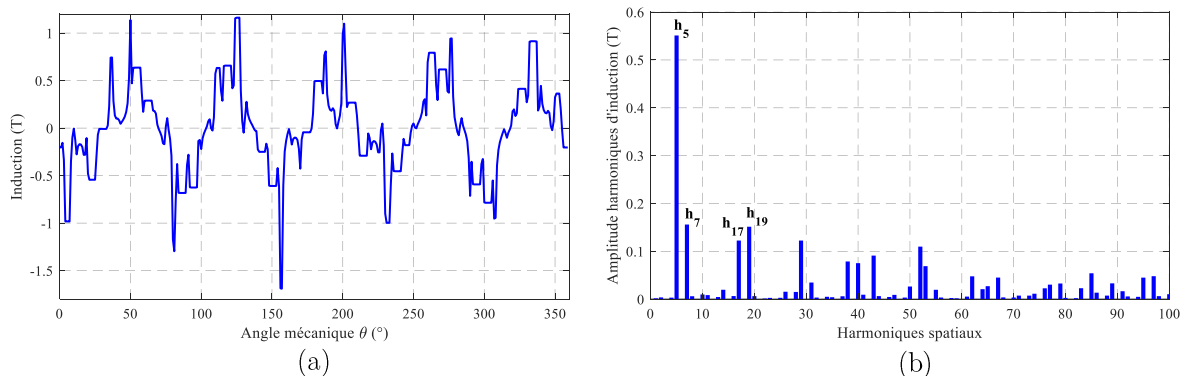


Figure II-5 : Induction à vide – MAS 12s10p45barres, (a) forme d'onde, (b) contenu harmonique

L'analyse ci-dessus a porté sur l'effet des harmoniques d'espace sur des grandeurs électriques et magnétiques, telles que le courant dans les barres et l'induction dans l'entrefer. Son impact résultant sur le couple électromagnétique de la machine est évidemment non négligeable comme le montre la Figure II-6.a. Sa valeur moyenne n'est pas nulle (-5 N.m), ou faible, comme attendu pour une MAS classique à la vitesse de synchronisme illustré par celui de la MAS 48s4p30barres sur la Figure II-6.b qui montre, une fois le régime transitoire numérique dépassé, un couple nul à cette vitesse. Dans le contexte du bobinage dentaire, la valeur moyenne du couple peut être corrélée à l'amplitude des courants générés dans les barres par les harmoniques d'espace. En effet, ces courants induisent un champ magnétique rotorique qui interagit avec celui de l'alimentation statorique pour créer un couple.

La valeur moyenne de ce dernier est négative ce qui en fait un "couple frein". En fait, la vitesse de synchronisme pour l'harmonique de travail constitue une vitesse de fonctionnement (en moteur ou frein) pour chacun des harmoniques d'espace. Par conséquent, le couple total de la machine est constitué de la somme du couple de l'harmonique de travail (nul à la vitesse de synchronisme correspondante) et des couples créés par chacun des harmoniques d'espace avec les glissements correspondant en fonction de leurs rangs.

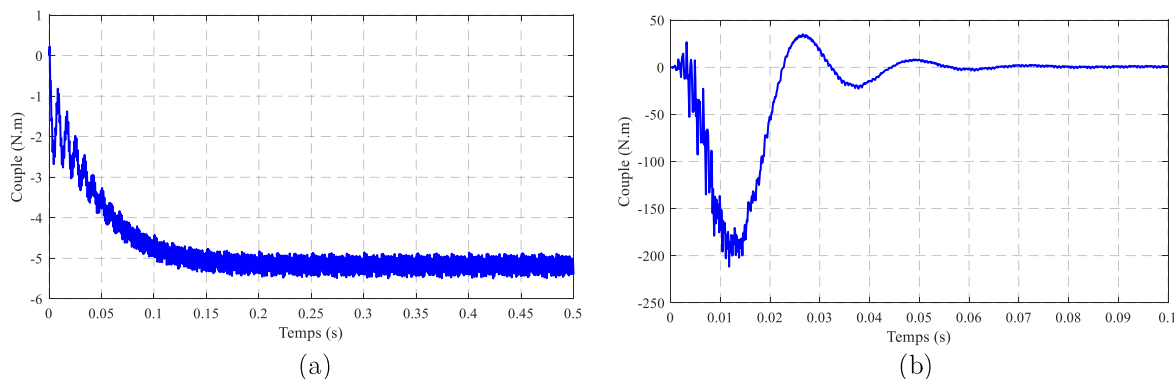


Figure II-6 : Couple à vide, (a) MAS 12s10p45barres, (b) MAS 48s4p30barres

### I.1.b. Simulations en charge ( $g = 3 \%$ )

A la suite de la première analyse à vide, un fonctionnement en charge est également investigué pour étudier l'impact des harmoniques d'espace sur les performances de la machine asynchrone à cage d'écureuil.

Un glissement arbitraire de  $3 \%$  est considéré pour la MAS dentaire, ce qui correspond à une vitesse de  $582 \text{ tr/min}$  pour une fréquence d'alimentation,  $f_s$ , de  $50 \text{ Hz}$ . La forme d'onde du courant induit dans une barre, donné Figure II-7.a, montre la présence de deux fréquences principales. La première est égale à  $g \times f_s$  et est liée naturellement au glissement de la machine. Dans le cas du point de fonctionnement considéré, elle est égale à  $50 \text{ Hz} \times 3 \% = 1,5 \text{ Hz}$ , fréquence observée sur la Figure II-7.a.

Une seconde fréquence de  $3,6 \text{ Hz}$  est également présente. Elle trouve son origine dans la présence de l'harmonique spatial  $h_7$  du bobinage statorique. En effet, comme expliqué précédemment, cet harmonique  $h_7$  crée des courants induits à la fréquence de  $120 \text{ Hz}$  à vide. En charge, ce même harmonique crée donc des courants induits à  $g \times f_{h_7}$ , à savoir  $120 \text{ Hz} \times 3 \% = 3,6 \text{ Hz}$ , fréquence observée là aussi sur la Figure II-7.a.

Dans une machine à bobinage distribué classique, seule la fréquence principale liée au glissement est présente. Cela est illustré à la Figure II-7.b qui montre un courant induit dans une barre de la MAS 48s4p30barres avec un glissement de  $6,6 \%$  (qui correspond au glissement nominal de la machine réelle) soit une fréquence des courants induits rotoriques de  $50 \text{ Hz} \times 6,6 \% = 3,33 \text{ Hz}$ .

Enfin, quel que soit le bobinage considéré (dentaire de la MAS 12s10p45barres ou distribué de la MAS 48s4p30barres), des oscillations à des fréquences bien plus élevées sont visibles sur les formes d'onde des courants induits et sont dues à la variation de réluctance des encoches statoriques.



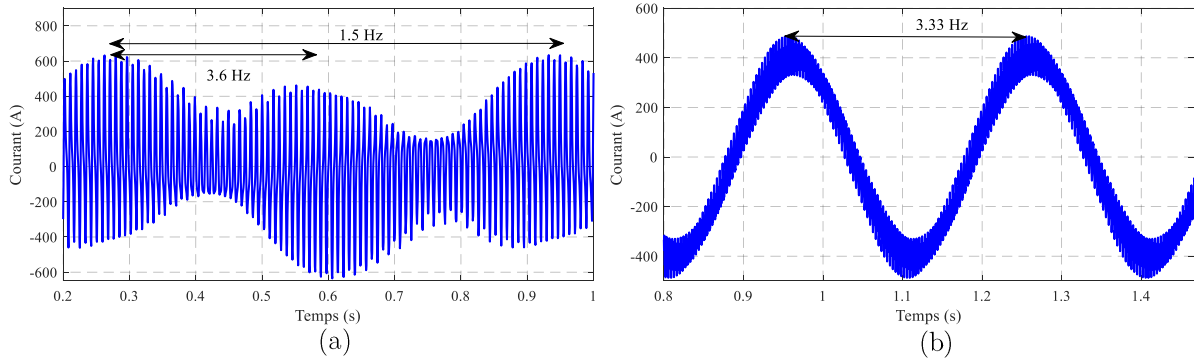


Figure II-7 : Courant dans la barre 1 en charge, (a) MAS 12s10p45barres, (b) MAS 48s4p45barres

Pour le point de fonctionnement considéré, le couple délivré par la MAS 12s10p45barres est présenté Figure II-8.a. Sa valeur moyenne est faible, de l'ordre de 1,5 N.m avec une ondulation importante, de l'ordre de 17 %. La faible valeur du couple s'explique de la même façon que dans le cas du fonctionnement à vide. En charge, un couple frein, dû à l'harmonique d'espace, se retranche du couple généré par l'harmonique de travail. Pour rappel, la valeur moyenne du couple frein à vide est de 5 N.m (Figure II-6.a). En tenant compte du glissement, ce couple frein n'est évidemment pas le même, mais devrait être du même ordre de grandeur. Nous pouvons donc supposer que le couple de la machine pourrait être bien plus élevé sans sa présence.

Dans le cas de la MAS 48s4p30barres, le couple généré montré pour une comparaison qualitative à la Figure II-8.b est bien plus élevé. Sa valeur moyenne est de l'ordre de 44 N.m avec un taux d'ondulation de l'ordre de 9 %.

Comme indiqué précédemment, les deux machines ne sont pas comparables en termes de performances car elles sont différentes à plusieurs égards tant sur les caractéristiques géométriques qu'électriques. Le but n'est donc pas de comparer leurs performances de manière quantitative, mais seulement de mettre en évidence les conséquences sur les performances des phénomènes physiques engendrés par la présence des harmoniques d'espace dus au bobinage statorique.

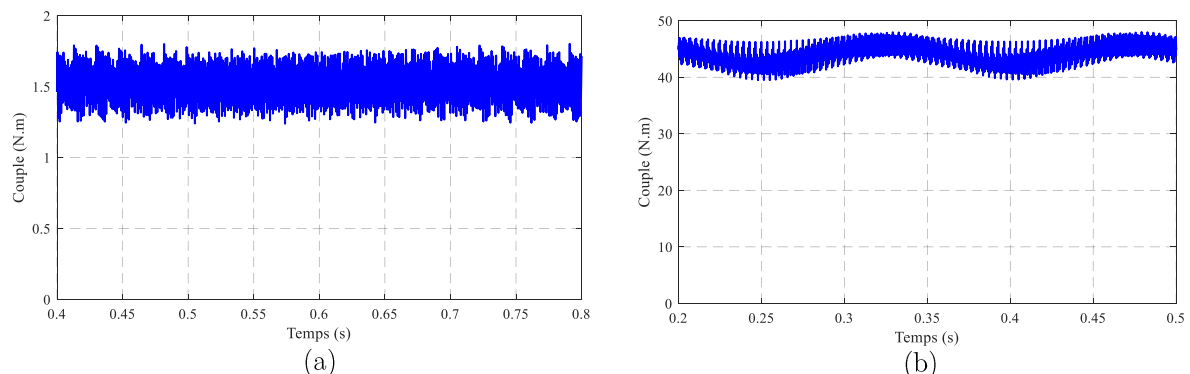


Figure II-8 : Couple en charge, (a) MAS 12s10p45barres, (b) MAS 48s4p45barres

L'exercice de style mené dans ce paragraphe a permis de mettre en lumière l'impact de la présence des harmoniques d'espace autres que l'harmonique de travail dans le bobinage statorique sur les performances "intrinsèques" d'une MAS à cage d'écoreuil. Ces harmoniques engendrent des courants induits dans les barres qui créent des couples frein. La simulation à vide permet de

mettre en évidence ce problème de façon significative. C'est pourquoi le couple délivré par la machine lors de la simulation en charge est réduit. Dans ce qui suit, l'impact de chaque harmonique d'espace de manière plus systématique va être quantifié.

## I.2. Quantification de l'impact des harmoniques d'espace sur les performances d'une machine asynchrone à bobinage dentaire

Dans la partie précédente, l'impact des harmoniques d'espace du bobinage sur les performances d'une MAS à cage a été illustré de manière simplifiée au travers de l'étude de deux exemples de machines. Toutefois, l'analyse a été menée de façon globale sans possibilité de dissocier distinctement l'effet de chaque harmonique.

Dans cette partie, ces harmoniques d'espace vont être décomposés afin de quantifier l'impact de chacun d'entre eux et plus particulièrement ceux déjà identifiés comme étant la source des problèmes, à savoir les harmoniques spatiaux  $h_1$  et  $h_7$  dans le cas de la structure à bobinage dentaire prise pour exemple dont l'harmonique de travail est  $h_5$ . Pour cela, la méthode classique où le bobinage est modélisé dans les encoches statoriques n'est pas adaptée car la totalité des harmoniques d'espace est prise en compte. Il est donc nécessaire d'avoir recours à une procédure qui permette d'imposer le ou les harmoniques souhaités pour obtenir l'impact de chacun d'eux sur les performances de la MAS. Une approche simplifiant la modélisation de la partie statorique se basant sur une nappe de courant a alors été développée.

### I.2.a. Modélisation d'une nappe de courant par éléments finis

#### I.2.a.i. Principe de la nappe de courant

Une des méthodes pour simplifier les calculs analytiques des machines électriques consiste à substituer le bobinage statorique alimenté, par une nappe de courant équivalente. Cette dernière, linéique ou surfacique, admet la même FMM spatio-temporelle que celle créée par les courants circulant dans le bobinage statorique.

Cette nappe de courant est généralement utilisée dans des approches analytiques. Nous pouvons citer les travaux de *Hammond* en 1959 [54], ceux de *Stoll et Hammond* en 1965 [55] ou encore ceux de *stoll et al.* en 1993 [56] où les auteurs utilisent une nappe de courant alimentée par une densité de courant linéique afin de calculer analytiquement l'induction dans l'entrefer. Dans les travaux de *Basu et al.* en 1997 [57], le bobinage statorique est remplacé par une nappe de courant sinusoidalement distribuée sur la circonférence interne du stator. Enfin, nous pouvons citer les travaux de *Grimberg et al.* en 1997 et 1999 qui utilisent un cylindre conducteur multicouche situé à l'intérieur d'une source de courant [58].

Dans le cadre de notre étude, la nappe de courant sera introduite dans le modèle numérique. Elle permettra d'étudier la machine lorsqu'elle est alimentée par un courant équivalent à la FMM

créée par un ou plusieurs harmoniques spatiaux du bobinage afin de quantifier leurs effets propres sur les performances de la machine aussi bien locales que globales.

### I.2.a.ii. Modélisation d'une nappe de courant

Une vue en coupe transversale d'une machine asynchrone à cage d'écoreuil utilisée généralement pour une modélisation 2D par éléments finis est montrée à la Figure II-9. Elle présente plus spécifiquement la MAS 48s4p30barres. Sur la partie statorique, la culasse, le bobinage ainsi que les encoches et les dents statoriques se distinguent clairement. Classiquement, les surfaces des bobinages doivent être alimentées par les densités des courants correspondantes.

Dans le cas de l'approche proposée, les encoches et dents statoriques de la machine sont ôtées du modèle. Seule la culasse statorique de la même épaisseur  $h_{culasse}$  est gardée afin d'obtenir le même niveau de saturation globale lors de la modélisation. La FMM du bobinage statorique alimenté est ensuite remplacée par une nappe de courant 2D équivalente, de faible épaisseur, disposée dans l'entrefer sur la totalité du périmètre intérieur du stator modélisé sans encoche comme illustré Figure II-10. Dans cette approche, l'épaisseur de l'entrefer est évidemment gardée constante. La nappe de courant est subdivisée en petites surfaces identiques représentant chacune un "conducteur" dans lequel est imposé un courant équivalent à la FMM du bobinage alimenté. Le nombre de conducteurs  $N_c$  considéré dépend de la précision souhaitée. Plus ce nombre est élevé, plus la discrétisation spatiale de la FMM est précise. Dans le cas des études qui seront effectuées dans ces travaux, 360 conducteurs sont considérés, ce qui semble suffisamment précis pour modéliser la FMM.

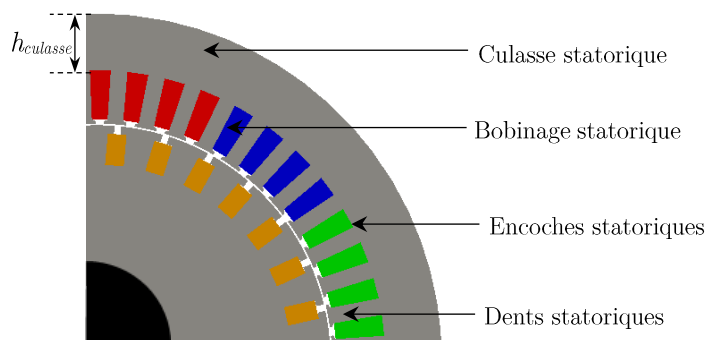


Figure II-9 : Modélisation classique d'une machine asynchrone à cage d'écoreuil par éléments finis

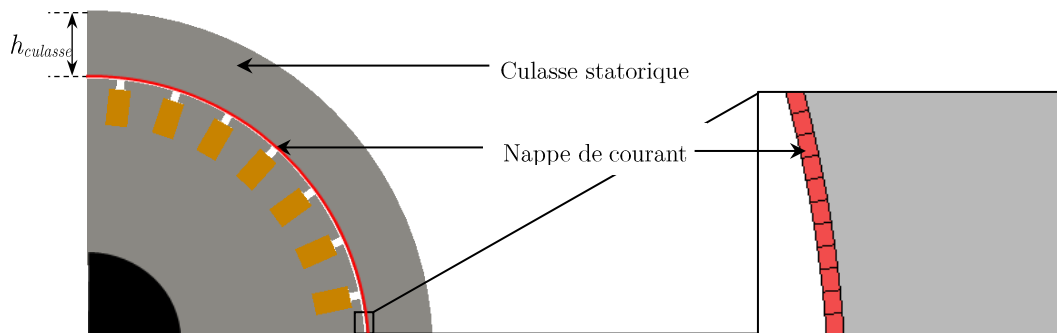


Figure II-10 : Modélisation du stator par une nappe de courant

I.2.a.iii. Calcul du courant équivalent de la FMM statorique du bobinage

La détermination de la FMM d'un système triphasé a été introduite dans l'équation (I.9) du chapitre I. Sur la base de cette relation, la FMM selon  $\theta_{s,n}$ , la position angulaire de chacun des conducteurs de la nappe de courant, est donnée par l'équation (II.1).

$$FMM(\theta_{s,n}, t) = \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{N_c} A_h \left[ \begin{array}{l} \cos\left(k\omega t + jp\theta_{s,n} - (i-1)\frac{2\pi}{m}(k+j)\right) \\ + \cos\left(k\omega t - jp\theta_{s,n} - (i-1)\frac{2\pi}{m}(k-j)\right) \end{array} \right] \quad (II.1)$$

Où  $A_h$  est l'amplitude de l'harmonique spatio-temporel défini par :

$$A_h = \frac{A_j \cdot A_k}{2} \quad (II.2)$$

L'amplitude de chacun des harmoniques spatio-temporels peut être déterminée en effectuant la transformée de fourrier de la forme d'onde de la FMM spatio-temporelle. Un outil permettant de calculer directement ces amplitudes de manière précise et rapide a été développé. Il sera détaillé au chapitre suivant lors de la modélisation analytique de la MAS à cage d'écureuil.

Dans le but d'illustrer le contenu harmonique spatio-temporel de la FMM du bobinage statorique, ce dernier est alimenté par un courant composé du fondamental et de quelques harmoniques temporels  $A_k$ . Dans le cas de l'exemple, les harmoniques de rang 3 et 5 sont choisis. La Figure II-11 donne le contenu harmonique et les amplitudes spatio-temporels,  $A_h$  sous forme d'une représentation FFT2D inspirée de précédent travaux [59]. L'amplitude d'un harmonique spatio-temporel de rang spatial  $j$  et de rang temporel  $k$ , noté  $(j,k)$ , est caractérisée par sa couleur. Cette illustration permet de distinguer clairement les ordres fréquentiels choisis (1, 3 et 5) et spatiaux liés au bobinage. Au regard des différentes amplitudes, seul l'harmonique de travail  $(-2,1)$  prédomine, celles des autres sont négligeables.

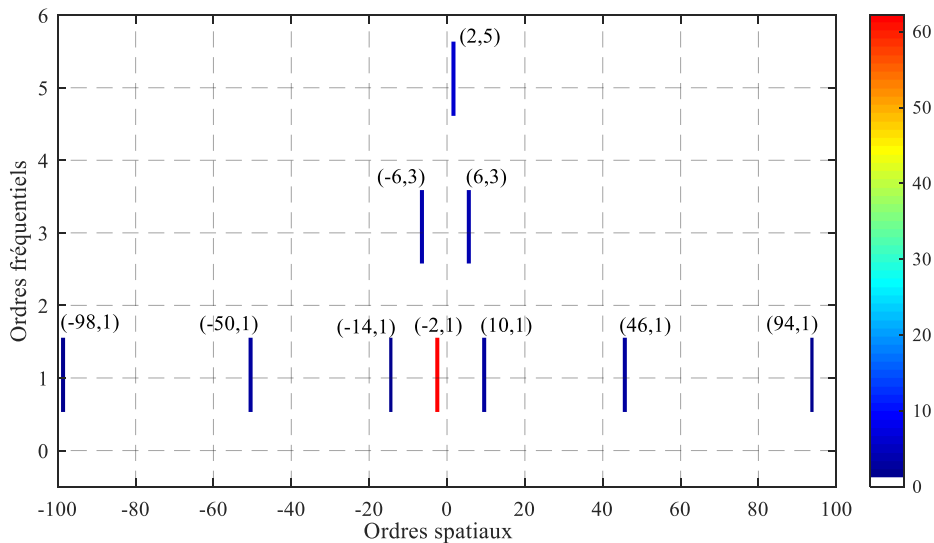


Figure II-11 : Amplitudes des harmoniques spatio-temporels de la MAS 48s4p30barres

Dans le cas d'une alimentation par un courant purement sinusoïdal, seul l'ordre fréquentiel de rang 1 est présent. Une représentation de la FFT en 1D, donnée Figure II-12, est plus adaptée pour illustrer le contenu harmonique spatio-temporel du bobinage.

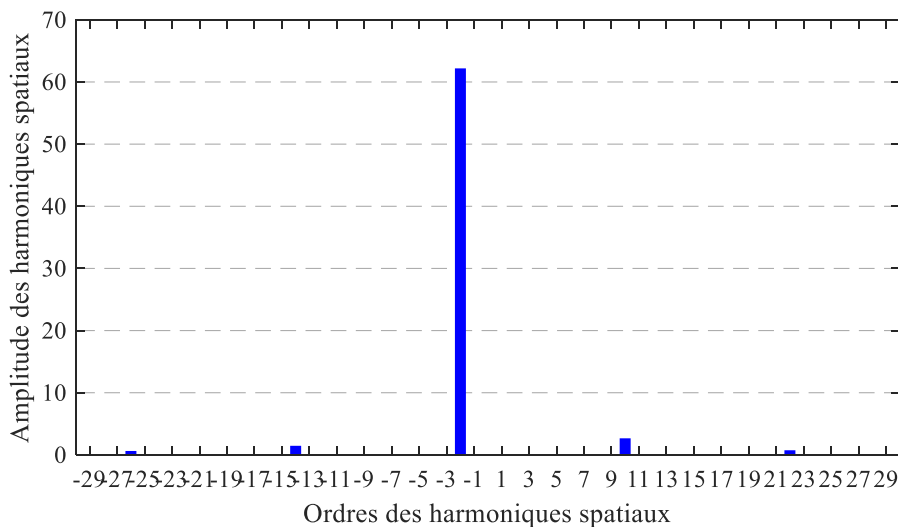


Figure II-12 : Amplitudes des harmoniques spatiaux de la MAS 48s4p30barres

Dans le contexte de la nappe de courant, chaque conducteur  $n$  doit être alimenté par un "courant" équivalent,  $I_{eq,n}$ , obtenu à partir de la variation angulaire de la FMM entre le conducteur  $n$  et  $n+1$ . Cela équivaut à la dérivée de la FMM exprimée par l'équation II.1, ce qui aboutit à la relation (II.3) ci-dessous.

$$\left\{ \begin{array}{l} I_{eq,n} = \frac{dFMM(\theta_{s,n},t)}{d\theta} = \frac{FMM(\theta_{s,n+1},t) - FMM(\theta_{s,n},t)}{\theta_{s,n+1} - \theta_{s,n}} \\ \theta_{s,n+1} = \theta_{s,n} + \frac{2\pi}{N_c} \end{array} \right. \quad (II.3)$$

### I.2.b. Validation de l'approche par la nappe de courant

Afin de valider la substitution de la modélisation de la denture statorique et de son bobinage par la nappe de courant, les performances globales et locales de la MAS 48s4p30barres, modélisée classiquement et en utilisant l'approche proposée, ont été comparées. Cette structure se prête particulièrement bien à cette comparaison car son bobinage distribué permet une analyse plus simple des phénomènes physiques et des grandeurs d'intérêt. A ceci a été ajoutée une démarche didactique d'analyse.

Dans un premier temps, la structure a été simplifiée en assimilant les barres et les isthmes d'encoches rotoriques à du fer et en considérant des matériaux ferromagnétiques avec des caractéristiques linéaires. Par conséquent, la machine est "à vide" dans la mesure où seul le champ magnétique statorique est présent. Le but de cette première comparaison est de montrer que, hormis l'effet des encoches statoriques, la nappe de courant donne les mêmes résultats qu'une modélisation classique en termes d'induction d'entrefer. La Figure II-13 présente cette dernière

ainsi que son contenu harmonique, obtenus par les deux modélisations. Comme attendu, ce dernier est similaire dans les deux cas exceptés pour les harmoniques de rang 46 et 50 qui sont liés à l'effet des encoches statoriques ( $N_s \pm p \rightarrow 48 \pm 2$ ). Les amplitudes de ces harmoniques ne sont toutefois pas nulles dans le cas de la nappe de courant, car ils sont également présents dans la FMM statorique où les 100 premiers harmoniques spatiaux ont été considérés dans l'équation (II.1). Enfin, l'amplitude de l'harmonique de rang 2, lié au nombre de paires de pôles, est logiquement plus élevée dans le cas de la nappe de courant à cause de l'absence de réluctance des encoches statoriques.

Le caractère non linéaire des matériaux ferromagnétiques a ensuite été introduit afin d'étudier le niveau de saturation magnétique dans la culasse statorique de la machine. La Figure II-14 montre une vue en coupe de la répartition du champ magnétique au sein de la machine dans les deux cas considérés. Cette répartition est pratiquement la même dans les deux culasses de la machine sauf dans les dents qui ne sont pas modélisées dans le cas de la nappe de courant (Figure II-14.a). L'induction dans l'entrefer, présentée Figure II-15, montre des formes d'onde similaires excepté pour l'amplitude de l'harmonique de travail qui est légèrement plus faible dans le cas de la nappe de courant. Le niveau d'induction magnétique dans l'entrefer n'étant pas exactement le même dans les deux, cela peut expliquer la différence sur l'amplitude maximale. Pour ce qui est du contenu harmonique, il est naturellement plus riche lorsque la non-linéarité des matériaux magnétiques est prise en compte comparée à la Figure II-13. Néanmoins, les résultats sont très proches pour les deux approches.

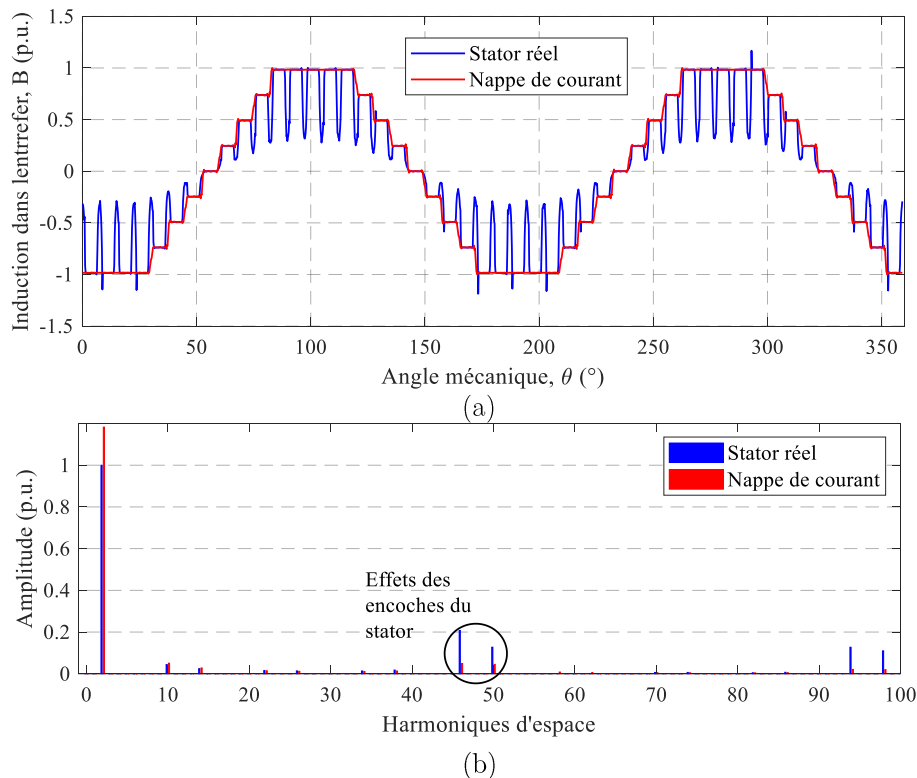


Figure II-13 : Induction dans l'entrefer MAS 48s4p30barres structure simplifiée comportement linéaire des matériaux ferromagnétiques, (a) forme d'onde, (b) contenu harmonique

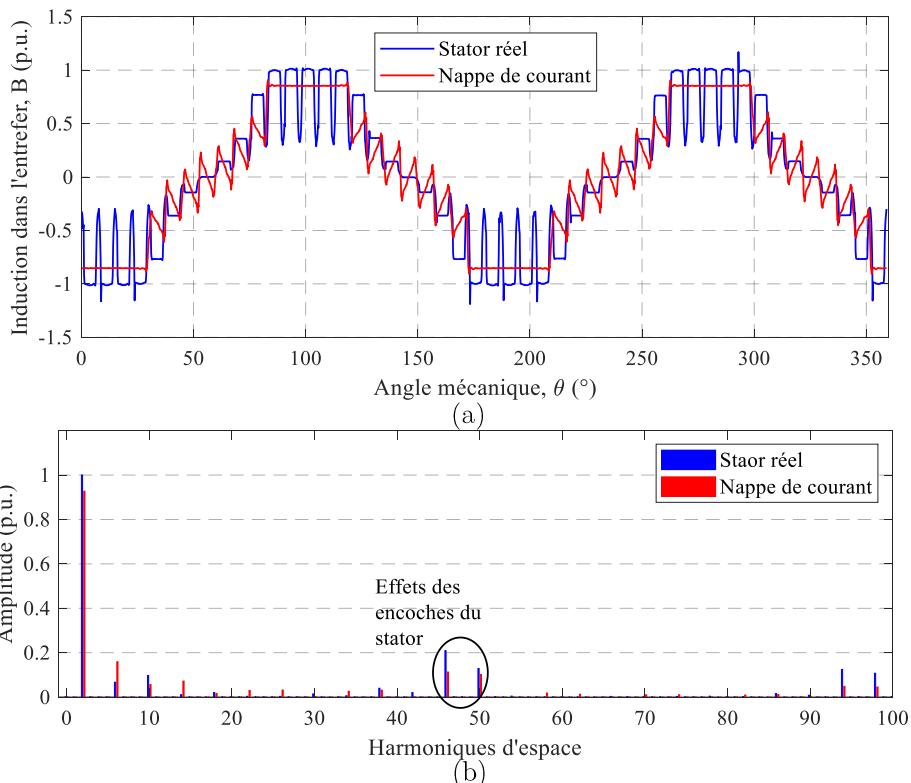
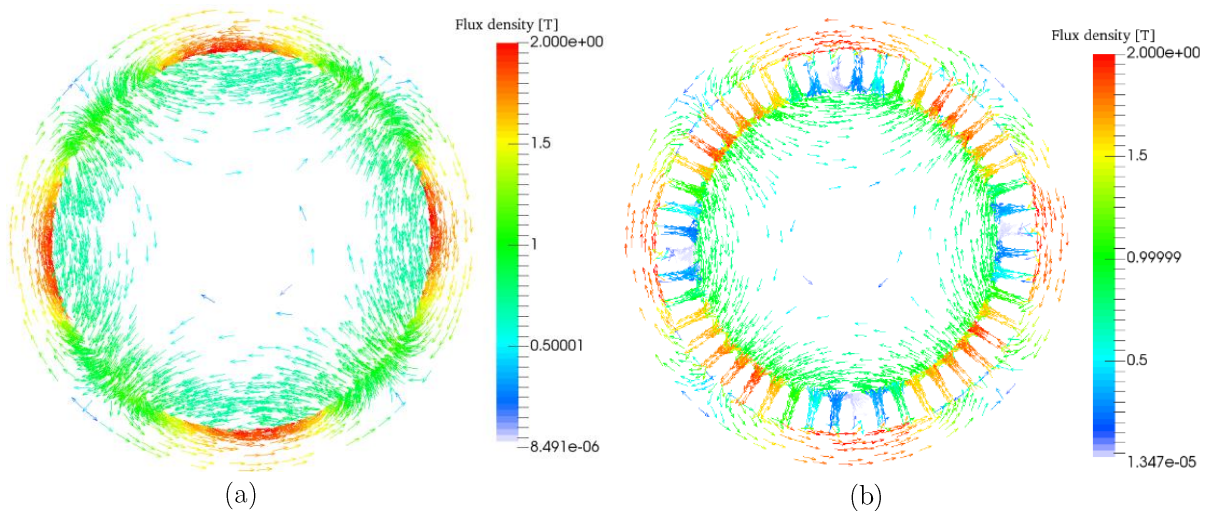


Figure II-15 : Induction dans l'entrefer MAS 48s4p30barres structure simplifiée comportement non linéaire des matériaux ferromagnétiques, (a) forme d'onde, (b) contenu harmonique

La seconde étape de la validation de l'approche par nappe de courant est relative à un fonctionnement en charge qui prend en compte également la partie rotorique. Pour effectuer cela, un point de fonctionnement correspondant à un glissement de 6,6 % est considéré. Le courant dans la barre 1, présenté Figure II-16, montre des résultats proches dans le cas des deux modélisations avec une bonne prise en compte de variations les courants à haute fréquence par l'approche proposée comme l'illustre la Figure II-16.b. Les courants de barres ayant un impact direct sur l'induction dans l'entrefer, une comparaison de son contenu harmonique spatial est donnée Figure II-17. Quelle que soit la modélisation considérée, stator réel ou nappe de courant, nous retrouvons les mêmes rangs d'harmoniques d'espace. La différence des amplitudes observée

s'explique par les mêmes raisons que pour le cas énuméré à vide, à savoir un niveau de saturation qui n'est pas totalement identique et une réluctance statorique non prise en compte dans le cas de la nappe de courant.

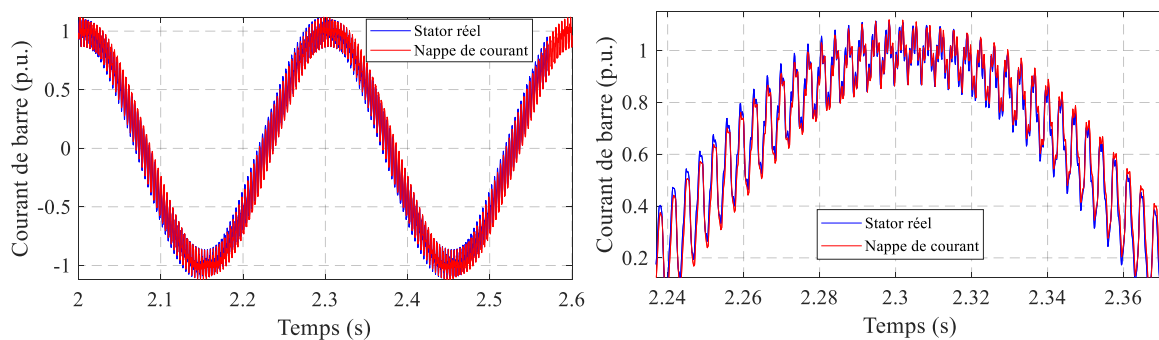


Figure II-16 : Courant dans la barre 1, (a) forme d'onde, (b) zoom

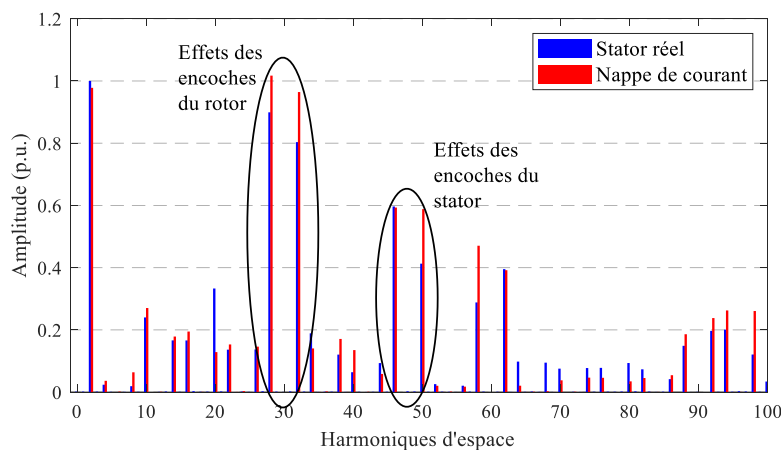


Figure II-17 : Contenu harmonique de l'induction dans l'entrefer,  $g=6.6\%$ , 1400tr/min

Enfin, une dernière comparaison est menée sur la performance globale de la machine en termes de couple électromagnétique obtenu par les deux modélisations (Figure II-18). L'approche par la nappe de courant aboutit à une valeur moyenne d'environ 10 % inférieure à celle donnée par la modélisation classique. Cela est dû au niveau de saturation dans la culasse du stator légèrement différent dans les deux approches mais surtout une saturation dans les dents qui ne peut être prise en compte dans le cas de la nappe de courant.

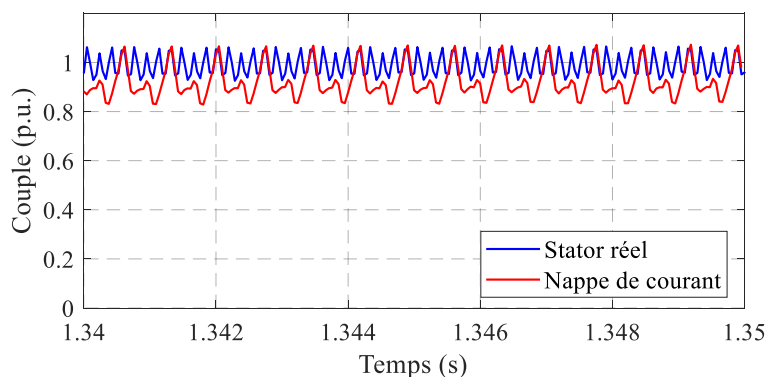


Figure II-18 : Couple électromagnétique,  $g=6.6\%$ , 1400tr/min



Les travaux de recherche portant sur un bobinage statorique dentaire, il est nécessaire de valider également la modélisation par nappe de courant avec ce type de bobinage. Toutes les étapes précédentes ne seront pas reprises ici mais uniquement l'induction dans l'entrefer et le couple électromagnétique de la machine lors de son fonctionnement en charge sont comparés. La MAS 12s10p45barres précédemment introduite est reprise ici comme exemple. Le fonctionnement en charge pour un glissement de 3 % est analysé avec une fréquence d'alimentation de 50 Hz, soit une vitesse de rotation de 582 tr/min. Le contenu harmonique spatial de l'induction dans l'entrefer, Figure II-19, montre de fortes similarités pour les deux approches. Comme attendu, les harmoniques de rang 7 et 17, liés aux effets des encoches statoriques ( $N_s \pm p \rightarrow 12 \pm 5$ ), sont plus faibles dans le cas de la nappe de courant. Les différences observées pour les autres rangs sont une nouvelle fois dues à un niveau de saturation légèrement différent comme pour le cas de la machine avec le bobinage distribué. Pour ce qui est du couple, Figure II-20, nous constatons une ondulation de couple importante due au contenu spatial de l'induction dans l'entrefer riche en harmoniques avec une valeur moyenne inférieure d'environ 3 % dans le cas de l'approche par nappe de courant. Néanmoins, les fréquences des ondulations sont identiques dans les deux cas.

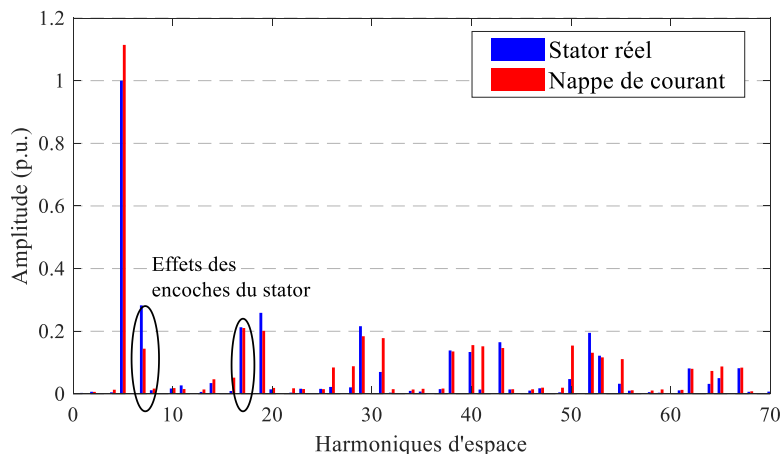


Figure II-19 : Contenu harmonique de l'induction dans l'entrefer,  $g=3\%$ , 580tr/min

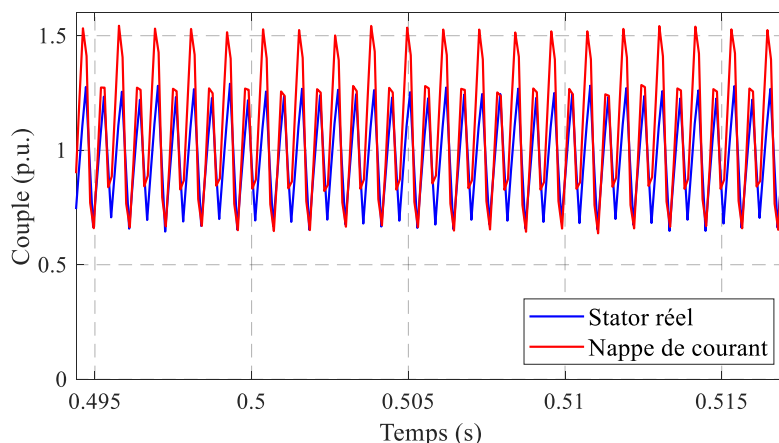


Figure II-20 : Couple électromagnétique,  $g=3\%$ , 580tr/min

En conclusion, substituer le bobinage statorique alimenté ainsi que les dents et les encoches par une nappe de courant permet d'obtenir des résultats très similaires tant sur les valeurs locales

que globales de la machine. Cette approche va alors permettre d'investiguer, de manière distincte, l'effet de chaque harmonique spatial du bobinage sur les performances de la machine. Elle comporte également d'autres intérêts. En effet, dans le contexte d'une modélisation par éléments finis classique, chaque bobinage à tester nécessite de prendre en compte le stator correspondant et donc sa géométrie ainsi que son maillage, ce qui peut alourdir la procédure de tests. L'utilisation de la nappe de courant permet de tester n'importe quel type de bobinage, et notamment des bobinages non conventionnels et/ou optimisés comme nous pouvons trouver dans la littérature (multicouches, pas dentaire statorique variable, ...), avec un même rotor et en s'affranchissant de la géométrie statorique dans un premier temps. De plus, nous avons vu que le contenu harmonique de l'induction dans l'entrefer est identique pour les deux approches, seule une différence sur les amplitudes peut être observée. Or, pour estimer le bruit et les vibrations d'une machine électrique, une importance particulière est accordée sur les rangs plus que sur les amplitudes. L'estimation du bruit et des vibrations de la machine peut alors être faite avec la nappe de courant. Cette modélisation a donc des avantages indéniables.

L'introduction de la nappe de courant n'a cependant pas que des avantages et elle peut induire des temps de calculs non négligeable. En effet, le nombre de conducteurs au stator étant élevé, le nombre de sources de courant l'est également. De ce fait, la matrice décrivant les inducteurs est de taille plus importante et nécessite plus de temps pour être conditionnée. Le temps de simulation global peut alors atteindre deux à trois fois celui d'une modélisation classique. C'est pour cette raison que cette approche a été restreinte uniquement à l'étude de l'impact des harmoniques d'espace sur les performances des MAS.

### I.2.c. Impact des harmoniques d'espace sur les performances d'une MAS, étude avec la nappe de courant

Afin d'investiguer l'impact des harmoniques d'espace sur les performances d'une MAS à cage d'écureuil, l'exemple de la MAS 12s10p45barres est repris. Le but n'est pas d'étudier chacun des harmoniques d'espace présents dans la FMM statorique, mais de quantifier ceux de quelques-uns,  $h_7$  et  $h_{17}$ , qui ont déjà été identifiés comme problématiques. Nous nous intéresserons également à l'harmonique  $h_{17}$ , car il a une amplitude non négligeable (Figure II-2) et il crée un champ tournant dans le même sens que l'harmonique de travail mais à une vitesse plus faible égale à  $\left(\frac{5}{17}\omega\right)$  d'après la relation (I.17) donnée au Chapitre I.

Dans ce qui suit, la nappe de courant sera utilisée en ne sélectionnant que les harmoniques spatiaux de la FMM du bobinage statorique selon les 5 cas de figure suivants :

- ✓  $h_5$  seul, car c'est l'harmonique de travail
- ✓  $h_5 + h_1$
- ✓  $h_5 + h_7$
- ✓  $h_5 + h_{17}$
- ✓ Les 500 premiers harmoniques spatiaux de la FMM du bobinage

Le but de ce travail est d'analyser, sur un exemple, l'impact de la présence d'un harmonique de FMM du bobinage sur le courant de barre et sur le couple de la machine.

I.2.c.i. Analyse de l'impact à la vitesse de synchronisme ( $g = 0$ )

Dans un premier temps, l'étude est effectuée lorsque le rotor tourne à la vitesse de synchronisme afin de mettre en évidence les phénomènes physiques de façon plus évidente que dans la partie I.1.a de ce chapitre. Le courant dans la barre 1 selon les différents cas étudiés est donné à la Figure II-21. Comme attendu, lorsque seul l'harmonique de travail  $h_5$  est pris en compte (en bleu), aucun courant n'est induit dans les barres. En revanche, lorsqu'il est associé à un autre harmonique tel que l'harmonique de rang 1, 7, ou 17, un courant d'amplitude plus ou moins élevée est induit (axes mis à la même échelle pour faciliter la comparaison des amplitudes). En effet, lorsque l'harmonique  $h_1$  est ajouté à  $h_5$  (en rouge), un courant d'amplitude relativement faible (comparé aux autres) à une fréquence de 60 Hz est observé. En revanche, lorsque  $h_1$  est ajouté à  $h_7$  (en noir) ou bien lorsque  $h_1$  est ajouté à  $h_{17}$  (en cyan), un courant d'amplitude maximum respectivement égale à 150 A et 80 A est généré dans la barre, tous deux à une fréquence de 120 Hz. Nous retrouvons ainsi les fréquences identifiées dans la partie précédente et cette étude harmonique par harmonique permet de se rendre compte que  $h_1$  n'est pas l'harmonique qui a le plus d'impact comparé aux autres. La Figure II-21 présente le courant induit dans la barre 1 en considérant les 500 premiers harmoniques spatiaux de la FMM. Nous retrouvons une forme d'onde similaire à celle observée Figure II-4.a ainsi que la présence des deux fréquences, 60 Hz et 120 Hz.

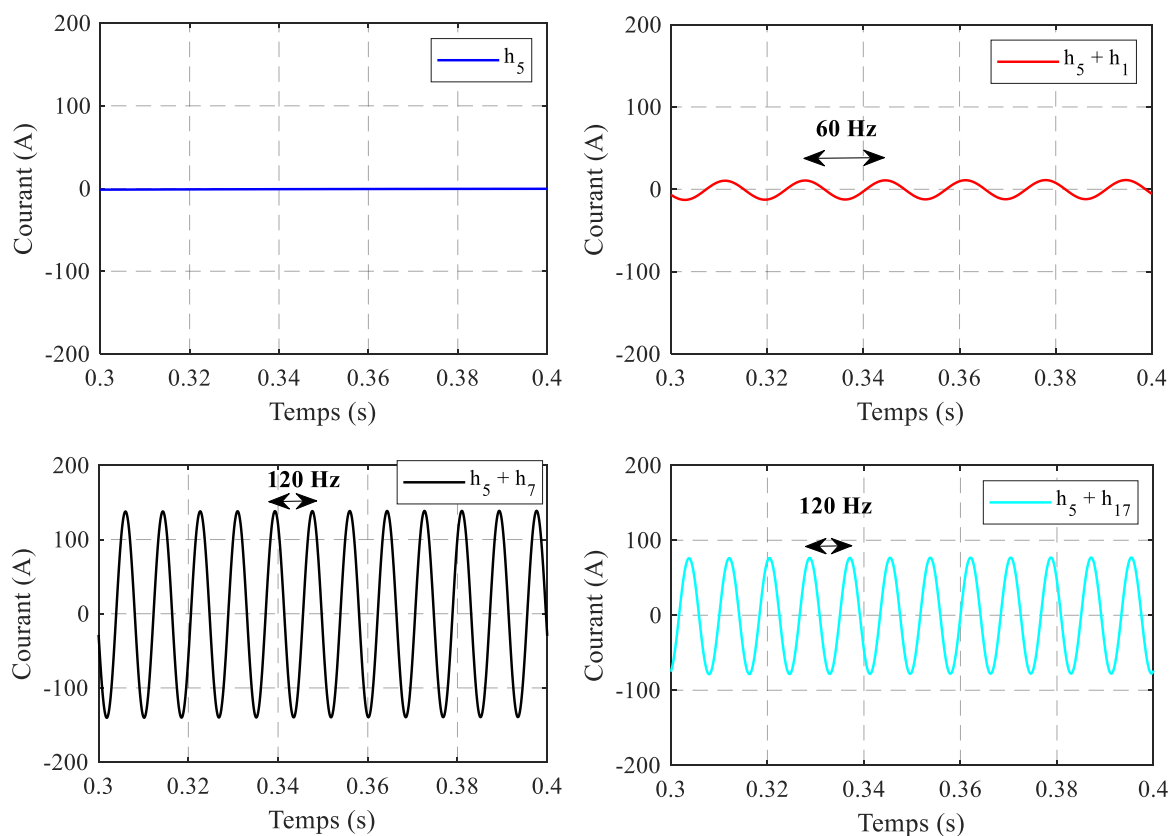


Figure II-21 : Courant dans la barre 1 selon les harmoniques d'espace considérés, au synchronisme

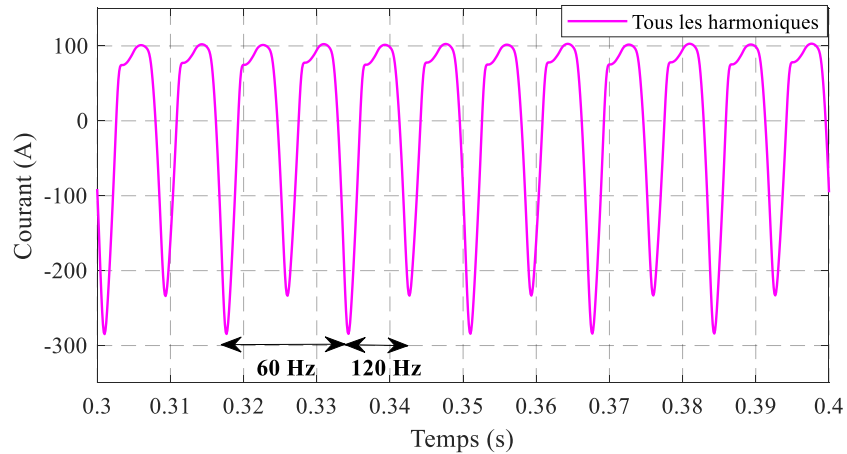


Figure II-22 : Courant total de la barre avec les 500 premiers harmoniques, au synchronisme

Les amplitudes non négligeables de ces courants induits par chacun des harmoniques d'espace ont un effet direct sur le couple de la machine comme nous pouvons le voir sur la Figure II-23. En effet, le couple résultant lorsque l'harmonique  $h_5$  est associé à un autre harmonique est négatif ( $h_5 + h_7$  en noir ou  $h_5 + h_{17}$  en cyan) excepté pour le sous-harmonique  $h_1$  (en rouge) où le couple est quasiment identique (très légèrement négatif) à celui où seul l'harmonique de travail  $h_5$  est considéré (en bleu). L'harmonique  $h_1$  n'a donc que très peu d'impact sur la valeur moyenne du couple. En revanche, des couples freins d'environ  $-0,55$  N.m pour  $h_5 + h_7$  et  $-0,4$  N.m pour  $h_5 + h_{17}$  sont observés. Une ondulation de couple pour ces deux derniers cas est également constatée. C'est pourquoi, lorsque nous prenons en compte les 500 premiers harmoniques d'espace, Figure II-24, la somme de ces couples freins engendre une valeur moyenne du couple non nulle d'environ  $-1,33$  N.m ainsi qu'une forte ondulation.

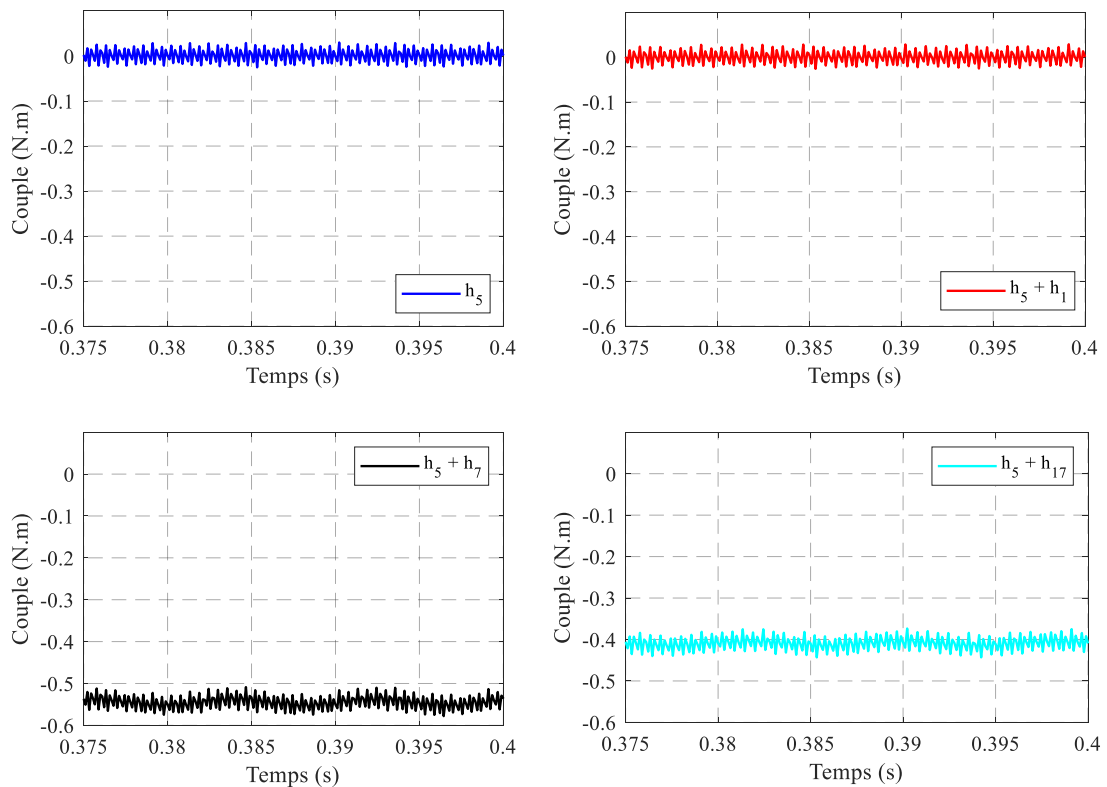


Figure II-23 : Couple selon les harmoniques d'espace considérés, au synchronisme

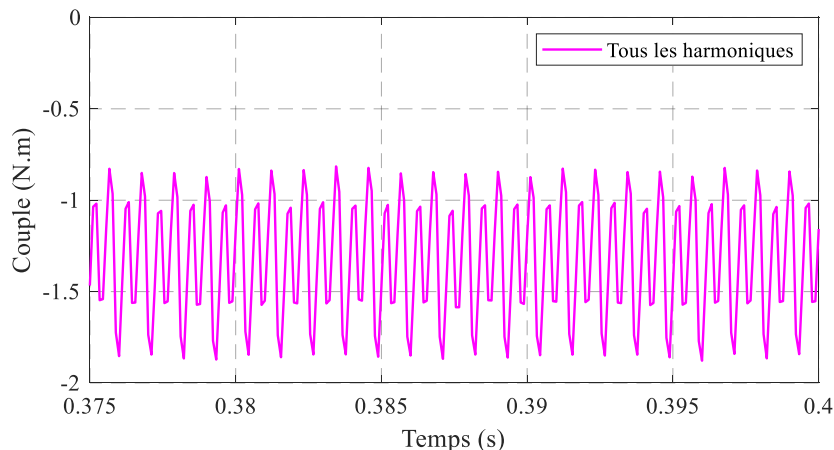


Figure II-24 : Couple total avec les 500 premiers harmoniques, au synchronisme

### I.2.c.i. Analyse de l'impact en charge ( $g = 3 \%$ )

La première étude à vide est corroborée par une seconde en charge avec un glissement de 3 %. La Figure II-25 présente la comparaison entre le courant dans la barre 1 induit lorsque seul l'harmonique  $h_5$  est considéré et lorsqu'il est associé avec un autre harmonique. Comme au synchronisme, nous remarquons que le sous-harmonique  $h_{-1}$  a peu d'impact sur le courant dans les barres (courbe rouge) comparé aux harmoniques  $h_7$  et  $h_{17}$  (courbes noire et cyan). En effet, ces deux derniers harmoniques créent une forte variation du courant en plus de celle générée par l'harmonique de travail. Ces variations expliquent la forme d'onde du courant induit dans la barre 1, en magenta, lorsque les 500 premiers harmoniques sont considérés.

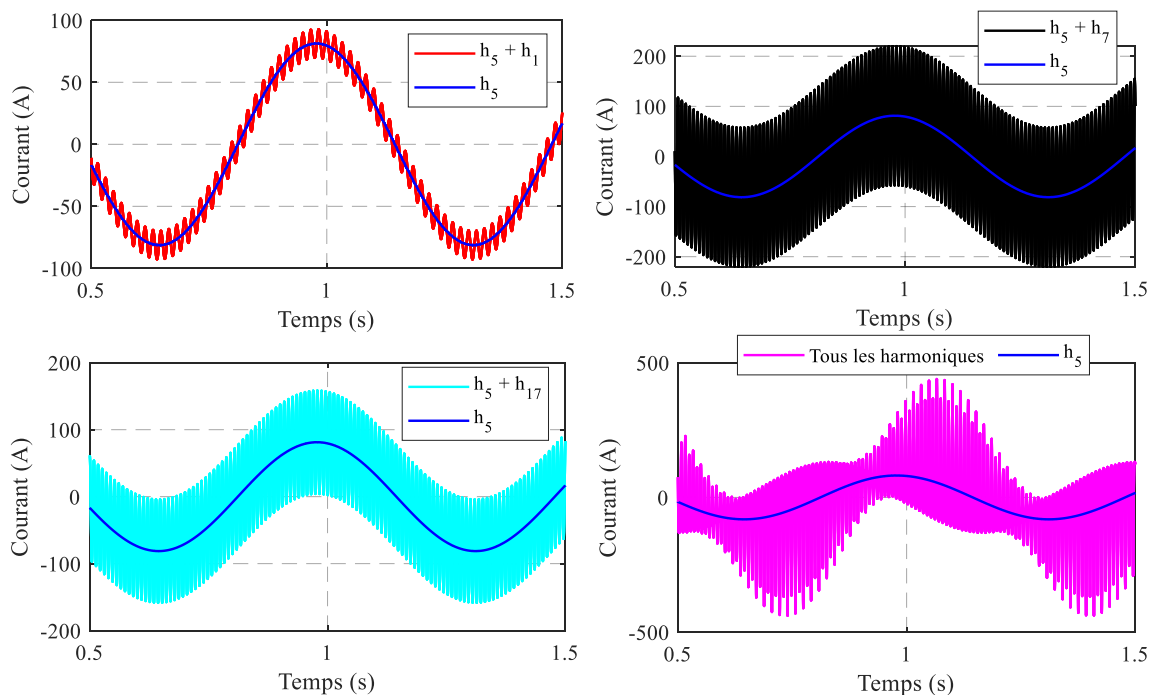


Figure II-25 : Courant dans la barre 1 selon les harmoniques d'espace considérés,  $g = 3 \%$

Ces variations de courant se répercutent sur le couple comme illustré sur la Figure II-26. Le couple  $y$  est exprimé en  $p.u.$  afin de quantifier plus facilement la composante frein due à

chacun des harmoniques d'espace. Ainsi, nous pouvons constater que le sous-harmonique  $h_1$  n'a que très peu d'impact alors que les harmoniques de rang 7 et 17 engendrent respectivement une perte de l'ordre de 8 % et 6 % sur la valeur moyenne du couple. Cette perte étant non-négligeable, lorsque les 500 premiers harmoniques sont considérés, une perte totale d'environ 17 % est notée conjuguée à une forte ondulation de l'ordre de 9 %.

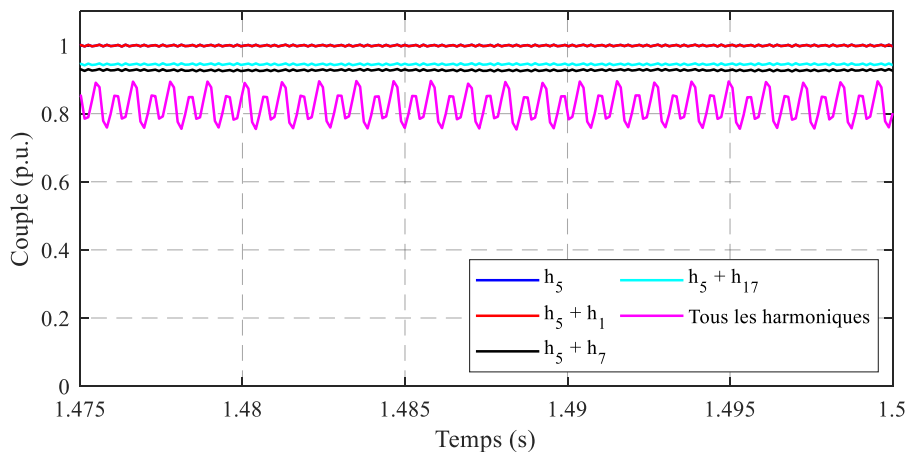


Figure II-26 : Couple selon les harmoniques d'espace considérés,  $g = 3 \%$

### I.3. Conclusion

Dans cette première partie, la modélisation de deux machines asynchrones à cage d'écureuil à bobinage distribué et dentaire a permis de mettre en évidence les impacts des harmoniques spatiaux de la FMM du bobinage statorique sur les performances de la machine. Dans un premier temps, cela a été principalement illustré au travers de la comparaison, de manière qualitative, de différentes grandeurs des deux machines dont l'induction dans l'entrefer et les courants de barres sur lesquels plusieurs fréquences liées aux harmoniques d'espace ont été identifiées. Il a été montré alors que ces harmoniques induisent des couples freins réduisant ainsi la valeur moyenne du couple et créant une forte ondulation de celui-ci.

Afin de dissocier les effets de chacun des harmoniques, de comprendre et quantifier leurs impacts respectifs, une modélisation numérique basée sur une nappe de courant équivalente a été introduite. Les impacts des quelques harmoniques d'espace significatifs ( $h_1$ ,  $h_7$  et  $h_{17}$  dans le cas de la MAS 12s10p45barres) ont été étudiés. Ainsi, nous avons montré que le sous-harmonique  $h_1$  n'a que très peu d'impact sur le courant induit dans les barres et sur le couple. En revanche,  $h_7$  et  $h_{17}$  génèrent de fortes variations de courant dans les barres, créant ainsi des couples freins réduisant la valeur moyenne du couple jusqu'à 8 %. Ces couples frein sont générés, quel que soit le sens de rotation du champ tournant créé par les harmoniques d'espace. Ainsi,  $h_{17}$  qui tourne dans le même sens que celui créé par l'harmonique de travail  $h_5$  et  $h_7$  qui tourne dans le sens opposé génèrent tous deux un couple frein. Enfin, une analyse a également été faite lorsque les 500 premiers harmoniques d'espace sont pris en compte et les résultats montrent une baisse significative de la valeur moyenne du couple et une forte ondulation due aux harmoniques d'espace.

## II. Caractéristique du couple moyen en fonction de la vitesse d'une machine asynchrone

### II.1. Modélisation analytique

Afin d'étudier l'impact des harmoniques spatio-temporels du bobinage statorique sur la caractéristique du couple en fonction de la vitesse, une approche analytique est privilégiée. Pour ce faire, le schéma équivalent monophasé classique d'une MAS à cage d'écureuil ramené au stator est considéré. Ce dernier est donné Figure II-27 où :

- ✓  $V_1$  : Tension simple d'alimentation du bobinage statorique (V)
- ✓  $I_1$  : Courant d'alimentation du bobinage statorique (A)
- ✓  $R_1$  : Résistance du bobinage statorique modélisant les pertes Joule au stator ( $\Omega$ )
- ✓  $X_1$  : Réactance statorique modélisant les fuites magnétiques au stator ( $\Omega$ )
- ✓  $R_f$  : Résistance modélisant les pertes fer ( $\Omega$ )
- ✓  $X_m$  : Réactance magnétisante ( $\Omega$ )
- ✓  $I_2$  : Courant rotorique (A)
- ✓  $N_2'$  : Réactance rotorique ( $\Omega$ )
- ✓  $R_2'$  : Résistance rotorique ramenée au stator ( $\Omega$ )

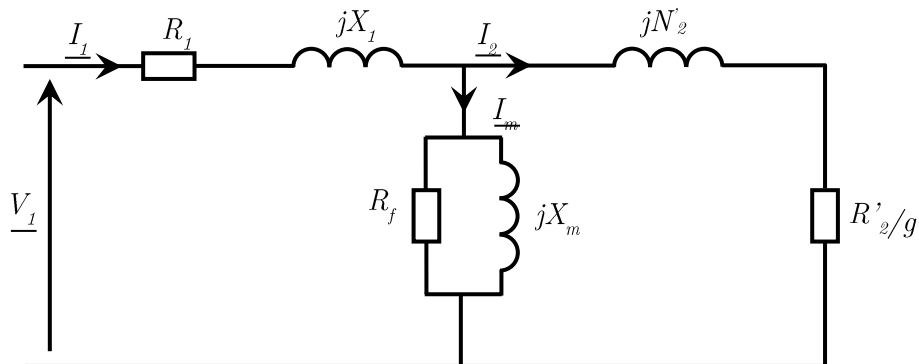


Figure II-27 : Schéma équivalent monophasé d'une MAS à cage d'écureuil

Le couple d'une MAS est donné par :

$$\Gamma = \frac{P_{tr}}{\Omega} \quad (\text{II.4})$$

Où  $\Omega$  est la vitesse de rotation du rotor et  $P_{tr}$  est la puissance transmise au rotor définie par :

$$P_{tr} = \frac{3R_2'}{g} I_2^2 \quad \text{avec} \quad g = \frac{\Omega_s - \Omega}{\Omega_s} \quad (\text{II.5})$$

$g$  représente le glissement de la machine en % et symbolise la différence entre la vitesse du champ statorique  $\Omega_s$  et la vitesse de rotation de la machine  $\Omega$ .

Pour avoir une expression analytique du couple en fonction de la vitesse, il est nécessaire d'exprimer le courant  $I_2$  en fonction des éléments du schéma équivalent monophasé. Pour cela, nous négligeons la chute de tension aux bornes de la résistance  $R_l$  et de la réactance  $X_l$ , ce qui se traduit par le nouveau schéma équivalent monophasé donné à la Figure II-28.

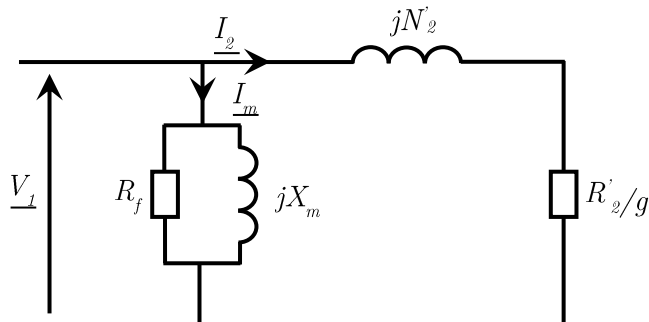


Figure II-28 : Schéma équivalent monophasé simplifié d'une MAS à cage d'écoreuil

Cette hypothèse est forte car les fuites et les pertes Joule statoriques de la machine peuvent être significatives, mais cela permet d'obtenir une expression simplifiée du couple. Sous cette hypothèse :

$$\overline{V_1} = \left( \frac{R_2'}{g} + jN_2' \right) \overline{I_2} \Leftrightarrow I_2 = \frac{V_1}{\sqrt{N_2'^2 + \left( \frac{R_2'}{g} \right)^2}} \quad (\text{II.6})$$

En remplaçant l'expression de  $I_2$  obtenue dans l'équation (II.5), l'expression de la puissance transmise au rotor,  $P_{tr}$  est obtenue. Cette dernière, remplacée dans l'équation (II.4) permet d'aboutir à l'expression du couple en fonction de la vitesse et des éléments du schéma équivalent monophasé de la machine définie par :

$$\Gamma = \frac{3V_1^2}{\Omega_s} \frac{1}{\frac{gN_2'^2}{R_2'} + \frac{R_2'}{g}} \quad (\text{II.7})$$

Cette relation (II.7), classique, n'est valable que pour l'harmonique de travail du bobinage de la machine. En effet, la vitesse des champs tournants créés par les harmoniques spatiaux du bobinage statorique n'est pas la même que celle de l'harmonique de travail et, par conséquent, le glissement est également différent. Pour chaque harmonique  $h$ , il peut être défini de la manière suivante [60]:



$$\left\{ \begin{array}{l} g_h = \frac{\frac{\Omega_s}{h} - \Omega}{\frac{\Omega_s}{h}} = \frac{\Omega_s - h\Omega}{\Omega_s} \quad \text{si } h = 2k + 1, k \in \mathbb{N} \\ g_h = \frac{-\frac{\Omega_s}{h} - \Omega}{-\frac{\Omega_s}{h}} = \frac{\Omega_s + h\Omega}{\Omega_s} \quad \text{si } h = 2k - 1, k \in \mathbb{N} \end{array} \right. \quad (\text{II.8})$$

L'expression du couple selon les harmoniques spatiaux devient alors :

$$\left\{ \begin{array}{l} \Gamma_h = \frac{3V_h^2}{\Omega_h} \frac{1}{\frac{g_h N_2'^2}{R_2'} + \frac{R_2'}{g_h}} \quad \text{si } h = 2k + 1, k \in \mathbb{N} \\ \Gamma_h = -\frac{3V_h^2}{\Omega_h} \frac{1}{\frac{g_h N_2'^2}{R_2'} + \frac{R_2'}{g_h}} \quad \text{si } h = 2k - 1, k \in \mathbb{N} \end{array} \right. \quad (\text{II.9})$$

D'après les relations ci-dessous, quel que soit le rang de l'harmonique considéré, la pulsation électrique  $\omega_h$  est égale à la pulsation électrique  $\omega_s$ . De ce fait, la valeur de  $N_2'$  ne dépend pas du rang de l'harmonique auquel le couple est calculé.

$$\begin{aligned} \omega_s = p \cdot \Omega_s &\Rightarrow \omega_h = ph \cdot \Omega_h \\ \text{or } \Omega_h &= \frac{\Omega_s}{h} \\ \text{donc } \omega_h &= ph \cdot \frac{\Omega_s}{h} = p \cdot \Omega_s \\ &\Rightarrow \omega_h = \omega_s \end{aligned} \quad (\text{II.10})$$

## II.2. Cas d'une machine à bobinage distribué

Dans un premier temps, afin de mettre en évidence le faible impact des harmoniques d'espace du bobinage statorique distribué sur la caractéristique du couple en fonction de la vitesse, le bobinage 48s4p est repris. Le tracé de la caractéristique couple/vitesse, présentée Figure II-29, est obtenu à partir de l'identification classique des paramètres d'une machine, pour une alimentation sous 230 V à 50 Hz et en tenant compte des 13 premiers harmoniques spatiaux du bobinage. Ces derniers ayant une faible amplitude par rapport à l'harmonique de travail  $h_l$ , la caractéristique couple/vitesse n'est pas ou très peu impactée. La caractéristique résultante, notée "Somme" en noire, est quasiment identique à celle de l'harmonique  $h_l$  en bleu, quel que soit le mode de la machine considéré (moteur, générateur ou frein).

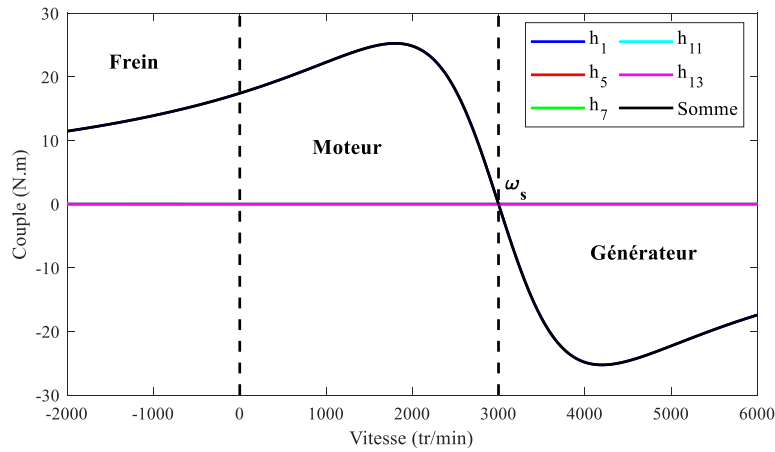


Figure II-29 : Caractéristique couple/vitesse MAS bobinage distribué

En accentuant volontairement l'amplitude des harmoniques d'espace présents dans le bobinage, une nouvelle caractéristique est donnée Figure II-30. Plusieurs effets peuvent être constatés ; En premier lieu, la caractéristique totale, en noire, n'est plus identique à celle de l'harmonique  $h_1$ . En fonctionnement moteur, la présence des harmoniques d'espace engendre des oscillations du couple lors de l'accélération de la machine et un creux, dû principalement à la présence de l'harmonique  $h_7$ , est identifié (présence de l'harmonique  $h_{13}$  également). Ainsi, la vitesse finale de la machine peut être bien plus faible que la vitesse souhaitée. Ici, 1/7 fois plus faible à cause l'harmonique  $h_7$  ( $\Omega_h = \Omega_s/h \rightarrow \Omega_7 = \Omega_s/7$ ), c'est ce que l'on appelle le phénomène de rampage de la machine, très gênant pour le bon fonctionnement.

Ce problème provient des harmoniques spatiaux créant un champ tournant dans le même sens que l'harmonique de travail ( $h_7$  et  $h_{13}$  de mêmes signes que  $h_1$ ). Le rampage intervient uniquement si la machine est branchée directement sur le réseau ; Dans le cas de l'utilisation d'un variateur de vitesse, avec une commande en  $u/f=cste$  par exemple, il n'a plus lieu d'être. En effet, le variateur permet une montée progressive en vitesse grâce au changement de la fréquence. De ce fait, la vitesse de la machine est toujours située autour de la vitesse de synchronisme pour la fréquence considérée. Ainsi, cela évite de passer par le creux lié aux harmoniques d'espace et donc évite le phénomène de rampage.

En revanche, le variateur ne peut pas résoudre le second problème constaté. En effet, lorsque nous faisons un zoom autour de la vitesse de synchronisme, Figure II-30.b, nous constatons que le couple moyen est largement réduit (environ 30%) à cause des couples freins créés par l'ensemble des harmoniques d'espace quel que soit le sens de leur champ tournant comme nous avons pu le voir dans la partie précédente I.2.c. De plus, un glissement important de la machine est aussi observé sur la Figure II-30.b même à la vitesse de synchronisme.

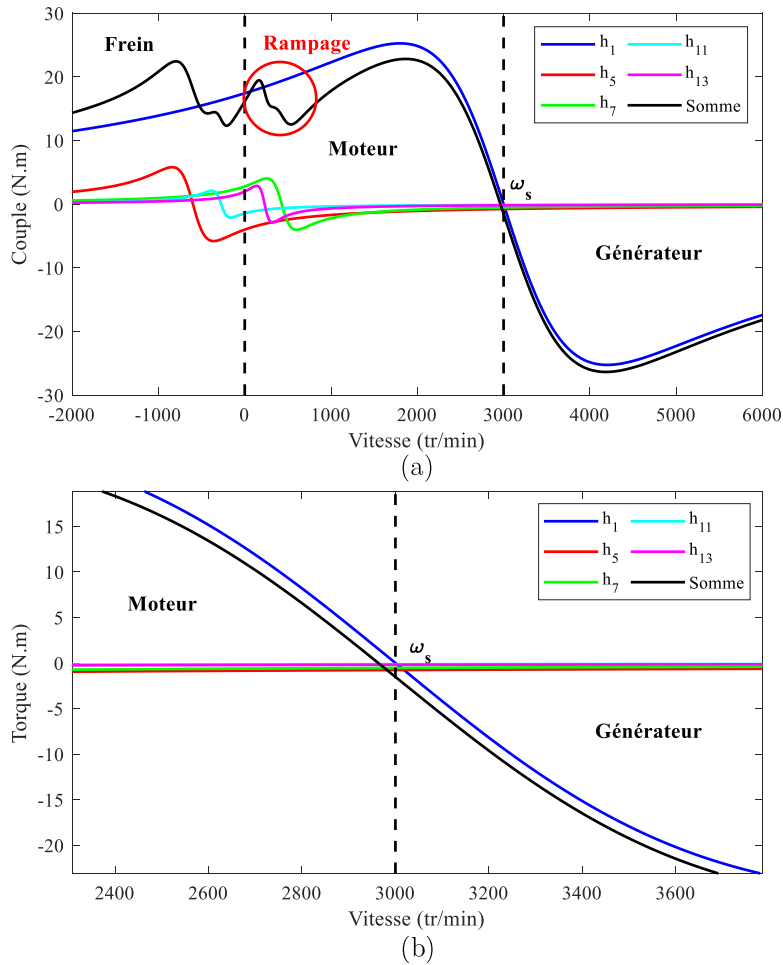


Figure II-30 : Caractéristique couple/vitesse MAS bobinage distribué, modification des amplitudes des harmoniques spatiaux, (a) caractéristique, (b) zoom

### II.3. Cas d'une machine à bobinage dentaire

Dans ce paragraphe, l'impact des harmoniques d'espace d'un bobinage dentaire statorique et plus précisément le bobinage 12s10p, est analysé. La même démarche que celle pour le cas précédent est adoptée. La caractéristique couple/vitesse est présentée Figure II-31 pour les 19 premiers harmoniques spatiaux. Là encore, le problème de rampage lors de la montée en vitesse de la machine, principalement dû à l'harmonique de rang 17, est clairement visible. Cet harmonique engendre un champ tournant dans le même sens que l'harmonique de travail  $h_5$ . La Figure II-31.b montre que le couple moyen est très largement réduit à cause des harmoniques d'espace et notamment les harmoniques de rang 7 et 17. Ces harmoniques entraînent également un glissement important de la machine. Nous pouvons tout de même noter que l'harmonique  $h_1$  n'a pas une très grande influence sur la valeur moyenne du couple comme observé dans la partie I.2.c.

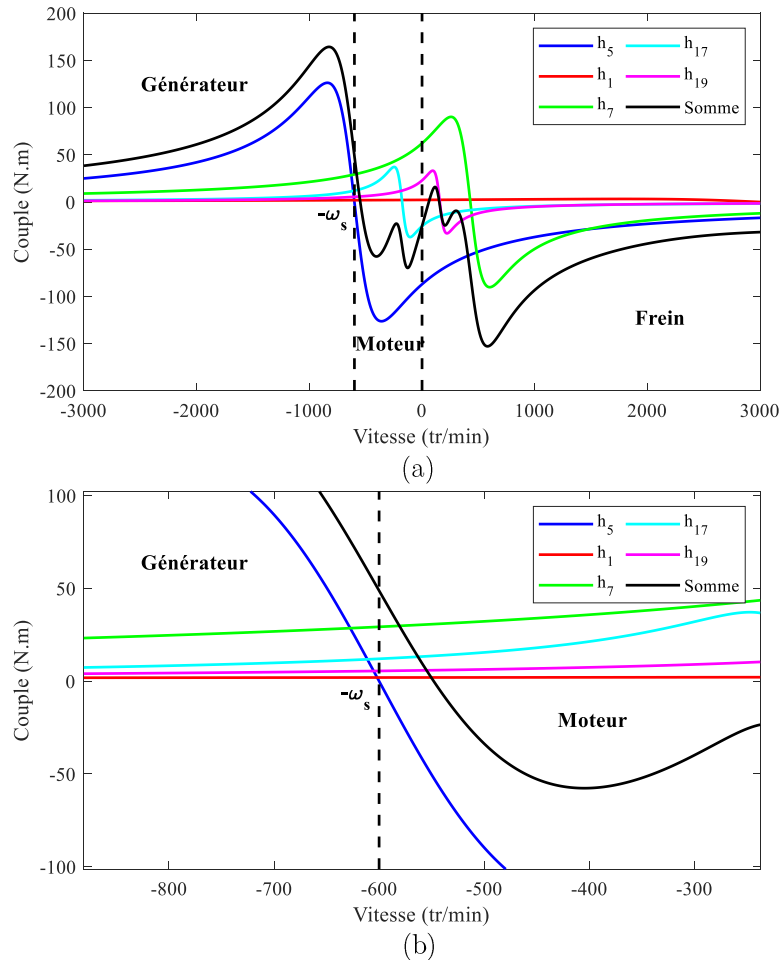


Figure II-31 : Caractéristique couple/vitesse bobinage dentaire 12s10p, (a) caractéristique, (b) zoom

D'après les résultats précédents, 2 solutions théoriques peuvent être proposées afin de pallier les problèmes de rampage, de couple freins et de fort glissement :

- ✓ Atténuation des harmoniques  $h_7$  et  $h_{17}$ .
- ✓ Diminution de la résistance rotorique

Pour ce qui est de la première solution, la Figure II-32 montre la caractéristique couple/vitesse dans le cas où  $h_7$  et  $h_{17}$  sont nuls. Comme nous pouvions le prévoir, la suppression de ces deux harmoniques permet d'avoir une valeur moyenne beaucoup plus proche du couple généré par l'harmonique de travail  $h_5$  et aussi un glissement moins important. Par ailleurs, le problème de rampage est atténué suite à l'annulation de l'harmonique  $h_{17}$ . Toutefois, ces résultats sont à prendre avec précaution car seuls les 19 premiers harmoniques sont pris en compte. Par conséquent, d'autres harmoniques spatiaux, en particulier  $h_{29}$  qui, comme  $h_{17}$ , crée un champ tournant dans le même sens que  $h_5$  qui peut engendrer un phénomène de rampage.

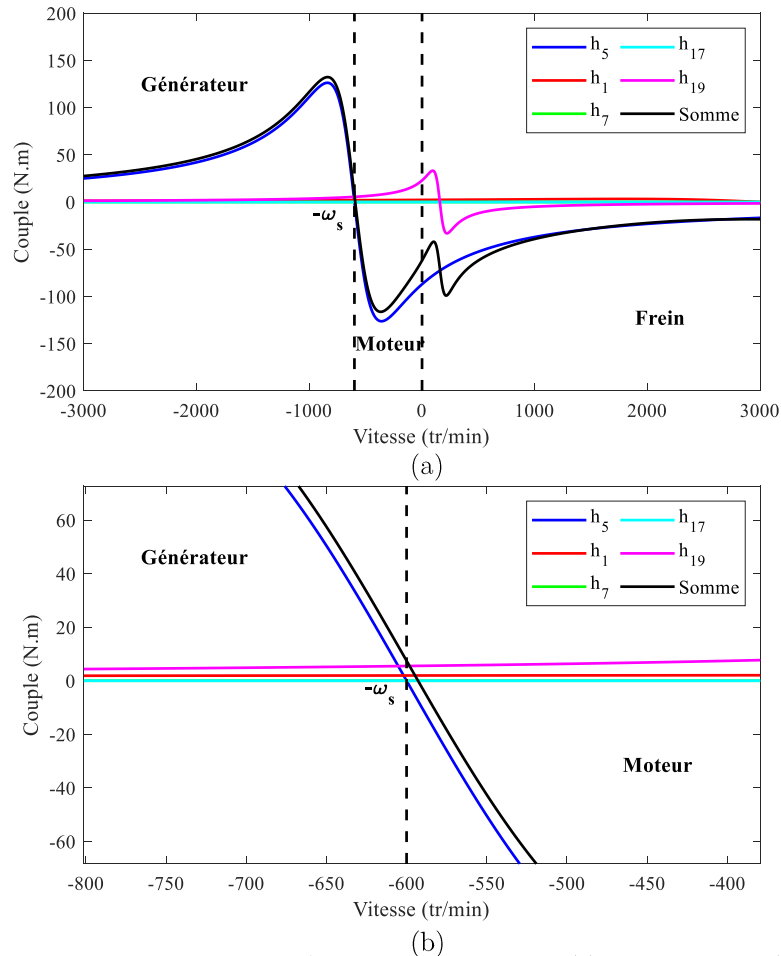


Figure II-32 : Caractéristique couple/vitesse  $h_7$  et  $h_{17}$  annulés, (a) caractéristique, (b) zoom

La deuxième solution proposée est de diminuer la résistance rotorique. En divisant  $R_2$  par 4, la Figure II-33 montre la caractéristique couple/vitesse. L'impact des harmoniques d'espace est atténué, ce qui permet d'obtenir un couple moyen proche de celui délivré par  $h_5$  et un glissement faible. En revanche, avec une résistance  $R_2$  faible, l'accélération de la machine est très réduite voir quasiment nulle en plus du phénomène de rampe. L'utilisation d'une électronique de commande est dans ce cas nécessaire pour ne pas avoir à subir ces inconvénients.

Une résistance rotorique faible implique une surface totale des barres plus importante pour une même longueur active de machine. Le matériau conducteur électrique (cuivre ou aluminium) constituant la cage d'écureuil ayant un coût non négligeable, cela engendre donc des coûts supplémentaires pour la partie rotorique. L'un des avantages d'utiliser un bobinage dentaire au stator est de réduire la quantité de cuivre utilisée en ayant de faibles longueurs de têtes de bobine et ainsi réduire les coûts de production. L'augmentation de la surface de cuivre au rotor afin de réduire l'impact des harmoniques d'espace de la FMM du bobinage dentaire nécessite donc une étude plus approfondie du coût de production pour savoir si cette solution est viable comparée à un bobinage distribué classique.

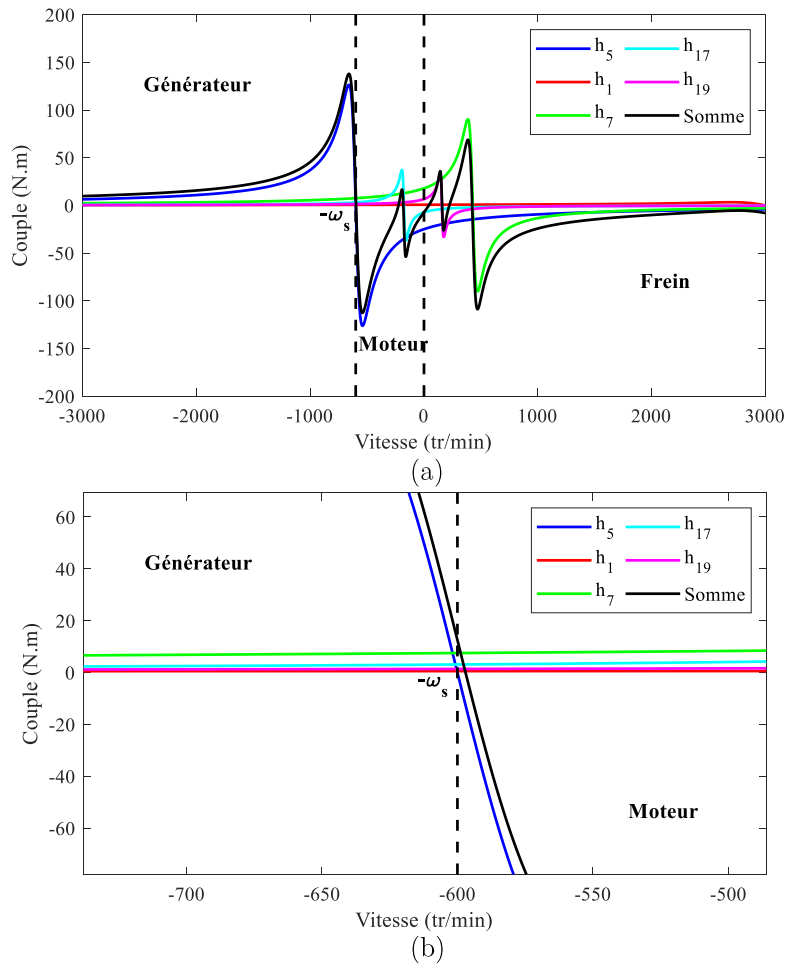


Figure II-33 : Caractéristique couple/vitesse  $R_2$  plus faible, (a) caractéristique, (b) zoom

#### II.4. Caractéristique de couple en fonction de la vitesse d'un prototype de petite puissance à bobinage dentaire

Parmi les collaborations industrielles du laboratoire, la société Somfy porte un intérêt particulier aux machines asynchrones à bobinage dentaire en souhaitant éventuellement en développer dans le futur. Dans ce contexte, un prototype d'une MAS avec un bobinage dentaire a été fourni pour constituer une machine de test. Il est constitué d'un stator de machine synchrone à bobinage dentaire ( $\approx 100$  W) faisant partie de leurs produits et d'un rotor d'une machine asynchrone issue également d'une de leurs applications. Les caractéristiques du prototype sont données au Tableau II-2 où les dimensions exactes ne sont pas données volontairement. Les longueurs actives du stator et du rotor sont différentes mais cela n'induit pas de problème dans la mesure où le rotor est plus long que le stator et que le prototype a pour principal objectif de vérifier expérimentalement quelques-uns des résultats obtenus ci-dessus. Une image de celui-ci est proposée Figure II-34. Cette machine étant assemblée sans aucun calcul ou vérification analytique préalables, quelques essais préliminaires de caractérisation ont d'abord été effectués. L'Annexe A, synthétise les résultats des essais thermiques et des essais de détermination du rapport  $u/f$  adéquat.

<b>MAS 6s4p16barres</b>	
$m$	3
$N_s$	6
$2p$	4
$N_r$	16
$e$	< 1 mm
$D_{alésage}$	< 30 mm
$L_{active\ stator}$	< 50 mm
$L_{active\ rotor}$	< 50 mm
$n_s$	< 1000 spires/bobine
$D_{fil\ cuivre}$	< 1 mm

Tableau II-2 : Caractéristique du prototype 6s4p16barres

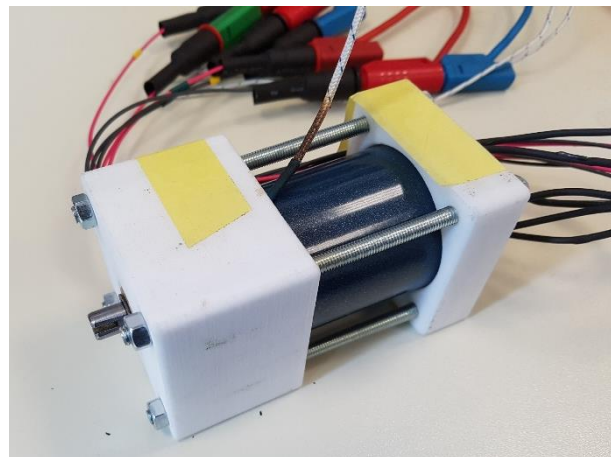


Figure II-34 : Prototype 6s4p16barres

Sur la base d'un rapport  $u/f=1$  explicité dans l'Annexe A, les caractéristiques du couple en fonction de la vitesse à différentes fréquences (50, 80, 100, 120 et 140 Hz) ont été établies. Elles sont tracées à la Figure II-35 en respectant un courant efficace maximum absorbé de 250 mA<sub>Ac</sub> pour des raisons thermiques. L'objectif est de corroborer de manière pratique les résultats obtenus précédemment avec le schéma équivalent monophasé de la MAS.

Quelle que soit la fréquence considérée, un glissement important est constaté. Cela est dû une nouvelle fois aux harmoniques spatiaux de la FMM du bobinage statorique (voir Figure A-8) qui créent des couples freins et donc ne permettent pas d'atteindre la vitesse de synchronisme. A titre d'exemple, pour atteindre une vitesse proche de 3000 tr/min, une fréquence d'alimentation de 120 Hz est nécessaire au lieu de 100 Hz attendu. Cela vient donc corroborer de manière pratique l'impact des harmoniques spatiaux sur la caractéristique du couple en fonction de la vitesse.

Une seconde observation peut être faite sur l'allure général de chaque caractéristique. Dès que la machine est chargée, la vitesse diminue assez rapidement contrairement à un fonctionnement habituel attendu pour une machine asynchrone. La valeur moyenne du couple s'en retrouve alors diminué mais n'a aucune conséquence sur la mise en rotation de la machine.

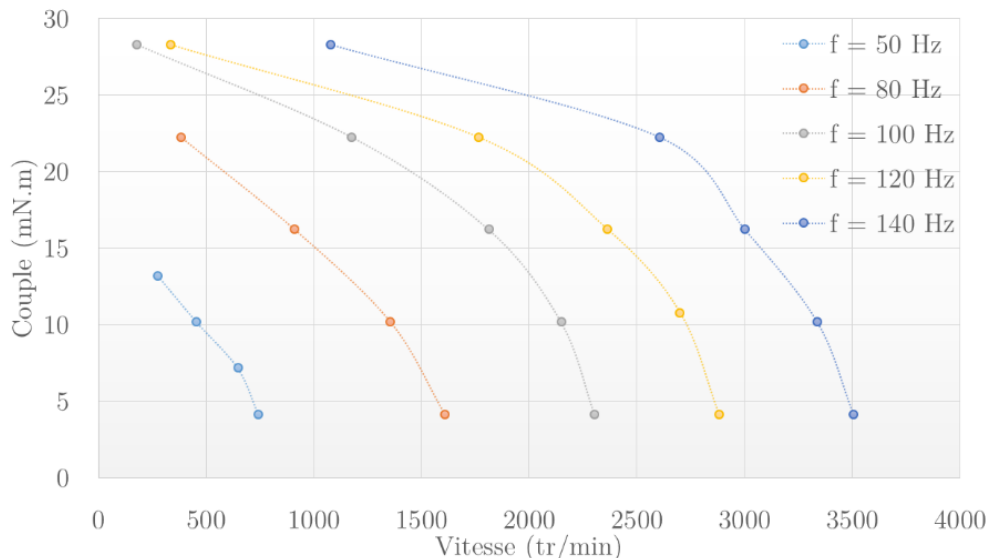


Figure II-35 : Caractéristique couple/vitesse prototype 6s4p16barres

## II.5. Conclusion

Pour conclure sur cette partie, une étude théorique a permis de constater que la présence des harmoniques d'espace de la FMM du bobinage statorique impacte le fonctionnement de la machine. En effet, un phénomène de rampage peut apparaître et empêcher la machine d'atteindre la vitesse de synchronisme. Ce phénomène est dû par les harmoniques spatiaux dont le champ tournant tourne dans le même sens que l'harmonique de travail et est observé lorsque le démarrage de la MAS s'effectue directement sur le réseau. Dans le cas où un démarrage sur le réseau n'est pas nécessaire, une électronique de commande (une commande en  $u/f$  par exemple) peut être utilisée afin de pallier ce problème.

Le second impact des harmoniques spatiaux, et non des moindres, est la réduction significative de la valeur moyenne du couple combinée avec un glissement important. Deux solutions ont été proposées ; la première étant de réduire le contenu harmonique spatial de la FMM et la seconde de diminuer la valeur de la résistance rotorique. Ces deux solutions permettent d'obtenir un couple moyen proche de celui créé par l'harmonique de travail lorsque nous nous plaçons aux alentours de la vitesse de synchronisme. La deuxième solution nécessite une augmentation de la surface de matériau conducteur électrique au rotor (cuivre ou aluminium), ce qui engendre des coûts supplémentaires incompatible à l'avantage d'utiliser un bobinage dentaire statorique. Enfin, un prototype a permis de mettre en évidence de façon concrète et confirmer les problèmes liés à la présence des harmoniques spatiaux de la FMM du bobinage statorique dans une MAS à bobinage dentaire.



### **III. Impact du nombre de barres au rotor**

Le but de cette partie est de mettre en évidence l'impact des harmoniques d'espace et montrer que le choix du nombre de barres est déterminant pour les performances de la MAS. Pour cela plusieurs nombres de barres vont être testés sans pour autant en déterminer le nombre optimum. Pour cela, il faudrait tester un grand nombre de barres, ce qui serait trop fastidieux. Une optimisation serait, dans ce cas, plus appropriée.

#### III.1. Choix du nombre de barres au rotor d'une machine asynchrone à cage d'écureuil

Le choix du nombre de barres au rotor est topologiquement délicat dans le dimensionnement d'une machine asynchrone. En effet, il est souvent difficile à déterminer le nombre optimal de barres constituant la cage d'écureuil. Les premières règles ont été élaborées par *Kron* en 1908 [61], elles décrivent les combinaisons entre le nombre d'encoches stator et rotor à éviter pour ne pas dégrader les performances de la machine en termes de bruit et vibrations ou encore rampage. Plus récemment, *Le Besnerais et al.* (2009) a également énoncé des règles afin de définir le nombre optimal de barres rotor permettant de réduire le bruit et les vibrations d'une MAS [62]. Ces règles étant assez empiriques, un certain nombre d'articles privilégiant une étude des performances de la machine avec différents nombres de barres est retrouvé dans la littérature. Nous pouvons ainsi citer les travaux de *Kobayashi et al.* en 1997 [63], *Pallis et al.* en 2013 [64] ou encore ceux de *Joksimovic* en 2017 [65].

Le choix optimal du nombre de barres n'étant pas possible de manière rigoureuse, nous allons étudier, dans ce qui suit, différents nombres de barres pour un stator donné en utilisant la simulation numérique. Le but est de montrer l'influence du nombre de barres sur les performances de la MAS.

#### III.2. Influence du nombre de barres rotor dans une machine asynchrone

L'influence du nombre de barres au rotor sur les performances d'une MAS est quantifiée dans le cas de la structure à bobinage dentaire. Nous reprenons une nouvelle fois le stator et son bobinage étudié dans la partie I.1 de ce chapitre, à savoir, le stator 12 encoches avec le bobinage 12s10p est repris. Nous nous sommes restreints à un nombre limité de barres, 15, 16, 17, 30, 44 et 45 barres, issu des règles empiriques de la littérature évoquées précédemment. Les vues en coupe de l'ensemble des MAS étudiées avec les différents nombres de barres sont données sur la Figure II-36. Afin d'établir une comparaison entre toutes les machines, la surface totale de matériaux conducteurs électrique (ici du cuivre) a été conservée. Il est donc évident que plus le nombre de barres est élevé, plus la section d'une barre est faible. De plus, pour ce qui est de la forme des encoches, le choix d'une encoche simple cage en forme "cercueil" a été privilégié. Cette

forme permet de garder une largeur de dent rotor constante sur toute la profondeur de l'encoche et n'induit donc pas de restriction pour le passage du flux.

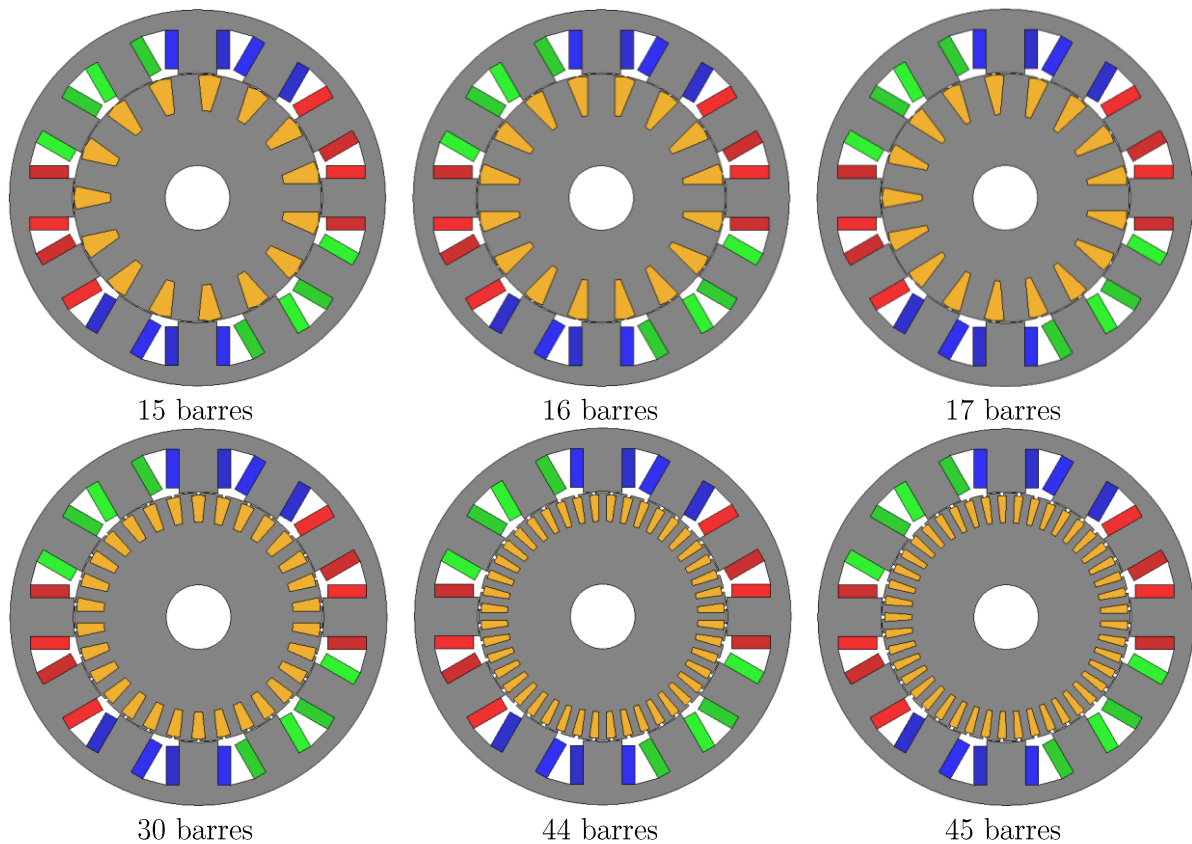


Figure II-36 : Vue en coupe des MAS étudiées pour différents nombres de barres

Les résultats obtenus sont issus de simulations par éléments finis effectuées avec Code\_Carmel pour un courant d'alimentation sinusoïdal d'amplitude 15 A à 250 Hz. La vitesse de rotation est fixée à 2800 tr/min, ce qui correspond à un glissement de 6,6 % pour une vitesse de synchronisme de 3000 tr/min ( $p = 5$ ). La comparaison du couple instantané est donnée Figure II-37 et les valeurs moyennes du couple ainsi que ses taux d'ondulation sont synthétisés dans le Tableau II-3.

Quel que soit le nombre de barres considéré, la valeur moyenne du couple est très faible, entre 0,45 et 0,67 N.m qui s'explique par la présence des harmoniques d'espace de la FMM du bobinage. Le taux d'ondulation est très élevé pour 15, 16, 17 et 30 barres alors qu'il l'est beaucoup moins pour 44 et 45 barres. Il est relativement difficile de tirer des conclusions à partir de ces résultats. Au regard du couple moyen, le nombre optimal de barres se situerait autour de 30 barres. En revanche, un nombre de barres plus conséquent privilégierait une faible ondulation.

Une corrélation peut être faite entre l'ondulation de couple et le courant dans les barres. En effet, la Figure II-38 présente le courant instantané dans la barre 1 pour les différents nombres de barres. Nous constatons que l'amplitude, mais aussi l'ondulation du courant est plus faible pour 44 et 45 barres, nombre de barres où l'ondulation de couple est également plus faible. Nous pouvons également noter la présence d'une fréquence parasite liée aux harmoniques spatiaux et plus précisément à l'harmonique de rang 7 comme nous avons vu précédemment.

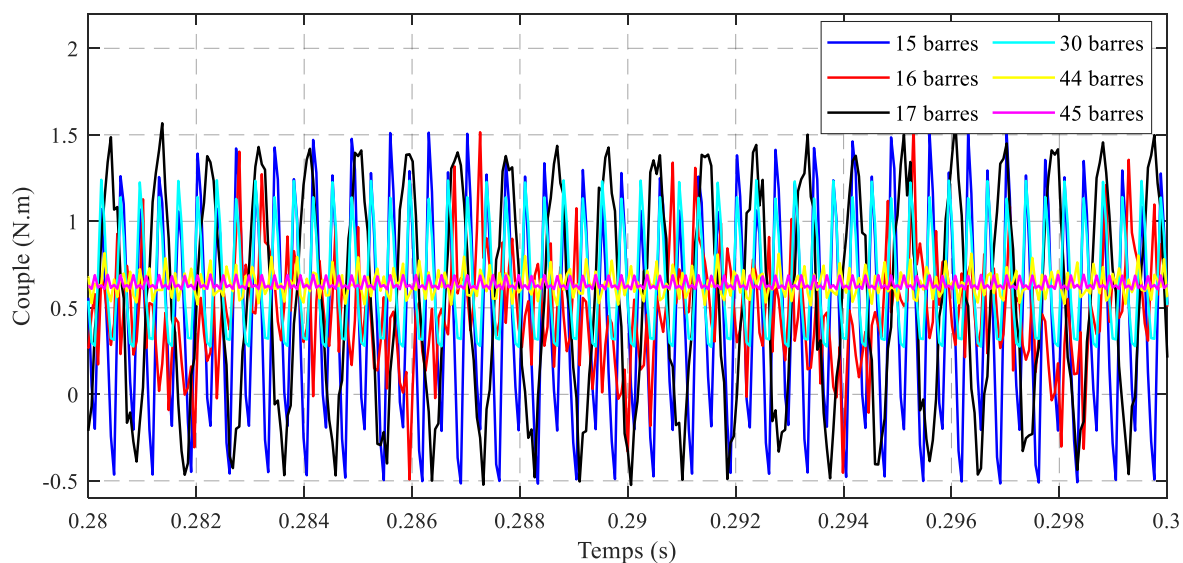


Figure II-37 : Comparaison du couple pour différents nombres de barres rotor

Nombre de barres	Couple moyen (N.m)	Ondulation de couple (%)
15	0.45	222
16	0.47	212
17	0.54	185
30	0.67	74.6
44	0.63	15.8
45	0.63	7.9

Tableau II-3 : Valeur moyenne du couple et son ondulation pour différents nombres de barres rotor

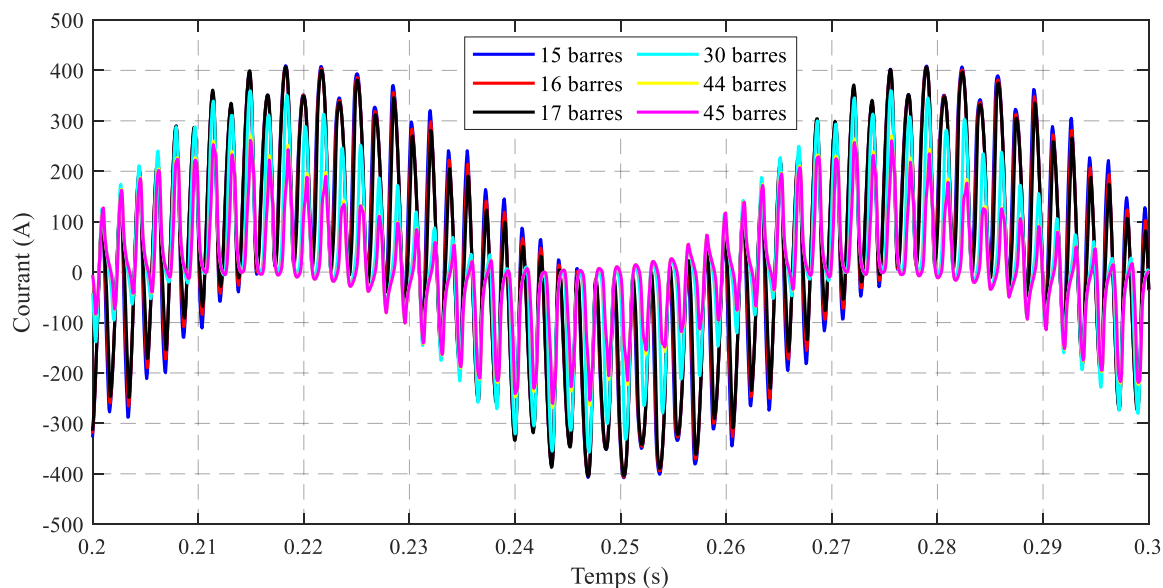


Figure II-38 : Comparaison du courant dans la barre 1 pour différents nombres de barres rotor

## **IV. Conclusion générale du chapitre**

Tout au long de ce chapitre, nous avons vu l'impact des harmoniques d'espace de la FMM du bobinage statorique sous différents aspects. Dans un premier temps, les grandeurs physiques telles que le courant induit dans les barres, l'induction dans l'entrefer ou bien encore le couple ont été étudiées.

La modélisation d'une MAS à bobinage dentaire, en l'occurrence la MAS 12s10p45barres, a permis de constater la présence de courants induits d'amplitudes significatives à la vitesse de synchronisme contrairement à ce que l'on peut observer habituellement dans une MAS à cette vitesse. De plus, les fréquences présentes sur le courant rotorique ont été identifiées et directement liées aux harmoniques spatiaux générés par le bobinage. Par conséquent, la forme d'onde de l'induction dans l'entrefer se retrouve impactée et la présence de ces mêmes harmoniques d'espace est identifiée au travers de sa FFT. Enfin, en ce qui concerne la grandeur la plus importante dans une MAS, à savoir le couple, nous avons pu constater que celui-ci présente une valeur négative à la vitesse de synchronisme. Cette valeur négative est la résultante des couples freins créés par les harmoniques d'espaces. Dans le cas où un glissement est considéré, l'analyse des résultats a permis une nouvelle fois de montrer que la présence des harmoniques d'espace induit des courants dans les barres du rotor à des fréquences inhabituelles et indésirables. Les couples freins générés par ces courants induit réduisent alors fortement la valeur moyenne du couple.

Afin d'en savoir plus sur l'origine des phénomènes atypiques constatés et quantifier l'impact des principaux harmoniques d'espace, une nappe de courant a été utilisée. Cette nappe a été validée au travers la comparaison avec une modélisation classique de machine dans différentes configurations. En effet, la partie rotorique a été occultée dans un premier temps, ce qui a permis de valider l'approche en termes de contenu harmonique spatial d'induction dans l'entrefer, mais aussi de niveau de saturation dans le stator. Ensuite, la partie rotorique ayant été considérée, les résultats en charge, tant au niveau du courant dans les barres, de l'induction dans l'entrefer, mais aussi sur le couple délivré par la machine, ont montré une très bonne corrélation entre la modélisation avec la nappe de courant et la modélisation classique. Quelques écarts ont toutefois pu être notés, mais justifiés par un niveau de saturation légèrement différent et par l'absence de la modélisation des dents statoriques. L'approche de la nappe de courant a été comparée et validée au travers d'une MAS à bobinage distribué, mais aussi une MAS à bobinage dentaire, ce dernier étant le cœur de nos travaux de recherche.

Suite à la validation de la nappe de courant, l'étude de l'impact des harmoniques d'espace, notamment  $h_1$ ,  $h_7$  et  $h_{17}$  en plus de l'harmonique de travail  $h_5$  a été menée. La quantification de l'impact de chaque harmonique a permis de constater que le sous-harmonique  $h_1$  n'avait que très peu d'influence. En effet, cela a pu être noté par le biais du courant dans les barres qu'il induit, mais aussi sur le couple qu'il génère que ce soit à la vitesse de synchronisme et en charge. En revanche, l'étude des autres harmoniques ( $h_7$  et  $h_{17}$ ) a permis de constater que le courant induit par chacun d'eux dans les barres était d'une amplitude significative. Un couple frein est alors

généralisé par chaque harmonique et lorsque nous prenons en compte l'ensemble des harmoniques d'espace, la valeur moyenne du couple se retrouve très faible comparée à celle où seul l'harmonique de travail est considéré. De plus, ce couple frein intervient quel que soit le sens de rotation du champ tournant créé par les harmoniques, de même sens ou de sens opposé, que celui créé par l'harmonique de travail. Enfin, une importante ondulation de couple est également constatée et directement liée à la présence des harmoniques d'espace.

Ensuite, la caractéristique du couple en fonction de la vitesse a été étudiée. Il a été montré que la présence des harmoniques d'espace engendre des problèmes de rampage, ce qui est problématique lors du démarrage de la machine. Dans le cas où il n'est pas nécessaire de démarrer la machine directement sur le réseau, une commande (u/f par exemple) peut être adoptée afin de pallier ce problème. De plus, les effets néfastes des harmoniques d'espace sur la valeur moyenne du couple qui ont été constatés lors de la modélisation complète de la machine se retrouvent également visibles sur la caractéristique du couple en fonction de la vitesse. Des couples freins sont générés par les harmoniques d'espace, quel que soit le sens de rotation de leur champ tournant. Tout comme avec la modélisation de la nappe de courant, il a aussi été constaté que le sous-harmonique  $h_1$  avait peu d'impact. Les propositions de modification du contenu harmonique spatial ou la diminution de la résistance rotorique ont permis de retrouver un couple moyen proche de celui délivré dans le cas où seul l'harmonique de travail est considéré.

Enfin, une étude succincte du nombre de barres rotorique a permis de mettre en évidence l'importance du nombre de barres dans une MAS tant sur la valeur moyenne que sur son ondulation.

Ce chapitre permet de tirer les conclusions suivantes :

- ✓ Un travail sur le bobinage statorique et le contenu harmonique spatial de la FMM est absolument nécessaire
- ✓ Le nombre de barres rotorique est une donnée importante quant à la qualité du couple
- ✓ Un travail sur l'ensemble de la machine, stator ET rotor est fondamental

Les 3 points cités précédemment font donc l'objet des chapitres suivant.

Chapitre III : Calcul des performances  
d'une machine asynchrone  
triphasée à cage d'écureuil  
par une approche analytique

---

Chapitre III : Calcul des performances d'une machine asynchrone triphasée à cage d'écureuil par une approche analytique .....	79
I. Calcul de la Force Magnéto-Motrice et son contenu harmonique.....	82
I.1. Etat de l'art des outils existants .....	82
I.2. Présentation de l'outil analytique « <i>WIDGET</i> » .....	83
I.2.a. Hypothèses de « <i>WIDGET</i> ».....	83
I.2.b. Définition des entrées de « <i>WIDGET</i> » .....	84
I.2.c. Processus de calcul du contenu harmonique de la FMM d'un bobinage.....	85
I.2.d. Exploitation de « <i>WIDGET</i> » via ces différentes sorties .....	87
I.2.e. Synthèse des entrées et sorties de « <i>WIDGET</i> » .....	88
I.2.f. Exemple et comparaison de « <i>WIDGET</i> » avec un outil de référence.....	88
II. Modèle paramétrique d'une machine asynchrone à cage d'écureuil.....	92
II.1. Structure de l'outil « <i>ATOSCIM</i> ».....	92
II.2. Calcul de la perméance d'entrefer.....	94
II.3. Calcul de l'induction dans l'entrefer générée par le bobinage statorique.....	98
II.4. Calcul des flux et des fem inter-barres.....	99
II.5. Calcul du courant dans les barres d'une MAS via un circuit électrique équivalent .....	103
II.5.a. Calcul des éléments résistifs du circuit électrique équivalent.....	104
II.5.b. Calcul des éléments inductifs du circuit électrique équivalent.....	104
II.5.c. Calcul du courant de barre par résolution d'un système d'équations différentielles matriciel.....	106
II.6. Calcul de la FMM rotorique .....	109
II.7. Calcul de l'induction totale dans l'entrefer.....	110
II.8. Calcul du couple électromagnétique.....	111
II.9. Comparaison de l'outil « <i>ATOSCIM</i> » avec les éléments finis en considérant la non-linéarité des matériaux magnétiques .....	113
III. Conclusion générale du chapitre.....	115

Le chapitre précédent a permis de mettre en exergue les différents problèmes quant à l'utilisation d'un bobinage dentaire dans une machine asynchrone. Les conclusions ont permis de dégager plusieurs axes d'études et notamment la nécessité de travailler sur l'ensemble de la machine, à savoir la partie statorique et son bobinage, mais également la partie rotorique afin de pallier les problèmes liés à la présence des harmoniques spatiaux de la FMM du bobinage statorique. Pour traiter cela, une approche numérique telle que la méthode de calcul par éléments finis peut être adoptée. Cette dernière est souvent privilégiée, tant pour la précision des résultats obtenus que pour les phénomènes physiques qu'elle permet de prendre en compte. Toutefois, elle est souvent décriée pour son temps de calcul qui peut représenter un réel frein dans le cas de l'évaluation d'un nombre élevé de structures. Ceci est le cas des travaux abordés dans cette thèse qui portent sur le choix d'une structure statorique au travers de son bobinage présentant un contenu harmonique spatial donné de la FMM ou encore celui d'une structure rotorique au travers de son nombre de barres. Par conséquent, une approche analytique est plus appropriée pour mener les évaluations d'une manière plus rapide sachant que les performances des structures retenues feront l'objet d'une validation au travers d'une modélisation numérique.

Ce chapitre est consacré à la modélisation analytique des machines asynchrones à cage d'écureuil. La première partie est dédiée à la modélisation de la partie statorique et de son bobinage en vue de leur design par processus d'optimisation. La partie rotorique étant tout aussi importante pour les performances d'une machine asynchrone à cage d'écureuil, sa modélisation analytique sera développée dans la seconde partie dans le but de procéder à l'optimisation des performances globales de la machine.



## I. Calcul de la Force Magnéto-Motrice et son contenu harmonique

Les performances des MAS à bobinage dentaire sont significativement impactées par les harmoniques spatiaux de la FMM statorique. Un premier travail sur le bobinage statorique et le contenu harmonique spatial de la FMM est alors nécessaire. Cette partie est donc dédiée à l'outil analytique « WIDGET » développé pour calculer rapidement le contenu harmonique spatio-temporel d'un bobinage statorique quelconque.

### I.1. Etat de l'art des outils existants

Le calcul de la FMM d'un bobinage parcouru par un courant a déjà été abordé dans la partie I.4 du Chapitre I. Afin d'étudier l'effet de la répartition spatiale des bobines au sein du stator de manière plus détaillée, il est nécessaire d'analyser son contenu harmonique spatial. La littérature recense un certain nombre d'outils permettant de réaliser cela. Nous pouvons citer les travaux d'*Alberti* qui a développé l'outil « Dolomites » [9], ceux de *Tommaso et al.* [66], de *Jarrot* [67] ou encore ceux de *La Delfa et al.* [68]. Ces travaux sont basés sur la méthode de la "Star of Slot" [13], [28] contrairement à ceux de *Ouamara et al.* [69] basés sur une représentation matricielle du bobinage. Tous ces outils calculent d'abord la FMM et effectuent ensuite une transformée de Fourier de type Fast Fourier Transform (FFT) afin d'obtenir le contenu harmonique spatial de la FMM.

La méthode de calcul utilisée par ces outils ne semble pas la plus adéquate dans la perspective de réduction du contenu harmonique spatial de la FMM par le biais d'un processus d'optimisation qui sollicitera le modèle un très grand nombre de fois. Dans la suite, nous proposons une approche permettant d'obtenir directement le contenu harmonique spatial de la FMM sans aucun calcul préalable de celle-ci ni calcul de FFT. Cela permet d'avoir un modèle très limité en temps de calcul. La Figure III-1 illustre la comparaison entre la méthode classique de calcul du contenu harmonique de la FMM et celle que nous proposons.

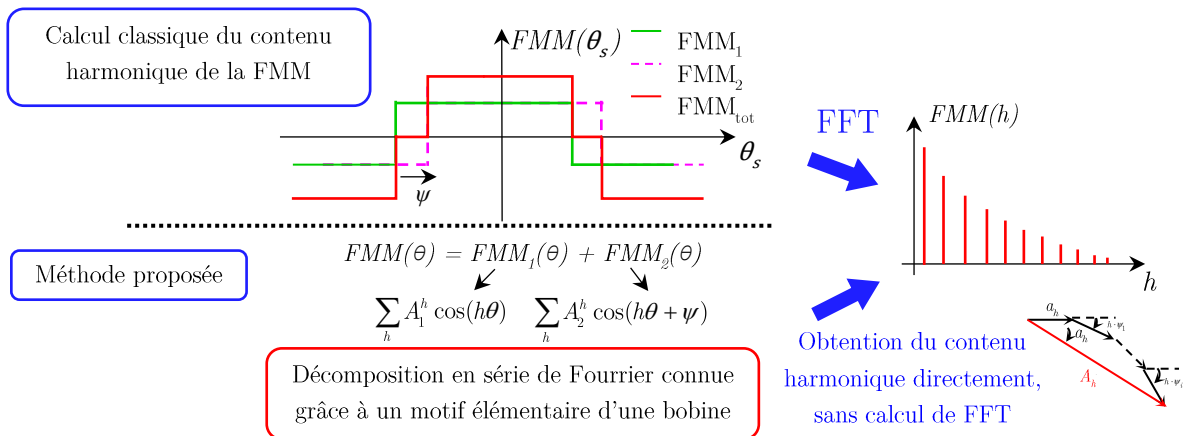


Figure III-1 : Calcul du contenu harmonique de la FMM, comparaison entre la méthode classique et celle proposée

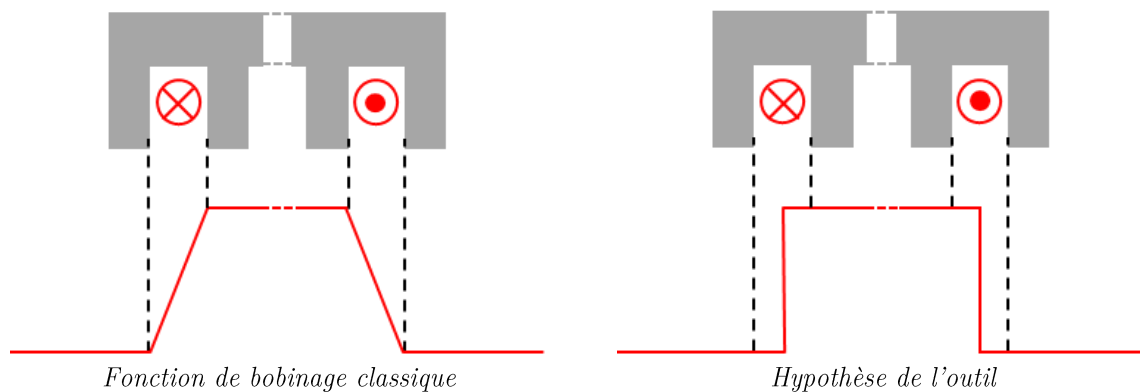
## I.2. Présentation de l'outil analytique « *WIDGET* »

Pour pouvoir aboutir à une FMM statorique avec un contenu harmonique optimisé, il est nécessaire de se doter d'un outil qui permette de calculer le contenu harmonique spatio-temporel de manière précise, simple et rapide. Généralement, le nombre d'encoches constitue souvent un point de départ dans le choix d'un bobinage et est souvent une donnée d'entrée dans les outils énumérés précédemment. Pour le développement de l'outil proposé, nommé « *WIDGET* » (Winding Determination General Tool), nous avons souhaité garder un maximum de degrés de liberté afin de réaliser tous types de bobinage (distribué, dentaire, simple ou multicouche, pas dentaire variable, ...). Le nombre d'encoches n'est alors plus une contrainte, mais plutôt une conséquence de la répartition des bobines au sein du stator.

### I.2.a. Hypothèses de « *WIDGET* »

Le développement de « *WIDGET* » destiné au calcul du contenu harmonique spatio-temporel de la FMM statorique a été effectué dans une optique de précision et de rapidité mais également de généralité. Il est basé sur les deux hypothèses données suivantes :

- L'ouverture de l'encoche n'est pas prise en compte pour le développement de la fonction de bobinage



Cela signifie que les conducteurs sont considérés comme étant placés au milieu de l'encoche. Cette hypothèse n'influera pas sur l'existence ou non d'un harmonique, mais induira une très légère différence sur les amplitudes des harmoniques.

- Le courant d'alimentation est imposé dans les bobines

L'outil est alors développé à partir de calculs préalables effectués sur un motif de base. Soit le motif élémentaire  $N_{elem}$  qui représente la fonction de bobinage d'une bobine ayant  $n_s$  spires avec une ouverture égale à  $2\beta$ . La Figure III-2 illustre le motif élémentaire avec ses paramètres ( $n_s$  et  $\beta$ ). Par ses propriétés, pair et à valeur moyenne nulle, sa décomposition en série de Fourier, donnée par l'expression (III.1) aboutit à des coefficients impairs  $b_j$  et une valeur moyenne  $a_0$  nuls. Elle se limite alors aux seuls coefficients pairs  $a_j$  qui sont donnés par la relation (III.2). Ce motif simple permet en fait de construire n'importe quelle fonction de bobinage. En effet, la fonction

de bobinage totale d'une phase peut alors être considérée comme une superposition d'un certain nombre de motifs élémentaires décalés spatialement suivant la position des bobines au sein du stator. Il est alors possible, à partir des coefficients de la série de Fourier, de déterminer le contenu harmonique spatio-temporel d'un bobinage quelconque comme explicité dans ce qui suit.

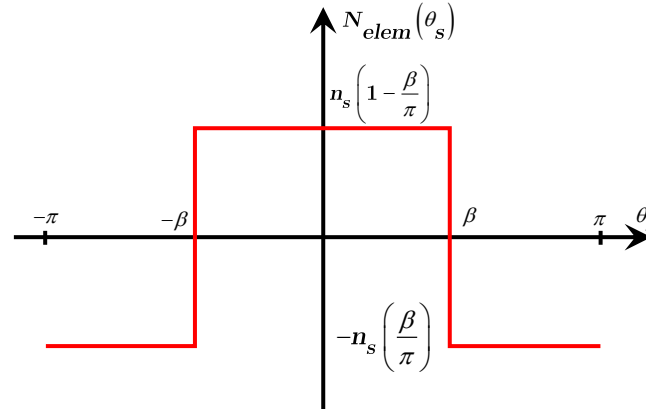


Figure III-2 : Motif élémentaire de bobinage

$$N_{elem}(\theta_s) = \sum_{j=1}^{\infty} a_j \cos(j\theta_s) \quad (\text{III.1})$$

$$\begin{aligned} a_j &= \frac{1}{\pi} \int_{-\pi}^{\pi} N_{elem}(\theta_s) \cdot \cos(j\theta_s) d\theta \\ &= \frac{2n_s}{j \cdot \pi} \sin(j\beta) \end{aligned} \quad (\text{III.2})$$

### I.2.b. Définition des entrées de « WIDGET »

Afin d'obtenir le contenu harmonique spatio-temporel d'un bobinage donné, il est nécessaire de définir les entrées suivantes :

- Les caractéristiques du bobinage :
  - nombre de phases ( $m$ )
  - nombre de spires par bobine ( $n_s$ )
- Fréquence des courants d'alimentation ( $f_s$ )
- Les rangs des harmoniques du courant d'alimentation ( $k$ ) et leurs amplitudes ( $a_k$ )
- Le nombre d'harmoniques spatiaux souhaité
- Paramètres de chaque bobine  $i$  d'une seule phase quel que soit le bobinage (distribué ou dentaire) définis par :
  - Son ouverture,  $2\beta$  (voir Figure III-3)
  - La position de son axe magnétique au sein du stator,  $\psi$  (voir Figure III-3)

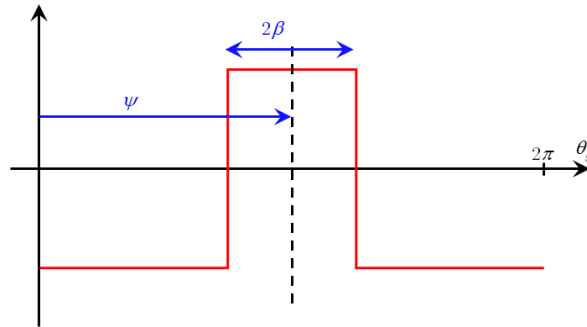


Figure III-3 : Paramètres de chacune des bobines composant le bobinage d'une phase

A noter que pour définir le sens de bobinage de chacune des bobines, un coefficient  $+1$  ou  $-1$  est appliqué à  $\beta$ . En effet, lorsque l'enroulement est bobiné dans le sens positif, c'est-à-dire que l'aller de la bobine se trouve dans l'encoche  $N$  et son retour dans l'encoche  $N+x$ , le coefficient  $+1$  est appliqué à  $\beta$ . En revanche, lorsque l'enroulement est bobiné dans le sens négatif, c'est-à-dire que l'aller de la bobine se trouve dans l'encoche  $N$  et son retour dans l'encoche  $N-x$ , le coefficient  $-1$  est appliqué à  $\beta$ . Enfin, seuls les paramètres des bobines d'une seule phase sont renseignés, ceux des autres phases sont directement déduits par décalage spatial de  $-\frac{2\pi}{m}$  les unes par rapport aux autres.

### I.2.c. Processus de calcul du contenu harmonique de la FMM d'un bobinage

La démarche du calcul de l'amplitude de chaque harmonique spatio-temporel de la FMM du bobinage statorique est donnée Figure III-4 et détaillée ci-après :

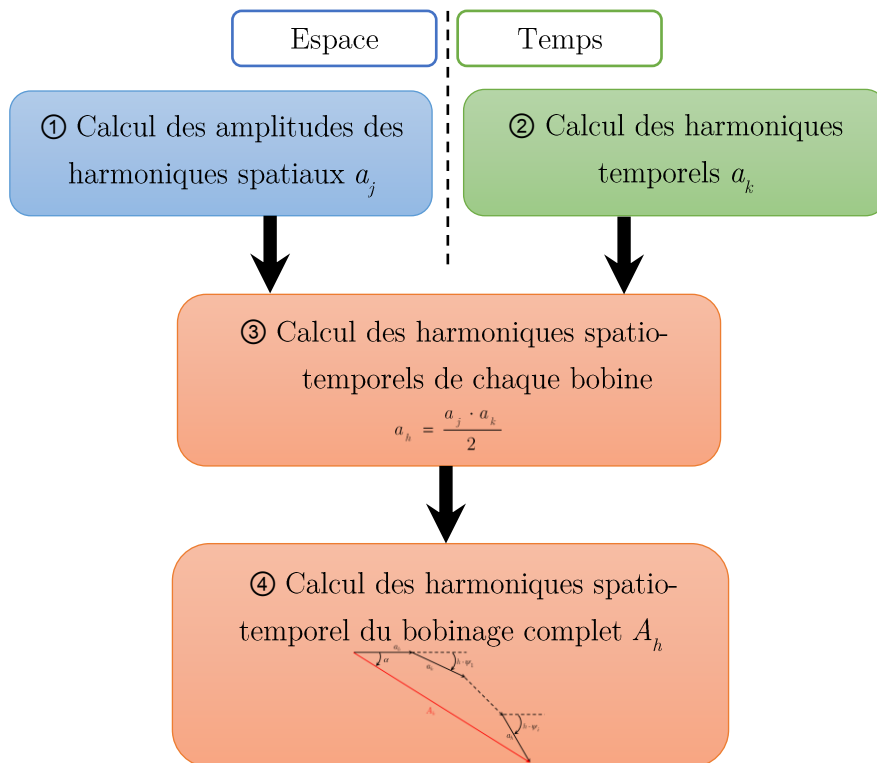


Figure III-4 : Modèle du calcul du contenu harmonique spatio-temporel de la FMM statorique des  $i$  bobines formant une phase

① L'amplitude des harmoniques spatiaux de chaque bobine  $a_j$ , est calculée à partir des paramètres d'entrés  $n_s$  et  $\beta$  définissant le motif élémentaire donné à la Figure III-2. Pour cela, nous utilisons la relation (III.2), rappelé ci-dessous, définissant la décomposition en série de Fourier du motif élémentaire.

$$a_j = \frac{2n_s}{j \cdot \pi} \sin(j\beta) \quad (\text{III.3})$$

② Les données d'entrée où les rangs et les amplitudes des harmoniques de courant sont renseignés permettent quant à elles de connaître l'amplitude des harmoniques temporels du courant  $a_k$  sans aucun calcul.

③ Ainsi, l'amplitude  $a_h$  des harmoniques spatio-temporels de la FMM créée par chaque bobine, est obtenue grâce à l'équation (I.13) du Chapitre 1 qui est rappelée ci-dessous.

$$a_h = \frac{a_j \cdot a_k}{2} \quad (\text{III.4})$$

④ Enfin,  $\psi_i$ , la position de l'axe magnétique de chaque bobine  $i$  au sein du stator est prise en compte. Ainsi, il est possible de calculer l'amplitude des harmoniques spatio-temporels de la FMM du bobinage complet  $A_h$ , par construction géométrique comme illustré à la Figure III-5. De façon mathématique, cela se traduit par la relation (III.5).

$$\alpha = \tan^{-1} \left( \frac{\sum_i a_h \cdot \sin(h \cdot \psi_i)}{a_h + \sum_i a_h \cdot \cos(h \cdot \psi_i)} \right) \quad (\text{III.5})$$

$$A_h = \frac{\sum_i a_h \cdot \sin(h \cdot \psi_i)}{\sin(\alpha)}$$

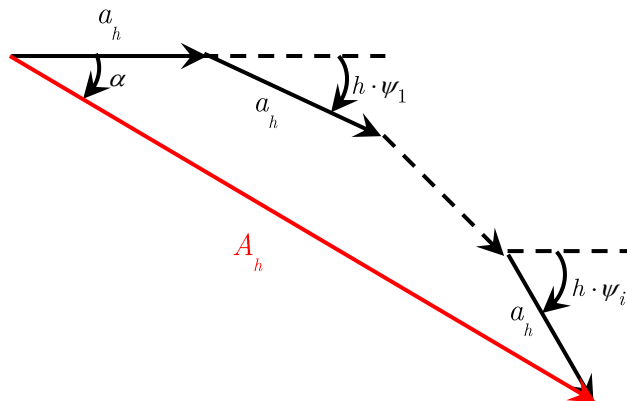


Figure III-5 : Calcul de l'amplitude de chaque harmonique spatio-temporel par construction géométrique

### I.2.d. Exploitation de « WIDGET » via ces différentes sorties

L'outil « WIDGET » a pour but d'obtenir rapidement le contenu harmonique spatio-temporel de n'importe quel bobinage. Il permet également d'accéder à diverses autres informations sur le bobinage complet tels que :

- Le nombre d'encoches
- Le pas dentaire entre les différentes encoches
- Les caractéristiques du bobinage complet (position de l'axe magnétique, ouverture, position des conducteurs allers et retours de toutes les bobines)
- Le coefficient de bobinage de chaque harmonique défini par :

$$k_{b,h} = \frac{A_h}{A_{h,\text{théorique}}} \quad (\text{III.6})$$

Où  $A_h$  est l'amplitude de l'harmonique de rang  $h$  calculée par l'outil et  $A_{h,\text{théorique}}$  est l'amplitude de l'harmonique si tous les conducteurs étaient regroupés dans une seule et même encoche (aucune répartition) et avec un pas diamétral pour la bobine (aucun raccourcissement).

- Le Taux de Distorsion Harmonique par rapport à l'harmonique de travail (THD) de la FMM défini par :

$$THD = \frac{\sqrt{\sum_{h=1}^{\infty} A_h^2}}{A_{\text{travail}}}, \quad h \in [1, \dots, \infty] \setminus \{A_{\text{travail}}\} \quad (\text{III.7})$$

- Différentes fenêtres graphiques telles que le contenu harmonique spatio-temporel du bobinage et la représentation spatiale et linéaire du bobinage comme présenté à la Figure III-6 ci-dessous.

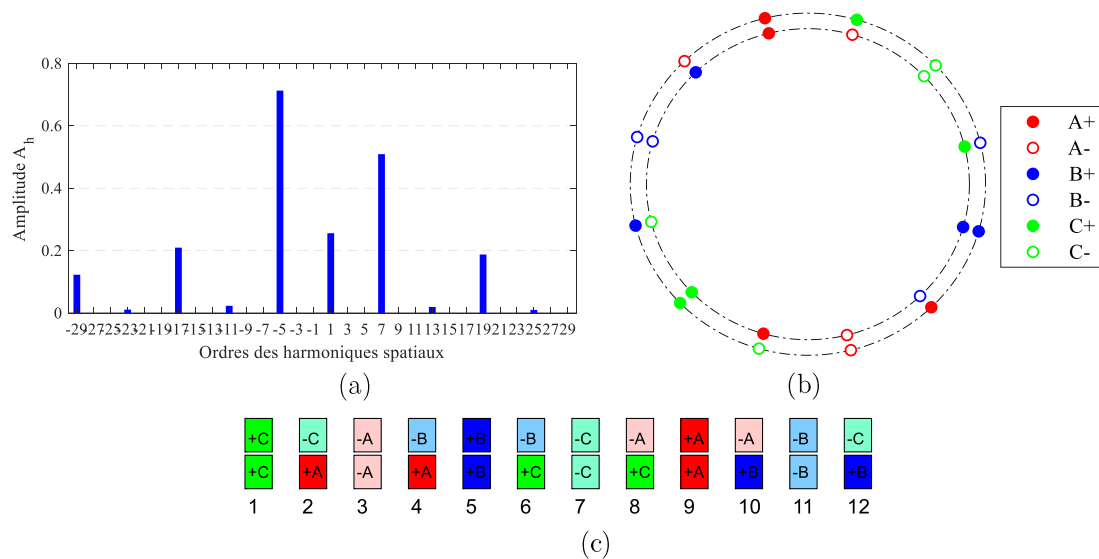


Figure III-6 : Sortie graphique de l'outil « WIDGET », (a) contenu harmonique, (b) représentation spatiale du bobinage, (c) représentation linéaire du bobinage

### I.2.e. Synthèse des entrées et sorties de « WIDGET »

La Figure III-7 résume le fonctionnement de « WIDGET » développé sous l'environnement Matlab®. Le bobinage et ses paramètres sont, dans un premier temps, définies et mises dans une structure appelée "input". « WIDGET » calcule ensuite les différentes grandeurs souhaitées. Les résultats sont, soit stockés dans une structure appelée "Output", soit disponibles sous forme de représentations graphiques.

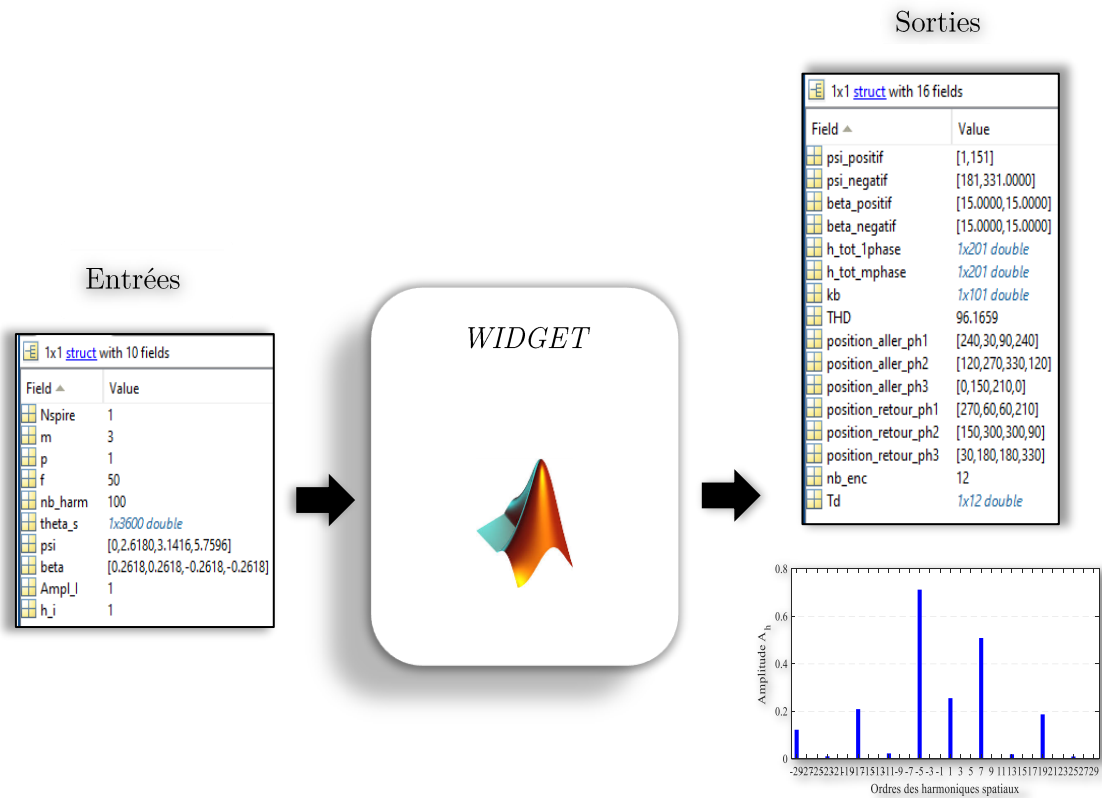


Figure III-7 : Synthèse de l'outil « WIDGET »

### I.2.f. Exemple et comparaison de « WIDGET » avec un outil de référence

Afin de valider la démarche et de montrer l'intérêt de « WIDGET », le bobinage 12s10p est repris comme exemple. Le Tableau III-1 présente les différentes entrées de l'outil. Comme expliqué précédemment, chaque bobine d'une phase est paramétrée par sa demi-ouverture  $\beta$ , et par la position de son axe magnétique  $\psi$ . Le bobinage ayant 4 bobines par phases, 8 paramètres du bobinage sont nécessaires ( $4\beta$  et  $4\psi$ ) comme montré sur la Figure III-8. Les signes (+) ou (-) devant les demi-angles d'ouverture indiquent le sens de bobinage de la bobine (voir I.2.b précédemment). Dans l'exemple d'illustration, le bobinage est alimenté par un courant présentant des harmoniques de rang 3, 5 et 7 respectivement d'amplitude 5A, 3A et 1A en plus de l'harmonique fondamental d'amplitude 17A.

Le contenu harmonique spatio-temporel est présenté Figure III-9 où l'amplitude de chaque harmonique est distinguée par sa couleur. Nous retrouvons bien les harmoniques temporels du

courant, mais aussi les harmoniques spatiaux générés par la répartition des bobines au sein du stator.

Entrées de « WIGET »	
<i>Nombre de phases</i>	3 phases
<i>Nombre de spires/bobine</i>	17 spires
<i>Angles de demi-ouverture des bobines de la phase A</i>	$\beta_i = [15^\circ \ 15^\circ \ -15^\circ \ -15^\circ]$
<i>Axes magnétiques des bobines de la phase A</i>	$\psi_i = [0^\circ \ 150^\circ \ 180^\circ \ 330^\circ]$
<i>Fréquence d'alimentation</i>	50 Hz
<i>Harmonique de courants</i>	1, 3, 5, 7
<i>Amplitudes des courants</i>	17A, 5A, 3A, 1A

Tableau III-1 : Entrée de l'outil pour le bobinage 12s10p

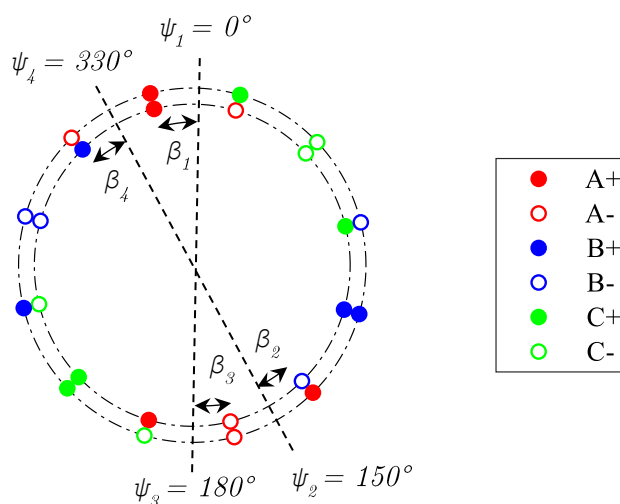


Figure III-8 : Paramètres de la phase A du bobinage 12s10p

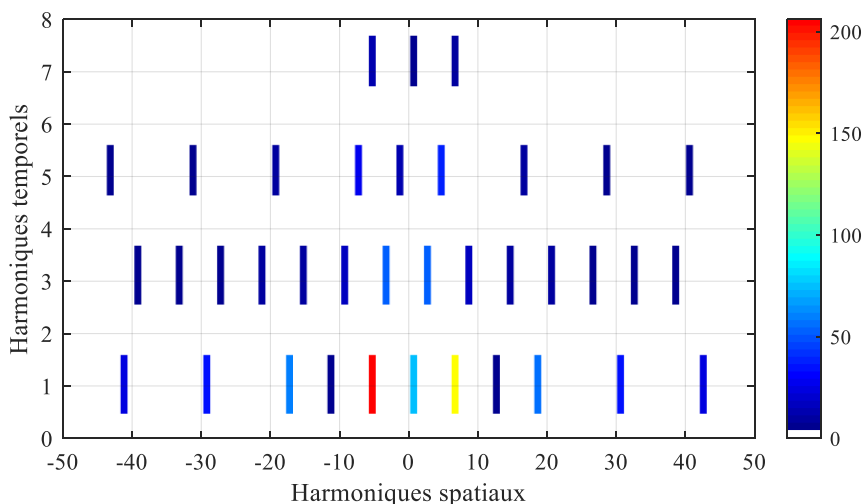


Figure III-9 : Contenu harmonique spatio-temporel de la FMM globale du bobinage 12s10p

Afin de comparer l'amplitude des harmoniques calculés à l'aide de l'outil développé, nous avons pris un autre outil comme référence où le calcul du contenu harmonique spatial de la FMM globale se fait par le biais d'une FFT sur la forme d'onde de la FMM [68]. Le Tableau III-2



présente les amplitudes des harmoniques spatiaux par rapport à l'harmonique de travail obtenus par les deux outils. Les amplitudes calculées par « WIDGET » présentent une bonne précision comparée aux résultats de référence. Il est à noter que ces derniers prennent en compte l'ouverture des encoches pour la fonction de bobinage (qui est négligée dans notre outil, voir hypothèse). Ceci explique les quelques différences sur les amplitudes.

En revanche, il y a une nette différence entre les deux outils en termes de temps de calcul. En moyenne sur la comparaison de nombreux bobinages, l'outil « WIDGET » est **10 fois plus rapide** que celui de référence, ce qui est notamment dû à l'utilisation du motif élémentaire ne nécessitant aucun calcul numérique de FFT.

Harmoniques spatiaux	Amplitudes outil « WIDGET » (%)	Amplitudes outil de référence (%)
$A_1$	35.90	35.90
$-A_5$	100	100
$A_7$	71.42	71.40
$-A_{11}$	3.26	3.22
$A_{13}$	2.76	2.80
$-A_{17}$	29.40	29.43
$A_{19}$	26.31	26.40

Tableau III-2 : Comparaison des amplitudes des harmoniques spatiaux de la FMM 12s10p entre l'outil développé et l'outil de référence

L'approche utilisée pour le calcul du contenu harmonique spatio-temporel d'un bobinage permet donc de disposer d'un outil rapide basé sur un simple motif élémentaire paramétré représentant la fonction de bobinage d'une bobine. Sa décomposition en série de Fourier est calculée analytiquement de manière simple, ce qui évite le calcul d'une FFT numérique. Pour visualiser la forme d'onde de la FMM, un calcul est fait à partir du contenu harmonique calculé. L'outil « WIDGET » propose donc la démarche inverse de celle habituellement retenue où la forme d'onde de la FMM est utilisée pour calculer les amplitudes des harmoniques via une FFT coûteuse en temps de calcul.

Cet outil est générique et peut donc être utilisé dans le cas de n'importe quelle machine électrique. Dans le contexte de nos travaux, il pourra être utilisé dans une démarche d'optimisation pour atténuer ou éliminer des harmoniques donnés qui affectent les performances d'une MAS à cage d'écureuil avec un bobinage dentaire comme explicité au chapitre précédent. Cela se ferait pour une structure de cage rotorique donnée et les résultats seraient ensuite validés par le biais d'une modélisation numérique beaucoup plus précise mais plus "lourde". Cette démarche se justifie tout à fait en étant conscient qu'elle permet d'agir sur un unique levier qui est celui du bobinage statorique de la machine. Comme nous l'avons indiqué, il y a aussi la possibilité d'agir sur un second levier qui est la topologie de la cage rotorique et même éventuellement sur les deux en même temps. On se doute alors que l'utilisation d'une modélisation numérique serait extrêmement chronophage dans l'optique de tester différentes combinaisons de MAS avec plusieurs bobinages et topologies de cages d'écureuil. Afin d'éviter

des temps de calculs conséquents, « WIDGET » est étendu et enrichi pour inclure également la FMM rotorique. Cela permet de disposer d'un outil flexible et adapté à une modélisation paramétrique pour tester différentes configurations. Etant développé sous des hypothèses simplificatrices, les configurations "optimales" obtenues seront systématiquement validées dans une seconde étape par modélisation numérique. La seconde partie de ce chapitre est donc dédiée au développement du modèle paramétrique.

## II. Modèle paramétrique d'une machine asynchrone à cage d'écureuil

Les performances d'une machine asynchrone à cage d'écureuil font intervenir les grandeurs statoriques (bobinage avec son alimentation) et rotoriques (FMM due aux courants induits dans les barres). La première partie a introduit « WIDGET » au sens du bobinage statorique avec son alimentation. Dans cette partie, il sera étendu pour également tenir compte de la partie rotorique. Le modèle paramétrique, nommé ATOSCIM (Analytical Tool Squirrel Cage Induction Machine modeling), obtenu pourra alors être aisément couplé à des algorithmes d'optimisation pour agir à la fois sur différentes variables statoriques et rotoriques. L'objectif est d'aboutir à des MAS à cage à bobinage dentaire ayant des fonctionnements et performances intéressantes.

### II.1. Structure de l'outil « ATOSCIM »

Avant d'aborder la structure du modèle, différents angles qui seront utilisés dans les développements ultérieurs sont introduit. Soient  $\Delta_s$ , un axe de référence statorique fixe et  $\Delta_r$  un axe de référence rotorique fixe par rapport au rotor. A n'importe quel instant,  $\Delta_r$  peut être repéré par rapport à  $\Delta_s$  par l'angle  $\theta$ . Ce dernier n'est autre que l'angle mécanique de déplacement du rotor par rapport au stator. Considérons maintenant un point  $P$  quelconque dans l'entrefer. Ce point peut être localisé par rapport à  $\Delta_s$  par l'angle  $\theta_s$  et par rapport à  $\Delta_r$  par l'angle  $\theta_r$ , comme l'illustre la Figure III-10.

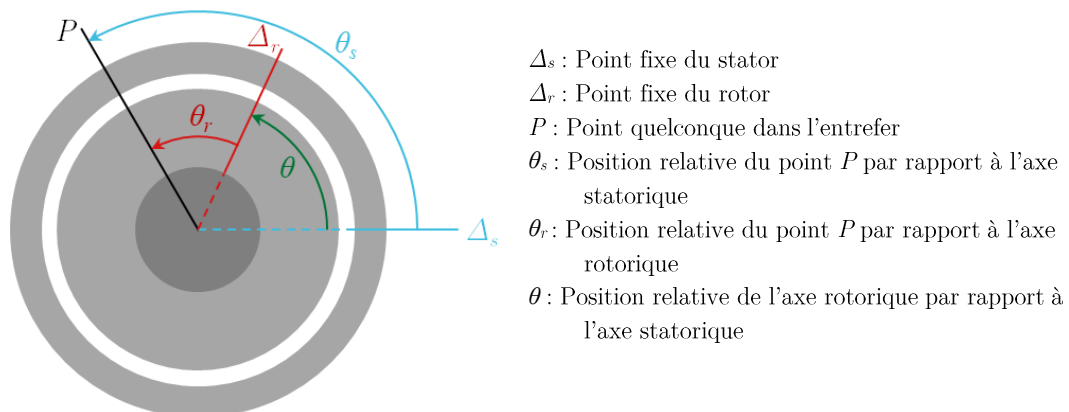


Figure III-10 : Angles mis en jeu dans une machine électrique

Ces angles sont liés par les relations (III.8) et (III.9) suivantes :

$$\theta = \theta_s - \theta_r \quad (III.8)$$

$$\theta = \Omega \cdot t \quad (III.9)$$

Où  $\Omega$ , en rad/s, est la vitesse de rotation de la machine

Sur la base de ces angles, la structure du modèle paramétrique développé permettant d'obtenir les performances d'une MAS à cage d'écureuil est décrite à la Figure III-11. Une vue d'ensemble du modèle avec ses entrées et sorties est également donnée à la Figure III-12.

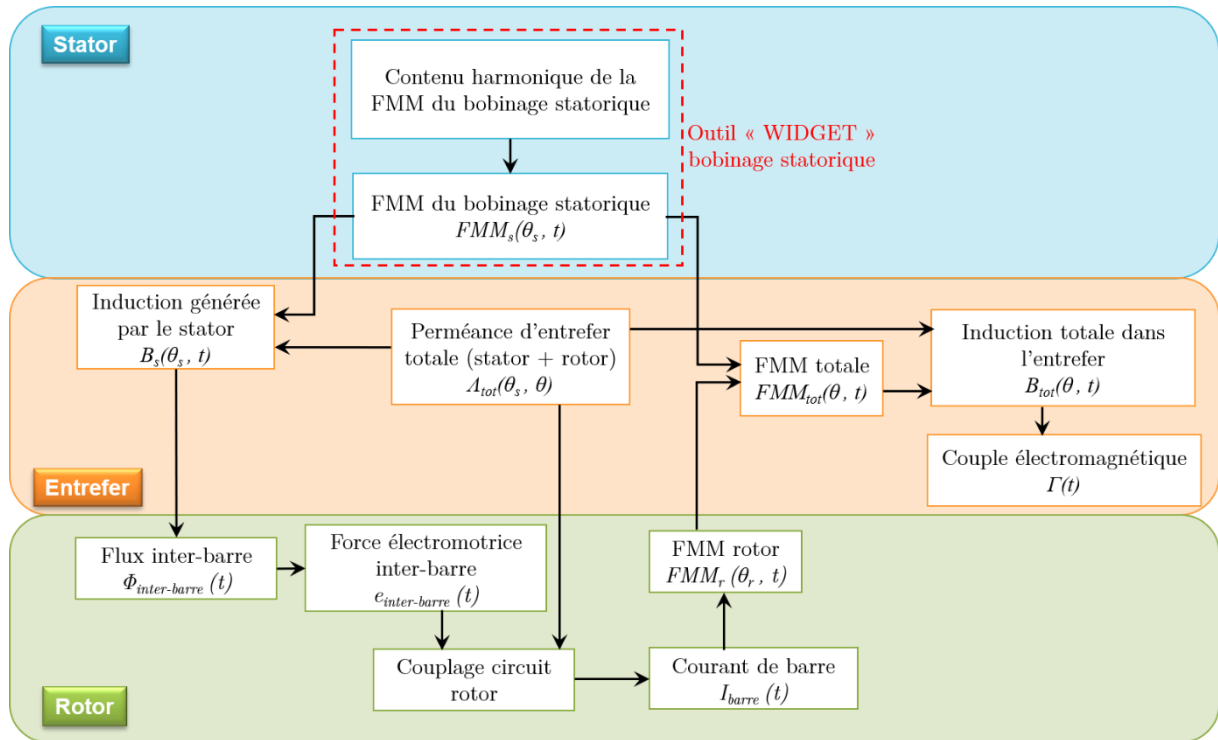


Figure III-11 : Structure du modèle paramétrique d'une MAS à cage d'écureuil « ATOSCIM »



Figure III-12 : Modèle analytique de calcul des performances d'une MAS à cage d'écureuil « ATOSCIM »

De manière synthétique, « ATOSCIM » fait appel aux FMM statoriques et rotoriques et à la perméance d'entrefer. Ces grandeurs permettent de quantifier l'énergie magnétique dans l'entrefer et, par utilisation du théorème des travaux virtuels, au couple de la machine.

Les développements antérieurs permettent d'obtenir la FMM statorique. Les autres grandeurs intermédiaires nécessaires pour aboutir à l'évaluation du couple sont listées ci-dessous :

- La perméance d'entrefer,  $A_{tot}(\theta_s, \theta)$
- L'induction d'entrefer générée par le bobinage statorique,  $B_s(\theta_s, t)$
- Le flux inter-barre : flux généré par l'induction stator entre deux barres successives,  $\Phi_{inter\_barre}(t)$
- La fem inter-barre : fem générée par l'induction stator entre deux barres successives,  $e_{inter\_barre}(t)$
- Le couplage circuit rotorique et la détermination de ses paramètres
- Le courant dans les barres,  $I_{barre}(t)$

- La FMM rotorique créée par la circulation des courants induits dans les barres et les anneaux de court-circuit,  $FMM_r(\theta_r, t)$
- L'induction totale dans l'entrefer,  $B_{tot}(\theta, t)$
- Le couple électromagnétique : valeur moyenne et son ondulation,  $\Gamma(t)$

Dans ce qui suit, nous abordons en détail le calcul de toutes ces grandeurs. Pour chacune d'elles, les résultats obtenus par l'approche analytique proposée seront comparés à ceux obtenus par éléments finis (EF) dans les mêmes conditions de calcul.

## II.2. Calcul de la perméance d'entrefer

La perméance d'entrefer permet de prendre en compte les effets des encoches statoriques et rotoriques sur la distribution du champ magnétique dans une machine électrique. Sous différentes hypothèses simplificatrices, plusieurs expressions analytiques de la perméance d'entrefer se retrouvent dans la littérature scientifique. Une expression complète prenant en compte la composante radiale et tangentielle de la perméance est donnée par *Zarko et al.* [70]. Nous pouvons également citer les travaux de *Brudny* [71] et *Sargos* [72] avec l'hypothèse d'un champ magnétique radial. Sous une hypothèse légèrement différente tenant compte du flux de fuite des encoches, nous retrouvons les résultats des travaux de *Gaussens et al.* [73], [74]. La Figure III-13 illustre la différence entre les deux dernières approches pour un stator 12 encoches. Les amplitudes sont identiques, mais avec l'approche de *Gaussens et al.*, la perméance, en bleu, a une forme plus arrondie au niveau des encoches modélisant ainsi le flux de fuite. C'est cette expression, qui se rapproche le plus de la réalité, qui est adoptée dans notre modèle. Elle repose sur l'hypothèse classique d'un pas dentaire régulier.

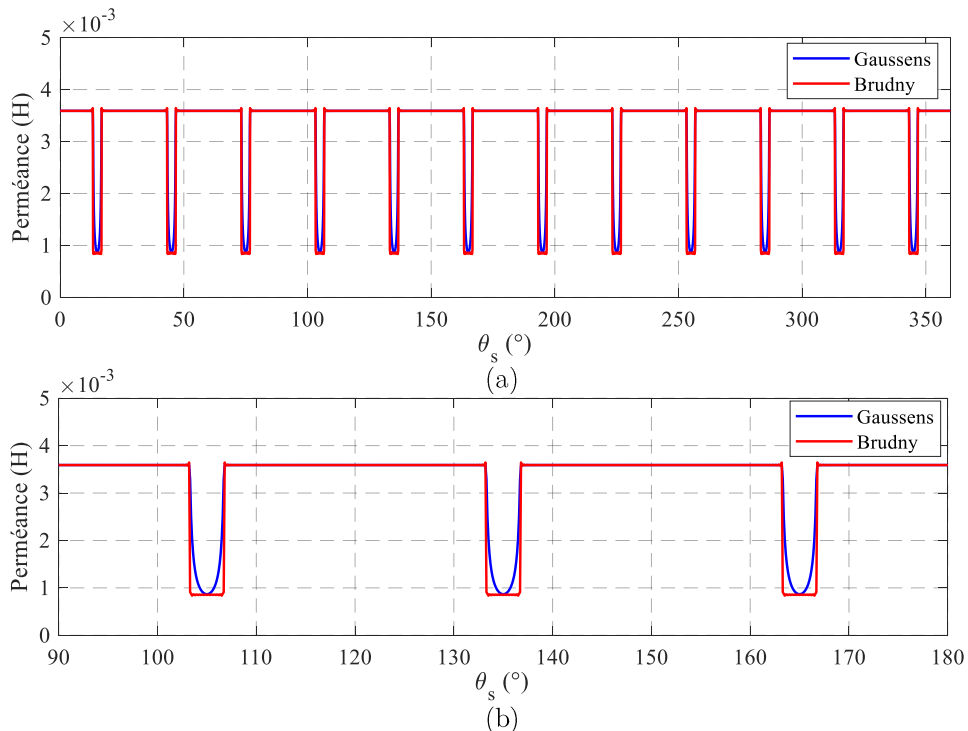


Figure III-13 : Illustration des différentes approches de la perméance d'entrefer, (a) perméance sur un tour de machine, (b) zoom autour de trois dents

Or, l'étude bibliographique a montré qu'un pas dentaire non régulier pouvait constituer un des moyens pour réduire le contenu harmonique spatial de la FMM statorique. Ceci suppose donc des pas dentaires statoriques et/ou rotoriques non réguliers dans le cas de bobinages à pas dentaire non régulier ou pour des barres rotoriques non équidistantes. Par conséquent, sur la base de ces travaux, une expression générique de la perméance a été développée pour tenir compte de toutes les possibilités à pas dentaire régulier ou pas.

Pour cela, l'entrefer est décomposé en trois zones comme l'illustre la Figure III-14 :

- l'entrefer mécanique,  $\delta_e$ , constant sur toute la circonférence de la machine
- l'entrefer additionnel dû aux encoches statoriques,  $\delta_s$ , qui est une fonction de  $\theta_s$
- l'entrefer additionnel dû aux encoches rotoriques,  $\delta_r$ , qui est une fonction de  $\theta_s$  et de  $\theta$  afin de prendre en compte la rotation de la partie rotorique

L'entrefer total peut donc s'écrire comme étant la somme de ces trois entrefers sous forme d'une fonction globale  $g(\theta_s, \theta)$  donnée par la relation (III.10).

$$g(\theta_s, \theta) = \delta_e + \delta_s(\theta_s) + \delta_r(\theta_s, \theta) \quad (III.10)$$

La perméance d'entrefer par unité de surface s'écrit alors :

$$\Lambda(\theta_s, \theta) = \frac{\mu_0}{g(\theta_s, \theta)} \quad (III.11)$$

Où  $\mu_0$  est la perméabilité du vide.

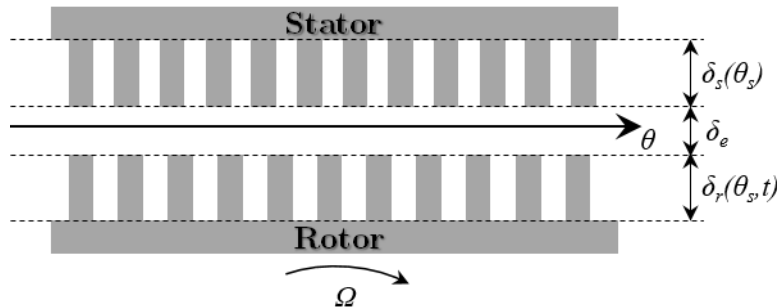


Figure III-14 : Evaluation de la fonction perméance

Tout comme pour les travaux de *Gaussens et al.*, les encoches sont considérées comme étant infiniment profondes et le fer de perméabilité infinie. L'hypothèse d'un pas dentaire régulier faite par les auteurs induit judicieusement un raisonnement sur ce seul pas dentaire, mais ne peut être adoptée dans le cas d'un pas non régulier. Il est alors plus approprié de raisonner sur toute la circonférence de l'entrefer. Pour cela, nous considérons les fonctions élémentaires  $\delta_s^{elem}(\theta_s)$  et  $\delta_r^{elem}(\theta_s, \theta)$  représentant respectivement les entrefers additionnels d'une encoche statorique et rotorique en fonction de  $\theta$ . Ensuite, selon la position de l'encoche (statorique ou rotorique) au sein de la machine, un décalage spatial de la fonction élémentaire est opéré. La superposition des fonctions élémentaires de toutes les encoches permet d'obtenir les fonctions complètes de  $\delta_s(\theta_s)$  et  $\delta_r(\theta_s, \theta)$ .

La décomposition en série de Fourier de la fonction élémentaire  $\delta_s^{elem}(\theta_s)$  est donnée par (III.11).

$$\delta_s^{elem}(\theta_s) = a_0^s + \sum_{j=1}^{\infty} a_j^s \cos(j\theta_s) + b_j^s \sin(j\theta_s) \quad (III.12)$$

Où :

$$\begin{cases} a_0^s = \frac{R_{alésage}(\pi\alpha_s)^2}{6} \\ a_j^s = \frac{R_{alésage}}{2j^2} \left[ (1 + \cos(2\pi j\alpha_s)) - \frac{1}{\pi j\alpha_s} \sin(2\pi j\alpha_s) \right] \\ b_j^s = \frac{R_{alésage}}{2j^2} \left[ \frac{1}{\pi j\alpha_s} (1 - \cos(2\pi j\alpha_s)) - \sin(2\pi j\alpha_s) \right] \end{cases} \quad (III.13)$$

Où  $R_{alésage}$  est le rayon d'alésage du stator et  $\alpha_s$  est le rapport entre l'ouverture de l'encoche statorique en mètre et le périmètre d'alésage du stator.

De même, la décomposition en série de Fourier de la fonction élémentaire  $\delta_r^{elem}(\theta_s, \theta)$  est donnée par la relation (III.13).

$$\delta_r^{elem}(\theta_s, \theta) = a_0^r + \sum_{n=1}^{\infty} a_n^r \cos(j(\theta_s - \theta)) + b_n^r \sin(j(\theta_s - \theta)) \quad (III.14)$$

Où :

$$\begin{cases} a_0^r = \frac{R_r(\pi\alpha_r)^2}{6} \\ a_j^r = \frac{R_r}{2j^2} \left[ (1 + \cos(2\pi j\alpha_r)) - \frac{1}{\pi j\alpha_r} \sin(2\pi j\alpha_r) \right] \\ b_j^r = \frac{R_r}{2j^2} \left[ \frac{1}{\pi j\alpha_r} (1 - \cos(2\pi j\alpha_r)) - \sin(2\pi j\alpha_r) \right] \end{cases} \quad (III.15)$$

Où  $R_r$  est le rayon extérieur du rotor et  $\alpha_r$  est le rapport entre l'ouverture de l'encoche rotorique et le périmètre extérieur du rotor.

La perméance statorique d'une machine à 12 encoches régulièrement réparties est de nouveau prise pour exemple afin de pouvoir comparer la méthode proposée à l'approche de *Gaussens et al.* La fonction élémentaire  $\delta_s^{elem}(\theta_s)$  est donnée Figure III-15.a, la fonction  $\delta_s(\theta_s)$  sur une tour de machine est donnée Figure III-15.b et la perméance statorique est représentée Figure III-15.c. Ces deux derniers résultats sont identiques à ceux obtenus par l'approche de *Gaussens et al.* (Figure III-15.b et Figure III-15.c) pour un pas dentaire régulier. Comme la méthode proposée repose uniquement sur un motif élémentaire, elle peut être utilisée quel que soit le bobinage statorique (pas dentaire régulier ou non) en décalant spatialement la fonction élémentaire  $\delta_s^{elem}(\theta_s)$  suivant la position de l'encoche au sein du stator. A titre d'exemple, la Figure III-16 montre la perméance d'entrefer pour un pas dentaire non régulier choisi arbitrairement. Le principe est évidemment le même pour la partie rotorique, ce qui permet d'étudier des cas de MAS à cage d'écureuil avec des barres non équidistantes.

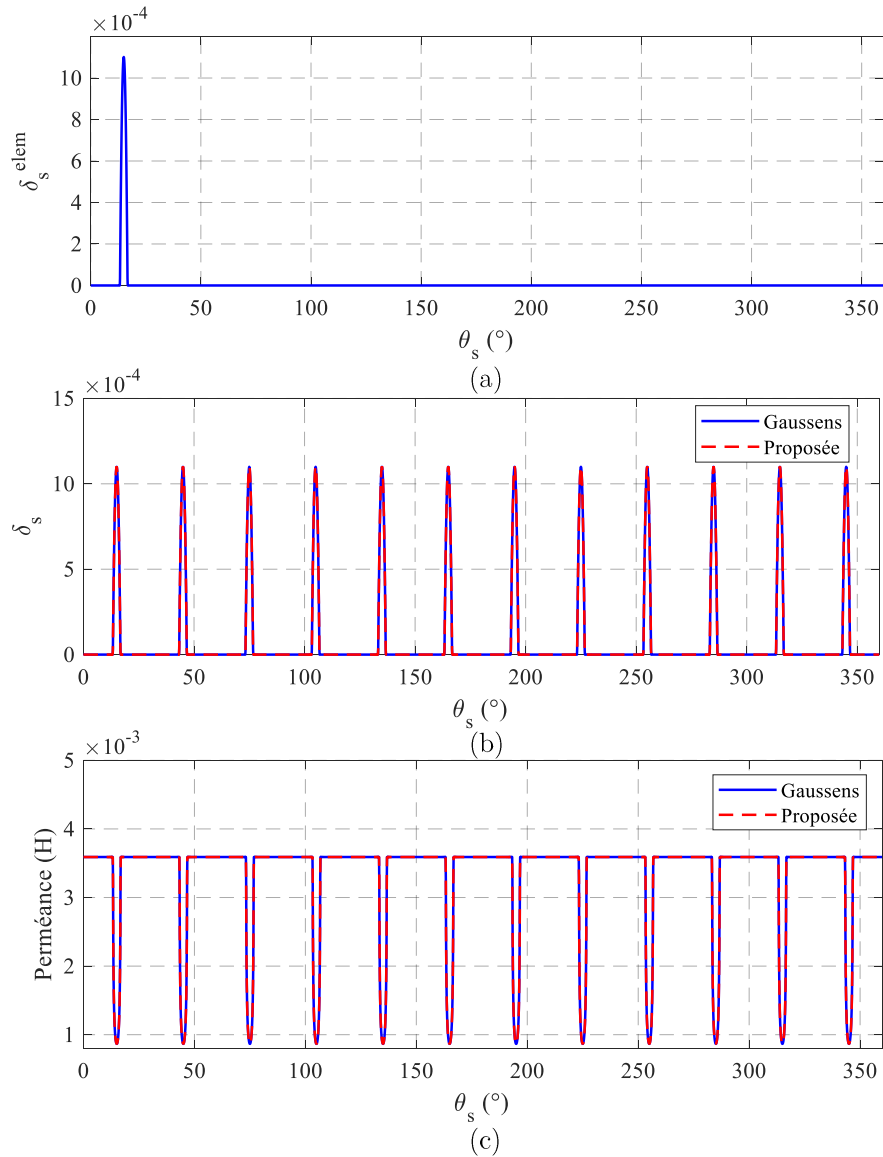


Figure III-15 : Perméance statorique, (a)  $\delta_s^{\text{elem}}$ , (b)  $\delta_s$ , (c) perméance

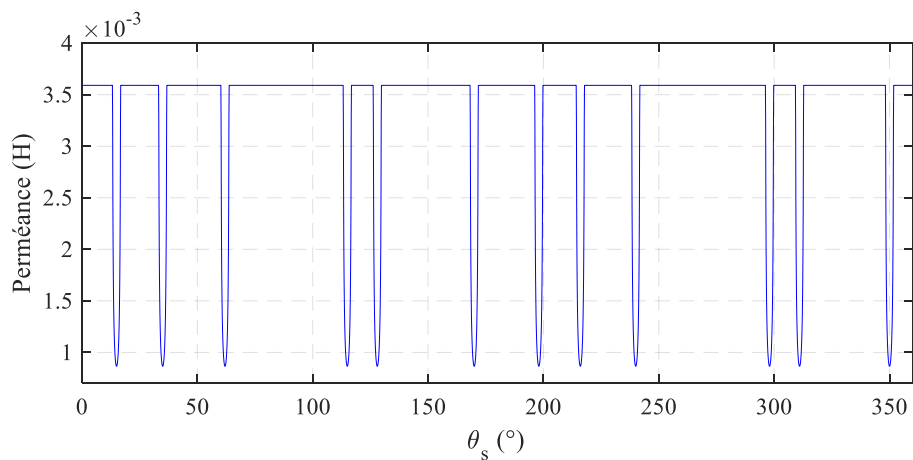


Figure III-16 : Exemple d'un pas dentaire statorique non régulier



Dans ce qui suit, la procédure de calcul de perméance est validée au travers de la comparaison des résultats, en termes d'induction dans l'entrefer, à ceux obtenus sur l'exemple d'une machine modélisée par éléments finis. Pour cela, une machine 12s10p16barres illustrée à la Figure III-17 et dont les caractéristiques sont données Tableau III-3 est prise pour exemple.

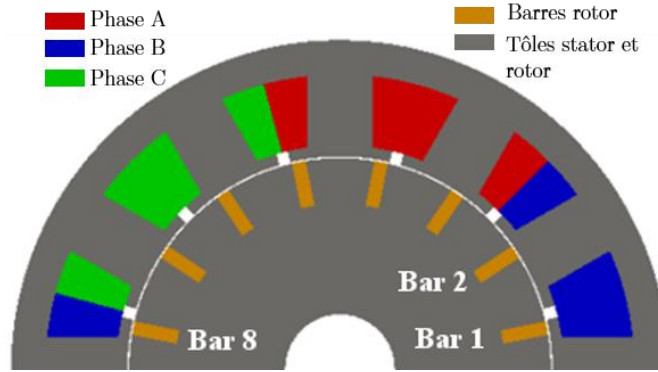


Figure III-17 : Vue en coupe de la machine 12s10p16barres

<i>MAS 12s10p16barres</i>	
$m$	3
$N_s$	12
$2p$	10
$N_r$	16
$e$	0.35 mm
$D_{alésage}$	93 mm
$L_{active}$	150 mm

Tableau III-3 : Caractéristiques de la MAS 12s10p16barres

### II.3. Calcul de l'induction dans l'entrefer générée par le bobinage statorique

La perméance d'entrefer étant difficile à obtenir par éléments finis, la procédure proposée est validée de manière indirecte en la comparant à l'induction  $B_s$  dans l'entrefer générée par le bobinage statorique. En effet, cette dernière est le produit de la FMM statorique par la perméance totale d'entrefer (stator + rotor) donné par la relation suivante :

$$B_s(\theta_s, t) = FMM(\theta_s, t) \times \Lambda(\theta_s, \theta) \quad (\text{III.16})$$

L'induction dans l'entrefer générée par la FMM statorique en fonction de l'angle mécanique  $\theta$  à un instant donné est présentée à la Figure III-18.a et son contenu harmonique spatial à la Figure III-18.b. Les résultats issus de l'approche proposée et par la modélisation numérique sont pratiquement identiques. Par ailleurs, nous pouvons clairement constater l'effet des fuites d'encoche pris en compte dans le modèle grâce au choix de la perméance.

L'Annexe B présente également l'induction dans l'entrefer dans le cas d'un pas dentaire rotorique variable.

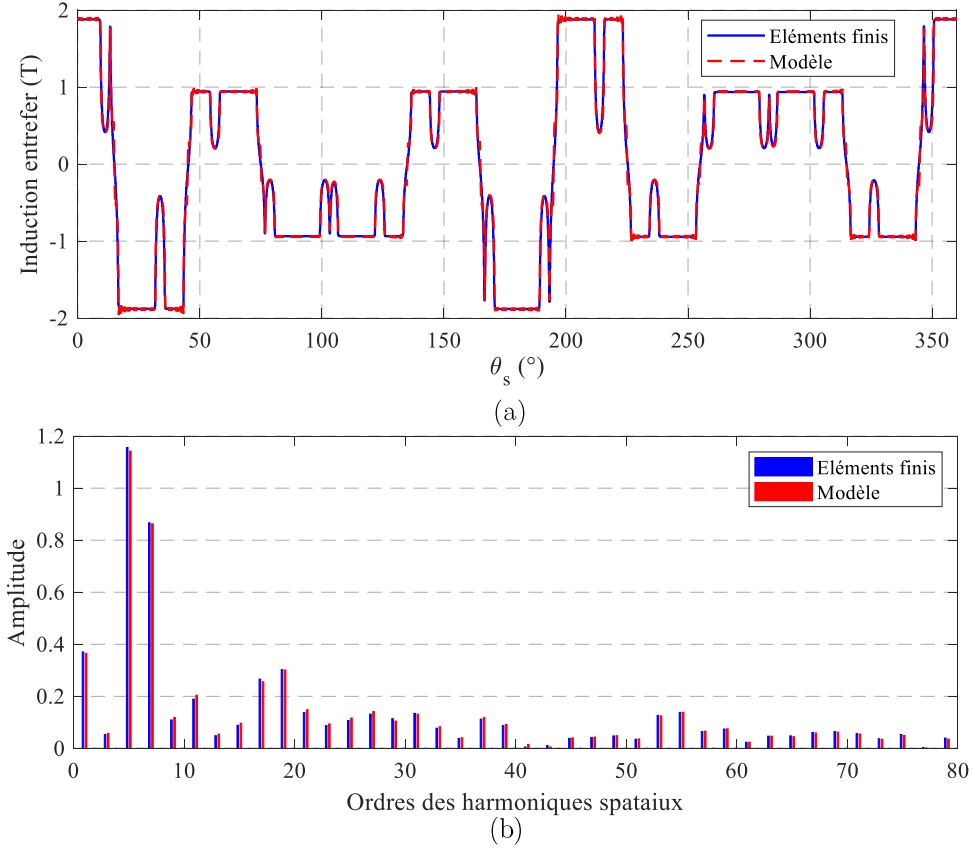


Figure III-18 : Comparaison de l'induction dans l'entrefer générée par l'alimentation du bobinage statorique, (a) formes d'ondes, (b) contenu harmonique spatial

#### II.4. Calcul des flux et des fem inter-barres

L'induction dans l'entrefer  $B_s$  est déterminée en fonction de l'espace, mais également du temps selon la vitesse de rotation de la machine et de l'alimentation des bobinages statoriques. Cela permet alors de déterminer le flux  $\varphi_{i,j}(t)$  entre deux barres successives  $i$  et  $j$  de la cage rotorique par la relation (III.17).

$$\varphi_{i,j}(t) = \oiint_{S_{i,j}} B_s(\theta_s, t) \cdot dS$$

avec  $dS = R_r \cdot L_{active} \cdot d\theta$  (III.17)

$$\varphi_{i,j}(t) = R_r \cdot L_{active} \cdot \int_{\theta_{ri}}^{\theta_{rj}} B_s(\theta_s, t) \cdot d\theta$$

Où  $S_{i,j}$  est la surface entre la barre  $i$  et la barre  $j$  repérées par les angles  $\theta_{ri}$  et  $\theta_{rj}$  par rapport à l'axe fixe du rotor  $\mathcal{A}_r$  (Figure III-19),  $R_r$  le rayon extérieur du rotor et  $L_{active}$  la longueur active de la machine.

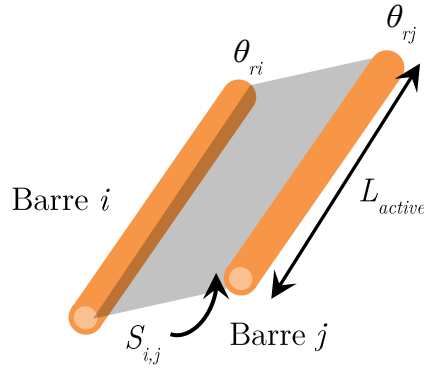


Figure III-19 : Illustration de la surface entre deux barres successives

La force électromotrice  $e_{ij}(t)$  induite entre deux barres successives peut alors se calculer à partir des flux inter-barres de la manière suivante :

$$e_{i,j}(t) = -\frac{d\varphi_{i,j}(t)}{dt} \quad (\text{III.18})$$

Ces fem sont des quantités très importantes pour déterminer les courants dans les barres. Leur calcul doit par conséquent être le plus précis possible. Par ailleurs, comme elles sont issues d'une dérivée, cela nécessite une discrétisation temporelle fine ainsi qu'une attention particulière portée à la période temporelle de calcul du flux qui est liée à la vitesse de rotation de la machine et au glissement considéré :

$$T_r = \frac{T_s}{g} \quad (\text{III.19})$$

Où  $T_r$  est la période des grandeurs rotoriques,  $T_s$  la période des grandeurs statoriques et  $g$  le glissement.

La Figure III-20 montre la comparaison des flux inter-barres  $\varphi_{1,2}(t)$ ,  $\varphi_{5,6}(t)$ , et  $\varphi_{11,12}(t)$  entre les éléments finis et « ATOSCIM » dans le cas d'une alimentation statorique à 50 Hz ( $T_s = 20$  ms) et un glissement de 5 % ( $T_r = 400$  ms et  $N = 570$  tr/min). Les résultats ont été obtenus pour la même discrétisation temporelle, à savoir 3420 pas de temps, ce qui correspond à un point tous les  $0.4^\circ$  mécanique. Quel que soit le flux inter-barres considéré, les variations obtenues par le modèle en traits rouge discontinus sont identiques à celles calculées par EF en trait continu bleu dans les mêmes conditions de calcul.

Pour le même point de fonctionnement, la Figure III-21 présente la comparaison des fem inter-barres  $e_{1,2}(t)$ ,  $e_{5,6}(t)$  et  $e_{11,12}(t)$ . Là encore, les résultats obtenus par les deux approches sont superposés comme le montre le zoom de la  $e_{11,12}(t)$  proposé à la Figure III-21. A partir de ces fem, la prochaine étape consistera à calculer les courants dans chacune des barres de la MAS par le biais d'un circuit équivalent du rotor.

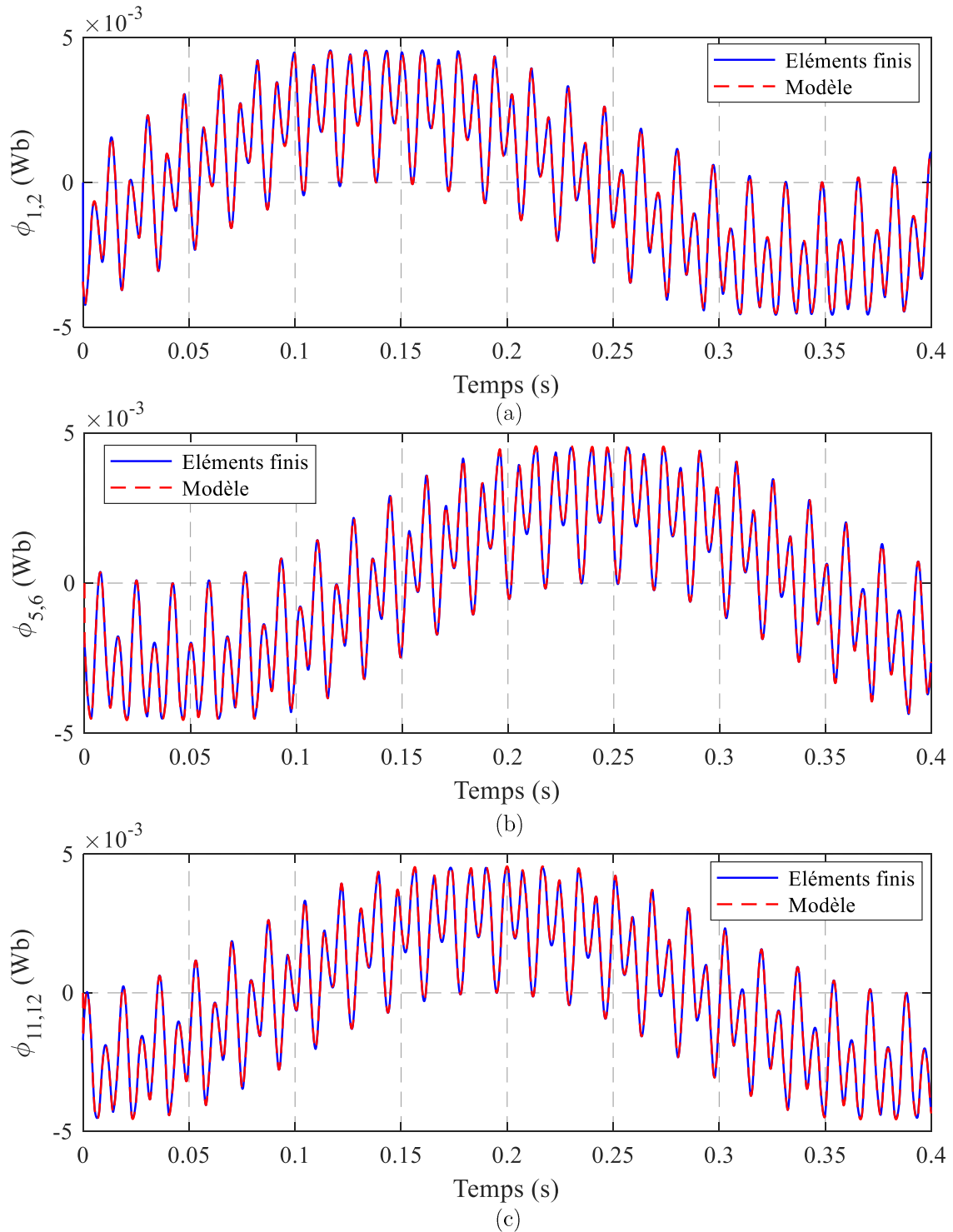


Figure III-20 : Flux inter-barres, (a)  $\phi_{1,2}(t)$ , (b)  $\phi_{5,6}(t)$ , (c)  $\phi_{11,12}(t)$

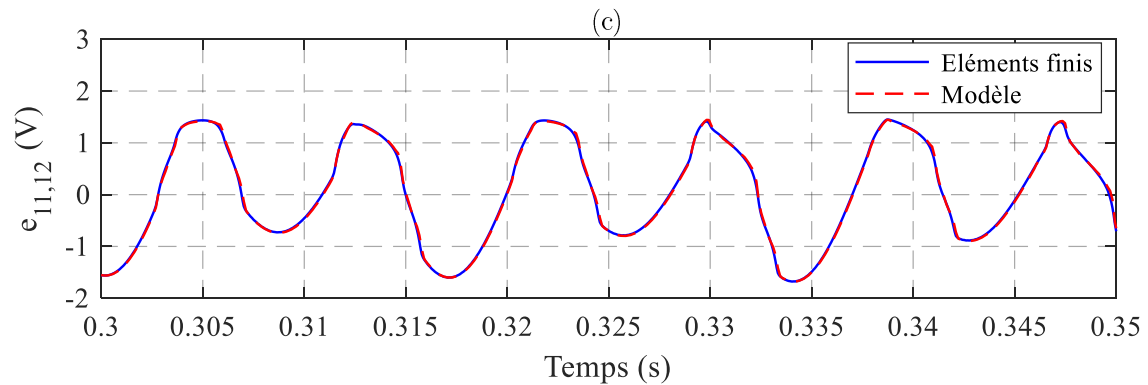
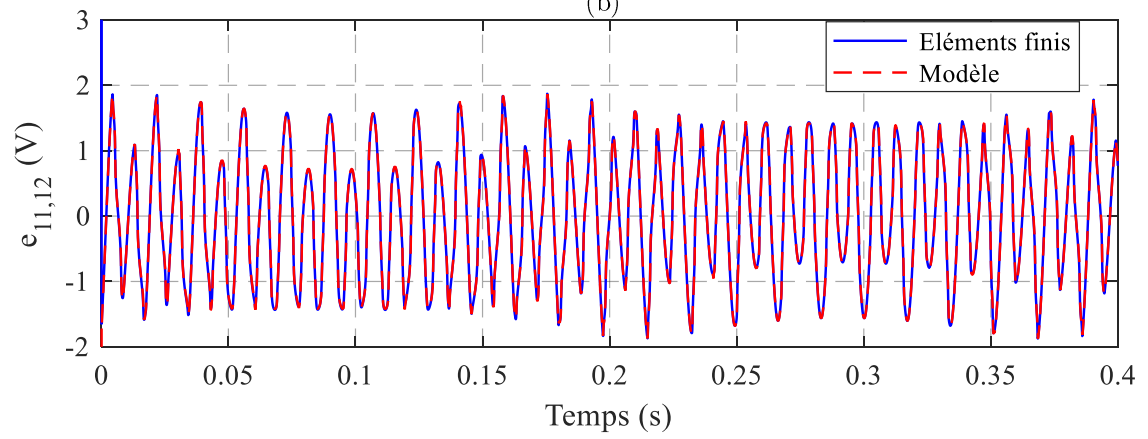
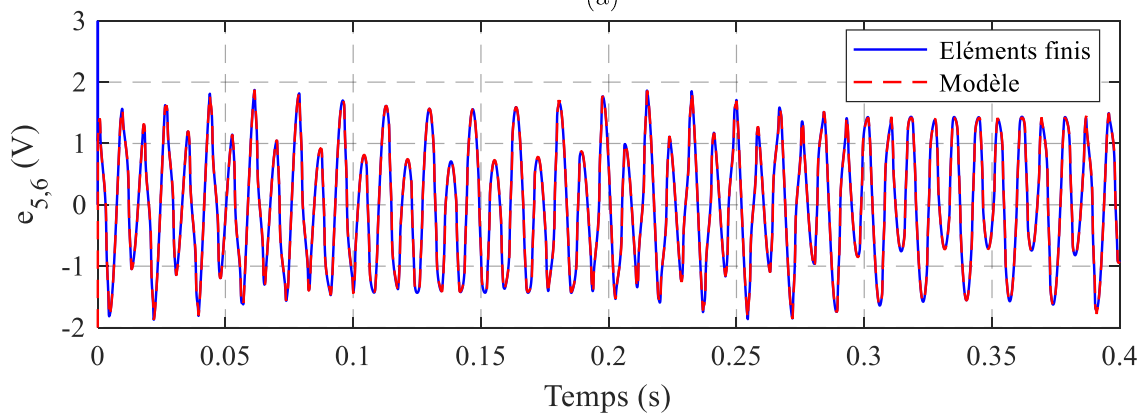
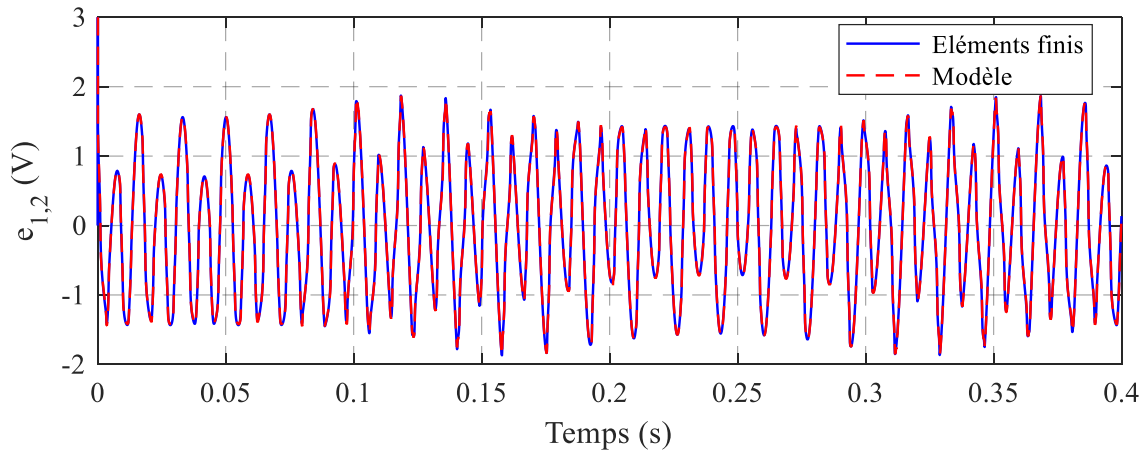


Figure III-21 : Fem inter-barres, (a)  $e_{1,2}(t)$ , (b)  $e_{5,6}(t)$ , (c)  $e_{11,12}(t)$ , (d)  $e_{11,12}(t)$  zoom

## II.5. Calcul du courant dans les barres d'une MAS via un circuit électrique équivalent

L'une des quantités physiques les plus délicates à calculer analytiquement dans le cas des MAS à cage d'écureuil est le courant induit dans les barres du rotor. Cela nécessite généralement l'utilisation, d'un circuit électrique équivalent (CEE) de la cage d'écureuil dont les éléments du circuit doivent être déterminés et identifiés. Dans la littérature, *Toliyat et al.* [75] et *Pyrhonen et al.* [14] utilisent tous deux des CEE permettant de calculer le courant de maille, c'est-à-dire le courant circulant entre deux barres successives et passant par les anneaux de court-circuit. Ces circuits sont basés sur l'hypothèse d'une topologie standard de cage d'écureuil constituée de barres équidistantes.

Toujours dans une optique de généralisation de « ATOSCIM » dans le but d'étudier et d'analyser les performances des MAS à bobinage dentaire, avec éventuellement des barres non équidistantes, nous avons opté pour un modèle qui permette de calculer directement le courant dans chacune des barres. Cette grandeur est importante comme nous avons pu le voir dans le Chapitre II. Le CEE utilisé est alors celui montré à la Figure III-22. Il est composé de :

- $R_{barre}$  : Résistance de la barre ( $\Omega$ )
- $R_{anneau,i}$  : Résistance de l'anneau de court-circuit ( $i = 1$  à  $N_r$ ) ( $\Omega$ )
- $L_i$  : Inductance propre la barre  $i$  ( $i = 1$  à  $N_r$ ) ( $H$ )
- $M_{i,j}$  : Inductance mutuelle entre les barres  $i$  et  $j$  ( $i$  et  $j = 1$  à  $N_r$  et  $i \neq j$ ) ( $H$ )
- $L_{fuite}$  : Inductance de fuite de la barre ( $H$ )
- $e_{i,j}$  : fem inter-barres entre les barres  $i$  et  $j$  ( $V$ )

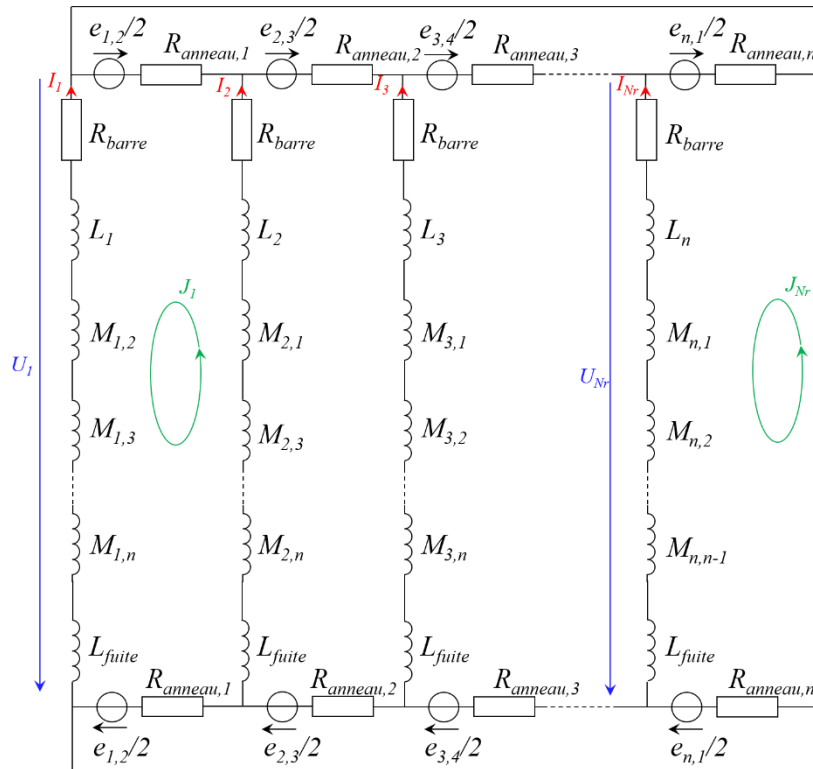


Figure III-22 : Circuit électrique équivalent de la cage d'écureuil d'une MAS

La précision des courants induits dans les barres est, entre autres, tributaires de l'identification des valeurs des éléments composant le CEE comme proposé dans ce qui suit.

### II.5.a. Calcul des éléments résistifs du circuit électrique équivalent

Les éléments résistifs  $R_{barre}$  et  $R_{anneau}$  du CEE sont déterminés grâce aux expressions analytiques classiques données par les relations (III.20).

$$R_{barre} = \frac{\rho \cdot L_{active}}{S_{barre}} \quad \text{et} \quad R_{anneau} = \frac{\rho \cdot L_{anneau}}{S_{anneau}} \quad (\text{III.20})$$

Où  $\rho$  est la conductivité du matériau conducteur de la barre,  $L_{anneau}$  la longueur circulaire de l'anneau de court-circuit entre deux barres successives.  $S_{barre}$  et  $S_{anneau}$  sont respectivement les sections de barres et d'anneaux de court-circuit de la cage. Selon le point de fonctionnement considéré de la machine, le calcul de ces sections nécessite de tenir compte de l'effet de peau dans les barres ainsi que dans les anneaux de court-circuit. L'expression (III.21) donne l'épaisseur de peau  $\delta$ .

$$\delta = \sqrt{\frac{2\rho}{\omega\mu}} \quad (\text{III.21})$$

Où  $\omega$  est la pulsation électrique et  $\mu$  la perméabilité magnétique.

Par conséquent, les sections de barres sont déterminées à partir de la relation suivante (III.21) :

$$\begin{aligned} S_{barre} &= H_{barre} \cdot l_{barre}, \quad \text{si } \delta > H_{barre} \\ S_{barre} &= \delta \cdot l_{barre}, \quad \text{si } \delta < H_{barre} \end{aligned} \quad (\text{III.22})$$

Où  $H_{barre}$  est la hauteur de la barre et  $l_{barre}$  la largeur de la barre.

La section des anneaux est déterminée de la même manière que celle de barre en prenant en compte l'effet de peau.

### II.5.b. Calcul des éléments inductifs du circuit électrique équivalent

#### II.5.b.i. Calcul des inductances propres et mutuelles des barres

Les inductances sont généralement calculées à partir d'expressions classique [14], [75] et déterminées pour chacune des mailles du CEE. Comme ces expressions sont valables uniquement dans le cas d'une répartition équidistante des barres, cela limite la topologie de la cage d'écureuil. Afin de s'affranchir de cette limitation, nous privilégions les notions d'inductances propres et mutuelles de barres, au lieu de celle des mailles pour avoir un degré de liberté sur la position de chacune d'elles.

L'identification de ces inductances propres et mutuelles repose sur l'utilisation de la perméance d'entrefer précédemment introduite ainsi que sur celle de la fonction de bobinage

d'une barre rotorique. Cette dernière correspond à la fonction de bobinage d'un conducteur de la machine utilisés dans différents travaux [59], [76], [77]. La Figure III-23 illustre l'évolution d'une telle fonction dans le cas d'une barre situé à  $180^\circ$  ( $\theta_{cond}$ ) et la relation (III.23) explicite sa décomposition en série de Fourier.

$$N_{bob\_barre}(\theta_r) = \sum_{j=1}^{\infty} \frac{\sin(j\varepsilon) \cdot \sin(j(\theta_r - \theta_{cond}))}{2j^2\varepsilon} \quad (III.23)$$

Où  $\varepsilon$  est l'ouverture de l'encoche rotorique et  $\theta_{cond}$  la position de la barre.

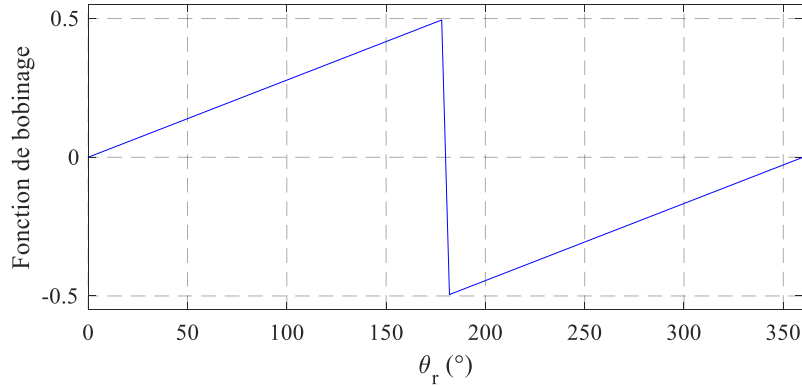


Figure III-23 : Fonction de bobinage d'une barre rotorique

A partir de la perméance  $\Lambda$  et de la fonction de bobinage de la barre  $i$ ,  $N_{bob\_barre}^i$ , l'inductance propre de la barre  $i$  peut s'exprimer de la manière suivante :

$$L_i = R_r \cdot L_{active} \int_0^{2\pi} \Lambda(\theta_s, t) \cdot N_{bob\_barre}^i(\theta_r) \cdot d\theta_r \quad (III.24)$$

De manière similaire, l'inductance mutuelle entre la barre  $i$  et la barre  $j$  est déterminée en utilisant l'expression suivante :

$$M_{i,j} = R_r \cdot L_{active} \int_0^{2\pi} \Lambda(\theta_s, t) \cdot N_{bob\_barre}^i(\theta_r) \cdot N_{bob\_barre}^j(\theta_r) \cdot d\theta_r \quad (III.25)$$

Où,  $N_{bob\_barre}^i$  et  $N_{bob\_barre}^j$  représentent les fonctions de bobinage des barres  $i$  et  $j$  respectivement.

Ainsi, les inductances propres et mutuelles sont calculées pour chaque pas de temps et pour chaque position des barres rotoriques en fonction de la rotation de la machine. Cette approche permet de calculer les inductances de façon précise tout en se soustrayant à toute contrainte sur la configuration des barres rotoriques.



### II.5.b.ii. Calcul de l'inductance de fuite des barres rotoriques

L'inductance de fuite d'une encoche rotorique, telle qu'elle est définie sur la Figure III-24, se calcule à partir de l'expression (III.26) [78].

$$L_{fuite} = N_{spire\_barre}^2 \cdot \mu_0 \cdot L_{acrive} \cdot \frac{h_{cuivre}}{3l_{barre}} \cdot \frac{h_{air}}{l_{barre}} \cdot \frac{h_{isthme}}{l_{isthme}} \quad (III.26)$$

Où  $N_{spire\_barre}$  est le nombre de spires dans la barre, considéré comme unitaire dans ces travaux.

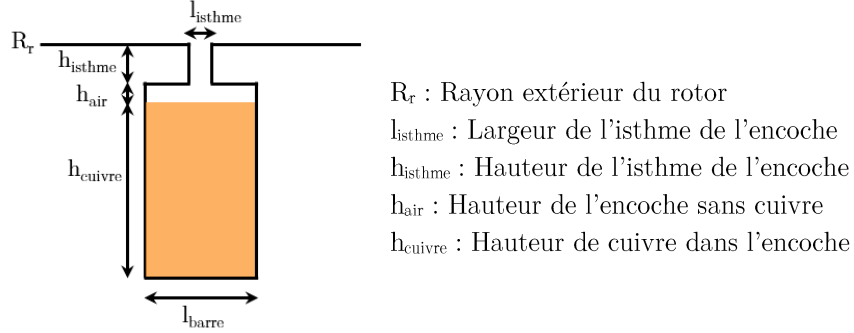


Figure III-24 : Paramétrisation d'une encoche rotorique

### II.5.c. Calcul du courant de barre par résolution d'un système d'équations différentielles matriciel

Le CEE présenté à la Figure III-22 permet d'obtenir le courant dans chacune des barres à partir des valeurs des fem  $e_{i,i}$  pour chaque pas de temps  $t$  et chaque position du rotor  $\theta$ . Cela, il nécessite la résolution du système matriciel d'équations différentielles suivant :

$$U(t) = R \cdot I(t) + \frac{d(L \cdot I(t))}{dt} + e(t) \quad (III.27)$$

Où  $U(t)$ ,  $I(t)$  et  $e(t)$  représentent les vecteurs des tensions, courants et fem du CEE respectivement.  $R$  et  $L$  sont les matrices de résistance et d'inductance définies par :

$$R = \begin{pmatrix} R_{barre} & 0 & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & 0 \\ 0 & R_{barre} & \ddots & \ddots & \ddots & \ddots & \ddots & \vdots \\ \vdots & \ddots & \ddots & \ddots & \ddots & \ddots & \ddots & \vdots \\ \vdots & \ddots & \ddots & R_{barre} & \ddots & \ddots & \ddots & \vdots \\ \vdots & \ddots & \ddots & \ddots & R_{anneau,1} & \ddots & \ddots & \vdots \\ \vdots & \ddots & \ddots & \ddots & \ddots & R_{anneau,2} & \ddots & \vdots \\ \vdots & \ddots & \ddots & \ddots & \ddots & \ddots & \ddots & 0 \\ 0 & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & 0 & R_{anneau,n} \end{pmatrix} \quad (III.28)$$

$3N_r$

$$L = \underbrace{\begin{pmatrix} L_i + L_{fuite} & M_{j,i} & \cdots & \cdots & M_{n,i} & 0 & \cdots & 0 \\ M_{i,j} & \ddots & \ddots & \ddots & \ddots & \vdots & \cdots & \vdots \\ \vdots & \ddots & \ddots & \ddots & \ddots & \vdots & \cdots & \vdots \\ \vdots & \ddots & \ddots & \ddots & M_{n,n-1} & \vdots & \cdots & \vdots \\ M_{i,n} & \ddots & \ddots & M_{n-1,n} & L_n + L_{fuite} & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & \cdots & \cdots & \cdots & 0 & \vdots & \cdots & \vdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \cdots & \vdots \\ 0 & \cdots & \cdots & \cdots & 0 & 0 & \cdots & 0 \end{pmatrix}}_{3N_r} \quad (III.29)$$

Le système comporte trop d'inconnues, notamment les tensions des branches  $U(t)$  pour être résolu. La loi des mailles appliquée au CEE permet d'obtenir la transposée de la matrice de passage  $M^t$ , entre les tensions de mailles et les tensions de branche :

$$\begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} = \underbrace{\begin{pmatrix} -1 & 1 & 0 & \cdots & 0 & 1 & 1 & 0 & 0 & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots & 0 \\ 0 & \ddots & \ddots & \ddots & \vdots & 0 & 0 & 1 & 1 & 0 & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots & \vdots \\ \vdots & \ddots & \ddots & \ddots & 0 & \vdots & \vdots & \cdots & 0 & 1 & 1 & 0 & \cdots & \cdots & \vdots \\ 0 & \ddots & \ddots & \ddots & 1 & \vdots & \vdots & \cdots & \cdots & \cdots & 0 & 1 & 1 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & \cdots & 0 & -1 & 0 & 0 & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots & 0 & 1 & 1 \end{pmatrix}}_{M^t} \cdot \begin{pmatrix} U_1 \\ U_2 \\ \vdots \\ \vdots \\ U_{N_r} \\ U_{N_r+1} \\ \vdots \\ \vdots \\ U_{3N_r-1} \\ U_{3N_r} \end{pmatrix} \quad (III.30)$$

Cette matrice de passage permet également de passer des courants de branches  $I(t)$  aux courants de mailles  $J(t)$  de la manière suivante :

$$I(t) = M^t \cdot J(t) \quad (III.31)$$

Le système matriciel d'équations différentielles s'écrit alors de la façon suivante :

$$M^t \cdot U(t) = R \cdot M^t \cdot J(t) \cdot M + M^t \cdot \frac{d(L \cdot J(t))}{dt} \cdot M + M^t \cdot e(t) = 0 \quad (III.32)$$

La résolution de ce système permet d'obtenir le courant dans chaque maille du CEE et par la suite dans chacune des barres rotoriques en utilisant la transposée de la matrice de passage  $M^t$ .

L'évolution de l'inductance propre de la première barre en fonction de  $\theta$  est montrée Figure III-25.a. Celles des inductances mutuelles entre la première et la seconde barre  $M_{1,2}$  en bleu et entre la première et la septième barre  $M_{1,7}$  en rouge sont montrées à la Figure III-25.b. La faible variation de l'amplitude de chacune d'elles est due à la faible ouverture des encoches statorique et donc une faible variation de réluctance. Par conséquent, ces inductances propres et mutuelles

peuvent être considérées constantes et égales à leur valeur moyenne. Dans ce cas, le système matriciel d'équations différentielles se simplifie en :

$$0 = R \cdot M^t \cdot J(t) \cdot M + L \cdot M^t \cdot \frac{dJ(t)}{dt} \cdot M + M^t \cdot e(t) \quad (\text{III.33})$$

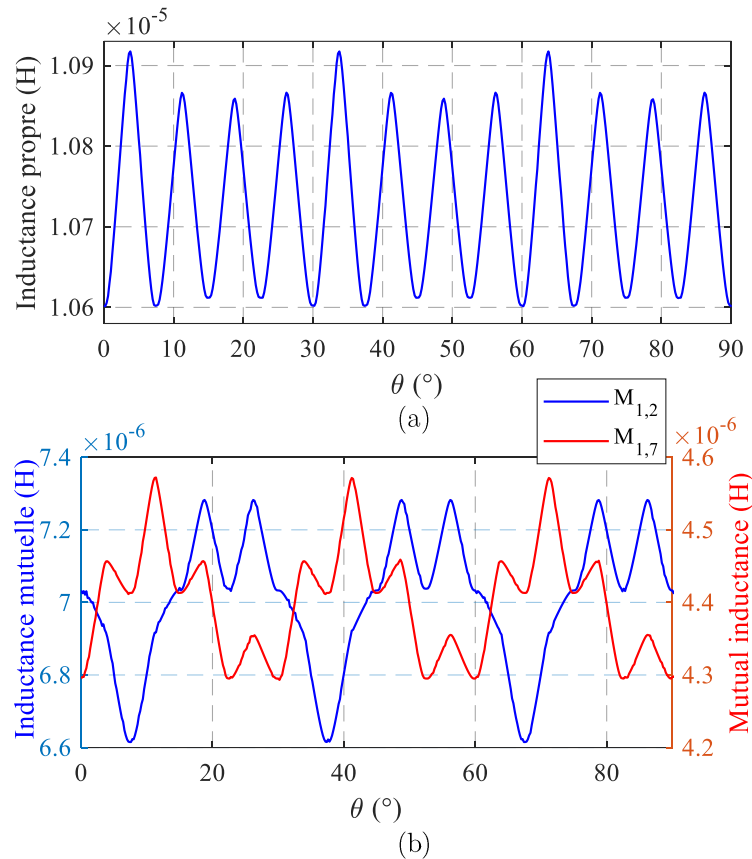


Figure III-25 : Inductances propre et mutuelles en fonction de l'angle  $\theta$ , (a) inductance propre, (b) inductances mutuelles

L'exemple de la MAS 12s10p16barres entraînée à 570 tr/min ( $g = 5\%$ ) et repris et des barres rotoriques en cuivre sont considérés. La Figure III-26 montre la comparaison entre les courants de barres, sur une période rotorique, calculés avec « ATOSCIM » via le CEE (traits discontinus) et ceux obtenus par calculs EF (traits continus). Pour des raisons de clarté, seuls les courants des barres 1 en bleu, 3 en rouge et 5 en noir sont présentés. La comparaison montre des résultats très similaires permettant de valider l'outil « ATOSCIM » ainsi que le CEE qui permet de calculer de façon précise les courants dans chacune des barres de la MAS. L'approche a également été validée pour une MAS à bobinage distribué classique et les résultats ont montré que les basses fréquences dues à la réluctance des encoches statoriques sont également bien prises en compte [79].

Lors du développement du CEE, nous avons pu constater l'importance de chacun des éléments sur la qualité des résultats. En effet, ce n'est qu'en tenant compte de l'inductance de fuite de la barre et de l'effet de peau que des résultats satisfaisants ont pu être obtenus. En utilisant un CEE simplifié, c'est à dire sans ces deux éléments, la comparaison avec les EF dans les mêmes conditions était loin d'être satisfaisante.

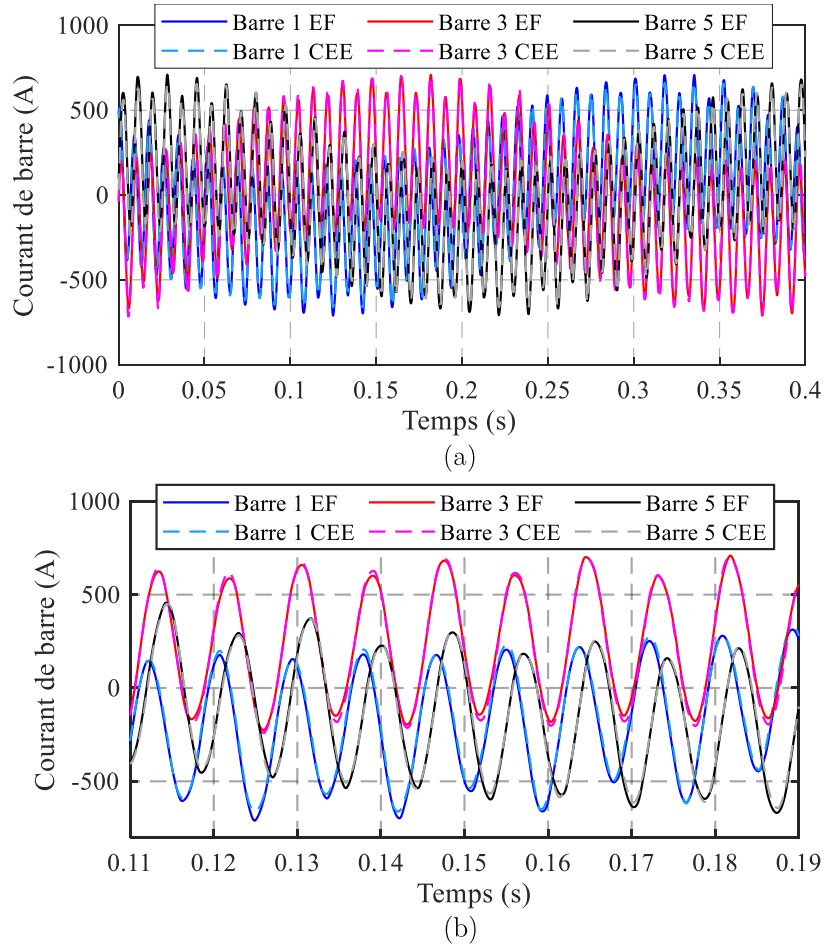


Figure III-26 : Courants de barre, (a) sur une période rotorique, (b) zoom

## II.6. Calcul de la FMM rotorique

Une fois les courants de barres obtenus en utilisant le CEE proposé, la FMM rotorique s'exprime ensuite par la relation (III.34). Une illustration de celle-ci à un instant donné est faite Figure III-27. Les pentes observées sont issues de la prise en compte de l'ouverture des encoches rotoriques  $\varepsilon$  (voir expression III.23).

$$FMM_r(\theta_r, t) = \sum_{i=1}^{N_r} N_{bob\_barre}^i(\theta_r) \cdot I_i(t) \quad (III.34)$$

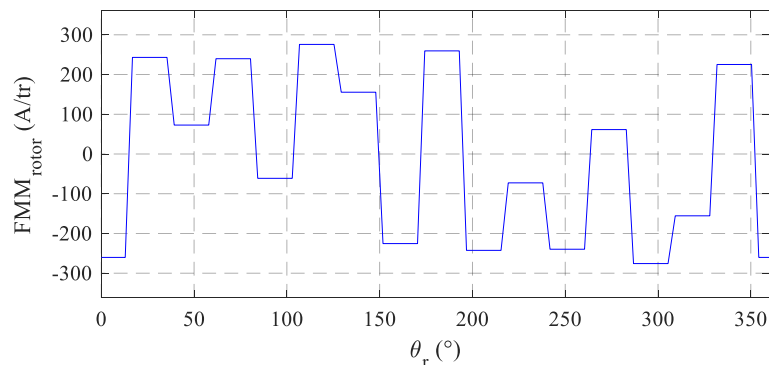


Figure III-27 : FMM rotorique à un instant  $t$  donné

## II.7. Calcul de l'induction totale dans l'entrefer

L'induction résultante dans l'entrefer s'obtient alors de la manière suivante :

$$B(\theta_s, t) = [FMM_{stator}(\theta_s, t) + FMM_{rotor}(\theta_r, t)] \times \Lambda(\theta_s, t) \quad (\text{III.35})$$

La Figure III-28.a présente la forme d'onde de l'induction résultante dans l'entrefer de la MAS 12s10p16barres à un instant donné et la Figure III-28.b illustre son contenu harmonique spatial. La comparaison entre les résultats issus du modèle numérique (en bleu) et ceux obtenus avec « ATOSCIM » (en rouge) montrent de légères différences sur les formes d'ondes. Toutefois, elles sont peu significatives au regard du contenu harmonique spatial. Ce dernier présente les mêmes rangs d'harmoniques et des amplitudes très proches entre les deux approches. La Figure III-29 illustre la différence sur les amplitudes de chaque harmonique d'espace (Figure III-28.b) pour les deux approches. La différence d'amplitude n'excède pas 0,02 T, ce qui est très faible par rapport l'amplitude des harmoniques les plus élevée.

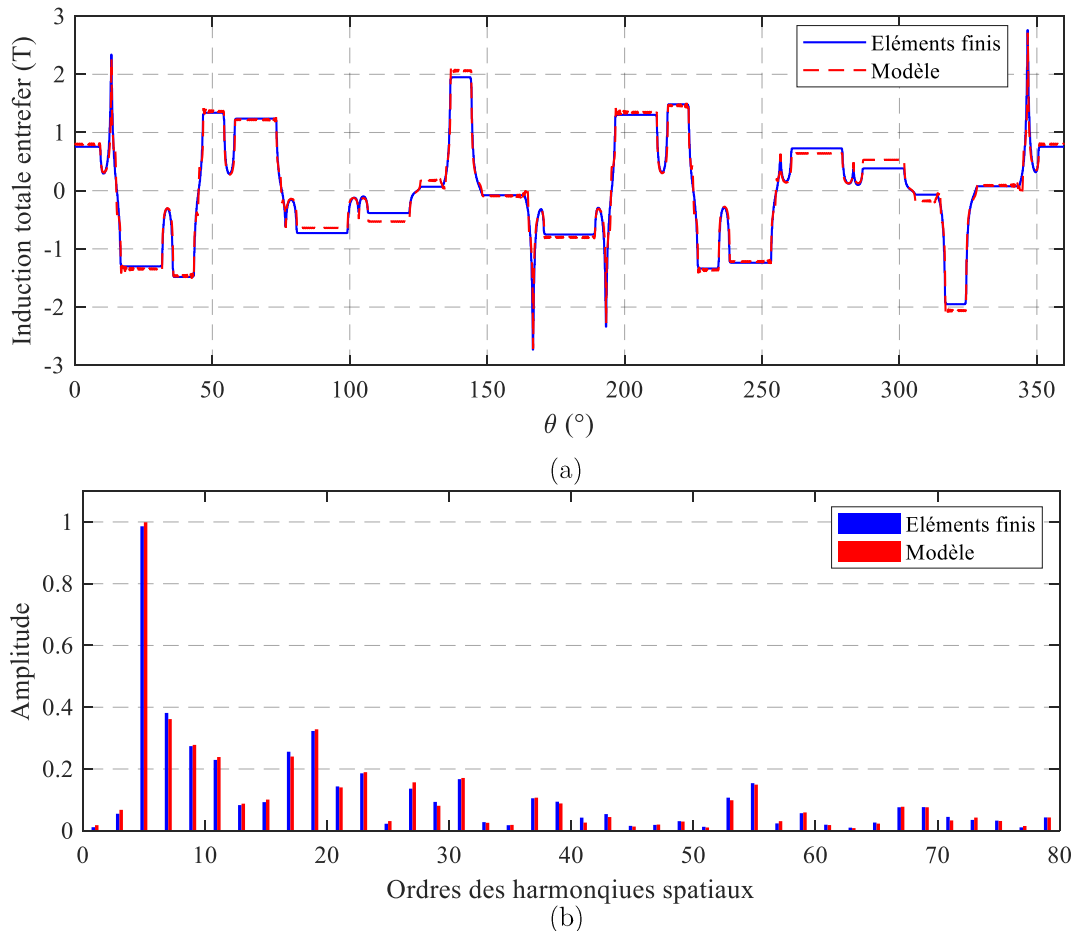


Figure III-28 : Induction totale dans l'entrefer, (a) formes d'ondes, (b) contenu harmonique spatial

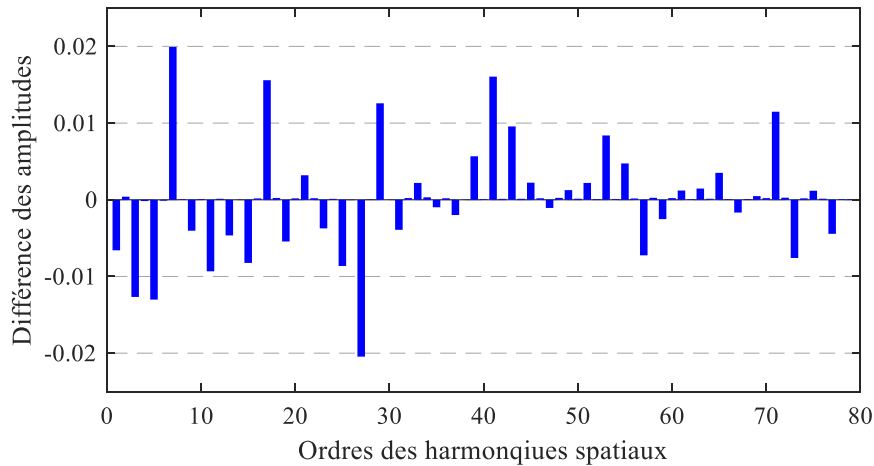


Figure III-29 : Différence entre les deux approches sur l'amplitude des harmoniques spatiaux de l'induction totale dans l'entrefer

## II.8. Calcul du couple électromagnétique

Le couple électromagnétique de la machine  $C_{em}$ , est obtenu en appliquant le théorème des travaux virtuels avec l'énergie magnétique dans l'entrefer  $W_{em}$  décrit par l'expression (III.36).

$$C_{em} = - \frac{\partial W_{em}}{\partial \theta} \quad (III.36)$$

Avec :

$$W_{em} = \frac{(R_{alésage}^2 - R_r^2) \cdot L_{active}}{4\mu_0} \cdot \int_0^{2\pi} B(\theta_s, t)^2 d\theta \quad (III.37)$$

La Figure III-30.a présente la forme d'onde du couple obtenu par éléments finis et la Figure III-30.b celle obtenue avec « ATOSCIM ». Un zoom sur chacun des couples est également proposé à la Figure III-31. Les formes d'onde (en bleu) sont proches avec des valeurs moyennes (en rouge) légèrement différentes, 11,71 N.m avec le modèle analytique contre 12,86 N.m avec le modèle EF dans les mêmes conditions (linéarité des matériaux magnétiques) soit une erreur d'environ 9 % (Tableau III-4). Cet écart est tout à fait acceptable compte tenu des différentes hypothèses considérées pour le modèle paramétrique en comparaison du modèle EF. Concernant les ondulations de couple, l'écart est de 33 % (Tableau III-4). Cette valeur peut sembler élevée, mais reste acceptable dans le cas des travaux projetés. La comparaison du contenu harmonique du couple pour les deux approches (Figure III-32) montre des résultats identiques en termes de rang, seuls quelques différences sur les amplitudes sont observées et notamment pour la valeur moyenne comme déjà évoqué.

La comparaison de l'outil « ATOSCIM » tel que celui proposé avec un modèle numérique dans les mêmes conditions de calcul a montré une bonne précision des résultats. Cela permet d'avoir un moyen de calcul rapide des performances d'une MAS à cage d'écureuil. A titre de comparaison, le modèle numérique demande environ 24 h pour obtenir la convergence du couple

et du courant de barres tandis que le modèle paramétrique permet d'obtenir ces résultats en 10 min environ. Dans le but d'utiliser une méthode d'optimisation pour déterminer la structure rotorique comme le nombre de barres que doit constituer la cage d'écoreuil ou encore leur position, l'outil « ATOSCIM » semble donc bien approprié pour des choix structurels.

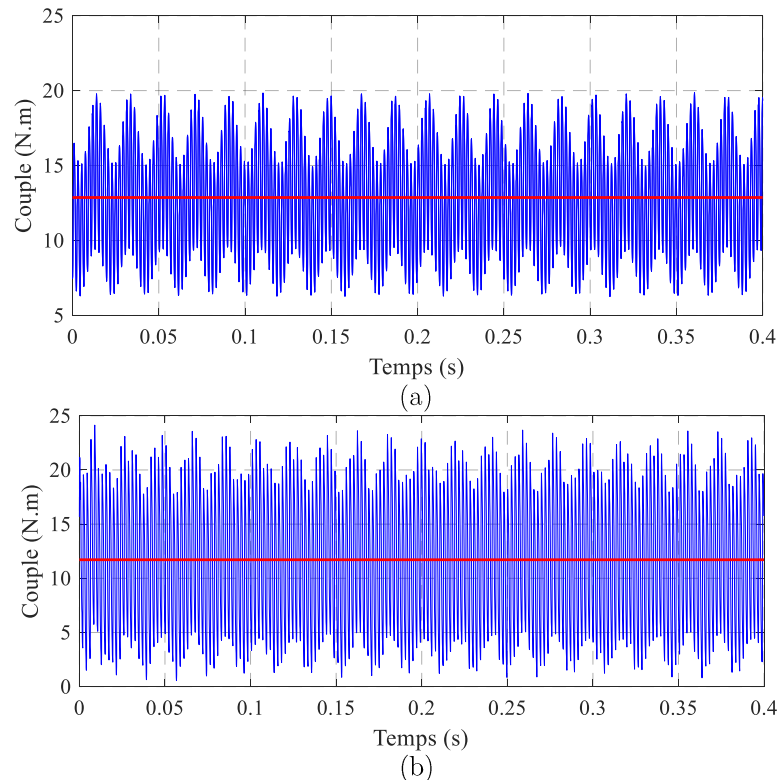


Figure III-30 : Couple électromagnétique, (a) éléments finis, (b) « ATOSCIM »

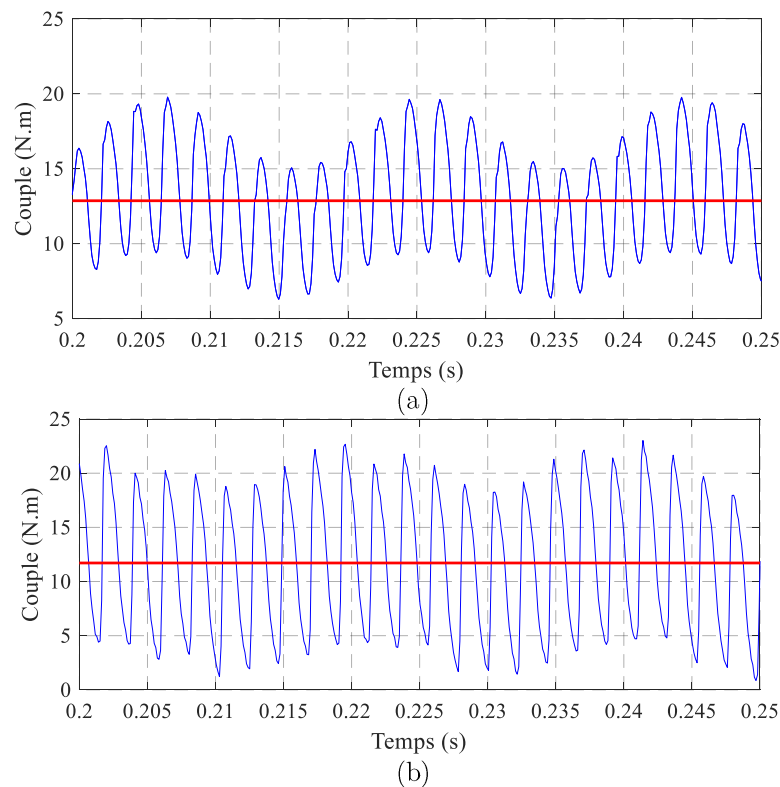


Figure III-31 : Couple électromagnétique, zoom, (a) éléments finis, (b) « ATOSCIM »

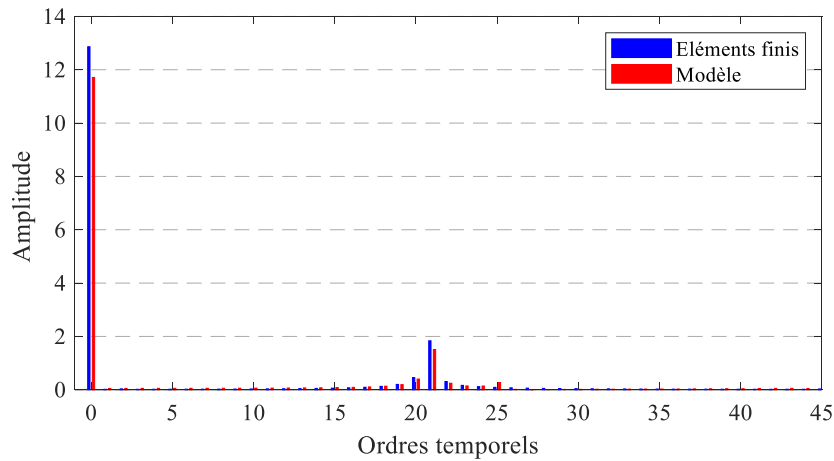


Figure III-32 : Contenu harmonique du couple électromagnétique

	<i>Couple moyen (N.m)</i>	<i>Ondulation de couple (%)</i>
<i>Eléments finis linéaire</i>	12,86	~60
« ATOSCIM »	11,71	~80
<i>Eléments finis non linéaire</i>	8,85	~60

Tableau III-4 : Comparaison de la valeur moyenne et de l'ondulation de couple entre l'outil « ATOSCIM » et les éléments finis pour la MAS 12s10p16barres

## II.9. Comparaison de l'outil « ATOSCIM » avec les éléments finis en considérant la non-linéarité des matériaux magnétiques

L'outil « ATOSCIM » proposé repose sur une hypothèse principale qui est celle des matériaux magnétiques de perméabilité magnétique constante et très élevée. La comparaison des résultats de différentes grandeurs physiques avec ceux des EF sous la même hypothèse a permis de le valider dans ces conditions. Toutefois, cette hypothèse est très forte par rapport aux conditions réelles de fonctionnement d'une machine asynchrone à cage d'écoreuil dans laquelle l'effet de saturation n'est pas négligeable de par l'entrefer étroit de ce genre de structure. Quantifier l'écart entre le modèle développé et un modèle numérique dans des conditions réalistes (B(H) non linéaire) est nécessaire. Des simulations ont donc été menés dans ce cas et le couple électromagnétique obtenu est présenté à la Figure III-33. Sa valeur moyenne est de 8,85 N.m soit environ 30 % plus faible que celle en considérant un comportement linéaire des matériaux magnétiques mais le taux d'ondulation est quasiment identique. Ces résultats sont tout à fait cohérents et conformes à ce qui pouvait être attendu. Le Tableau III-4 résume les principales valeurs du couple (couple moyen et ondulation) pour chacun des cas (modèle paramétrique, EF linéaire et non linéaire).

L'outil « ATOSCIM » développé permet donc d'obtenir la première tendance des performances avec une précision acceptable et un temps de simulation très réduit. Il peut par conséquent être utilisé dans une boucle permettant de comparer des structures différentes de machine. Il est considéré comme un outil de pré-dimensionnement mais n'a en aucun cas vocation



à remplacer un modèle numérique tel que les EF. Ce dernier devra être utilisé systématiquement pour valider les résultats d'optimisations et obtenir les performances exactes de la machine.

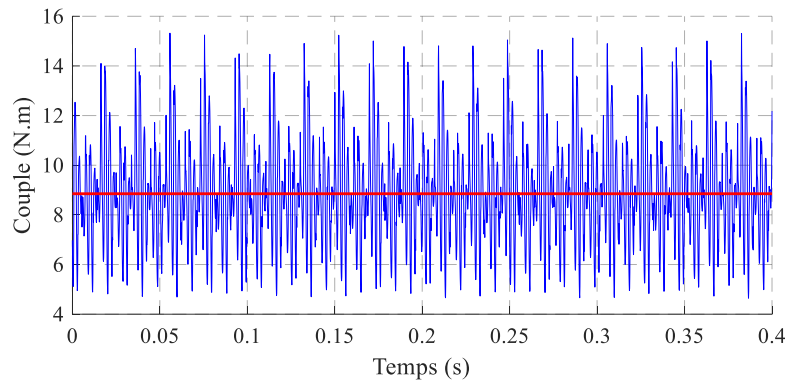


Figure III-33 : Couple électromagnétique obtenu par EF pour la MAS 12s10p16barres avec un comportement non linéaire des matériaux magnétiques

### **III. Conclusion générale du chapitre**

Dans ce chapitre, deux outils analytiques ont été développés. Le premier, appelé « WIDGET », est un outil permettant de calculer le contenu spatio-temporel de la FMM d'un bobinage quelconque. Contrairement aux différents outils recensés dans la littérature, il ne nécessite pas de calcul de FFT. En effet, il est basé sur un motif élémentaire de bobinage dont la décomposition en série de Fourier est simple et peut être définie analytiquement. La FMM du bobinage étant la superposition de plusieurs motifs décalés spatialement selon la position des bobines au sein du stator, l'amplitude de chaque harmonique est obtenue par construction géométrique. Ainsi, nous avons développé un outil rapide qui s'intègre facilement dans un processus d'optimisation dans le but de réduire le contenu harmonique spatial de la FMM des bobinages statoriques.

L'objectif final étant d'améliorer les performances globales de la machine, la partie rotorique doit également être prise en compte. L'outil « WIDGET » a donc été étendu pour développer un modèle paramétrique d'une MAS à cage d'écureuil, « ATOSCIM ». Ce dernier a été validé pour chacune des grandeurs physiques en comparant les résultats avec ceux obtenus par la méthode des éléments finis dans les mêmes conditions (linéarité des matériaux magnétiques). Le détail des grandeurs physiques a été clairement explicité et notamment celui pour le calcul du courant dans les barres rotoriques qui est la grandeur physique la plus délicate à déterminer. Pour cela, nous avons eu recours à un CEE de la cage et à une résolution d'un système matriciel d'équations différentielles permettant ainsi de calculer le plus précisément possible le courant dans chacune des barres. Le calcul des éléments du CEE a également été détaillé. Les résultats de comparaison ont montré une bonne précision des résultats d'ensemble. Les différences les plus notoires ont été faites au niveau de l'ondulation de couple, mais sont considérées comme non pénalisantes dans le cadre d'une comparaison entre deux structures calculées avec le modèle paramétrique. L'objectif de ce modèle est de déterminer la structure rotorique optimale (nombre de barres rotorique et position des barres) associée à un bobinage statorique donné.

Le chapitre suivant repose sur l'utilisation des deux outils analytiques développés. Le premier sera utilisé pour effectuer des optimisations sur les bobinages statoriques et le second pour optimiser les performances globales de la MAS à cage d'écureuil.

# Chapitre IV : Design et optimisation des MAS à bobinages dentaire

---

Chapitre IV : Design et optimisation des MAS à bobinages dentaire .....	116
I. Design des bobinages statoriques par processus d'optimisation .....	119
I.1. Performances d'un bobinage selon la répartition spatiale de ses bobines au sein du stator .....	119
I.2. Réduction du contenu harmonique spatial de la FMM par le biais d'un processus d'optimisation .....	123
I.2.a. Définition du processus d'optimisation .....	123
I.2.b. Structure des bobinages en vue de l'optimisation .....	124
I.2.c. Optimisation des bobinages multicouches à pas dentaire régulier .....	125
I.2.d. Optimisation des bobinages à pas dentaire non régulier double couches .....	132
I.3. Conclusion sur la recherche de nouvelles structures de bobinages statoriques dentaires .....	137
II. Optimisation des performances d'une machine asynchrone à bobinage dentaire par le biais de sa structure rotorique .....	139
II.1. Structure du rotor .....	139
II.2. Performances d'une MAS avec un bobinage statorique 12s10p .....	140
II.2.a. Performances d'une MAS 12s10p au travers de son nombre de barres .....	140
II.2.b. Optimisation des performances via la position des barres rotoriques .....	145
II.3. Performances d'une MAS avec un bobinage statorique 18s10p .....	149
II.3.a. Performances d'une MAS 18s10p au travers de son nombre de barres .....	150
II.3.b. Optimisation des performances via la position des barres rotoriques .....	152
II.4. Comparaison et synthèse des MAS et de leur optimisation .....	156
III. Conclusion générale du chapitre .....	158

Les analyses et les résultats discutés dans ces travaux, notamment au Chapitre 2, ont permis de cibler l'origine des problèmes et des phénomènes physiques engendrés par les harmoniques spatiaux du bobinage. L'objectif fixé étant de concevoir une MAS à bobinage dentaire garantissant un bon niveau de performances, il est nécessaire d'agir sur le bobinage statorique et le contenu harmonique spatial de la FMM ou sur la partie rotorique et ses barres ou encore sur les deux en même temps. Dans ce chapitre, nous proposons d'utiliser un processus d'optimisation permettant de concevoir et d'améliorer les performances de MAS à cage d'écureuil ayant un bobinage statorique dentaire. Pour ce faire, les deux outils analytiques au chapitre précédent sont couplés à un processus d'optimisation.

La première partie de ce chapitre est consacrée à la conception du bobinage statorique en utilisant l'outil « WIDGET » dans le but de réduire le contenu harmonique spatial de la FMM générée par la partie statorique. Sur la base d'un bobinage statorique donnée, différents problèmes d'optimisation sont définis permettant ainsi de proposer plusieurs approches et différents designs de bobinage. La seconde partie se penche sur l'optimisation des performances de la machine globale. L'outil « ATOSCIM » est alors utilisé pour déterminer la structure rotorique optimale pour un bobinage statorique donné classique ou optimisé. Une conclusion générale sur les résultats des optimisations clôt le chapitre.

## I. Design des bobinages statoriques par processus d'optimisation

Comme montré au second chapitre, le bobinage statorique dentaire est à l'origine d'harmoniques spatiaux qui nuisent au bon fonctionnement d'une MAS à cage d'écureuil. Dans cette partie, l'outil « WIDGET » développé est intégré à un processus d'optimisation afin de réduire le contenu harmonique spatial de la FMM créée par le bobinage.

Afin d'appréhender différents aspects topologiques entrant dans la réduction des harmoniques spatiaux en l'absence de toute démarche d'optimisation, nous allons, sur la base d'un exemple d'illustration, analyser l'amplitude de certains harmoniques spatiaux en fonction de la répartition spatiale des bobines au sein du stator.

### I.1. Performances d'un bobinage selon la répartition spatiale de ses bobines au sein du stator

Prenons le cas simple d'un bobinage triphasé bipolaire ( $p = 1$ ) à pas diamétral ayant 2 encoches par pôle et par phase. Ce bobinage est donc constitué de 2 bobines par phase d'ouverture égale à  $180^\circ$  chacune. L'axe magnétique de la première bobine est considéré fixe et est pris comme référence par rapport à l'axe de la seconde. L'objectif est d'étudier l'amplitude des harmoniques spatiaux  $A_1$ ,  $A_5$  et  $A_7$  ainsi que le coefficient de bobinage en fonction du décalage de l'axe magnétique de la seconde bobine par rapport à la première. La Figure IV-1 montre l'évolution de l'amplitude de l'harmonique de travail  $A_1$  (bobinage bipolaire). Comme attendu, l'amplitude est maximale lorsque les deux bobines sont superposées spatialement (pas de distribution des bobines,  $\psi_2 = 0$ ) et nulle lorsqu'elles sont décalées de  $180^\circ$  (les FMM générées par chacune des bobines s'annulent).

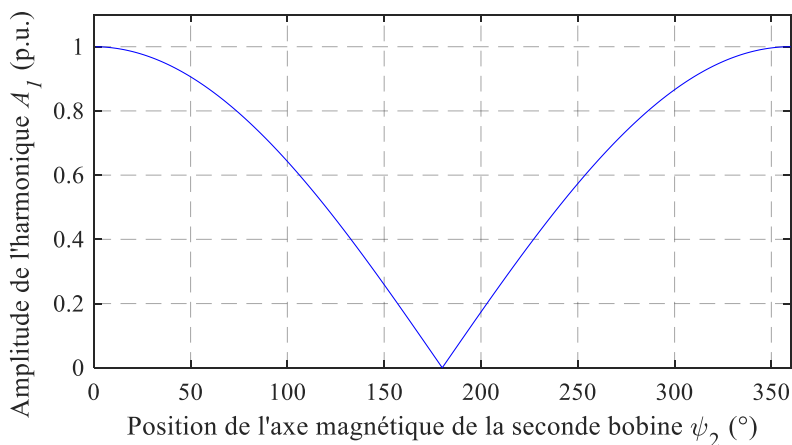


Figure IV-1 : Amplitude de l'harmonique spatial  $A_1$  en fonction de  $\psi_2$

Les évolutions des harmoniques  $A_5$  et  $A_7$  sont présentées respectivement Figure IV-2 et Figure IV-3 où une périodicité liée au rang de l'harmonique considéré est clairement observée.

L'harmonique de travail étant l'harmonique  $A_1$ , il serait souhaitable que les harmoniques  $A_5$  et  $A_7$  aient des amplitudes nulles.  $A_5$  s'annule lorsque  $\psi_2 = 36^\circ \pm k72^\circ$ ,  $k \in \mathbb{N}$  (Figure IV-2). Cet angle est lié au rang de l'harmonique ( $360/5 = 72^\circ$ ). La Figure IV-3 montre que  $A_7$  s'annule pour  $\psi_2 = 25,71^\circ \pm k51,43^\circ$ ,  $k \in \mathbb{N}$ , angle également lié au rang de l'harmonique ( $360/7 = 51,43^\circ$ ). Le seul angle commun permettant d'annuler les deux harmoniques est  $180^\circ$ . Or, cet angle correspond également à une amplitude nulle de l'harmonique de travail, il est donc impossible d'annuler à la fois l'harmonique  $A_5$  et  $A_7$  avec 2 bobines tout en ayant  $A_1$  d'amplitude intéressante. Il faut donc se rapprocher des angles permettant d'atténuer les harmoniques  $A_5$  et  $A_7$  tout en ayant un coefficient de bobinage le plus grand possible. Un angle intermédiaire doit alors être défini afin de les atténuer au mieux ou privilégier l'atténuation de l'un en particulier au détriment de l'autre.

Cet angle peut être choisi au travers du coefficient de bobinage dont l'évolution en fonction du décalage des deux bobines est montrée à la Figure IV-4. Nous constatons qu'il est maximal pour  $0$  et  $360^\circ$  et diminue jusqu'à être nul à  $180^\circ$  pour les mêmes raisons que celles avancées pour l'amplitude de  $A_1$ .

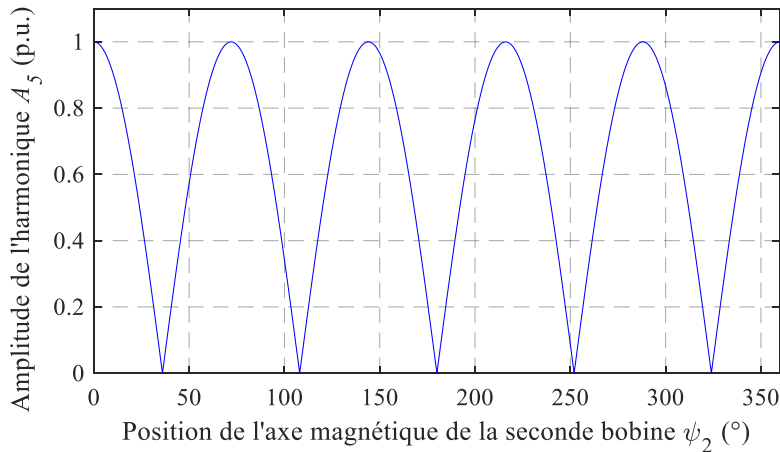


Figure IV-2 : Amplitude de l'harmonique spatial  $A_5$  en fonction de  $\psi_2$

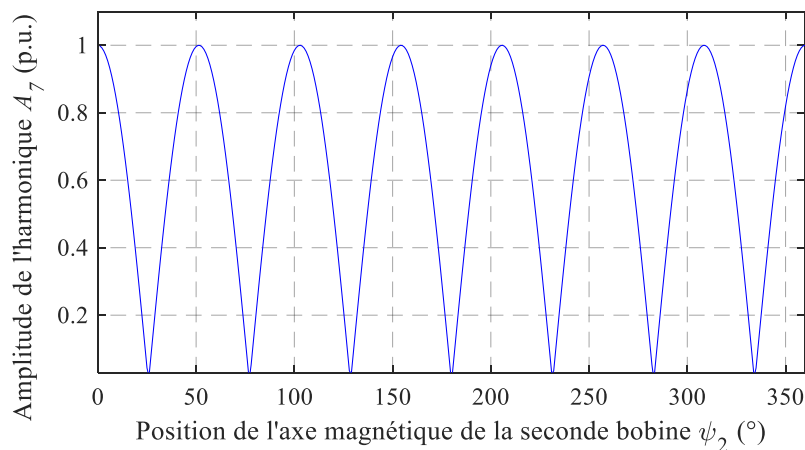


Figure IV-3 : Amplitude de l'harmonique spatial  $A_7$  en fonction de  $\psi_2$

La Figure IV-5.a illustre la distribution du bobinage dans le cas où  $A_5$  est nul grâce à un angle de décalage de  $36^\circ$ . Le coefficient de bobinage est alors égal à 0,9511. La Figure IV-5.b présente quant à elle le bobinage où  $A_7$  est nul grâce à un angle de décalage de  $25,71^\circ$ . Le

coefficient de bobinage est alors égal à 0,9755. Dans les deux cas, le pas dentaire n'est pas régulier contrairement au bobinage classique présenté Figure IV-5.c où l'angle de décalage est égal à  $30^\circ$ . Cet angle permet de trouver un bon compromis afin d'atténuer au mieux les deux harmoniques  $A_5$  et  $A_7$  tout en ayant un bon coefficient de bobinage, ici égal à 0,9659 et un bobinage régulier.

Une étude similaire dans le cas de 3 bobines par phase est proposée dans l'Annexe C.

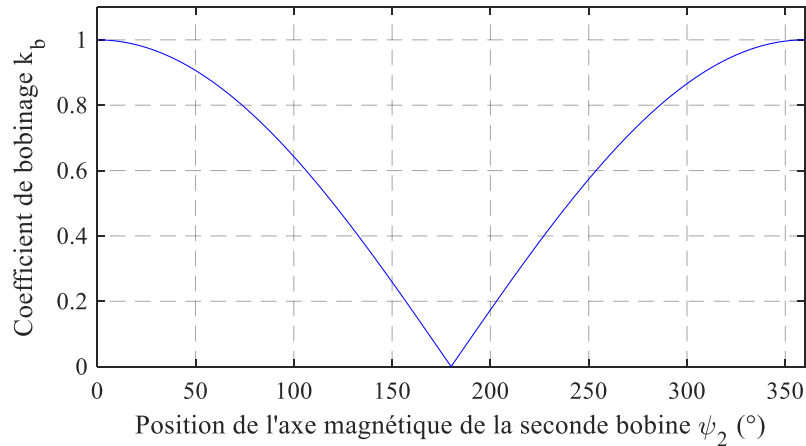


Figure IV-4 : Coefficient de bobinage  $k_b$  en fonction de  $\psi_2$

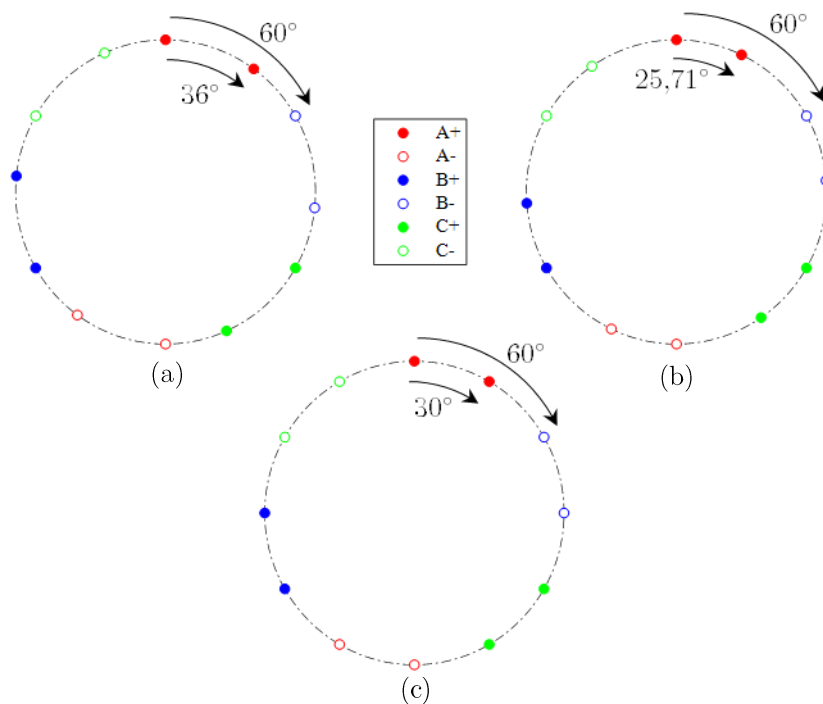


Figure IV-5 : Représentation des bobinages, (a)  $A_5$  annulé, (b)  $A_7$  annulé, (c) bobinage classique

L'exemple ci-dessus portait sur l'élimination d'un harmonique dans le cas d'un bobinage distribué. Voyons ce que cela donne pour un bobinage dentaire. Pour cela, le bobinage 12s10p est repris. Nous proposons dans cet exemple d'éliminer l'harmonique spatial de rang 7 qui impacte particulièrement les performances des machines électriques. Un bobinage identique au bobinage initial (Figure IV-7.a) est alors ajouté, portant le nombre de bobines par phase à 8 au lieu des 4 habituelles. Par ailleurs, il est décalé de  $25,71^\circ$ , angle permettant d'éliminer  $A_7$  par rapport au



bobinage initial comme nous l'avons vu dans l'exemple précédent. Le contenu harmonique spatial obtenu par cette combinaison, et normé par rapport à l'harmonique de travail  $A_5$ , est présenté Figure IV-6 où il est comparé avec celui du bobinage classique. L'harmonique  $A_7$  est bien éliminé, mais les amplitudes des autres harmoniques, comme  $A_1$ ,  $A_{17}$  ou  $A_{29}$  ont été très largement amplifiées. De plus, comme attendu, le bobinage résultant n'est pas un bobinage dentaire comme l'illustre la Figure IV-7. En effet, le pas dentaire étant de  $30^\circ$ , un décalage de  $25,71^\circ$  va engendrer le croisement des bobines et ainsi augmenter le nombre d'encoches (24 encoches dans le cas de la Figure IV-7).

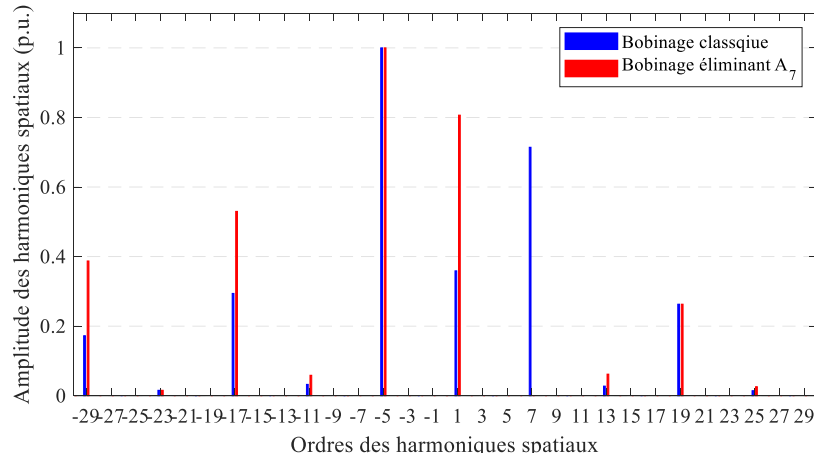


Figure IV-6 : Comparaison du contenu harmonique spatial de la FMM 12s10p permettant d'éliminer  $A_7$

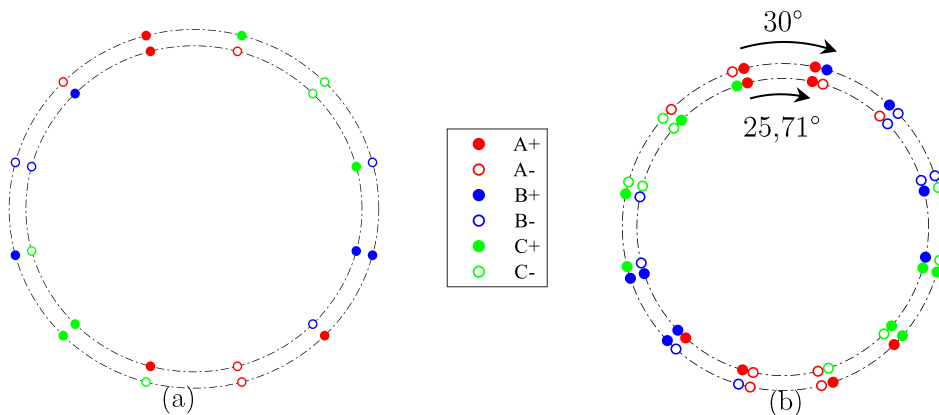


Figure IV-7 : Bobinage 12s10p, (a) bobinage classique, (b) bobinage permettant d'éliminer  $A_7$

La réduction du contenu harmonique spatial de la FMM d'un bobinage n'est donc pas chose aisée. La périodicité des harmoniques offre différentes solutions pour en éliminer un spécifique ou bien en atténuer plusieurs, tout en tenant compte d'un certain nombre critères tel le coefficient de bobinage, l'amplitude des autres harmoniques ou encore le pas dentaire entre deux encoches successives si ce dernier est souhaité régulier. De plus, dans le cas d'un bobinage dentaire, il faut également s'assurer que l'aller et le retour de chacune des bobines se situent dans deux encoches successives évitant qu'une autre bobine ne soit intercalée. Par conséquent, il est nécessaire d'utiliser un algorithme d'optimisation avec des objectifs et des contraintes bien définis pour aboutir à un bobinage avec un contenu harmonique spatial le moins riche possible. La solution sera obtenue à la suite d'un processus de recherche numérique.

## I.2. Réduction du contenu harmonique spatial de la FMM par le biais d'un processus d'optimisation

### I.2.a. Définition du processus d'optimisation

L'outil « WIDGET » présenté précédemment peut être utilisé de manière générique, avec n'importe quelle procédure, pour d'obtenir un bobinage donné respectant des critères et des contraintes. La Figure IV-8 illustre le processus d'optimisation qui a été utilisé. Les variables d'optimisation choisies sont la position des axes magnétiques des bobines,  $\psi_i$  et le demi-angle d'ouverture des bobines  $\beta_i$ . L'objectif de l'optimisation peut être d'augmenter le coefficient de bobinage ou encore de réduire le contenu harmonique de la FMM en atténuant un ou plusieurs harmoniques. Il est choisi parmi les sorties dont dispose l'outil tout comme les contraintes que l'on peut ajouter, à savoir contrôler le nombre d'encoches ou bien le nombre de couches du bobinage.

Le processus d'optimisation permet d'utiliser une optimisation mono-objectif pour atteindre une solution unique ou une optimisation multi-objectif pour avoir un compromis entre les différents objectifs. De plus, selon la définition du problème ou bien de l'algorithme choisi, des variables discrètes ou continues peuvent être utilisées. Ainsi, ce processus permet d'obtenir automatiquement la répartition spatiale des bobines à partir d'un problème d'optimisation défini.

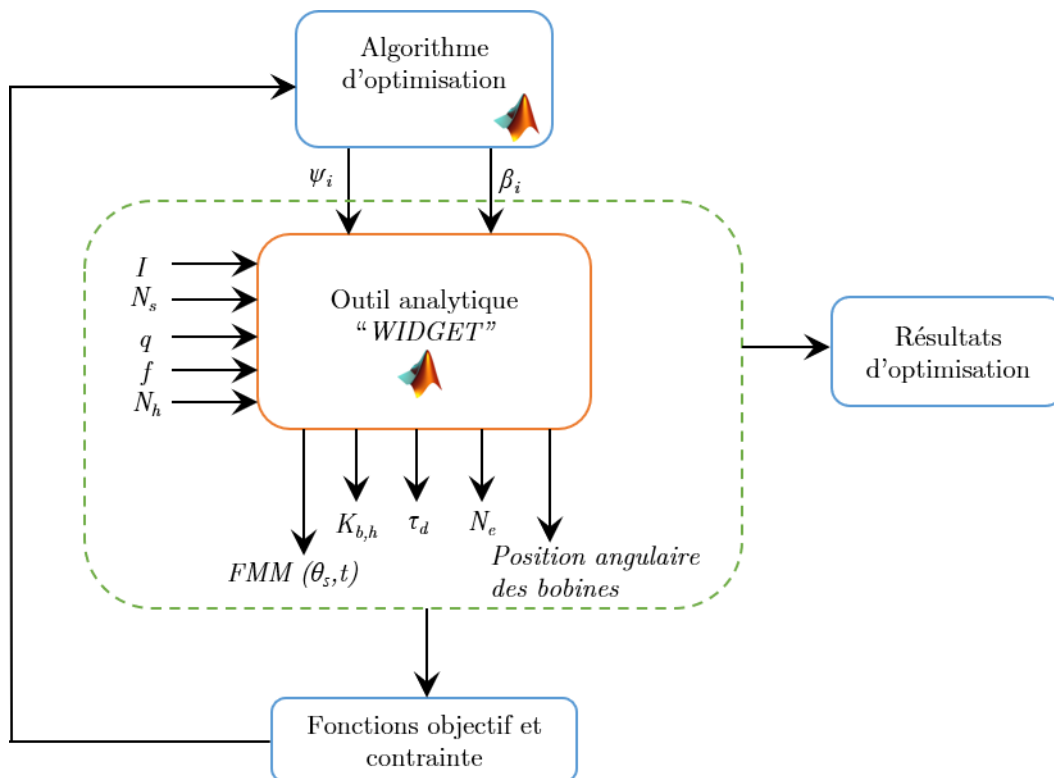


Figure IV-8 : Processus d'optimisation du contenu harmonique de la FMM d'un bobinage statorique

## I.2.b. Structure des bobinages en vue de l'optimisation

Grâce à l'approche proposée, diverses optimisations peuvent être menées pour réduire le contenu harmonique spatial de la FMM. Nous proposons ici d'optimiser et de comparer trois structures de bobinages dentaires triphasés ayant le même nombre de paires de pôles, 12s10p, 18s10p, 24s10p. Ces trois structures ont donc le même harmonique de travail, à savoir  $A_5$ , mais comptent un nombre d'encoches différent. Leurs contenus harmoniques spatiaux sont présentés à la Figure IV-9 et leurs illustrations à la Figure IV-10. Tous trois sont des bobinages à double couche avec des harmoniques d'amplitudes très disparates selon la structure. En effet, la structure 12s10p présente un harmonique  $A_7$  bien plus important que dans les deux autres alors que l'harmonique  $A_{13}$  est plus prépondérant dans le cas de la structure 18s10p. Pour rappel, ces harmoniques ont été identifiés comme indésirables au bon fonctionnement d'une MAS à bobinage dentaire dans le Chapitre 2.

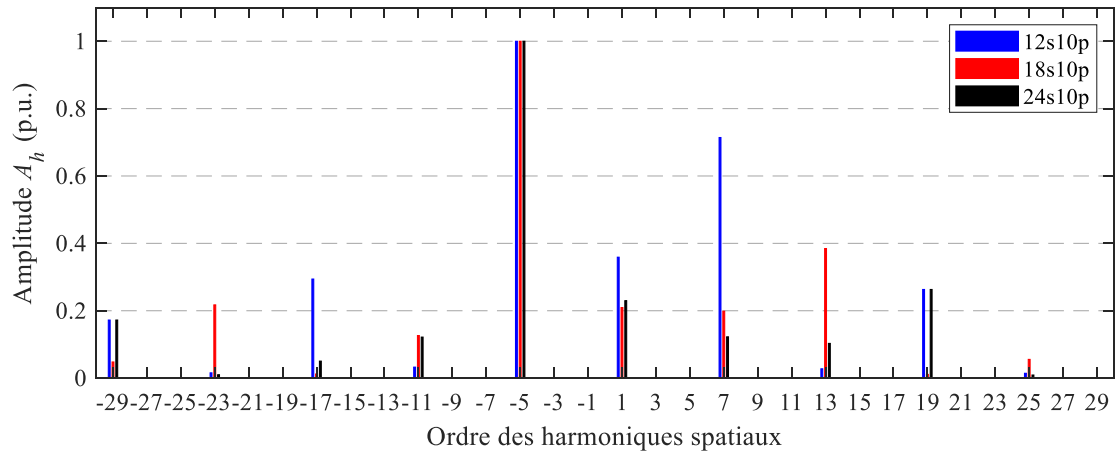


Figure IV-9 : Contenu harmonique spatial des bobinages en vue de l'optimisation

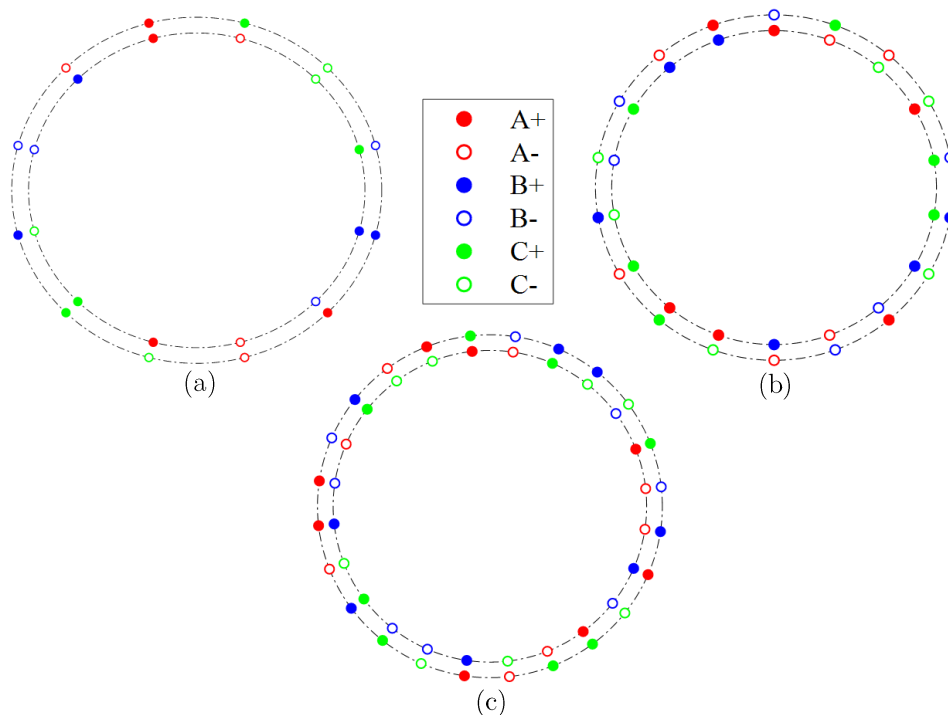


Figure IV-10 : Représentation des bobinages en vue de l'optimisation, (a) 12s10p, (b) 18s10p, (c) 24s10p

Afin de réduire le contenu harmonique spatial de chacune des structures, 2 problèmes d'optimisation distincts sont proposés. Le premier vise à conserver le même nombre d'encoches ainsi qu'un pas dentaire régulier du bobinage tout en permettant à ce dernier d'être multicouches ( $\geq 2$ ). Le second consiste à conserver le bobinage double couche tout en cherchant à obtenir de nouveaux bobinages à pas dentaire non régulier.

### I.2.c. Optimisation des bobinages multicouches à pas dentaire régulier

#### I.2.c.i. Définition du problème

Habituellement, les bobinages dentaires pour les MS sont étudiés grâce au principe de "Star of Slot" [13] avec comme principal but la maximisation de l'harmonique de travail pour obtenir le couple maximum. Selon le bobinage considéré, le nombre d'encoches (12, 18 ou 24) est fixé. Dans le cas présent, en gardant le même nombre d'encoches, l'objectif est de trouver la meilleure configuration des bobines répondant à certains critères, principalement la maximisation de l'harmonique de travail tout en minimisant les autres harmoniques. Afin d'avoir un degré de liberté supplémentaire, les bobines peuvent occuper n'importe quelle encoche et le nombre de bobines par phase peut être supérieur à celui du bobinage classique. Cela permet donc d'obtenir des bobinages multicouches avec plus ou moins de couches selon la définition du problème et le bobinage choisi.

La Figure IV-9 montre que seuls des harmoniques impairs sont présents dans le contenu harmonique spatial de chacun des trois bobinages. Selon la répartition spatiale des bobines, des harmoniques pairs peuvent exister et ainsi enrichir le contenu harmonique sans pour autant réduire l'amplitude des harmoniques de rang impairs. Pour cette raison, une contrainte sur les amplitudes des harmoniques pairs est ajoutée, seuls les bobinages dont le contenu harmonique spatial contient uniquement des harmoniques impairs sont retenus.

L'optimisation est conduite en prenant comme variables de l'optimisation la position de l'axe magnétique  $\psi_i$  et la demi-ouverture  $\beta_i$  des bobines de la première phase. La position et l'ouverture des bobines des deux autres phases sont directement déduites par décalage de  $120^\circ$  et  $240^\circ$  par rapport à la première.

Une des difficultés pour cette optimisation est d'aboutir à un réel bobinage dentaire, c'est à dire qu'aucune bobine ne doit s'intercaler entre l'aller et le retour d'une bobine donnée. Suivant le nombre d'encoches considéré,  $\psi_i$  et  $\beta_i$  doivent alors respecter les critères suivants :

$$\begin{aligned} |\beta_i| &= \frac{2\pi}{N_s} \times \frac{1}{2} \\ \psi_i &= (2n+1)|\beta_i|, \quad n \in \{0, \dots, (N_s - 1)\} \end{aligned} \tag{IV.1}$$

Où  $N_s$  est le nombre d'encoches statoriques.

Pour plus de clarté, une illustration de ces critères est donnée Figure IV-11. De fait, cela impose le nombre de possibilités de localisation de chaque bobine.

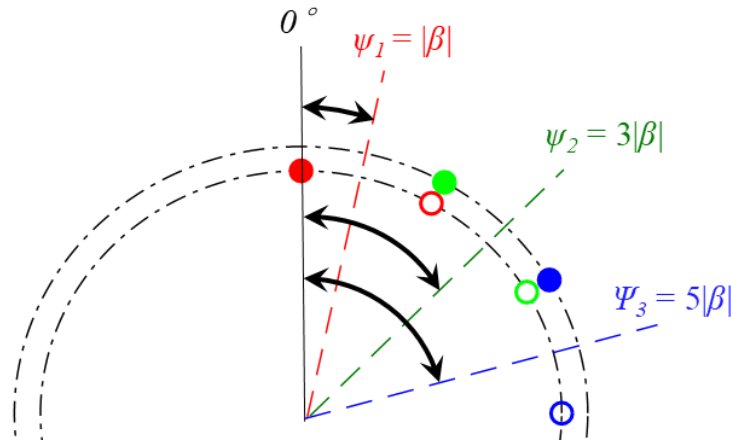


Figure IV-11 : Critère pour obtenir un bobinage dentaire

Les variables d'optimisation étant discrètes de par leur caractère, l'algorithme génétique mono-objectif de Matlab® est utilisé afin de maximiser l'harmonique de travail  $A_5$  et de minimiser les amplitudes des autres. Comme cet algorithme ne permet pas de prendre en compte des contraintes d'égalité dans le cas de variables discrètes, la contrainte sur l'amplitude des harmoniques pairs est alors imposée sous forme d'inégalité. Enfin, pour obtenir une bonne précision des résultats tout en limitant les temps de calcul, seules les amplitudes des 100 premiers harmoniques spatiaux de la FMM sont calculées par « WIDGET ». Le problème d'optimisation se définit donc comme suit :

$$\left. \begin{aligned}
 f(x) &= \min_x \left( \sqrt{\sum_h A_h^2} - A_5 \right), h \in [1, 100] \setminus \{5\} \\
 x &= [\psi_1, \dots, \psi_i, \beta_1, \dots, \beta_i] \\
 |\beta_i| &= \frac{2\pi}{N_S} \times \frac{1}{2} \quad \text{ou} \quad |\beta_i| = -\frac{2\pi}{N_S} \times \frac{1}{2} \\
 \psi_i &= (2n+1)|\beta_i|, n \in \{0, \dots, (N_e - 1)\} \\
 \sum_h A_h &< 1e^{-10}, \quad h = 2k, \quad k \in [1, 50]
 \end{aligned} \right\} \begin{array}{l} \text{Objectif} \\ \text{Variables} \\ \text{Contrainte} \end{array} \quad (\text{IV.2})$$

### I.2.c.ii. Conception optimale des bobinages à pas dentaire régulier

Dans sa configuration habituelle, le bobinage 12s10p est composé de 4 bobines par phase, 2 enroulées dans un sens et 2 dans l'autre. Avant d'utiliser le processus d'optimisation tel qu'il a été décrit précédemment (IV.2), toutes les possibilités de placement des bobines dans toutes les encoches statoriques ainsi que le sens de bobinage sont testées de façon exhaustive. Cela représente certes 331 776 ( $2^4 \times 12^4$ ) possibilités de bobinages mais qui ont été évalués en 4h en utilisant « WIDGET » avec des calculs parallélisés sur 3 cœurs de la machine utilisée pour ces travaux de recherche. Une représentation bi-objective, à savoir l'amplitude de l'harmonique de travail  $A_5$  en fonction de celle des autres harmoniques, de toutes ces possibilités est montrée à la Figure IV-12. Selon la répartition spatiale des bobines, nous distinguons des bobinages à 6

encoches (rond vert), à 9 encoches (étoile rouge) et celles classiques à 12 encoches (croix bleue). En n'imposant aucune contrainte au niveau de l'ordre des harmoniques (recherche exhaustive), les bobinages présentant un contenu harmonique spatial avec uniquement des harmoniques impairs ont été mis en évidence par des carrés. Nous pouvons constater que peu de bobinage respecte ce critère. Par ailleurs, plus l'amplitude de l'harmonique de rang 5 diminue, plus l'amplitude des autres augmente. Le front de Pareto, représenté par une ligne rouge, montre que la meilleure solution est celle du bobinage classique, représentée par un losange noir. La plupart des autres solutions du front de Pareto présentent des harmoniques spatiaux pairs qui ne sont pas souhaités. La solution présente sur le front de Pareto où l'amplitude de l'harmonique  $A_5$  est maximum encadrée en bleu permet une amélioration de 3,5 % sur l'amplitude de celui-ci mais augmente également les autres de 70 %. Cette solution ne peut donc être retenue.

Dans le cas d'un bobinage 12s10p, l'harmonique  $A_7$  est d'amplitude non négligeable par rapport à celle de  $A_5$  et il est spatialement proche. La Figure IV-13 montre que leur évolution, l'un par rapport à l'autre, est linéaire. Cela signifie qu'avec le même nombre de bobines par phase, l'amplitude de l'harmonique  $A_7$  ne peut être réduite sans que celle de l'harmonique  $A_5$  le soit de manière proportionnelle. Ainsi, tel qu'il est défini, le problème n'admet aucune solution permettant de découpler ces deux harmoniques.

En utilisant le processus d'optimisation décrit dans la partie précédente (IV.2), des résultats identiques sont obtenus, mais avec un temps de calcul divisé par 16. Cela montre l'intérêt d'utiliser un processus d'optimisation couplé à « WIDGET ». Dans la suite, seuls les résultats issus du processus d'optimisation seront présentés.

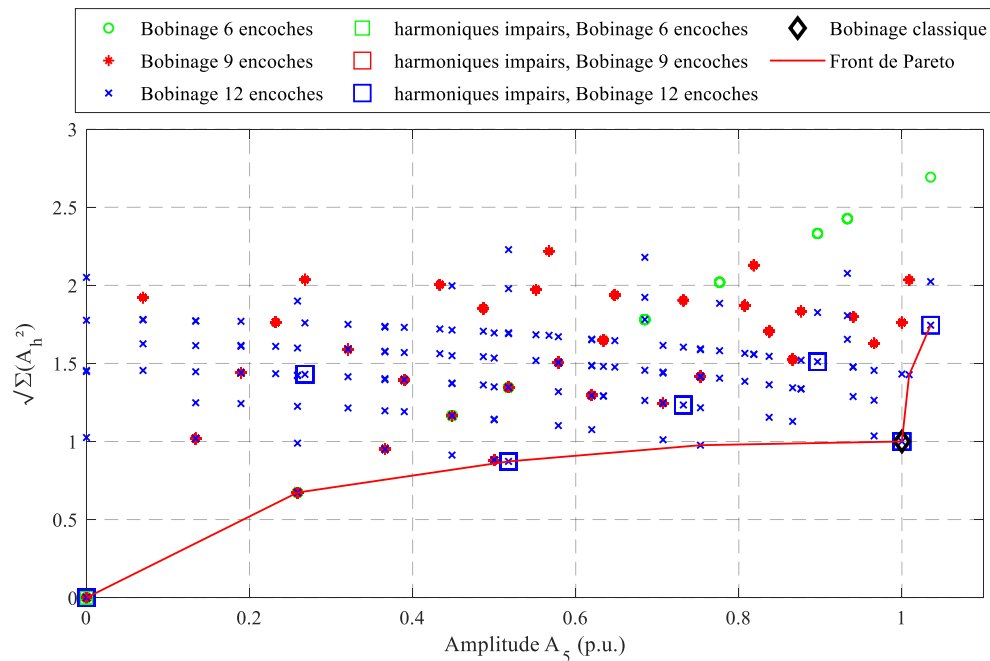


Figure IV-12 : Amplitude  $A_5$  en fonction de l'amplitude des autres pour toutes les possibilités de placement des bobines pour le bobinage 12s10p (solution exhaustive)

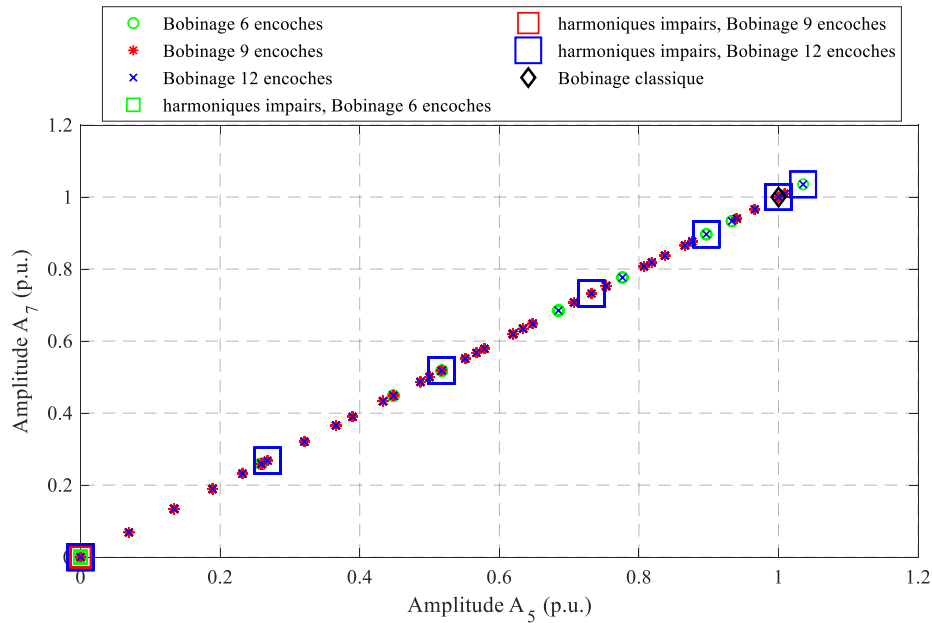


Figure IV-13 : Amplitude  $A_5$  en fonction de l'amplitude de  $A_7$  pour toutes les possibilités de placement des bobines pour le bobinage 12s10p (solution exhaustive)

La configuration classique avec 4 bobines par phase ne permettant pas d'atténuer le contenu harmonique spatial de la FMM, nous proposons d'en augmenter le nombre. Ainsi, des optimisations avec 8, 9, 10, 11 et 12 bobines par phase ont été effectuées. La Figure IV-14 décrit le contenu harmonique spatial de la FMM des différents bobinages obtenus par optimisation. Les amplitudes sont exprimées en *p.u.* afin de comparer plus aisément celle de l'harmonique de travail par rapport aux autres et ce quel que soit le nombre de bobines par phase défini. Les résultats montrent que l'augmentation du nombre de bobines par phase n'assure pas toujours une réduction du contenu harmonique spatial dans notre exemple. En effet, jusqu'à 9 bobines par phase, celui-ci n'est pas réduit alors que pour 10 bobines par phase (en noir), l'amplitude de l'harmonique  $A_1$  est réduite de 66 %. Les harmoniques  $A_{11}$ ,  $A_{13}$ ,  $A_{25}$ , le sont également même si leurs amplitudes sont déjà faibles dans la configuration classique à 4 bobines par phase (en bleu). Enfin, quel que soit le nombre de bobines par phase considéré, les amplitudes des harmoniques  $A_5$ ,  $A_7$ ,  $A_{17}$ ,  $A_{19}$ , et  $A_{23}$  ne sont pas impactées.

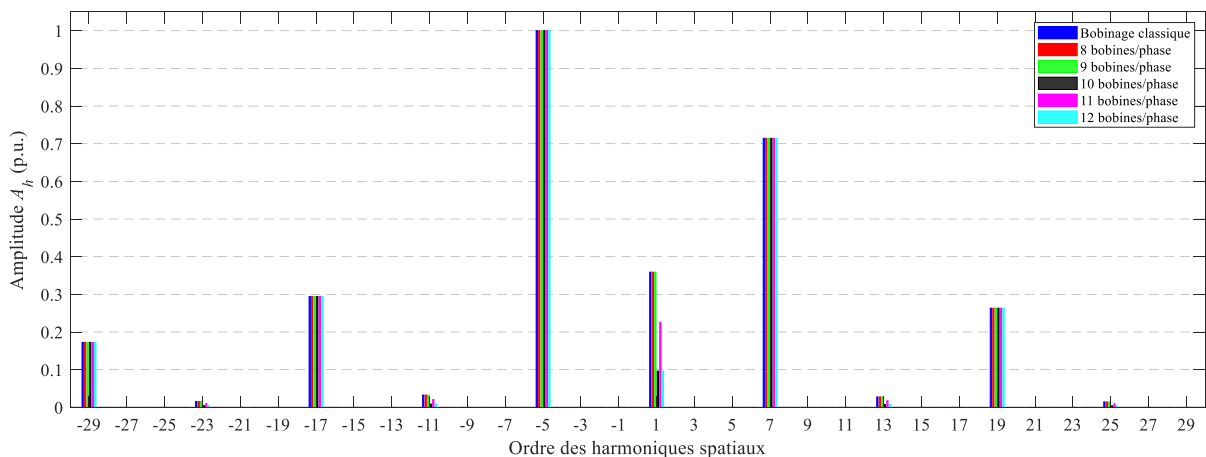


Figure IV-14 : Contenu harmonique spatial de la FMM des bobinages 12s10p en augmentant le nombre de bobines par phase

A courant constant, augmenter le nombre de bobines par phase augmente le nombre d'Ampères-tours. La ligne continue noire sur la Figure IV-15 décrit l'amplitude théorique de l'harmonique  $A_5$  en ajoutant des bobines. L'amplitude réelle en fonction du nombre de bobines par phase issue des résultats d'optimisation est représentée par les croix. Quel que soit le nombre de bobines considéré, l'amplitude calculée de  $A_5$  est inférieure à l'amplitude théorique. Cela a donc un impact direct sur le coefficient bobinage comme l'illustre la Figure IV-16. En effet, le bobinage à 10 bobines par phase permettant de réduire de 66 % l'amplitude de  $A_1$  a un coefficient de bobinage  $k_b = 0,721$ , soit une baisse de 22,7 % par rapport au bobinage classique ( $k_b = 0,9933$ ). Son illustration est donnée Figure IV-17.

Comme attendu, le bobinage obtenu est multicouche ( $> 2$ ), mais avec un nombre de bobines par encoches différent pour chacune des encoches contrairement à un bobinage classique. Il est également noté que deux bobines identiques appartenant à une même phase peuvent être bobinées autour d'une même dent, ce qui est équivalent à une seule bobine ayant un nombre de spires deux fois plus élevé. Cela rejoint les résultats de la littérature où un nombre différent de spires par bobine permet de réduire le contenu harmonique spatial de la FMM [29]–[31]. Le petit bémol relatif à ce bobinage concerne sa réalisation en tenant compte de contraintes industrielles.

Pour conclure, il est difficile de réduire le contenu harmonique spatial de la FMM du bobinage 12s10p en augmentant le nombre de bobines par phase tout en gardant un pas dentaire régulier. Les harmoniques spatiaux sont liés entre eux, ce qui signifie que dès lors qu'un harmonique est réduit, les autres subissent le même impact, ceci est notamment vrai pour les harmoniques  $A_5$  et  $A_7$ . Le bobinage avec 10 bobines par phase permet de réduire significativement l'amplitude de  $A_1$ , mais impacte fortement le coefficient de bobinage. L'analyse de deux autres bobinages, 18s10p et 24s10p permettra de conclure sur le design de ces bobinages à nombre de bobines différents dans chaque encoche.

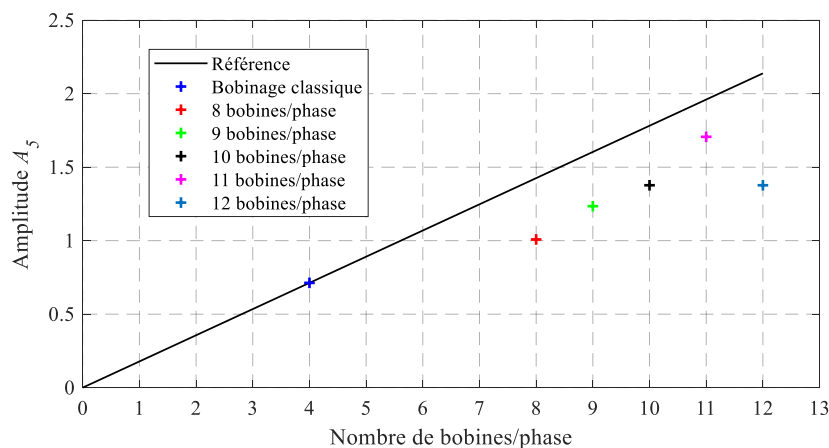


Figure IV-15 : Amplitude de l'harmonique  $A_5$  en fonction du nombre de bobines par phase



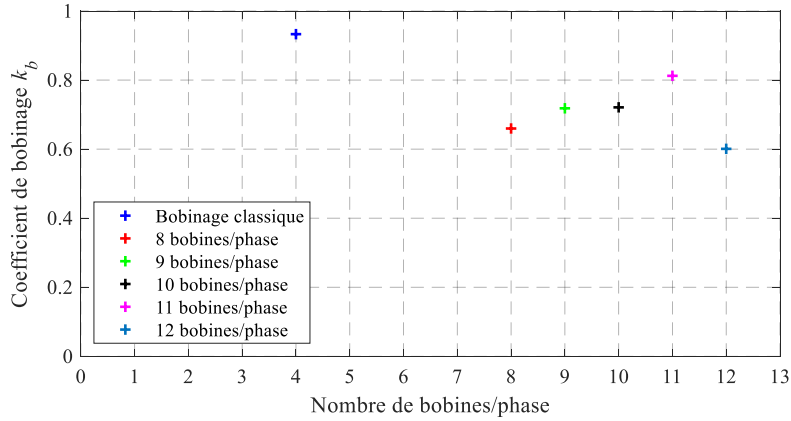


Figure IV-16 : Coefficient de bobinage en fonction du nombre de bobines par phase

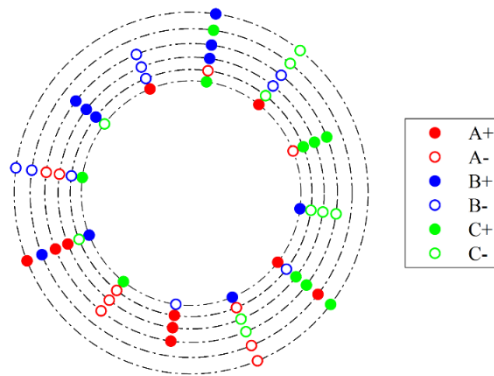


Figure IV-17 : Bobinage optimisé 12s10p avec 10 bobines par phase

Le processus d'optimisation est utilisé dans ce second exemple pour réduire le contenu harmonique spatial de la FMM du bobinage 18s10p. Il est composé de 6 bobines par phase dans sa configuration classique (Figure IV-10.b). Le contenu harmonique spatial optimal, obtenu pour 10 bobines par phase est présenté Figure IV-18 en comparaison à celui du bobinage classique. Une diminution significative des harmoniques  $A_7$ , et  $A_{11}$  respectivement de 46,9 % et 46,8 % est observée en dépit d'une augmentation de  $A_1$ . Les harmoniques de rang 13 et 23 sont quant à eux identiques au bobinage classique. La représentation du bobinage optimisé donnée Figure IV-19 montre une nouvelle fois un nombre irrégulier de bobines par encoche dont le maximum est de 4 bobines par encoches.

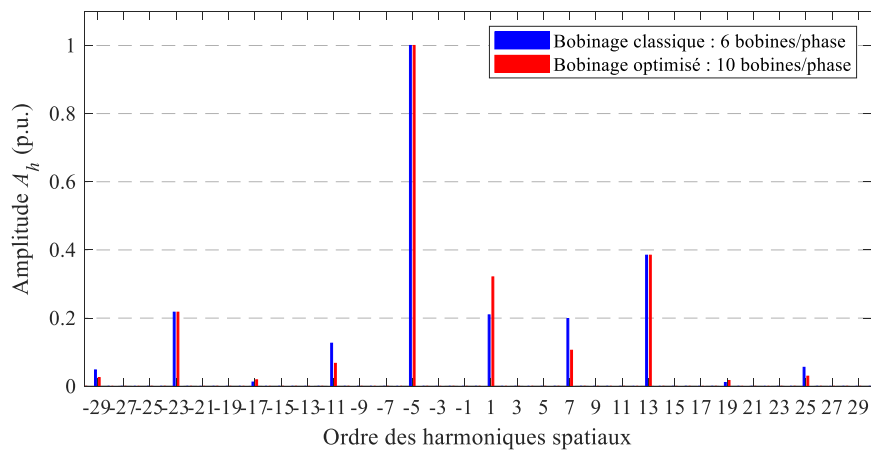


Figure IV-18 : Contenu harmonique spatial de la FMM du bobinage 18s10p, 10 bobines par phase

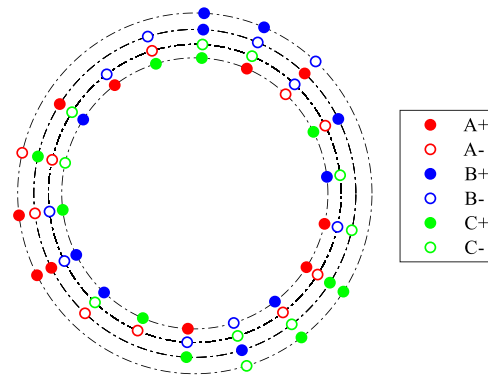


Figure IV-19 : Bobinage optimisé 18s10p avec 10 bobines par phase

Enfin, le bobinage 24s10p composé de 8 bobines par phase est également optimisé. Contrairement à la structure 18s10p précédente, les résultats d'optimisation ne montrent pas d'amélioration significative du contenu harmonique. Le meilleur résultat est celui obtenu pour 14 bobines par phase. Son contenu harmonique spatial comparé à celui du bobinage classique est montré Figure IV-20. Hormis une légère réduction de 25,8 % pour l'harmonique  $A_1$ , les autres amplitudes sont plus importantes comme  $A_7$  qui a augmenté de 214 % par exemple. Il est donc plus difficile de réduire le contenu harmonique de cette structure de bobinage tout comme le bobinage 12s10p. La représentation du bobinage 24s10p optimisé avec 14 bobines par phase est illustré Figure IV-21 où un nombre irrégulier de bobines par encoche est observé avec un maximum de 8 bobines par encoches.

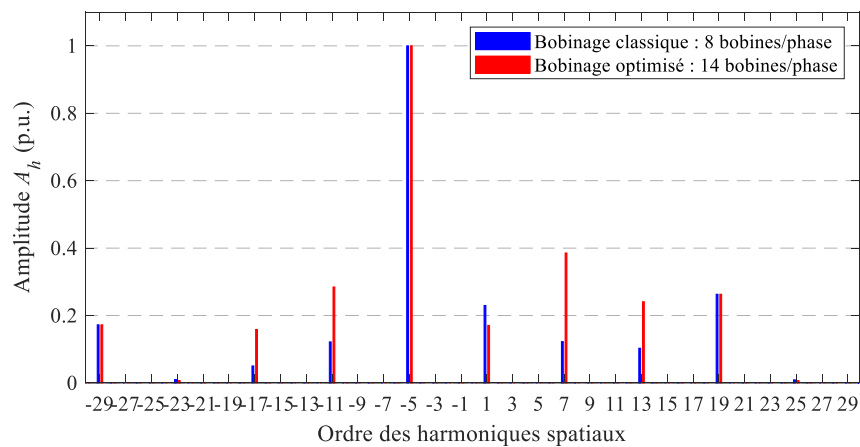


Figure IV-20 : Contenu harmonique spatial de la FMM du bobinage 24s10p, 14 bobines par phase

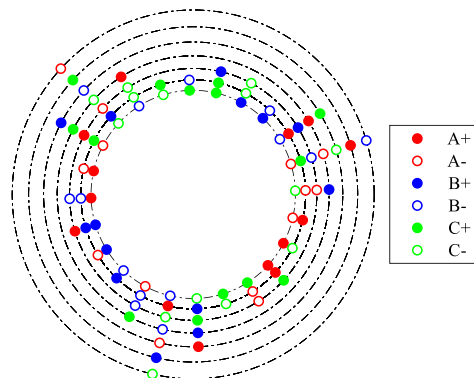


Figure IV-21 : Bobinage optimisé 24s10p avec 14 bobines par phase

## I.2.c.iii. Conclusion

Pour conclure sur cette première approche d'optimisation, il est possible de réduire le contenu harmonique spatial de la FMM en augmentant le nombre de bobines par phase tout en conservant un pas dentaire régulier. Toutefois, la réduction significative de l'amplitude de certains harmoniques s'effectue au détriment d'autres. D'autre part, l'ajout de bobines n'entraîne pas nécessairement une réduction du contenu harmonique alors que cela a un impact direct sur le coefficient de bobinage. En revanche, l'optimisation a permis de faire ressortir de nouvelles structures de bobinage avec un nombre différent de bobines par encoche même si elles semblent difficilement réalisables dans un contexte industriel.

Dans ce qui suit, un autre problème d'optimisation sera défini pour réduire le contenu harmonique de la FMM des bobinages.

## I.2.d. Optimisation des bobinages à pas dentaire non régulier double couche

## I.2.d.i. Définition du problème

Dans cette seconde approche, le nombre d'encoches statorique est conservé ainsi que celui des bobines par phase. Contrairement au problème d'optimisation précédent, la répartition spatiale du bobinage est identique à celle du bobinage classique, les bobines sont placées dans les mêmes encoches permettant de garder le bobinage double couches. L'idée de cette optimisation est d'aboutir à un bobinage dont le pas dentaire ne serait pas le même entre deux encoches dans le but de réduire le contenu harmonique spatial. Le bobinage 12s10p étant composé de 12 bobines au total et chaque bobine étant définie par deux paramètres, 24 paramètres seraient nécessaires pour définir le bobinage complet. Cependant, les propriétés des bobinages triphasés équilibrés étudiés permettent de configurer le bobinage complet uniquement avec la position de l'axe magnétique,  $\psi_i$  et l'angle de demi-ouverture des bobines  $\beta_i$  de la première phase. La Figure IV-22 décrit le bobinage complet 12s10p avec les paramètres des 4 bobines de la phase A. Le système d'équations définissant le bobinage complet 12s10p est alors donné par la relation (IV.3). Nous remarquons que les 8 paramètres ( $4\psi_i + 4\beta_i$ ) sont couplés. Le nombre de variables d'optimisation peut donc être réduit et ainsi passer de 8 à seulement 3 paramètres :  $\beta_1$ ,  $\beta_2$  et  $\beta_3$ . Les autres paramètres  $\beta_4$ ,  $\psi_1$ ,  $\psi_2$ ,  $\psi_3$  et  $\psi_4$  sont directement déduits à partir de ces 3 derniers. Avoir un nombre réduit de variable va ainsi permettre à l'algorithme d'optimisation de converger plus facilement et rapidement vers la solution optimale.

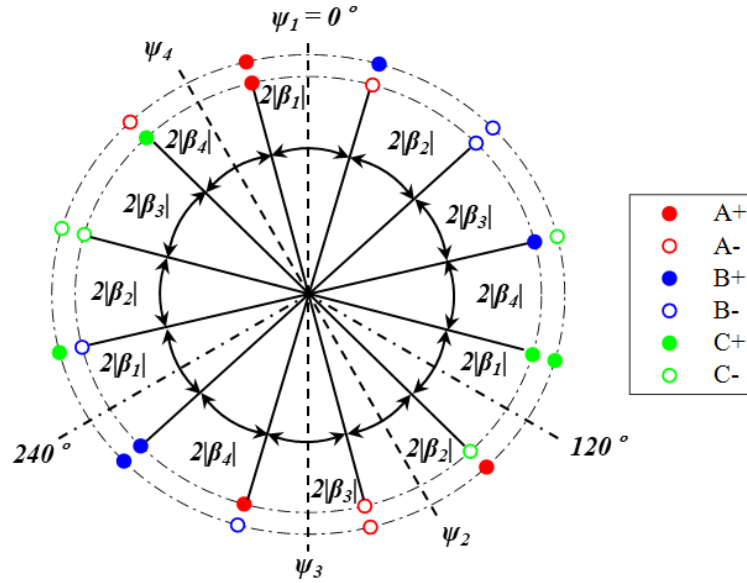


Figure IV-22 : Paramétrisation du bobinage 12s10p

$$\begin{aligned}
 \psi_1 &= 0^\circ \\
 \psi_2 &= 120^\circ + |\beta_1| + |\beta_2| \\
 \psi_3 &= \psi_2 + |\beta_2| + |\beta_3| \\
 \psi_4 &= \psi_1 - |\beta_1| - |\beta_4| \\
 2(|\beta_1| + |\beta_2| + |\beta_3| + |\beta_4|) &= 120^\circ
 \end{aligned} \tag{IV.3}$$

Le problème tel qu'il est posé permet de considérer des variables continues et d'utiliser ainsi un algorithme génétique multi-objectif (*ga* multi-objectif de Matlab®). Le premier objectif est de maximiser l'amplitude de l'harmonique de travail  $A_5$  et le second est de minimiser l'amplitude des autres harmoniques. Grâce aux propriétés du bobinage, les amplitudes des harmoniques pairs sont nulles et donc aucune contrainte à rajouter n'est nécessaire. Le problème d'optimisation se définit alors comme suit :

$$\left. \begin{aligned}
 f_1(x) &= \min_x (-A_5) \\
 f_2(x) &= \min_x \left( \sqrt{\sum_h A_h^2} \right), h \in [1, 100] \setminus \{5\} \\
 x &= [\beta_1, \beta_2, \beta_3]
 \end{aligned} \right\} \text{Objectifs} \tag{IV.4}$$

$$\left. \begin{aligned}
 0 < \beta_i < 20^\circ, i \in \{1, 2\} \\
 -20^\circ < \beta_i < 0^\circ, i \in \{3\}
 \end{aligned} \right\} \text{Variables}$$

Pour ce qui est des deux autres bobinages, 18s10p et 24s10p, le même problème d'optimisation est posé, mais avec un nombre différent de variables. Le bobinage 18s10p étant composé de 6 bobines par phase, le système d'équations (IV.5) permet de définir le bobinage complet. Les 5 variables d'optimisation sont alors  $\beta_1, \beta_2, \beta_3, \beta_4$  et  $\beta_5$ .

$$\begin{aligned}
 \psi_1 &= 0^\circ \\
 \psi_2 &= |\beta_1| + |\beta_2| + 2|\beta_6| \\
 \psi_3 &= \psi_2 + |\beta_2| + |\beta_3| + 2|\beta_4| \\
 \psi_4 &= 120^\circ + |\beta_1| + 2|\beta_2| + |\beta_4| + 2|\beta_6| \\
 \psi_5 &= \psi_4 + 2|\beta_3| + |\beta_4| + |\beta_5| \\
 \psi_6 &= \psi_5 + 2|\beta_1| + |\beta_5| + |\beta_6| \\
 2(|\beta_1| + |\beta_2| + |\beta_3| + |\beta_4| + |\beta_5| + |\beta_6|) &= 120^\circ
 \end{aligned} \tag{IV.5}$$

De même, le bobinage 24s10p étant composé de 8 bobines par phase, le système d'équations (IV.6) permet de définir le bobinage complet et ainsi seules  $\beta_1, \beta_2, \beta_3, \beta_4, \beta_5, \beta_6$  et  $\beta_7$  constituent les 7 variables de l'optimisation.

$$\begin{aligned}
 \psi_1 &= 0^\circ \\
 \psi_2 &= 120^\circ - |\beta_1| - |\beta_2| - 2|\beta_3| - 2|\beta_8| \\
 \psi_3 &= 120^\circ - |\beta_1| - |\beta_3| \\
 \psi_4 &= 120^\circ + |\beta_1| + |\beta_4| + 2|\beta_6| \\
 \psi_5 &= \psi_4 + |\beta_4| + |\beta_5| + 2|\beta_7| \\
 \psi_6 &= \psi_5 + 2|\beta_1| + 2|\beta_2| + 2|\beta_3| + |\beta_6| + 2|\beta_8| \\
 \psi_7 &= \psi_6 + 2|\beta_4| + |\beta_6| + |\beta_7| \\
 \psi_8 &= \psi_1 - |\beta_1| - 2|\beta_3| - |\beta_8| \\
 2(|\beta_1| + |\beta_2| + |\beta_3| + |\beta_4| + |\beta_5| + |\beta_6| + |\beta_7| + |\beta_8|) &= 120^\circ
 \end{aligned} \tag{IV.6}$$

#### I.2.d.ii. Conception optimale des bobinages à pas dentaire non-régulier

Dans le cas du bobinage 12s10p, les résultats de l'optimisation montrent qu'il n'y a pas de meilleure solution que la structure classique du bobinage telle que nous la connaissons. Cela signifie que pour cette structure à 4 bobines par phase, le pas dentaire régulier permet d'obtenir le contenu harmonique le moins riche possible.

En revanche, il en est tout autrement pour les deux autres bobinages. Les résultats de l'optimisation pour le bobinage 18s10p, donnés Figure IV-23, montrent un front de Pareto (Figure IV-23.a) avec un certain nombre de solutions qui, au regard de l'échelle des axes, peuvent être considérées comme étant une solution unique. Ce nombre élevé de résultats proches les uns des autres s'explique par le choix de variables continues. Les résultats du front de Pareto comparés à la solution classique (Figure IV-23.b) montrent une augmentation d'environ 1,2 % sur l'amplitude de l'harmonique  $A_5$  conjuguée à une diminution de 3,2 % sur l'amplitude des autres harmoniques.

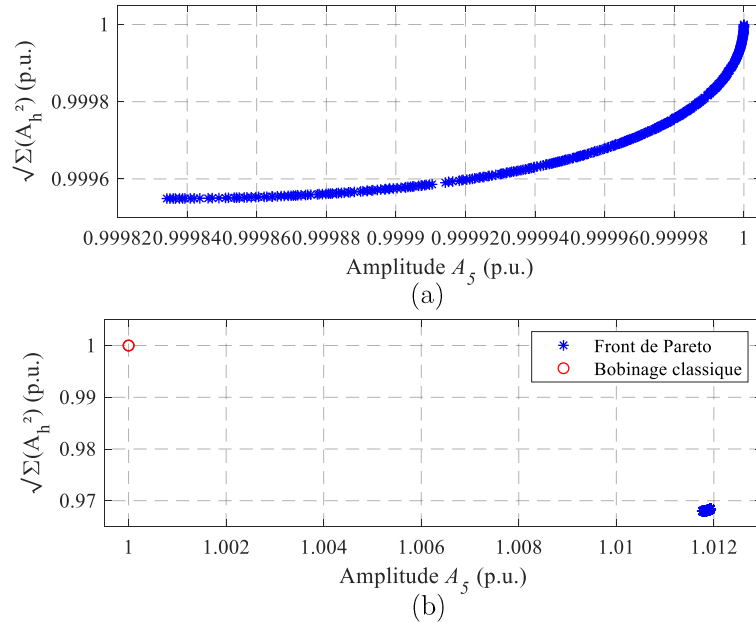


Figure IV-23 : Résultats de l'optimisation multi-objectif du bobinage 18s10p, (a) front de Pareto seul, (b) comparaison avec le bobinage classique

La comparaison entre le contenu harmonique spatial de la FMM du bobinage classique et une solution du front de Pareto est présentée Figure IV-24. Nous pouvons y discerner la légère augmentation de 1,2 % pour l'amplitude de  $A_5$ . Cependant, pour ce qui est des autres harmoniques, certains ont des amplitudes qui diminuent ( $A_1$ ,  $A_{13}$  et  $A_{23}$ ) voire s'annulent quasiment ( $A_{11}$ ) tandis que d'autres augmentent ( $A_7$ ,  $A_{17}$ ,  $A_{19}$  et  $A_{25}$ ). Le second objectif de diminuer l'amplitude des 100 premiers harmoniques spatiaux explique cet effet disparate sur les amplitudes. Ce type de résultat était toutefois prévisible du fait qu'il est impossible de réduire l'ensemble des harmoniques spatiaux en même temps. En effet, comme expliqué dans la partie I.1 de ce chapitre, la périodicité spatiale étant différente entre chaque harmonique, la diminution de l'amplitude d'un harmonique peut entraîner l'augmentation de celle d'un autre et vice et versa. Un compromis doit donc être trouvé afin de réduire au mieux l'amplitude des harmoniques, compromis obtenu par optimisation selon certains critères dans nos travaux. La Figure IV-25 illustrant la répartition spatiale du bobinage optimisé montre un pas dentaire non régulier mais avec une certaine périodicité spatiale,  $18^\circ - 18^\circ - 24^\circ$ .

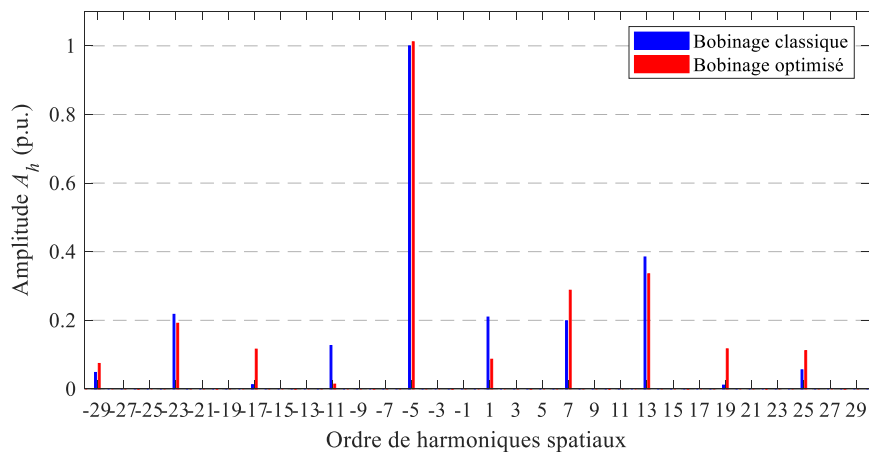


Figure IV-24 : Contenu harmonique spatial de la FMM du bobinage 18s10p optimisé

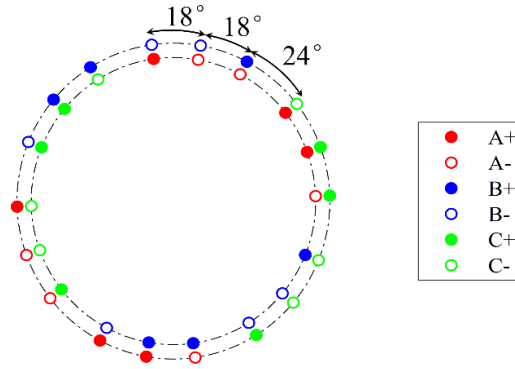


Figure IV-25 : Bobinage 18s10p optimisé avec un pas dentaire non régulier

La Figure IV-26.a montre le front de Pareto des solutions relatives à l'optimisation du bobinage 24s10p. Là aussi l'échelle des axes permet d'assimiler l'ensemble des solutions à une seule. La comparaison du front de Pareto avec le bobinage classique (Figure IV-26.b) montre une augmentation d'environ 1,5 % sur l'amplitude de l'harmonique de travail et une diminution de 6,3 % sur l'ensemble des autres harmoniques. La Figure IV-27 compare le contenu harmonique de la FMM du bobinage classique à celui d'une solution choisie sur le front de Pareto. Tout comme pour le bobinage précédent 18s10p, les amplitudes de certains harmoniques sont réduites ( $A_1$ ,  $A_{11}$ ,  $A_{19}$  et  $A_{29}$ ) alors que d'autres voient leurs amplitudes augmentées ( $A_7$ ,  $A_{13}$ ,  $A_{17}$ ,  $A_{25}$  et  $A_{29}$ ). La répartition spatiale des bobines illustrée à la Figure IV-28 montre un pas dentaire non régulier avec une périodicité spatiale,  $12^\circ - 12^\circ - 18^\circ - 18^\circ$ .

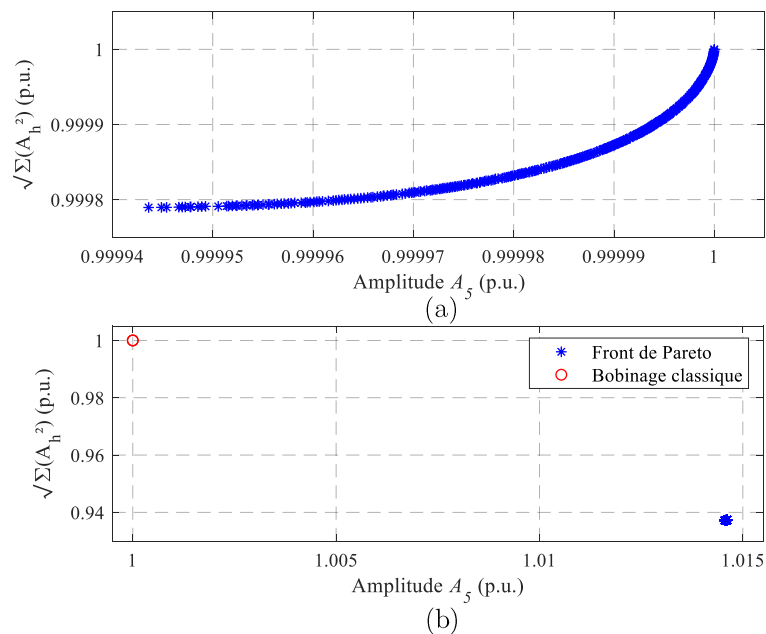


Figure IV-26 : Résultats de l'optimisation multi-objectif du bobinage 24s10p, (a) front de Pareto seul, (b) comparaison avec le bobinage classique

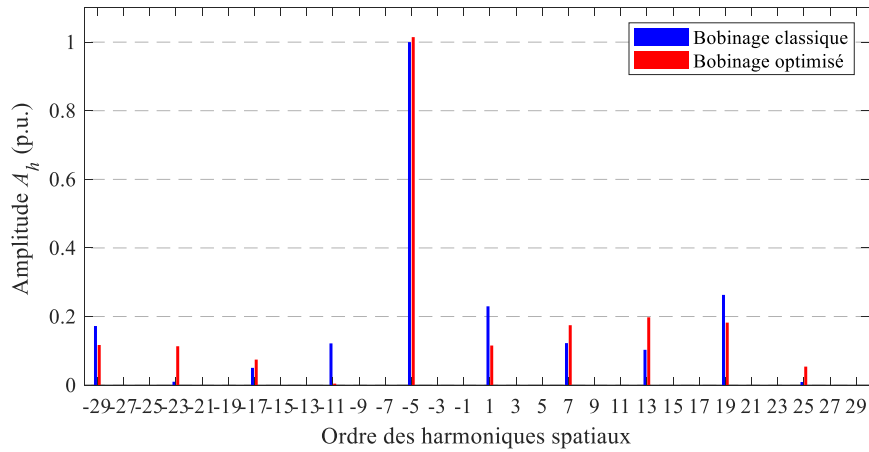


Figure IV-27 : Contenu harmonique spatial de la FMM du bobinage 24s10p optimisé

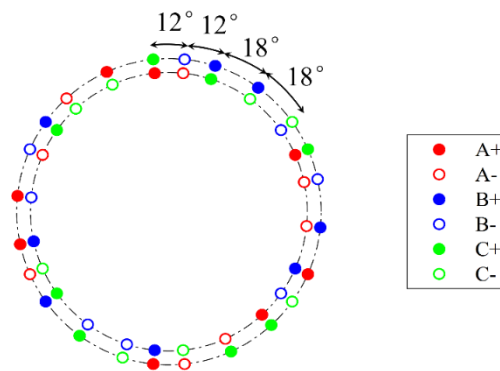


Figure IV-28 : Bobinage 24s10p optimisé avec un pas dentaire non régulier

### I.2.d.iii. Conclusion

Cette deuxième méthode d'optimisation a montré qu'un pas dentaire non régulier du bobinage permet de réduire le contenu harmonique spatial de la FMM et d'augmenter légèrement l'amplitude de l'harmonique de travail. Bien que l'amplitude globale des harmoniques soit réduite, cela n'est pas effectué d'une manière homogène. Certains sont réduits voir largement réduits alors que d'autres peuvent croître par rapport au bobinage classique. Si l'amplitude de certains harmoniques est vraiment problématique, il faut alors adapter le problème d'optimisation pour mieux cibler les rangs des harmoniques à atténuer.

## I.3. Conclusion sur la recherche de nouvelles structures de bobinages statoriques dentaires

L'outil analytique « WIDGET » développé, qui se base sur un motif élémentaire de bobinage dont la décomposition en série de Fourier est connue, permet donc de définir un ensemble de problèmes d'optimisation pour aboutir à un bobinage donné (multicouche, pas dentaire régulier, nombre de spires différent par bobine ...) respectant les contraintes liées à l'application visée.



Deux problèmes d'optimisation permettant d'obtenir un contenu harmonique spatial réduit de la FMM d'un bobinage ont été abordés. Le premier problème permet d'obtenir un bobinage multicouche avec des encoches à nombre différent de bobines. Cette approche a permis de réduire principalement l'harmonique de rang 1 ou 7 tout en gardant un niveau similaire pour les autres harmoniques, mais en impactant de façon significative le coefficient de bobinage. Le bobinage multicouche permet alors d'agir sur l'amplitude de certains harmoniques sans modifier celle des autres.

Le deuxième problème permet d'obtenir des bobinages à pas dentaire non-régulier. Les fronts de Pareto obtenus dans ce cadre n'ont pas montré de réel compromis, mais seulement une unique solution qui permet de réduire le contenu harmonique spatial tout en augmentant légèrement l'amplitude de l'harmonique de travail.

Les deux méthodes présentent donc chacune des résultats intéressants dans le cadre des problèmes d'optimisation tels qu'ils ont été définis à savoir minimiser globalement les 100 premiers harmoniques spatiaux et maximiser l'harmonique de travail. L'outil « WIDGET » permettant de designer n'importe quel bobinage et disposant de plusieurs sorties, il est possible de définir tout type de problème selon les contraintes et l'application souhaitée et ainsi aboutir à de nouvelles structures de bobinages.

Cette partie s'est focalisée sur la conception optimale de bobinage d'induit avec un contenu harmonique spatial réduit. Cela concerne uniquement l'armature statorique. La conversion électromagnétique étant due à l'interaction des champs créés par les deux armatures, le modèle analytique paramétrique développé est utilisé dans la seconde partie pour concevoir une MAS à cage d'écureuil et bobinage statorique dentaire garantissant de bonnes performances.

## II. Optimisation des performances d'une machine asynchrone à bobinage dentaire par le biais de sa structure rotorique

Dans la première partie de ce chapitre, il a été montré qu'il était possible d'optimiser le contenu harmonique spatial de la FMM statorique d'un bobinage dentaire. L'outil « ATOSCIM » développé va être exploité pour déterminer la structure du rotor associé aux bobinages statoriques étudiés et optimisés afin d'améliorer les performances de la machine en termes de couple moyen et de son ondulation. Le nombre de barres ainsi que leur position au sein de la cage constitueront les deux variables d'investigation. En effet, nous avons vu qu'un pas dentaire non régulier permettait de réduire le contenu harmonique spatial de la FMM statorique. Il serait, par conséquent, intéressant d'analyser des configurations avec des barres non équidistantes pour quantifier leurs impacts sur les harmoniques spatiaux et les performances des MAS à bobinage dentaire

### II.1. Structure du rotor

La Figure IV-29 présente la structure générique choisie du rotor. Elle est composée de barres "incurvées" afin de garder une couronne ferromagnétique de même épaisseur entre la barre et le rayon extérieur du rotor sur toute la largeur de la barre, épaisseur qui correspond à la hauteur de l'isthme. Un coefficient de 0,5 entre le fer et l'encoche rotorique a été choisi pour garder la même surface de fer rotorique offerte au passage du flux comme le montre la Figure IV-29 avec le pas dentaire rotorique  $T_{d-rotor}$ . Enfin, quel que soit le nombre de barres rotoriques, la section de cuivre totale des barres  $S_{cuivre-tot}$ , est gardée identique dans le but de comparer les différentes structures rotoriques. Les paramètres géométriques des barres sont présentés dans le Tableau IV-1 et la relation (IV.7) donne l'expression de la section de cuivre totale des barres  $S_{cuivre-tot}$ .

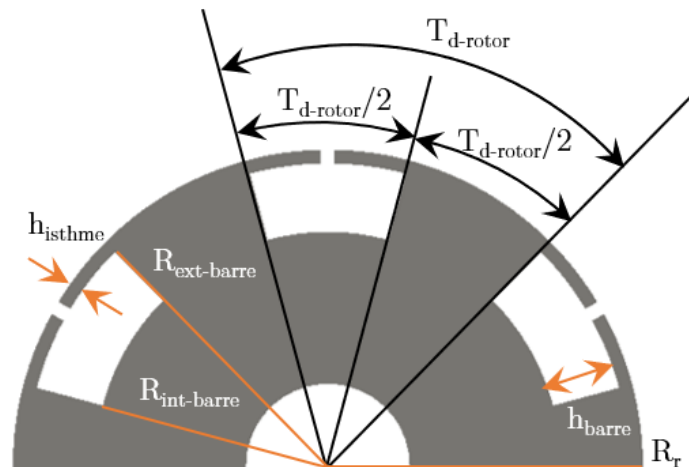


Figure IV-29 : Structure du rotor

$$S_{\text{cuivre-tot}} = \frac{\pi \left( R_{\text{ext-barre}}^2 - R_{\text{int-barre}}^2 \right)}{2} \quad (\text{IV.7})$$

<b>Paramètres des barres rotoriques</b>	
$l_{\text{isthme}}$	2 mm
$l_{\text{barre}}$	$\frac{2\pi R_{\text{int-barre}}}{2N_r}$ avec $R_{\text{int-barre}} = R_r - h_{\text{isthme}} - h_{\text{barre}}$
$h_{\text{isthme}}$	2 mm
$h_{\text{barre}}$	10 mm
$R_r$	46,1 mm

Tableau IV-1 : Paramètres des barres rotoriques

## II.2. Performances d'une MAS avec un bobinage statorique 12s10p

Dans cette partie, le bobinage statorique 12s10p classique est considéré. L'objectif est de déterminer, dans un premier temps, le nombre de barres permettant d'obtenir les meilleures performances en termes de couple (valeur moyenne et ondulation) avec ce bobinage. Ensuite, avec un nombre de barres fixé, nous optimiserons les performances de la MAS en agissant sur la position de chacune des barres. Le Tableau IV-2 donne les principales dimensions de la machine étudiée avec comme inconnue le nombre de barres.

<b>MAS 12s10pXXbarres</b>	
$m$	3
$N_s$	12
$2p$	10
$n_s$	15 spires / bobine
$N_r$	Inconnu
$e$	0.35 mm
$D_{\text{alésage}}$	93 mm
$L_{\text{active}}$	150 mm

Tableau IV-2 : Paramètres de la machine MAS 12s10pXXbarres

### II.2.a. Performances d'une MAS 12s10p au travers de son nombre de barres

Le glissement des machines asynchrones se situe en général entre 3 et 10 % et est propre à chaque machine. Evaluer l'effet du nombre de barres sur un seul point de fonctionnement n'est donc pas pertinent. Par conséquent, différentes vitesses de rotation et donc de glissements, sont considérées. Le but est d'étudier l'influence de la vitesse sur le choix du nombre de barres constituant la cage d'écureuil. La fréquence des courants d'alimentation est fixée à 50 Hz induisant une vitesse de synchronisme de 600 tr/min. Le nombre de barres investigué est limité à 60 barres pour éviter d'aboutir à des barres trop fines. Pour chacune des 4 vitesses de test choisies, les performances de la machine sont calculées pour un nombre de barres variant de 3 à 60 barres. L'outil « ATOSCIM » permet d'effectuer la globalité de l'évaluation en 3h environ.

II.2.a.i. Performances à  $g = 3\%$  (582 tr/min)

Dans un premier temps, un glissement de 3 % est considéré, soit une vitesse de rotation de 582 tr/min. La Figure IV-30 montre l'évolution du couple moyen de la machine en fonction du nombre de barres considéré. Il est très faible pour un faible nombre de barres et même nul pour 5 barres. Ceci est normal car le flux issu de l'harmonique de travail  $A_5$  capté entre deux barres est à valeur moyenne nulle et ne peut donc pas créer de couple. La valeur moyenne croit ensuite à partir de 7 barres pour décroître au-delà de 19. Son maximum, de 16,2 N.m, est atteint pour un nombre de barres compris entre 16 et 19 barres.

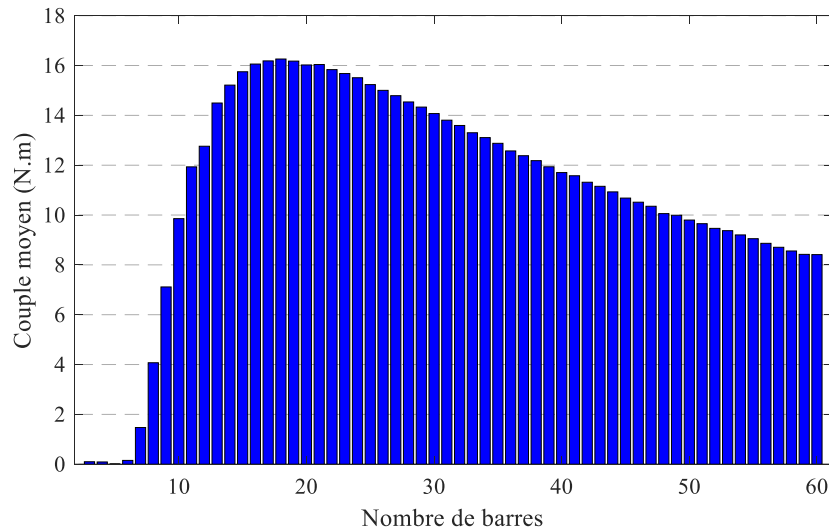


Figure IV-30 : Couple moyen en fonction du nombre de barres MAS 12s10p, bobinage classique,  $g = 3\%$

De manière analogue, la Figure IV-31 présente l'évolution de l'ondulation de couple en fonction du nombre de barres. Cette dernière est très élevée pour un faible nombre de barres. Même si elle s'atténue pour les nombres de barres plus élevés, les résultats restent disparates avec en général des ondulations plus fortes dans le cas d'un nombre de barres pair. A partir de ces résultats, il est difficile de tirer des règles ou conclusions quant au choix du nombre de barres. Une approche consiste alors à analyser l'ondulation en fonction du couple moyen pour chaque nombre de barres (Figure IV-32). Les solutions sont représentées par des marqueurs bleus et le front de Pareto par un trait rouge. Sur la Figure IV-32.b, nous pouvons remarquer qu'il est possible de délimiter approximativement des zones de résultats par dizaine de barres, en rouge les nombres de barres de 50 à 60 barres, en vert de 40 à 50 barres, en violet de 30 à 40 barres, en orange de 20 à 30 barres et enfin en bleu de 10 à 20 barres. Le front de Pareto, qui se situe dans cette dernière zone montre que 17, 18 et 19 barres sont les nombres de barres permettant de maximiser le couple tout en minimisant l'ondulation de couple pour le bobinage 12s10 classique avec un glissement de 3 %.

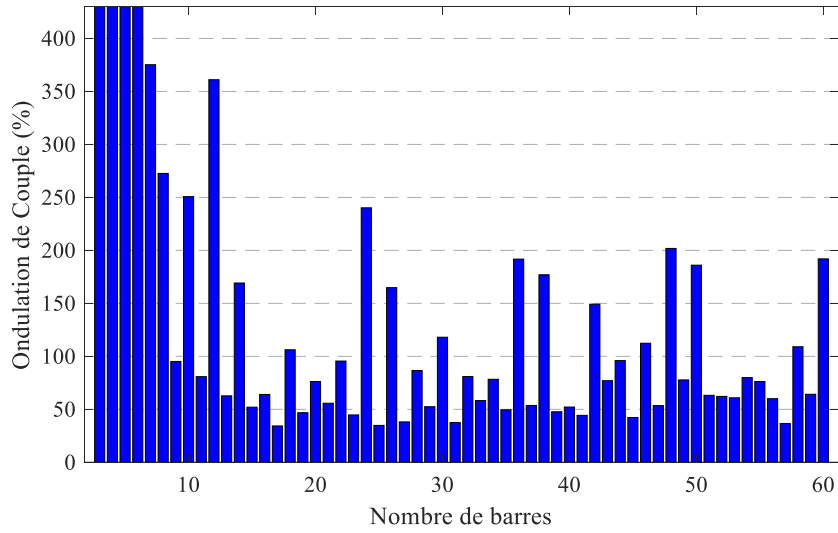


Figure IV-31 : Ondulation de couple en fonction du nombre de barre MAS 12s10p, bobinage classique,  $g = 3\%$

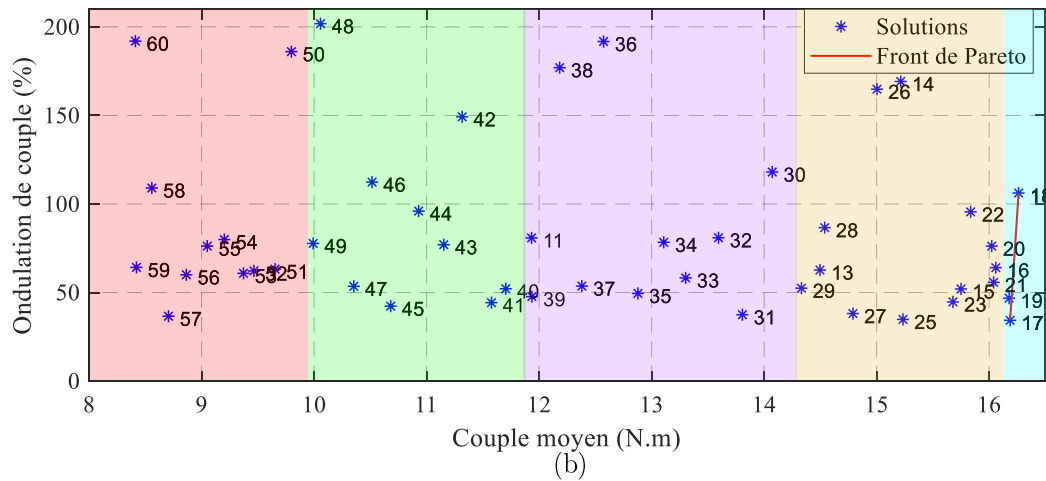
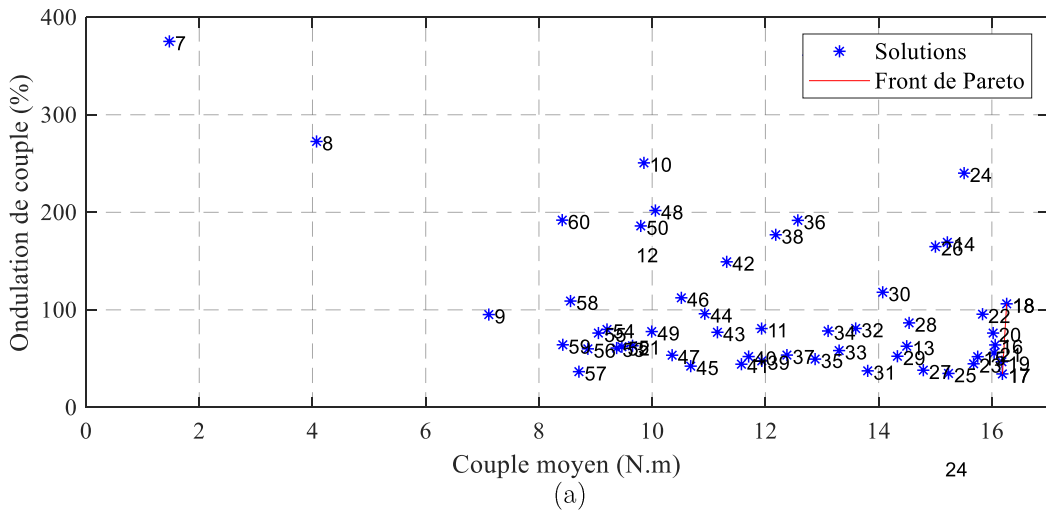


Figure IV-32 : Couple moyen en fonction de l'ondulation de couple suivant le nombre de barres MAS 12s10p, bobinage classique,  $g = 3\%$ , (a) toutes les solutions, (b) zoom

II.2.a.ii. Performances à  $g = 4 \%$  (576 tr/min)

La seconde vitesse de rotation considérée est de 576 tr/min, soit un glissement de 4 %. Les évolutions de la valeur moyenne du couple et de son l'ondulation en fonction du nombre de barres sont données à l'Annexe D. Cette annexe inclut également les résultats pour les deux cas suivants. La Figure IV-33 présente quant à elle l'ondulation du couple en fonction de sa valeur moyenne pour les différents nombres de barres considérés. Là aussi, il est possible d'effectuer la même démarche de classement par dizaines de nombres de barres et tracer le front de Pareto. Pour le glissement de 4 %, 17, 19, 21, 23 et 25 barres constituent les nombres de barres permettant de maximiser le couple tout en minimisant son ondulation.

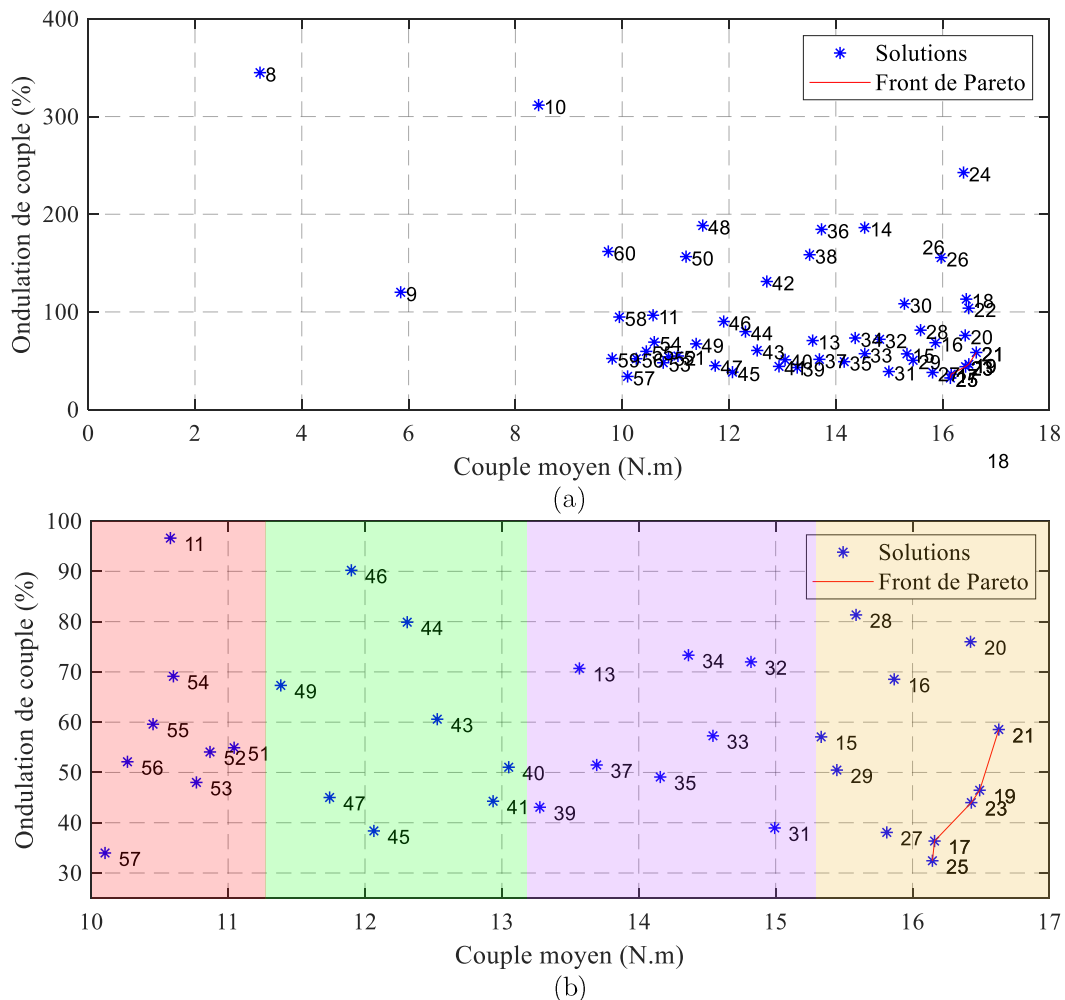


Figure IV-33 : Couple moyen en fonction de l'ondulation de couple suivant le nombre de barres MAS 12s10p, bobinage classique,  $g = 4\%$ , (a) toutes les solutions, (b) zoom

II.2.a.iii. Performances à  $g = 5 \%$  (570 tr/min)

Pour une vitesse de rotation de 570 tr/min, et donc un glissement de 5 %, l'ondulation du couple en fonction de sa valeur moyenne pour les différents nombres de barres considérés est montrée à la Figure IV-34. Le front de Pareto est constitué cette fois-ci des solutions avec 21, 23, 24 et 25 barres mais seules 21, 23 et 25 barres semblent être un bon compromis pour maximiser le couple tout en minimisant son ondulation à un glissement de 5 %.

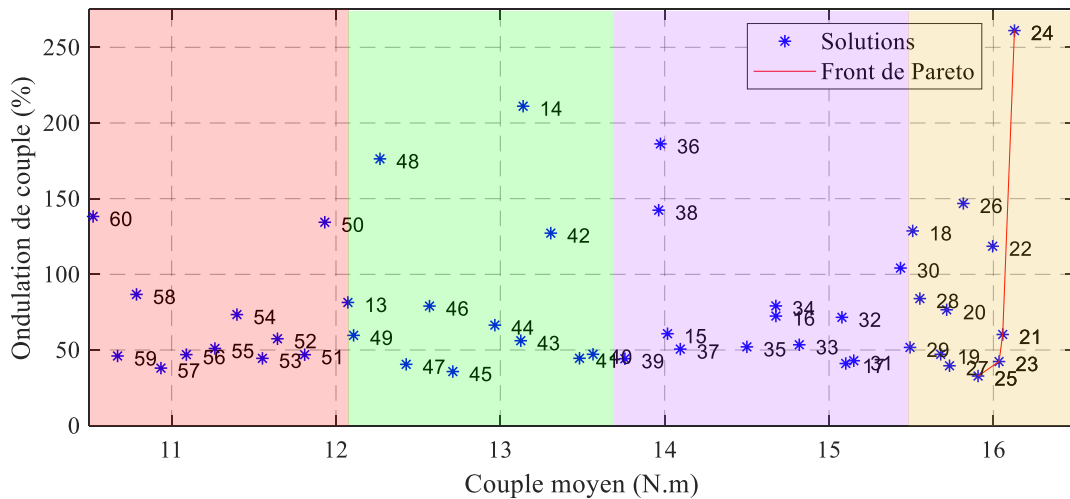


Figure IV-34 : Couple moyen en fonction de l'ondulation de couple suivant le nombre de barres MAS 12s10p, bobinage classique,  $g = 5\%$

II.2.a.iv. Performances à  $g = 7\%$  (558 tr/min)

Enfin, dans le cas d'un glissement de 7% (558 tr/min) la Figure IV-35 présente l'évolution de l'ondulation du couple en fonction de sa valeur moyenne. Contrairement aux cas précédents, le front de Pareto formé des solutions 23, 24, 25, 45 et 57 barres concerne l'ensemble des solutions. Toutefois, seules 23 et 25 barres semblent être un bon compromis pour maximiser le couple tout en minimisant son ondulation pour la vitesse considérée.

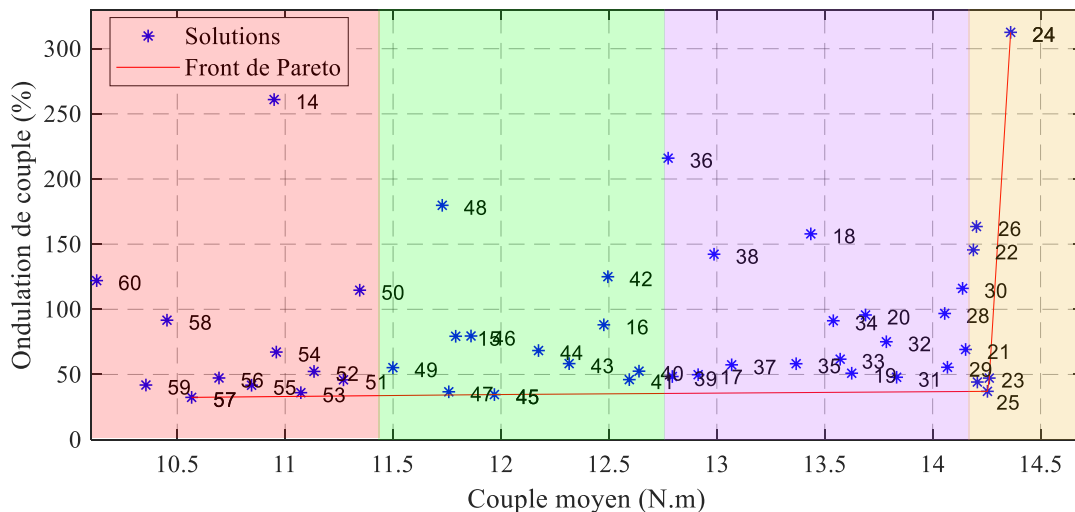


Figure IV-35 : Couple moyen en fonction de l'ondulation de couple suivant le nombre de barres MAS 12s10p, bobinage classique,  $g = 7\%$

II.2.a.v. Synthèse des résultats obtenus selon le glissement considéré de la machine

Le Tableau IV-3 fait la synthèse des nombres de barres appartenant au front de Pareto suivant le glissement considéré de la machine. Ce nombre diffère pour chacun des glissements, mais la majorité se situe tout de même entre 17 et 25 barres. Par ailleurs, plus le glissement est important et plus le nombre de barres adéquat est élevé. Il est donc difficile de définir un nombre

de barres optimal pour toutes les vitesses. Néanmoins, au regard des fronts de Pareto et du tableau de synthèse, 23 barres semble être un bon compromis. Ce nombre de barres sera donc choisi dans ce qui suit.

<i>Nombres de barres appartenant au front de Pareto</i>	
$g = 3 \%$	17, 18, 19
$g = 4 \%$	17, 19, 21, 23, 25
$g = 5 \%$	21, 23, 24, 25
$g = 7 \%$	23, 24, 25, 45, 57

Tableau IV-3 : Synthèse des nombres de barres appartenant au front de Pareto pour chacun des glissements considérés

## II.2.b. Optimisation des performances via la position des barres rotoriques

### II.2.b.i. Définition du problème

Les différents calculs effectués précédemment l'ont été dans le cas d'un pas dentaire rotorique régulier. Dans cette partie, nous essayons de déterminer la position des barres rotoriques de la MAS qui permet d'améliorer ses performances en termes de valeur moyenne et d'ondulation de couple. Pour cela, le processus d'optimisation décrit par la Figure IV-36 est utilisé. Il est similaire à celui adopté pour l'optimisation des bobinages statoriques. Nous retrouvons en entrées de la procédure d'optimisation le bobinage statorique (outil analytique « WIDGET ») et tous les paramètres géométriques de la machine tels que les dimensions des encoches statoriques et rotoriques, les différents rayons (rayon d'alésage, rayon extérieur du rotor ...), l'entrefer, .... Les sorties disponibles sont le courant dans les barres, l'induction dans l'entrefer et le couple électromagnétique qui est ici utilisé pour l'optimisation.

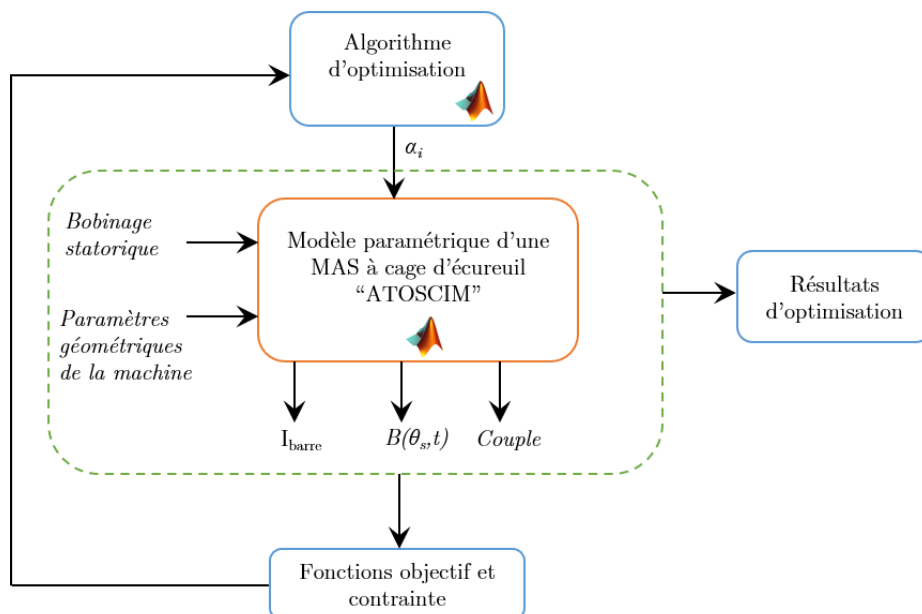


Figure IV-36 : Processus d'optimisation de la position des barres rotoriques



L'objectif de l'optimisation est de maximiser le couple moyen et de minimiser l'ondulation de couple en agissant sur la position spatiale de l'ensemble des barres rotoriques. Un algorithme génétique multi-objectif est utilisé avec comme variables d'optimisation les  $\alpha_i$ , correspondant à l'angle entre la position angulaire  $\theta_{r,i}$  de la barre  $i$  et la position angulaire  $\theta_{r,i-1}$  de la barre  $i-1$ . La Figure IV-37 illustre ces différents angles et l'expression (IV.8) détermine leur relation.

$$\theta_{r,i} = \theta_{r,i-1} + \alpha_i \quad (\text{IV.8})$$

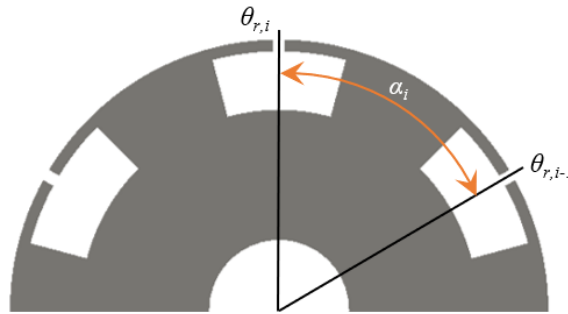


Figure IV-37 : Illustrations des différents angles rotoriques mis en jeu en vue de l'optimisation

Afin de ne pas avoir un chevauchement entre deux barres successives, les angles  $\alpha_i$  doivent respecter la condition de faisabilité suivante :

$$\alpha_i > \frac{\pi}{N_r} \quad (\text{IV.9})$$

Comme indiqué à l'issue de l'étude du nombre de barres ci-dessus, nous avons opté pour 23 barres rotoriques, ce qui implique un angle entre deux barres successives de  $15,65^\circ$  ( $360/23$ ). Avec un coefficient de 0,5 entre le fer et l'encoche rotorique, deux barres peuvent être rapprochées l'une de l'autre jusqu'à un angle minimal de  $7,82^\circ$  ( $360/2 \times 23$ ) pour éviter leur chevauchement. A cette valeur d'angle, les barres sont conjointes et la largeur de dent rotorique nulle. Pour éviter cela, un coefficient de "sécurité" est appliqué tel que l'angle minimal ne soit pas inférieur à  $9^\circ$ . Cet angle correspond donc à la borne inférieure des variables  $\alpha_i$ . Un angle supérieur à celui où les barres sont équidistantes ( $15,65^\circ$ ) est également fixé, à savoir  $25^\circ$ , cet angle constitue alors la borne supérieure des variables de l'optimisation. Enfin, une contrainte doit être ajoutée pour l'angle entre la dernière et la première barre afin de respecter le critère de faisabilité. Cet angle doit lui aussi être supérieur à  $7,82^\circ$ , mais nous lui imposons d'être supérieur à  $9^\circ$  pour les mêmes raisons que celles données précédemment. Le problème d'optimisation est alors décrit par (IV.10).

$$\left. \begin{array}{l} f_1(x) = \min_x (-\Gamma_{\text{moyen}}) \\ f_2(x) = \min_x (\Gamma_{\text{ondulation}}) \\ x = [\alpha_1, \dots, \alpha_i] \end{array} \right\} \text{Objectifs}$$

$$9^\circ < \alpha_i < 25^\circ \quad \left. \vphantom{\begin{array}{l} f_1(x) \\ f_2(x) \\ x \end{array}} \right\} \text{Variables} \quad (\text{IV.10})$$

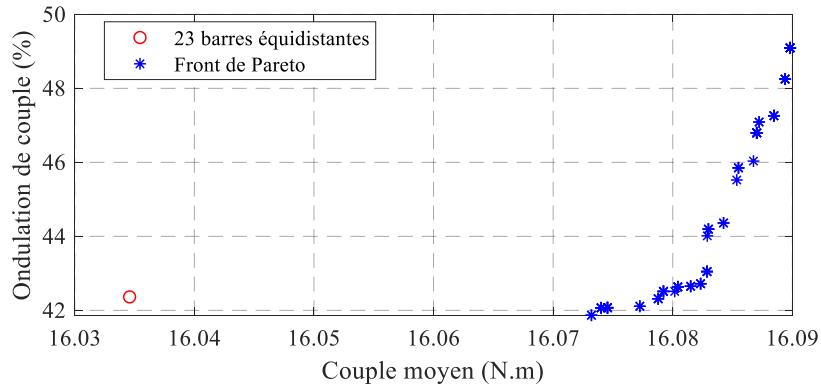
$$(360 + \theta_{r,1}) - \theta_{r,23} > 9^\circ \quad \left. \vphantom{\begin{array}{l} f_1(x) \\ f_2(x) \\ x \end{array}} \right\} \text{Contrainte}$$

## II.2.b.ii. Optimisation de la structure rotorique

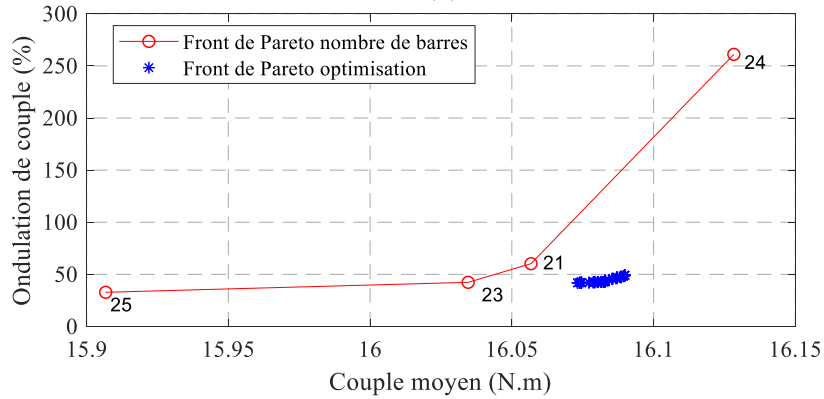
À la suite des résultats obtenus dans la section précédente, le point de fonctionnement relatif à un glissement de 5%, soit une vitesse de rotation de 570 tr/min, a été retenu pour effectuer l'optimisation.

Cette dernière est menée sur une population de 200 machines avec un nombre de générations de 100, ce qui représente l'évaluation de 20 000 machines qui a été effectuée en 1 semaine environ. La Figure IV-38 présente le résultat de l'optimisation avec, dans le cas de la Figure IV-38.a le front de Pareto obtenu avec l'optimisation (en bleu) comparé à la solution obtenue lorsque les 23 barres rotoriques sont équidistantes (en rouge). Toutes les solutions obtenues permettent d'améliorer très légèrement le couple moyen (entre 0,25% et 0,4%) tandis que seules quelques solutions permettent de réduire son ondulation. La Figure IV-38.b présente le même front de Pareto (en bleu) comparé au front de Pareto obtenu avec le changement du nombre de barres dans le cas de barres équidistantes (en rouge). Le front obtenu par optimisation domine celui du changement du nombre de barres. Malgré une amélioration très peu significative des performances de la MAS, cette comparaison montre tout de même l'intérêt de l'étude d'un pas dentaire rotorique non constant (barres non équidistantes).

La solution du front de Pareto permettant d'obtenir une ondulation minimale du couple est choisie et une vue en transversale de la MAS est présentée Figure IV-39. Sur cette vue, le bobinage classique est à pas dentaire statorique régulier et le pas dentaire rotorique est non régulier. Le Tableau IV-4 présente les pas dentaires rotorique entre deux barres successives. La première valeur correspond au pas dentaire entre les barres 1 et 2, la seconde entre les barres 2 et 3 et ainsi de suite. Contrairement à ce qui a été observé pour les optimisations des bobinages dentaires, il est difficile d'en extraire une périodicité. Chaque pas dentaire rotorique entre deux barres successives est différent. Par ailleurs, nous notons que la solution aboutit à des angles entre deux barres successives qui ne sont pas très différents de celui d'un pas dentaire régulier, à savoir  $15,65^\circ$ .



(a)



(b)

Figure IV-38 : Résultats de l'optimisation de la MAS 12s10p23barres bobinage classique, (a) comparaison du front de Pareto avec la solution à 23 barres équidistantes, (b) comparaison avec le front de Pareto obtenu avec le changement du nombre de barres au rotor

$T_{d,r}(\circ)$											
<i>1-2</i>	<i>2-3</i>	<i>3-4</i>	<i>4-5</i>	<i>5-6</i>	<i>6-7</i>	<i>7-8</i>	<i>8-9</i>	<i>9-10</i>	<i>10-11</i>	<i>11-12</i>	<i>12-13</i>
15	16,17	16,61	15,12	16,37	17,3	16,12	16,54	16,23	14,94	15,61	15,72
<i>13-14</i>	<i>14-15</i>	<i>15-16</i>	<i>16-17</i>	<i>17-18</i>	<i>18-19</i>	<i>19-20</i>	<i>20-21</i>	<i>21-22</i>	<i>22-23</i>	<i>23-1</i>	
16,1	16,18	15,76	15,52	14,82	14,77	15,69	16,06	16,25	16,64	16,24	

Tableau IV-4 : Pas dentaire rotorique entre deux barres successives MAS 12s10p23barres optimisée

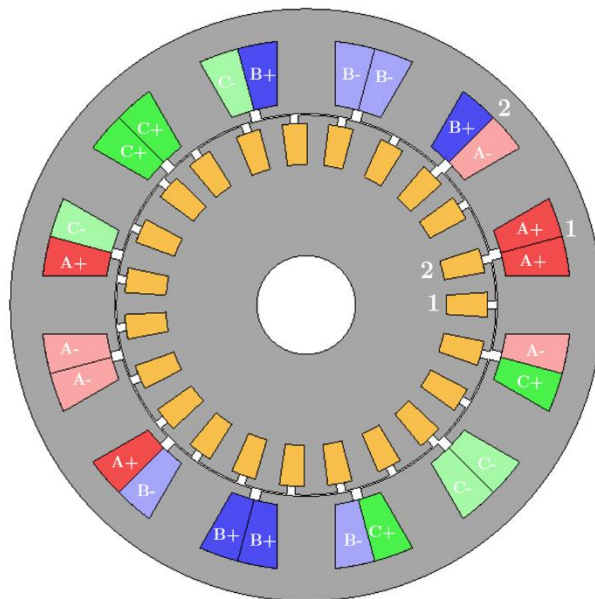


Figure IV-39 : Illustration de la MAS 12s10p23barres bobinage classique et positions des barres rotoriques optimisées

Le bobinage 12s10p étant très riche en harmoniques spatiaux dans sa configuration classique, les résultats de l'optimisation sont peu significatifs avec des barres non équidistantes. L'optimisation du bobinage seul ayant pour but d'obtenir un pas dentaire statorique non constant dans la première partie de ce chapitre n'a pas permis de trouver une meilleure solution que la structure classique du bobinage. Dans la suite, nous appliquons l'approche à un autre bobinage statorique dentaire.

### II.3. Performances d'une MAS avec un bobinage statorique 18s10p

La structure retenue pour la suite est une MAS avec un bobinage statorique 18s10p. La même approche que pour le bobinage 12s10p est appliquée afin de définir la structure rotorique optimale pour ce bobinage, d'abord en déterminant le nombre de barres permettant d'obtenir les meilleures performances en termes de couple (couple moyen et ondulation) puis en recherchant la position optimale des barres. Pour cela, la même structure géométrique statorique que celle étudiée pour la MAS 12s10p précédente est reprise en changeant le bobinage statorique. Dans le but de comparer les performances des MAS pour les deux structures de bobinage statorique différentes, le nombre de spires par bobine a été adapté pour que l'amplitude de l'harmonique de travail de la FMM soit similaire. Le bobinage 12s10p compte 4 bobines par phase et 15 spires par bobine. Le bobinage 18s10p comptant 6 bobines par phase, le nombre de spires par bobine doit être de 13. La Figure IV-40 montre la comparaison du contenu harmonique spatial des deux bobinages. Le Tableau IV-5 présente également les principaux paramètres de la machine 18s10pXXbarres.

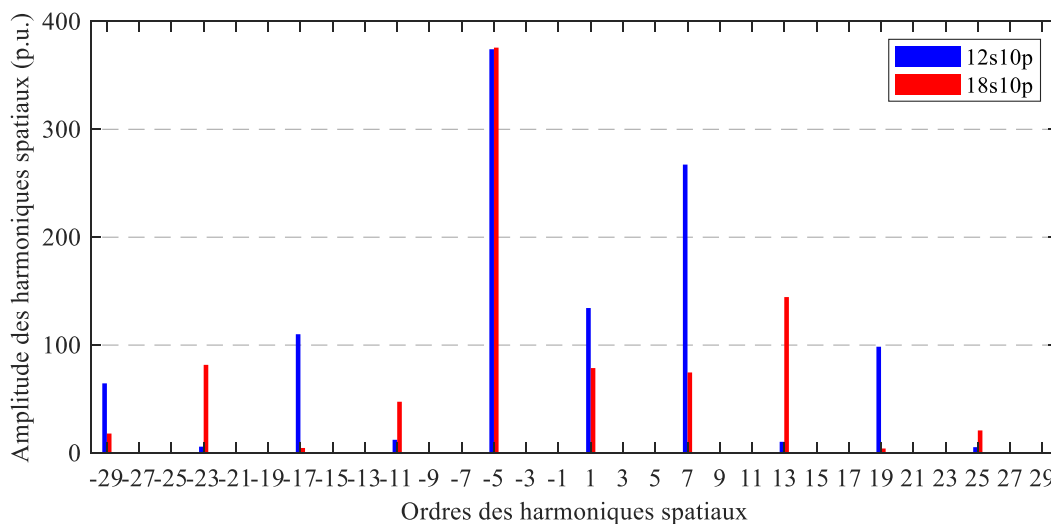


Figure IV-40 : Contenus harmoniques spatiaux des bobinages 12s10p et 18s10p en vue de leur comparaison

<b>MAS 18s10pXXbarres</b>	
$m$	3
$N_s$	18
$2p$	10
$n_s$	13 spires / bobine
$N_r$	Inconnu
$e$	0.35 mm
$D_{alésage}$	93 mm
$L_{active}$	150 mm

Tableau IV-5 : Paramètres de la machine MAS 18s10pXXbarres

### II.3.a. Performances d'une MAS 18s10p au travers de son nombre de barres

Dans un premier temps, les performances de la MAS sont étudiées pour différents nombres de barres à l'aide de l'outil « ATOSCIM » en considérant le bobinage 18s10p dans sa configuration classique. La structure rotorique est identique à celle du bobinage précédent quant à la forme des barres, leurs positions équidistantes et la proportion de fer par rapport à l'encoche rotorique (50 %). Un seul glissement est considéré, le même que celui retenu pour le bobinage 12s10p, à savoir  $g = 5\%$  (570 tr/min). La Figure IV-41 montre le couple moyen en fonction du nombre de barres qui varie entre 3 et 60 barres. Nous observons une allure générale similaire à celle obtenue pour le bobinage précédent. A faible nombre de barres (inférieur à 7 barres) le couple moyen est très faible voir nul. Au-delà de 7 barres, il croit jusqu'à 24 barres excepté pour 18 barres. Ce dernier résultat s'explique par la présence de 18 encoches statoriques qui, combiné aux 18 barres, ne présente pas la meilleure combinaison d'un point de vue variation de réluctance. Enfin, au-delà de 24 barres, la valeur moyenne du couple diminue.

La Figure IV-42 présente l'ondulation de couple en fonction du nombre de barres. Une ondulation de couple très élevée est observée quel que soit le nombre de barres. Il est tout de même noté que les ondulations sont plus élevées pour les nombres pairs de barres. Tout comme pour le bobinage 12s10p, la disparité entre les valeurs des ondulations ne permet pas de déterminer le nombre de barres le plus intéressant.

La Figure IV-43 montre alors l'ondulation de couple en fonction du couple moyen. Les solutions sont représentées par des marqueurs bleus et le front de Pareto par un trait rouge. Les nombres de barres peuvent une nouvelle fois être classés selon leur dizaine. Les solutions présentes sur le front de Pareto sont 17, 21, 23, 24, 25, 43 et 51 barres, similaires à celles pour le bobinage 12s10p. Toutefois, malgré le nombre important de solutions sur le front de Pareto, seules 21, 23 et 25 barres permettent un compromis entre le couple moyen et son ondulation. La seconde étape consiste à optimiser la position des barres afin d'améliorer ces deux grandeurs.

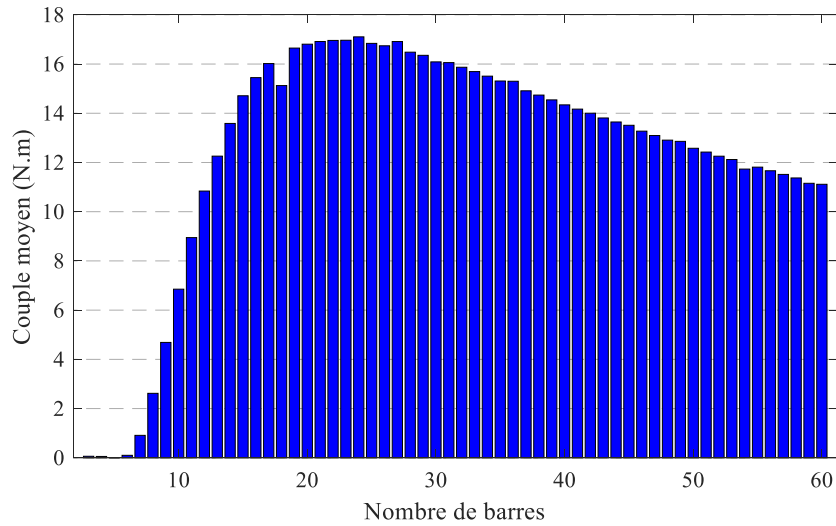


Figure IV-41 : Couple moyen en fonction du nombre de barres MAS 18s10p, bobinage classique

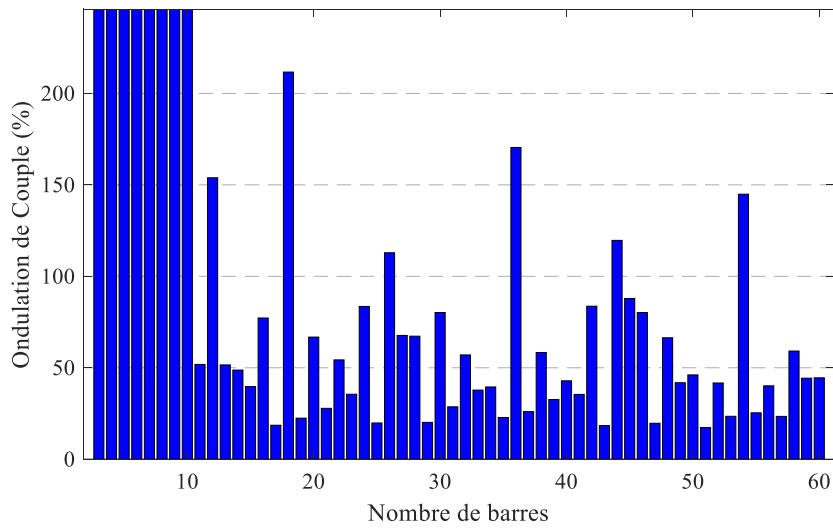


Figure IV-42 : Ondulation de couple en fonction du nombre de barres MAS 18s10p, bobinage classique

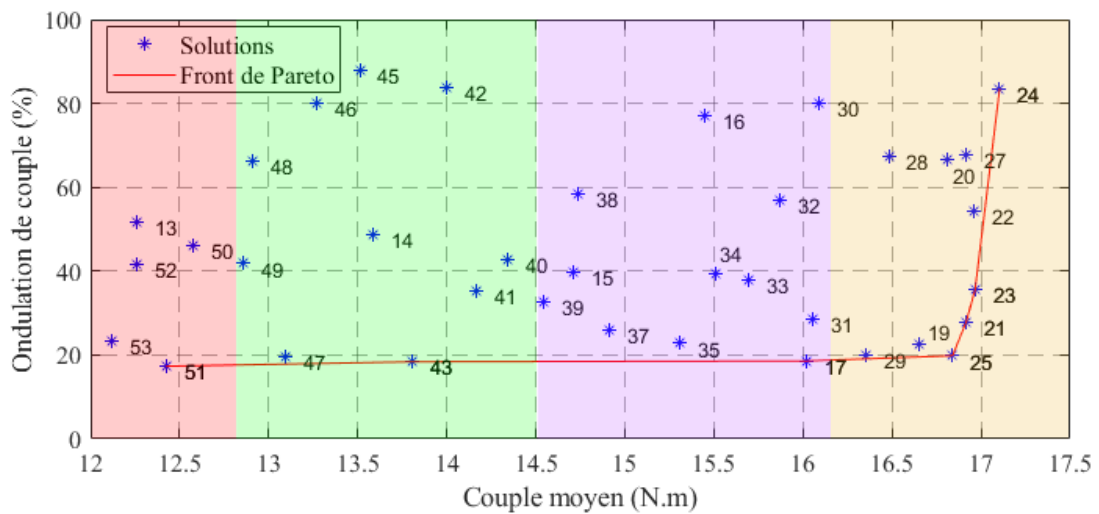


Figure IV-43 : Couple moyen en fonction de l'ondulation de couple suivant le nombre de barres MAS 18s10p, bobinage classique,  $g = 5\%$

## II.3.b. Optimisation des performances via la position des barres rotoriques

Parmi les solutions présentes sur le front de Pareto de la Figure IV-43, nous avons choisi d'appliquer le processus d'optimisation à celles avec **21 et 23 barres**. Ce choix est dicté par le fait que ces deux structures génèrent pratiquement le couple moyen le plus élevé avec un taux d'ondulations relativement limité. Les résultats de l'optimisation dans le cas de la structure à 21 barres sont présentés sur la Figure IV-44. En comparant le front de Pareto (en bleu) à la solution avec des barres équidistantes (en rouge) à la Figure IV-44.a, nous notons une amélioration de la valeur moyenne du couple jusqu'à 1 % et du taux d'ondulation jusqu'à 4 %. Toutes les solutions du processus d'optimisation permettent d'améliorer le couple moyen mais seules quelques-unes permettent de réduire également l'ondulation. La Figure IV-44.b présente le même front de Pareto (en bleu) comparé à celui obtenu avec le changement du nombre de barres (en rouge). Les solutions à barres rotoriques non équidistantes s'avèrent meilleures que celle à 21 et 23 barres équidistantes. Il est alors possible de trouver un meilleur compromis entre la valeur moyenne du couple et son ondulation. À titre d'exemple, le front de Pareto obtenu par optimisation comparé à la solution à 23 barres équidistantes permet de réduire d'environ 7 % l'ondulation de couple à valeur moyenne identique.

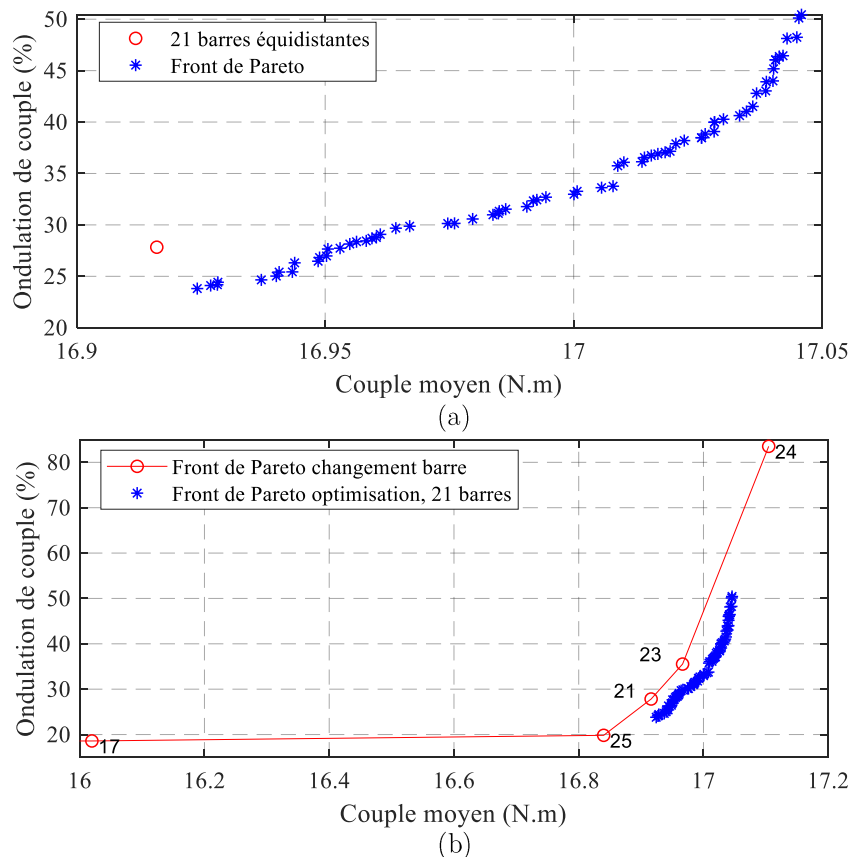


Figure IV-44 : Résultats de l'optimisation de la MAS 18s10p21barres bobinage classique, (a) comparaison du front de Pareto avec la solution à 21 barres équidistantes, (b) comparaison avec le front de Pareto obtenu avec le changement du nombre de barres au rotor

La coupe transversale de la structure à ondulation de couple minimale et valeur moyenne équivalente est présentée à la Figure IV-45 et ses pas dentaires rotoriques sont rapportés dans le Tableau IV-6. Ces derniers sont très proches de ceux d'un pas dentaire régulier classique ( $360^\circ/21 = 17,14^\circ$ ), mais néanmoins différent entre deux barres successives. La faible différence entre un pas dentaire régulier et ceux obtenus par optimisation montre l'influence de la position des barres et la sensibilité sur les performances de la machine.

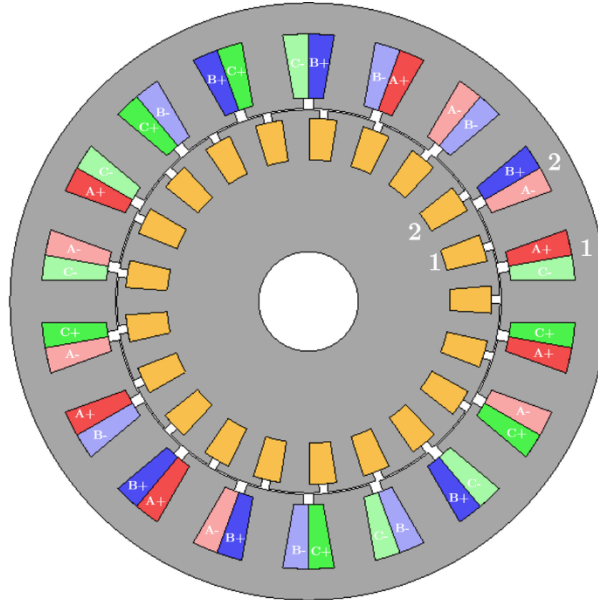


Figure IV-45 : Illustration de la MAS 18s10p21barres, bobinage classique et positions des barres rotoriques optimisées

$T_{d,r}(\circ)$											
1-2	2-3	3-4	4-5	5-6	6-7	7-8	8-9	9-10	10-11	11-12	12-13
17,09	17,13	17,06	17,08	17,17	17,27	17,19	16,86	17,46	17,17	17,09	17,17
13-14	14-15	15-16	16-17	17-18	18-19	19-20	20-21	21-1			
17,05	16,96	17,79	17,23	17,30	17,20	16,98	17,34	16,39			

Tableau IV-6 : Pas dentaire rotorique entre deux barres successives MAS 18s10p21barres optimisée

Dans le cas de la structure à **23 barres rotoriques**, le front de Pareto obtenu par optimisation (en bleu) comparé à la solution avec les barres équidistantes (en rouge) ne présente pas de réelle amélioration au niveau de l'ondulation de couple (Figure IV-46.a). Cette dernière est à minima équivalente à la solution classique. Le couple moyen peut cependant être légèrement amélioré (jusqu'à 1,2 %), mais aux dépens de l'ondulation. La comparaison du front de Pareto aux solutions à barres équidistantes, Figure IV-46.b, montre là encore une amélioration du couple moyen, mais pas sur l'ondulation. La solution classique avec de barres équidistantes semble donc être le meilleur compromis pour 23 barres rotoriques.

Les résultats exposés ci-dessus sont relatifs à la MAS ayant le bobinage 18s10p dans sa structure classique, c'est-à-dire avec un pas dentaire statorique régulier. Or, dans la première partie de ce chapitre, une première optimisation a permis de réduire le contenu harmonique spatial de la FMM et ainsi obtenir **un bobinage 18s10p avec un pas dentaire non régulier**.



Il est donc opportun de définir la structure rotorique optimal pour ce bobinage et comparer les résultats obtenus avec ceux du bobinage classique.

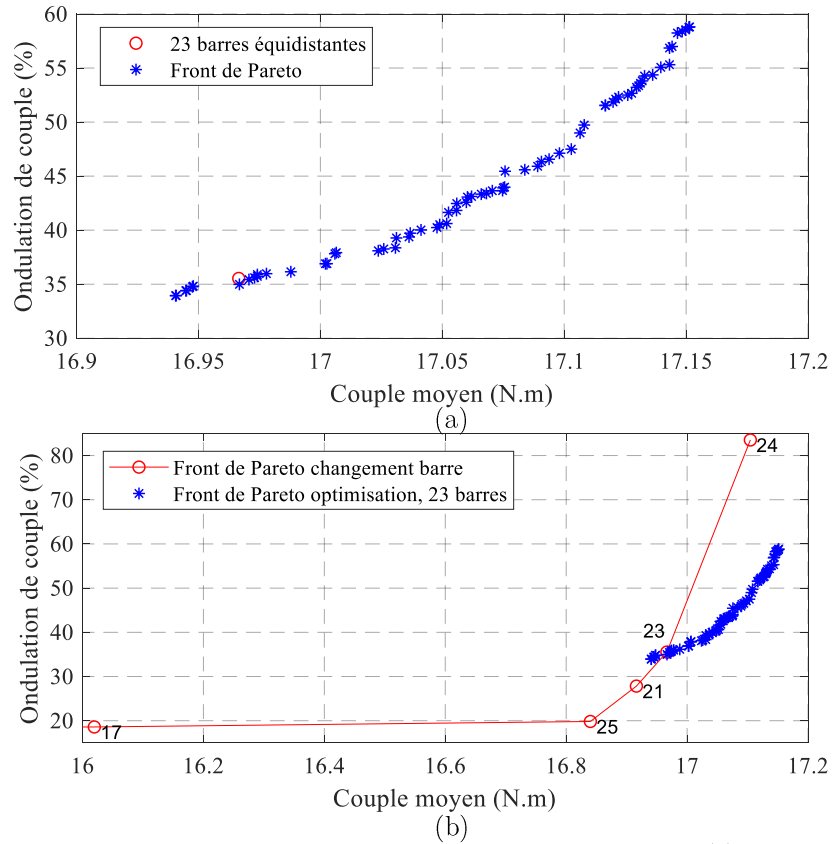


Figure IV-46 : Résultats de l'optimisation de la MAS 18s10p23barres bobinage classique, (a) comparaison du front de Pareto avec la solution à 23 barres équidistantes, (b) comparaison avec le front de Pareto obtenu avec le changement du nombre de barres au rotor

Pour un nombre de barres rotoriques fixé à **23 barres**, les résultats de l'optimisation, dans le cas de barres non équidistantes, sont présentés sur le Figure IV-47. Le front de Pareto (en bleu) comparé à la solution avec des barres équidistantes et le bobinage classique (en rouge) sur la Figure IV-47.a montre une amélioration du couple moyen d'environ 5 %. Comparée aux résultats des optimisations précédentes, cette augmentation du couple est plus significative et s'explique notamment par le contenu harmonique spatial réduit de la FMM statorique. D'une part, l'amplitude de l'harmonique de travail  $A_5$  est très légèrement supérieure (environ 1 %) pour le bobinage optimisé comparé à celui du bobinage classique (voir Figure IV-24). D'autre part, l'amplitude de certains harmoniques d'espaces étant plus faible ( $A_{11}$  et  $A_{13}$  par exemple) les couples freins associés à ces harmoniques sont moins importants et impactent de manière plus atténuée la valeur moyenne du couple. L'ondulation de couple peut quant à elle être réduite jusqu'à 8 %, résultat qui n'avait pas été obtenu pour la même optimisation avec le bobinage classique. Le bobinage statorique optimisé permet donc de réduire l'ondulation de couple.

Une comparaison entre le front de Pareto obtenu par optimisation (en bleu) et celui obtenu en changeant le nombre de barres pour le bobinage classique (en rouge) est proposée sur la Figure IV-47.b. Nous pouvons ainsi voir que la solution présentant le moins d'ondulation de couple (front bleu) peut pratiquement être comparée à celle avec 21 barres équidistantes (front rouge).

Ces deux solutions présentent une ondulation de couple équivalente mais avec un couple moyen supérieur d'environ 4.5 % pour la solution de l'optimisation. Cette MAS, dont une vue transversale est donnée Figure IV-48, montre donc un réel potentiel. Son pas dentaire statorique non régulier, obtenu grâce à l'optimisation du bobinage, est détaillé dans le Tableau IV-7.a. Nous remarquons des espacements significatifs ce qui n'est pas tout à fait le cas pour ceux entre les barres rotoriques comme montré au Tableau IV-7.b. En effet, le pas dentaire entre deux barres successives est différent, mais reste proche de celui du cas des barres équidistantes, à savoir 15,65°.

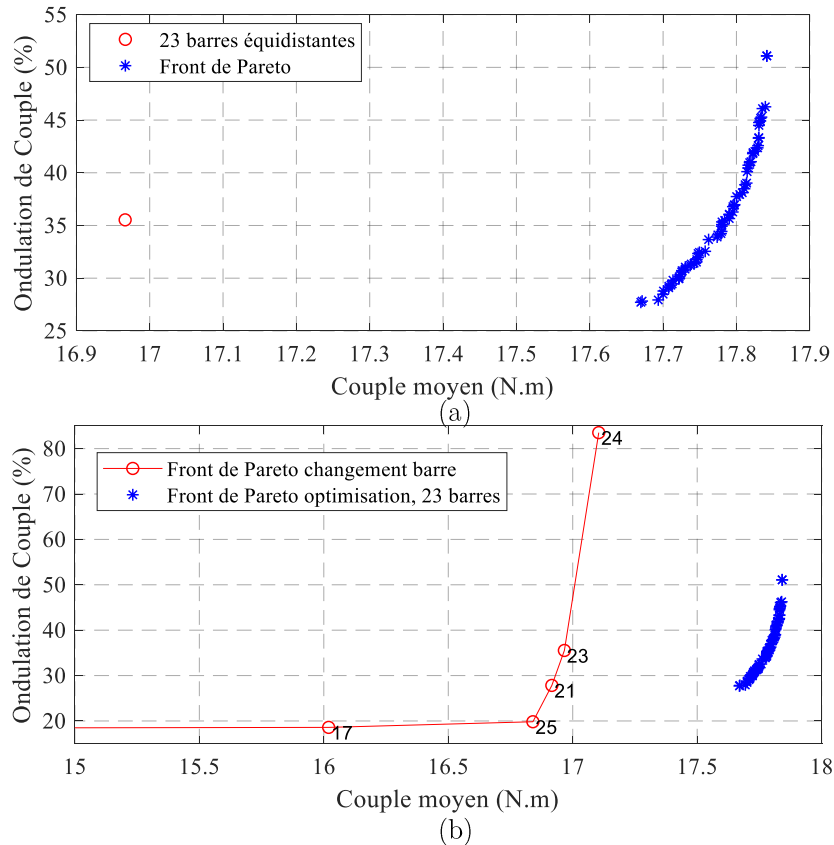


Figure IV-47 : Résultats de l'optimisation de la MAS 18s10p23barres bobinage optimisé, (a) comparaison du front de Pareto avec la solution à 23 barres équidistantes pour le bobinage classique, (b) comparaison avec le front de Pareto obtenu avec le changement du nombre de barres au rotor pour le bobinage classique

$T_{d,s}(^{\circ})$									
1-2	2-3	3-4	4-5	5-6	6-7	7-8	8-9	9-10	
24	18	18	24	18	18	24	18	18	
10-11	11-12	12-13	13-14	14-15	15-16	16-17	17-18	18-1	
24	18	18	24	18	18	24	18	18	

(a)

$T_{d,r}(^{\circ})$												
1-2	2-3	3-4	4-5	5-6	6-7	7-8	8-9	9-10	10-11	11-12	12-13	
15,74	15,63	15,97	15,48	14,77	15,39	15,64	16,04	15,94	15,83	15,91	15,64	
13-14	14-15	15-16	16-17	17-18	18-19	19-20	20-21	21-22	22-23	23-1		
14,51	15,77	15,61	15,59	15,19	15,81	16	15,78	15,8	15,96	15,88		

(b)

Tableau IV-7 : Pas dentaire statorique et rotorique de la MAS 18s10p23barres, bobinage et positions des barres optimisées, (a) pas dentaire statorique, (b) pas dentaire rotorique

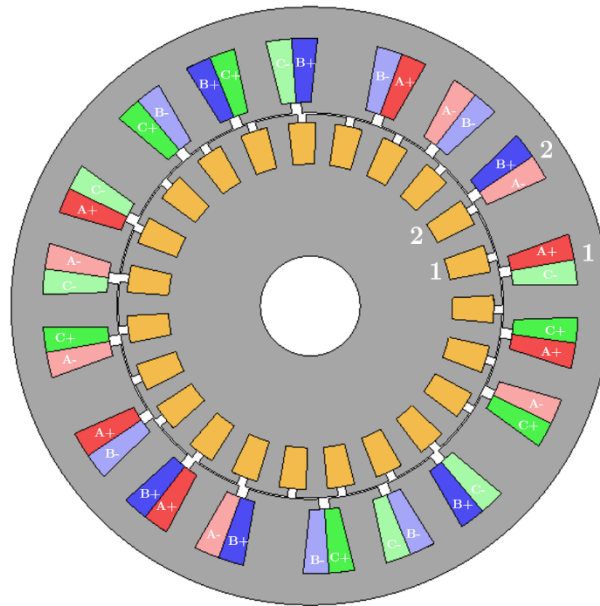


Figure IV-48 : Illustration de la MAS 18s10p23barres, bobinage et positions des barres rotoriques optimisées

#### II.4. Comparaison et synthèse des MAS et de leur optimisation

Les structures des bobinages statoriques choisies ont le même nombre de pôles et donc le même harmonique de travail, à savoir  $A_5$ . De plus, les bobinages 12s10p et 18s10p n'ayant pas le même nombre de bobines par phase, le nombre de spires a été choisi de sorte à obtenir la même amplitude de l'harmonique de travail de la FMM. La comparaison des performances des MAS pour les deux structures de bobinage est donc possible sous cette condition.

La Figure IV-49 présente la synthèse des résultats et des fronts de Pareto de l'ensemble des MAS obtenues tant en changeant le nombre de barres que par optimisation de la position de ces dernières. Les solutions obtenues par changement du nombre de barres pour les bobinages 12s10p et 18s10p dans leurs configurations classiques sont illustrées respectivement par des losanges noirs et par des carrés rouges. Le front de Pareto obtenu par optimisation de la position des barres (23 barres) pour le bobinage 12s10p est représenté par des étoiles magenta (optimisation 1). Ceux obtenus par optimisation des 21 et 23 barres pour le bobinage 18s10p classique sont respectivement identifiés par des triangles cyan (optimisation 2) et des ronds verts (optimisation 3). Enfin, le front de Pareto obtenu par optimisation de la position des 23 barres avec le bobinage optimisé est illustré par des étoiles bleues (optimisation 4).

Nous remarquons sur la Figure IV-49.a que les fronts de Pareto obtenus par le changement du nombre de barres présentent les mêmes nombres de barres pour les deux structures de bobinage, à savoir 21, 23, 24 et 25 barres. En revanche, celui du bobinage 18s10p domine très nettement celui du bobinage 12s10p notamment au niveau du couple moyen. Le contenu harmonique spatial de la FMM du bobinage 18s10p étant moins riche, cela engendre des couples freins de plus faible amplitude et donc un couple moyen plus élevé. De plus, il est important de noter que les meilleures performances sont obtenues pour un nombre de barres impair pour les deux bobinages. C'est pour cette raison que les optimisations de la position des barres ont été

réalisées avec 21 et 23 barres au rotor. Pour les bobinages classiques, les résultats montrent une faible amélioration tant sur la valeur moyenne du couple que sur l'ondulation comparée à une répartition équidistante des barres. En revanche, pour le bobinage 18s10p optimisé, une amélioration certaine de la valeur moyenne du couple pour une ondulation similaire est observée.

Ces travaux relatent l'importance du choix du bobinage statorique dans la perspective des performances finales de la MAS. En effet, nous avons vu que moins le contenu harmonique de la FMM du bobinage est riche et plus le couple moyen est élevé. En comparant les solutions avec 23 barres rotoriques, nous observons une augmentation de l'ordre de 10 % sur la valeur moyenne du couple entre le bobinage 12s10p classique et le bobinage 18s10p optimisé. Il en est de même pour les ondulations de couple, un bobinage moins riche en harmoniques spatiaux permet là encore de les réduire. En reprenant la comparaison des MAS avec 23 barres rotoriques, un gain de 15 % est obtenu grâce au bobinage 18s10p optimisé comparé au bobinage 12s10p classique.

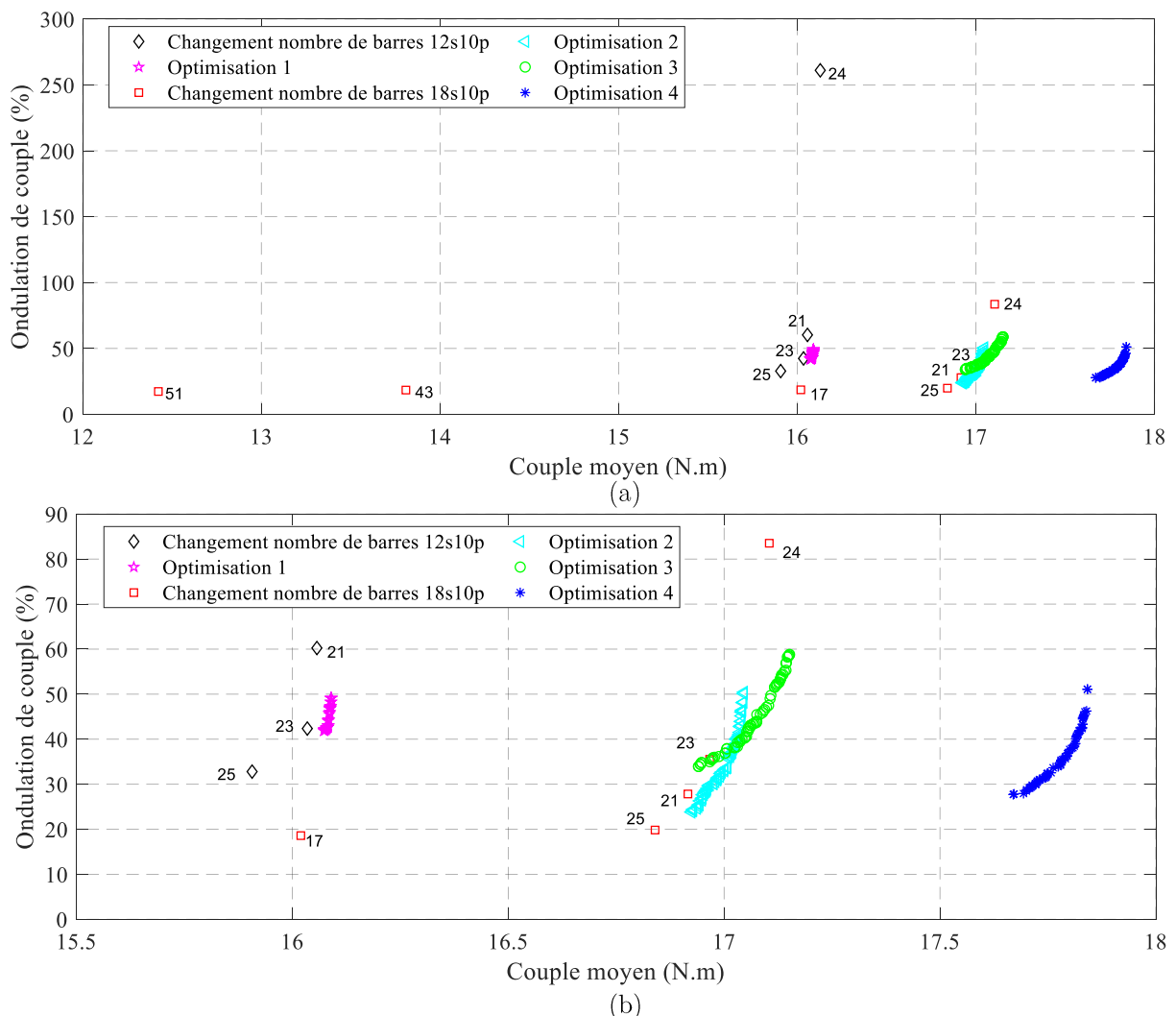


Figure IV-49 : Comparaison des MAS et leurs optimisations, (a) fronts de Pareto, (b) zoom - Optimisation 1 : optimisation de la position des barres (23 barres) pour le bobinage 12s10p (magenta) - Optimisation 2 : optimisation de la position des 21 barres pour le bobinage 18s10p classique (cyan) - Optimisation 3 : optimisation de la position des 23 barres pour le bobinage 18s10p classique (vert). Optimisation 4 : Optimisation de la position des 23 barres avec le bobinage statorique 18s10p optimisé (bleu).

### **III. Conclusion générale du chapitre**

Ce chapitre a été dédié à la conception et l'optimisation des MAS à bobinages dentaires. L'outil « WIDGET » a dans un premier temps été utilisé et intégré à un processus d'optimisation dans le but de réduire le contenu harmonique spatial de la FMM des bobinages statoriques. Pour ce faire, deux optimisations ont été proposées pour trois structures de bobinage ayant chacune le même nombre de pôles, mais un nombre d'encoches différent. La première optimisation visait à conserver un pas dentaire régulier tout en changeant le nombre de bobines par phase et en laissant libre le placement de ces bobines. La seconde devait faire varier le pas dentaire statorique entre deux encoches successives tout en conservant la configuration classique du bobinage (nombre de bobines par phase et placement des bobines). Les résultats de la première optimisation ont montré une réduction principalement des harmoniques  $A_1$  et  $A_7$ , sans changement sur l'amplitude des autres harmoniques, mais au détriment du coefficient de bobinage. De plus, au regard des bobinages optimisés, une réserve peut être faite quant à leur faisabilité dans un contexte industriel. En ce qui concerne la seconde optimisation, les résultats ont montré un changement sur l'ensemble des harmoniques spatiaux. En effet, pour un contenu harmonique spatial réduit dans sa globalité, l'amplitude de certains harmoniques est nettement diminuée tandis que d'autres voient leurs amplitudes augmentées. L'illustration des bobinages optimisés a permis de mettre en évidence l'existence d'une périodicité du pas dentaire malgré sa non-régularité.

La seconde partie de ce chapitre a été consacrée à l'optimisation des performances des MAS à bobinages dentaires. L'outil « ATOSCIM » a donc été utilisé dans le but de déterminer la structure rotorique optimale (nombre et position des barres rotoriques) associée à un bobinage statorique donné. Dans le cas du bobinage 12s10p, plusieurs glissements ont été considérés afin d'étudier l'influence de celui-ci sur le nombre de barres. Les résultats ont montré que selon la vitesse, le nombre optimal de barres diffère. En effet, plus le glissement est important et plus leurs nombres augmentent tout en restant dans une plage limitée (entre 17 et 25 barres). Ensuite, pour un nombre fixé de barres, une optimisation sur la position des barres a été réalisée sans résultats significatifs. Le bobinage 18s10p a donc été étudié dans un premier temps dans sa configuration classique puis avec un pas dentaire non régulier obtenu par optimisation grâce à « WIDGET ». Des résultats significatifs ont été obtenus particulièrement pour le bobinage optimisé. En effet, celui-ci a permis d'augmenter significativement la valeur moyenne du couple tout en réduisant son ondulation.

L'ensemble des résultats obtenus montre donc l'importance d'utiliser un bobinage dont le contenu harmonique spatial est le moins riche possible. Le modèle étant entièrement paramétrique, il permet d'envisager toutes structures statoriques et rotoriques (pas dentaire régulier et non-régulier). Son intégration à un processus d'optimisation ouvre un champ d'investigation uniquement limité par les contraintes imposées par un cahier des charges.

Les bobinages dentaires étudiés ont été choisis pour leur riche contenu harmonique spatial dans le but de montrer l'intérêt du modèle paramétrique pour déterminer une structure complète de MAS à cage d'écureuil (bobinage statorique et cage rotorique). Dans le chapitre suivant, le modèle paramétrique pour une MAS dédiée à une application industrielle spécifique va être utilisé.

Chapitre V : Etude d'une machine  
asynchrone à bobinage  
dentaire pour une  
application industrielle

---

Chapitre V : Etude d'une machine asynchrone à bobinage dentaire pour une application industrielle.....	160
I. Étude d'une machine asynchrone à bobinage dentaire à cage d'écureuil classique .....	163
I.1. Cahier des charges de la MAS étudiée .....	163
I.1.a. Structure et caractéristiques de la machine.....	163
I.1.b. Point de fonctionnement et performances souhaitées de la MAS.....	163
I.2. Optimisation du bobinage statorique.....	164
I.3. Choix de la structure rotorique.....	164
I.4. Amélioration des performances de la MAS .....	167
I.5. Conclusion sur la MAS avec une structure rotorique classique.....	170
II. Étude d'une machine asynchrone à structure rotorique multi-cages.....	171
II.1. Approche théorique d'une structure multi-cages.....	171
II.2. Mis en œuvre de la structure multi-cages par éléments finis .....	172
II.2.a. Comparaison des performances à la vitesse de synchronisme ( $g = 0$ ) .....	173
II.2.b. Comparaison des performances à $g = 3 \%$ .....	175
III. Application de la structure multi-cages dans le cadre d'une application industrielle....	178
III.1. Définition et caractéristique de la machine .....	178
III.2. Analyse des performances par simulations numériques entre les deux structures rotoriques .....	180
III.2.a. Analyse des performances pour un point de fonctionnement quelconque....	181
III.2.b. Analyse des performances au point de fonctionnement du cahier des charges .....	186
III.3. Analyses des performances sur prototypes .....	188
III.3.a. Essais préliminaires.....	189
III.3.b. Essais de caractérisation .....	192
III.4. Conclusion sur la structure rotorique multi-cages .....	194
IV. Conclusion générale du chapitre.....	195



Le chapitre précédent a permis de définir des structures rotoriques pour des bobinages statoriques couramment étudiés et les performances ont pu être optimisées à l'aide de l'outil « ATOSCIM ».

Ce chapitre présente l'étude d'une machine asynchrone à cage d'écureuil à bobinage dentaire dédiée à une application industrielle. La société Somfy utilise déjà ce genre de bobinage pour des machines synchrones à aimants. Dans le cadre de sa stratégie de recherche et d'innovation, elle prospecte et évalue les possibilités de l'utilisation de tels bobinages dans le cas de machines asynchrones à cage d'écureuil. L'un des intérêts majeurs réside dans la facilité et la flexibilité de fabrication mais également dans la diminution de la quantité de cuivre et la possibilité de s'affranchir, à terme, de l'utilisation de machines à aimants. Le but de ce chapitre est donc de proposer des solutions, notamment au niveau de la structure rotorique, afin d'envisager l'emploi d'une MAS à bobinage dentaire dédiée à leur application.

Dans la première partie, l'outil « ATOSCIM » développé au chapitre III sera adopté pour définir la structure rotorique et notamment le nombre de barres adéquat avant d'être exploité dans un processus d'optimisation des performances. Dans la deuxième partie, une nouvelle structure de rotor sera proposée afin de réduire l'impact des harmoniques spatiaux de la FMM statorique. Une approche théorique appuyée par des résultats de simulations par éléments finis sera présentée. Cette approche sera appliquée au cas de la MAS de la société Somfy à la dernière partie. Des résultats issus de simulations par éléments finis pour différents points de fonctionnement mais aussi expérimentaux sur des prototypes seront présentés pour valider l'approche proposée. Enfin, une conclusion clôturera le chapitre.

# I. Étude d'une machine asynchrone à bobinage dentaire à cage d'écureuil classique

## I.1. Cahier des charges de la MAS étudiée

### I.1.a. Structure et caractéristiques de la machine

Dans l'optique d'effectuer de potentielles comparaisons de performances ultérieures, il a été décidé de conserver la même structure statorique que celle utilisée pour la MS à bobinage dentaire d'environ 100 W actuellement produite par Somfy. Il s'agit d'un stator présentant des encoches semi-ouvertes avec un bobinage dentaire 6s4p (6 encoches, 4 pôles). Les principales caractéristiques de ce bobinage ainsi que du stator qui le porte sont présentées dans le Tableau V-1.a et une vue 3D de ce dernier est proposée à la Figure V-1.

La structure rotorique dispose quant à elle d'encoches avec la forme "incurvée" utilisée dans le chapitre précédent pour l'outil « ATOSCIM ». Ses caractéristiques sont données dans le Tableau V-1.b. Le nombre de barres ainsi que leurs positions seront déterminés par le biais du modèle paramétrique.

<i>Caractéristiques du stator</i>		<i>Caractéristiques du rotor</i>	
$m$	3	$e$	< 1 mm
$N_s$	6	$N_r$	entre 3 et 20 barres
$2p$	4	$h_{isthme}$	< 5 mm
$D_{alésage}$	< 50 mm	$l_{isthme}$	< 5 mm
$L_{active}$	< 50 mm	$h_{cuivre}$	< 5 mm
$n_s$	< 1000 spires/bobine		
$D_{fil\ cuivre}$	< 1 mm		
$h_{isthme-stator}$	< 5 mm		
$l_{isthme-stator}$	< 5 mm		

Tableau V-1 : Caractéristiques de la MAS étudiée, (a) caractéristiques du stator, (b) caractéristiques du rotor

### I.1.b. Point de fonctionnement et performances souhaitées de la MAS

En se basant sur le cahier des charges des MAS à bobinage distribué monophasé actuellement produites par Somfy, le point de fonctionnement retenu pour le dimensionnement du rotor est relatif à un glissement de 25 %, soit une vitesse de rotation de 2250 tr/min. Ceci équivaut, pour un bobinage statorique à 4 pôles, à une fréquence d'alimentation de 100 Hz. Pour

ce point de fonctionnement, le couple généré est d'environ 50 mN.m avec un courant d'alimentation de valeur efficace maximale égale à 300 mA, valeur actuellement utilisée pour les MS correspondant au stator retenu.



Figure V-1 : Stator 6s4p de la machine Somfy

## I.2. Optimisation du bobinage statorique

Le chapitre précédent a montré qu'un bobinage statorique au contenu harmonique le moins riche possible permet d'améliorer les performances de la MAS. Même si Somfy souhaite garder le même stator que celui utilisé pour leur MS, dans la perspective d'améliorer les performances, des optimisations sur la partie statorique, et plus précisément sur le bobinage, ont été effectuées. Pour cela, nous avons repris le même problème d'optimisation que celui défini dans la partie I.2.d.i du chapitre IV où l'objectif est de réduire le contenu harmonique spatial de la FMM en faisant varier la position des bobines et ainsi obtenir un pas dentaire non régulier au stator. Les résultats ont montré que le bobinage tel qu'il est défini dans sa configuration classique, à savoir un pas dentaire régulier, constitue la meilleure solution pour maximiser l'harmonique de travail  $A_2$  et minimiser les autres (dans la limite des 100 premiers).

## I.3. Choix de la structure rotorique

En considérant uniquement la partie statorique (rotor lisse), l'induction dans l'entrefer générée par l'alimentation du bobinage statorique et son contenu harmonique spatial sont présentés respectivement aux Figure V-2.a et Figure V-2.b. La forme d'onde permet d'identifier clairement les 4 pôles et les 6 dents de la machine. L'amplitude maximum est d'environ 0,67 T, ce qui est relativement faible pour une MAS. Le contenu harmonique spatial présente un harmonique de travail  $A_2$  ( $p = 2$ ) d'amplitude légèrement supérieure à 0,5 T mais aussi un harmonique de rang 4 d'amplitude 40 % plus faible que celle de  $A_2$ . Par ailleurs,  $A_4$  crée un champ tournant dans le sens opposé à celui de  $A_2$ . Il est donc le plus critique car il va engendrer un couple frein qui, de facto, diminuera la valeur moyenne du couple. L'outil « ATOSCIM » est alors utilisé pour définir la structure rotorique permettant d'obtenir les meilleures performances possibles en termes de valeur moyenne du couple et de son ondulation. Les grandeurs d'entrée

de l'outil « ATOSCIM » sont les paramètres de la machine donnés aux Tableau V-1.a et Tableau V-1.b. Compte tenu du faible diamètre extérieur du rotor, l'étude est menée sur un nombre de barres compris entre 3 et 20 barres court-circuitées classiquement par des anneaux de court-circuit aux deux extrémités.

La Figure V-3 présente le couple moyen généré par la machine en fonction du nombre de barres rotoriques ( $f_s = 100$  Hz,  $g = 25$  %,  $I_{eff} = 300$  mA). Comme dans le cas des structures étudiées dans le chapitre précédent, le couple croît pour atteindre sa valeur moyenne maximale, égale à 47,5 mN.m, pour un nombre de barres situé entre 9 et 11 barres. Puis il décroît progressivement au fur et à mesure de l'augmentation du nombre de barres. Enfin, pour des nombres de barres inférieurs à 9, le couple moyen est plus faible et tend même à être nul pour un très faible nombre de barres.

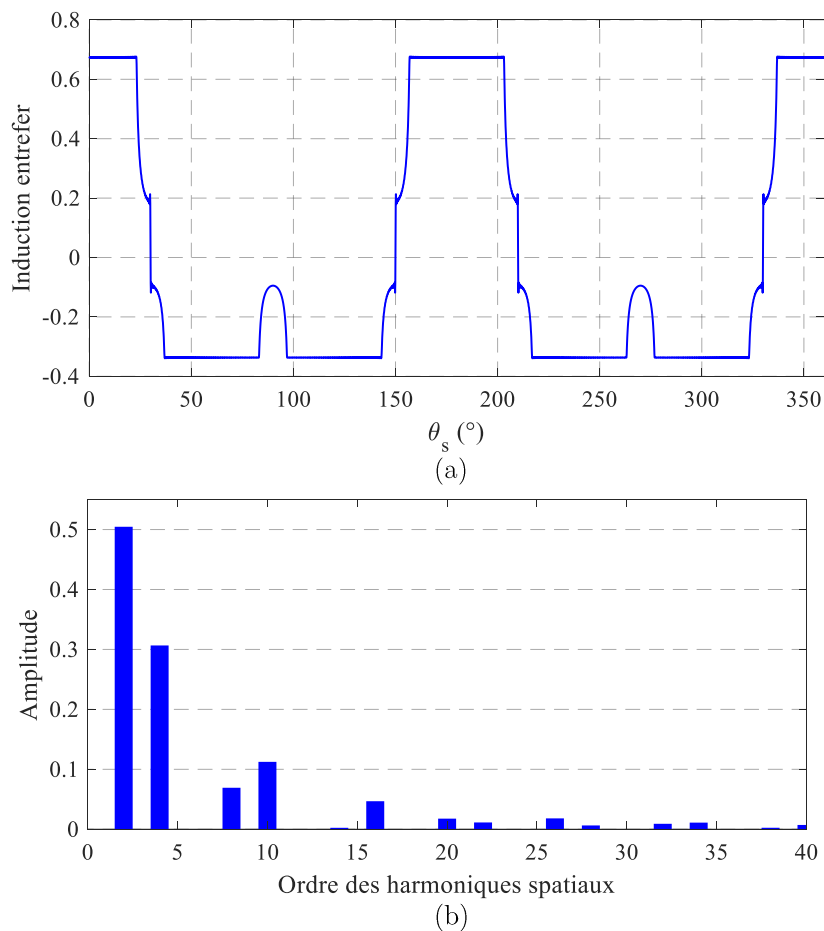


Figure V-2 : Induction dans l'entrefer générée par l'alimentation du bobinage statorique

Concernant l'ondulation de couple, la Figure V-4 montre que l'augmentation du nombre de barres tend à atténuer celle-ci. Par ailleurs, comme constaté au chapitre précédent, les nombres de barres impairs induisent moins d'ondulation que les nombres de barres pairs. Toutefois, quel que soit leur nombre, le taux d'ondulation est assez élevé avec une valeur minimale d'environ 25 % dans le cas de 17 barres et se situe entre 42 % et 54 % pour les nombres de barres qui maximisent le couple moyen, c'est-à-dire entre 9 et 11 barres. Par conséquent, il sera nécessaire

de faire un compromis entre le couple moyen et l'ondulation, car il n'existe pas un nombre de barres permettant à la fois d'obtenir un couple moyen élevé et une ondulation faible.

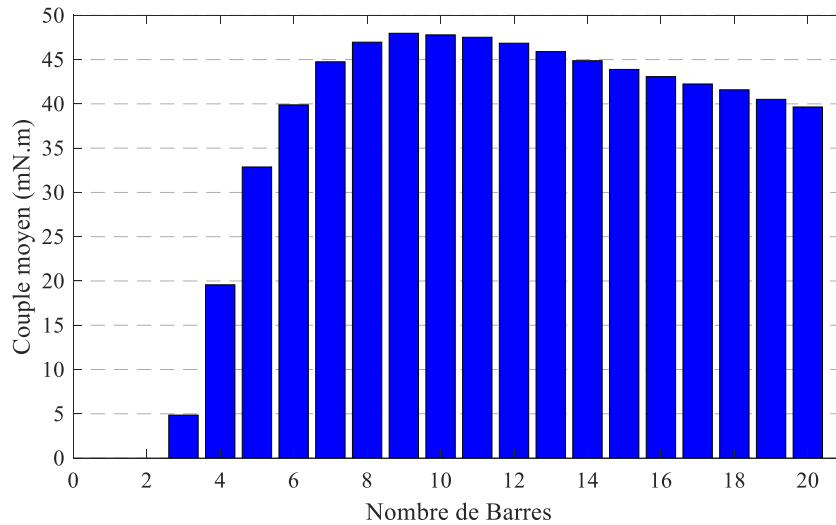


Figure V-3 : Couple moyen en fonction du nombre de barres de la MAS 6s4p

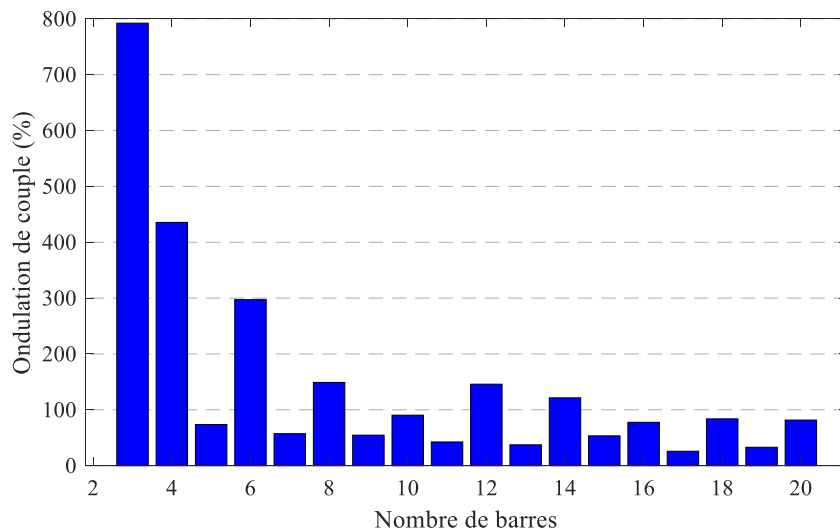


Figure V-4 : Ondulation de couple en fonction du nombre de barres de la MAS 6s4p

Ce compromis peut s'effectuer sur la base de l'analyse de l'ondulation du couple en fonction de sa valeur moyenne où les meilleures solutions sont présentées à la Figure V-5. Le front de Pareto qui en découle (en rouge) confirme les observations faites sur la Figure V-4, c'est-à-dire qu'un nombre de barres impair présente un meilleur compromis entre la valeur moyenne du couple et son ondulation. En effet, seules les solutions pour 9, 11, 13 et 17 barres sont présentes sur le front.

L'ondulation du couple demeurant importante pour ces solutions, un processus d'optimisation est utilisé par la suite pour la réduire en agissant sur la position des barres au rotor.

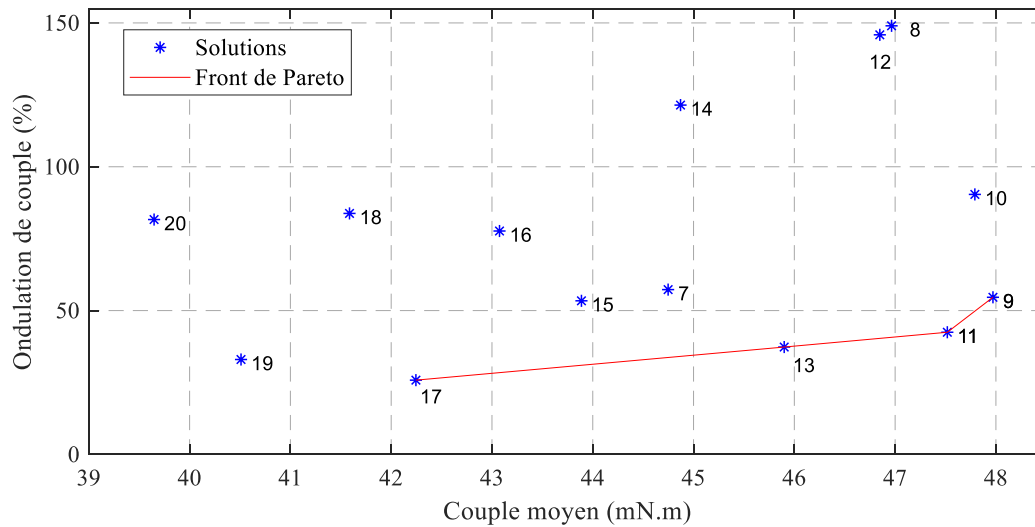


Figure V-5 : Ondulation de couple en fonction du couple moyen de la MAS 6s4p

#### I.4. Amélioration des performances de la MAS

Comme dans les cas étudiés dans la partie II du Chapitre IV, la procédure pour améliorer les performances de la machine consiste, pour un nombre de barres donné, à utiliser un algorithme d'optimisation pour déterminer leurs positions afin de maximiser la valeur moyenne du couple et minimiser son ondulation. A partir du front de Pareto obtenu au travers de l'étude systématique du changement du nombre de barres, les solutions avec 9 et 11 barres présentent les meilleurs compromis. Elles sont donc retenues pour effectuer les optimisations.

Dans le cas de 11 barres, la Figure V-6.a présente le front de Pareto obtenu par optimisation (en bleu) comparé à la solution avec les 11 barres équidistantes (en rouge). L'ensemble des solutions obtenues permettent d'augmenter très légèrement le couple moyen (environ 1,5 % dans le meilleur des cas). En revanche, le gain est nettement plus significatif pour l'atténuation de l'ondulation, jusqu'à 24 %. La Figure V-6.b montre, au travers de la comparaison entre le front de Pareto obtenu via le processus d'optimisation (en bleu) et celui via le changement du nombre de barres (en rouge), que l'ensemble des solutions obtenues par optimisation permettent un meilleur compromis entre les deux objectifs fixés. A titre d'exemple, pour un même couple moyen, la solution à 11 barres non équidistantes atténue de 10 % l'ondulation du couple par rapport à la solution à 9 barres équidistantes.

La Figure V-7 illustre une vue en coupe de la MAS assurant l'ondulation de couple minimale avec 11 barres. Contrairement à une structure classique, les barres sont non équidistantes les unes par rapport aux autres avec un pas dentaire entre deux barres successives très disparate par rapport à  $32,72^\circ$  ( $360^\circ/11$ ) lorsque les barres sont équidistantes comme le montre le Tableau V-2.

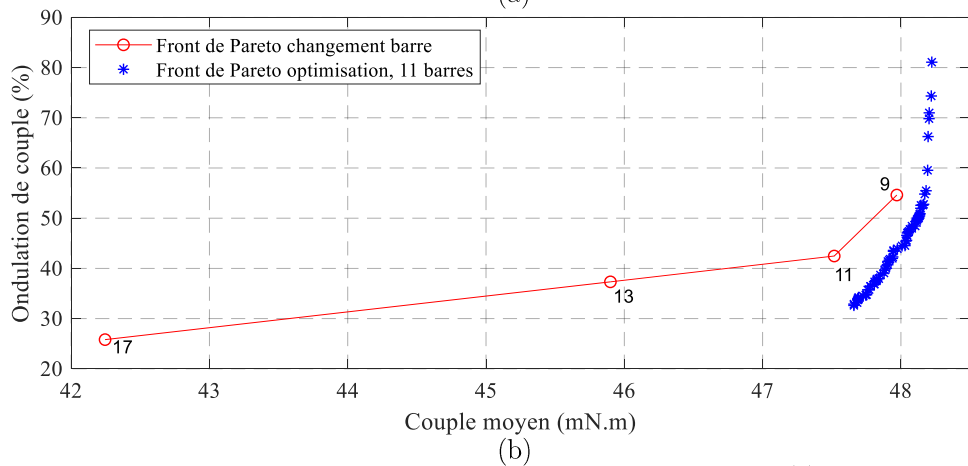
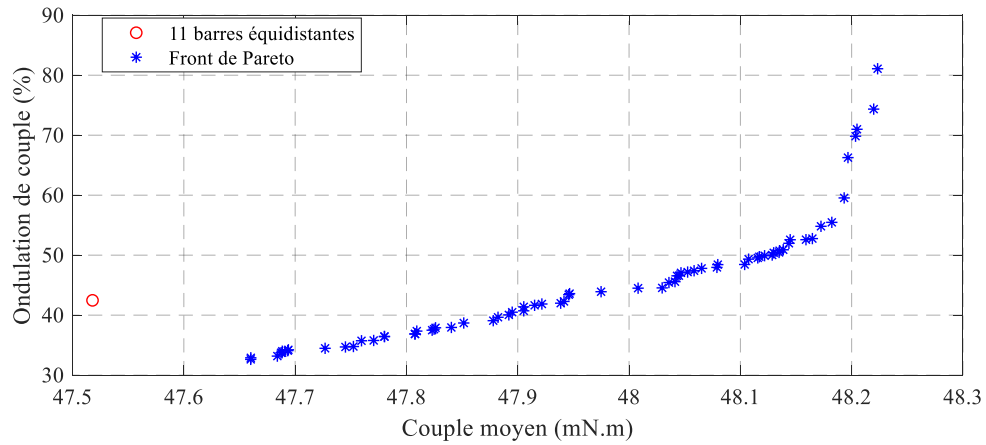


Figure V-6 : Résultats de l'optimisation de la MAS 6s4p11barres bobinage classique, (a) comparaison du front de Pareto avec la solution à 11 barres équidistantes, (b) comparaison avec le front de Pareto obtenu avec le changement du nombre de barres au rotor

$T_{d,r}(\text{°})$										
1-2	2-3	3-4	4-5	5-6	6-7	7-8	8-9	9-10	10-11	11-1
34	31,16	34,54	30,9	33,71	33,67	31,37	33,65	31,72	33,07	32,12

Tableau V-2 : Pas dentaire rotorique entre deux barres successives MAS 6s4p11barres optimisée

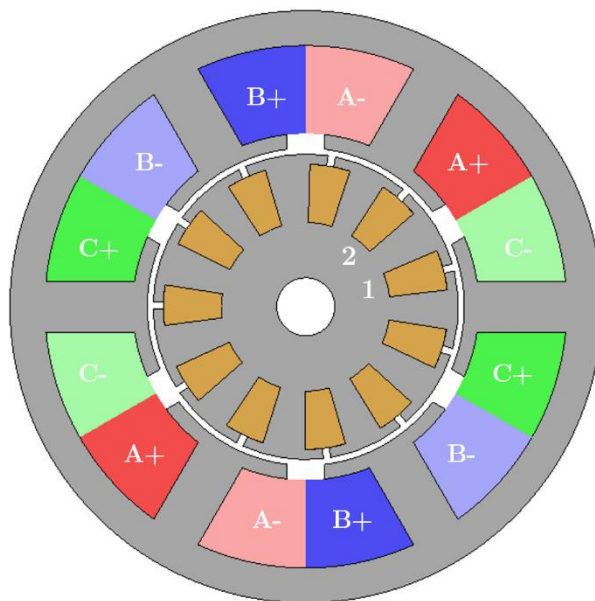


Figure V-7 : Illustration de la MAS 6s4p11barres, bobinage classique et positions des barres rotoriques optimisées

Dans le cas de 9 barres rotoriques, la Figure V-8.a présente la comparaison entre le front de Pareto obtenu par optimisation (en bleu) et la solution avec 9 barres équidistantes (en rouge). Cette dernière fait quasiment partie du front de Pareto et constitue donc intrinsèquement un bon compromis entre la valeur moyenne du couple et son ondulation. Toutefois, même si l'augmentation du couple moyen est quasi nulle (0,5 % dans le meilleur cas), des solutions permettent de réduire jusqu'à 10 % l'ondulation par rapport à celui pour 9 barres équidistantes.

La comparaison des fronts de Pareto obtenus par optimisation et par le changement du nombre de barres est montré à la Figure V-8.b. Contrairement au cas précédent, la solution présentant le moins d'ondulation de couple est quasiment identique à celle avec 11 barres équidistantes en termes d'ondulation de couple (+2 %), mais aussi de couple moyen (+0,4 %). Les résultats de cette optimisation ne sont donc pas suffisamment significatifs pour en extraire une solution intéressante et différente d'une structure rotorique classique avec des barres équidistantes.

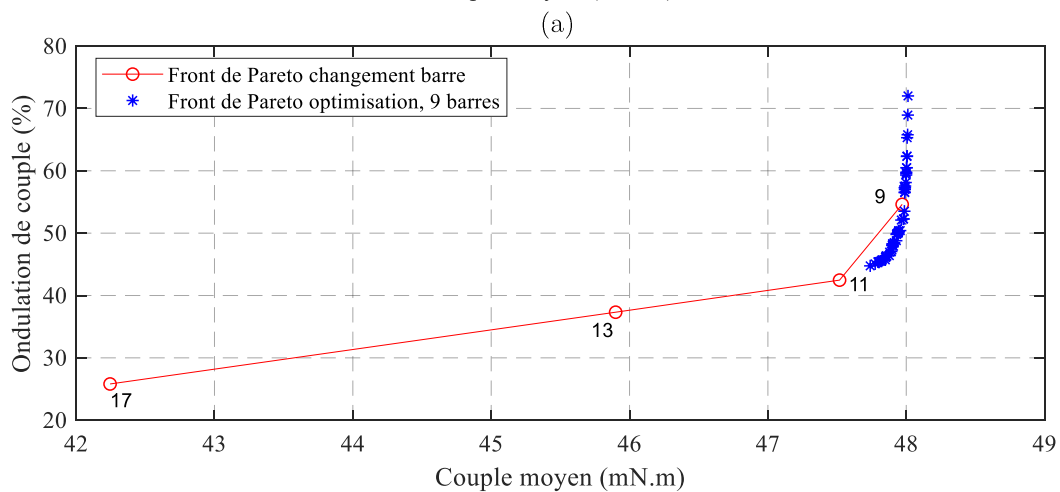
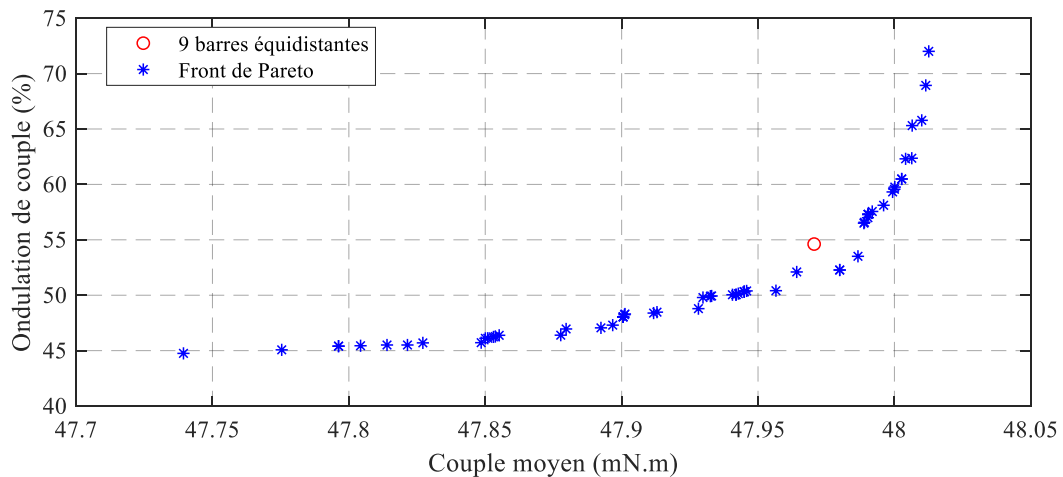


Figure V-8 : Résultats de l'optimisation de la MAS 6s4p9barres bobinage classique, (a) comparaison du front de Pareto avec la solution à 9 barres équidistantes, (b) comparaison avec le front de Pareto obtenu avec le changement du nombre de barres au rotor



Comme les optimisations effectuées sur le bobinage statorique n'ont pas permis de trouver une configuration au contenu harmonique réduit, aucune optimisation sur la structure rotorique avec un bobinage statorique "optimisé" n'a été menée.

### I.5. Conclusion sur la MAS avec une structure rotorique classique

La machine étudiée dans cette partie avec le bobinage 6s4p a une structure rotorique classique dans le sens où la globalité des barres de la cage est court-circuitée par les deux anneaux disposés aux extrémités du rotor. En utilisant l'outil « ATOSCIM », une étude a été menée pour déterminer le nombre de barres adéquat aboutissant à un front de Pareto pour l'ensemble des solutions qui maximisent le couple moyen tout en minimisant son ondulation. Les deux solutions du front présentant le meilleur compromis, à savoir 9 et 11 barres ont ensuite été retenues pour évaluer l'apport éventuel d'une disposition des barres non équidistantes. Les résultats de l'optimisation pour chacun des 2 cas (9 et 11 barres) ont montré que la valeur moyenne du couple était très peu impactée mais des résultats plus significatifs ont été obtenus quant à la réduction de l'ondulation, de l'ordre de 24 %, pour la structure à 11 barres.

Pour conclure, la MAS avec la structure rotorique à 11 barres non équidistante présentée à la Figure V-7 présente les meilleures solutions pour une MAS à cage d'écureuil classique.

Lors des investigations sur l'amélioration des performances en agissant sur la cage d'écureuil, hormis le nombre de barres et les écartements entre deux barres successives, nous nous sommes restreints à une configuration de cage classique. Dans la suite de ce chapitre, une configuration différente de la cage qui permet de réduire l'impact des harmoniques d'espace est proposée. Cela implique une modification de la structure rotorique et une nouvelle conception de la MAS.

## II. Étude d'une machine asynchrone à structure rotorique multi-cages

Dans cette partie, le rotor est pensé différemment avec comme objectif de cibler un harmonique d'espace donné créé par le bobinage statorique afin de le filtrer par le biais de la structure de la cage rotorique. Le premier paragraphe explicitera le principe de cette approche. Sur cette base, des simulations numériques sont menées pour vérifier et valider la conception pour une MAS avec un bobinage 12s10p dans le second paragraphe.

### II.1. Approche théorique d'une structure multi-cages

Dans le second chapitre, il a été montré que les harmoniques spatiaux du bobinage statorique génèrent des courants induits à des fréquences liées au rang de ces harmoniques. Ainsi, des couples freins réduisent le couple moyen de la MAS. Dans le cas d'une MAS à bobinage distribué classique, le vrillage du rotor, en général d'un pas dentaire statorique, est une pratique courante pour éliminer un harmonique d'espace lié à la denture statorique, lequel induit généralement de l'ondulation de couple. Ce vrillage agit donc comme un filtre permettant au rotor de filtrer un harmonique de denture.

Dans le cas des machines à bobinages dentaires, les harmoniques d'espace étant liés au bobinage statorique, le recours au vrillage semble difficile à mettre en œuvre. Toutefois, il serait possible de filtrer un harmonique d'espace du bobinage par le biais de la structure rotorique elle-même. En effet, un harmonique de rang  $h$  génère une onde en  $\cos(h\theta)$  dans l'entrefer. Pour que cette onde soit filtrée et qu'elle n'ait pas d'effet, c'est-à-dire ne pas induire de courant dans les barres, il faut que le flux magnétique qui en est issu et embrassé par deux barres successives soit à valeur moyenne nulle. Dans ce cas, il n'engendrera pas de fem à cette fréquence, n'induera pas de courant dans les barres et ne pourra donc pas créer de couple frein. La période du flux étant liée au rang de l'harmonique, cela se traduit en pratique par la disposition de barres avec une distance égale à la période électrique de l'harmonique.

Une illustration est donnée à la Figure V-9 dans le cas de l'harmonique de rang  $h = 7$ . L'onde totale présentant 7 périodes électriques sur un tour mécanique, une cage avec 7 barres équidistantes ne permettra pas la création de courant car la valeur moyenne du flux entre deux barres successives est nulle à chaque instant.

Une telle cage permettrait donc de filtrer efficacement l'harmonique de rang 7 mais d'après les résultats obtenus au chapitre précédent, la valeur moyenne du couple global serait très faible (Figure IV-30). Il faut donc un nombre de barres plus conséquent tout en gardant la topologie de 7 barres équidistantes pour filtrer l'harmonique visé. Cela peut s'effectuer à l'aide de plusieurs cages indépendantes de 7 barres chacune. Or, une structure à 21 barres constituait une des solutions permettant de créer le couple moyen le plus élevé. Par conséquent, il serait pertinent d'opter pour 3 cages indépendantes, isolées les unes par rapport aux autres et constituées chacune

de 7 barres. A l'image du bobinage statorique, elles seraient décalées de  $120^\circ$  électriques les unes par rapport aux autres.

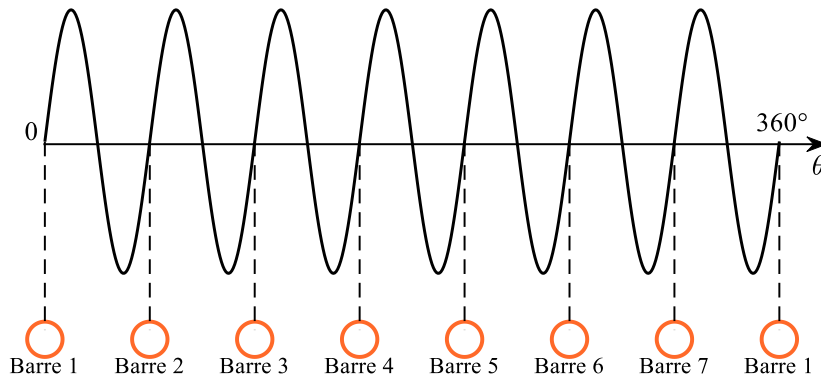


Figure V-9 : Forme d'onde dans l'entrefer pour l'harmonique 7

De manière générale, pour filtrer un harmonique d'espace de rang  $h$ , nous devons utiliser  $n$  ( $n \in \mathbb{N}$ ) cages isolées constituées de  $h$  barres chacune.

En fonction du rang d'harmonique, et donc du nombre  $h$  de barres, le choix du nombre de cages se fera en fonction du nombre total de barres (de toutes les cages) qui permet de générer un couple moyen le plus élevé possible.

Cette structure rotorique multi-cages permet non seulement de filtrer l'harmonique de rang  $h$ , mais également tous ses multiples. Le principe de cette structure a déjà été envisagée par le passé comme en témoigne un brevet américain en 1976 [80]. Il a été repris plus récemment dans les travaux de *Moros et al.* en 2015 [81] pour une MAS à bobinage dentaire.

## II.2. Mis en œuvre de la structure multi-cages par éléments finis

Afin de valider l'approche multi-cages introduite ci-dessus, nous proposons de la vérifier dans le cas d'une MAS ayant un bobinage dentaire statorique 12s10p. Cette structure est choisie car le contenu harmonique spatial de la FMM généré par le bobinage statorique est très riche (voir Figure II-2). Pour rappel, ce bobinage présente un harmonique de travail  $A_5$ , avec un harmonique  $A_7$  d'amplitude non négligeable créant un courant induit dans les barres et donc un couple frein. Sur la base de l'exemple illustré au paragraphe précédent, le rotor est composé de 3 cages identiques et indépendantes ayant chacune 7 barres équidistantes, soit 21 barres au total. Le Tableau V-3 résume les barres qui constituent chacune des cages. Ainsi, les harmoniques spatiaux de rang  $7k$ ,  $k \in \mathbb{N}$  (harmoniques 7, 14, 28, 35, ...) seront filtrés, c'est-à-dire qu'ils n'induiront pas de courant dans les barres rotoriques.

<i>Barres</i>	
<i>Cage 1</i>	1, 4, 7, 10, 13, 16, 19
<i>Cage 2</i>	2, 5, 8, 11, 14, 17, 20
<i>Cage 3</i>	3, 6, 9, 12, 15, 18, 21

Tableau V-3 : Composition des cages rotoriques de la MAS ayant un bobinage 12s10p pour filtrer  $A_7$

Afin de mieux évaluer l'intérêt de la structure multi-cages, les résultats obtenus sont comparés à une structure rotorique classique présentant une seule cage et le même nombre total de barres (21 barres). De manière globale, les deux structures admettent le même nombre de barres qui sont équidistantes. La seule différence réside dans le nombre de cages qui les supportent. La Figure V-10 montre les deux structures étudiées, à 1 cage (Figure V-10.a) et à 3 cages indépendantes (Figure V-10.b).

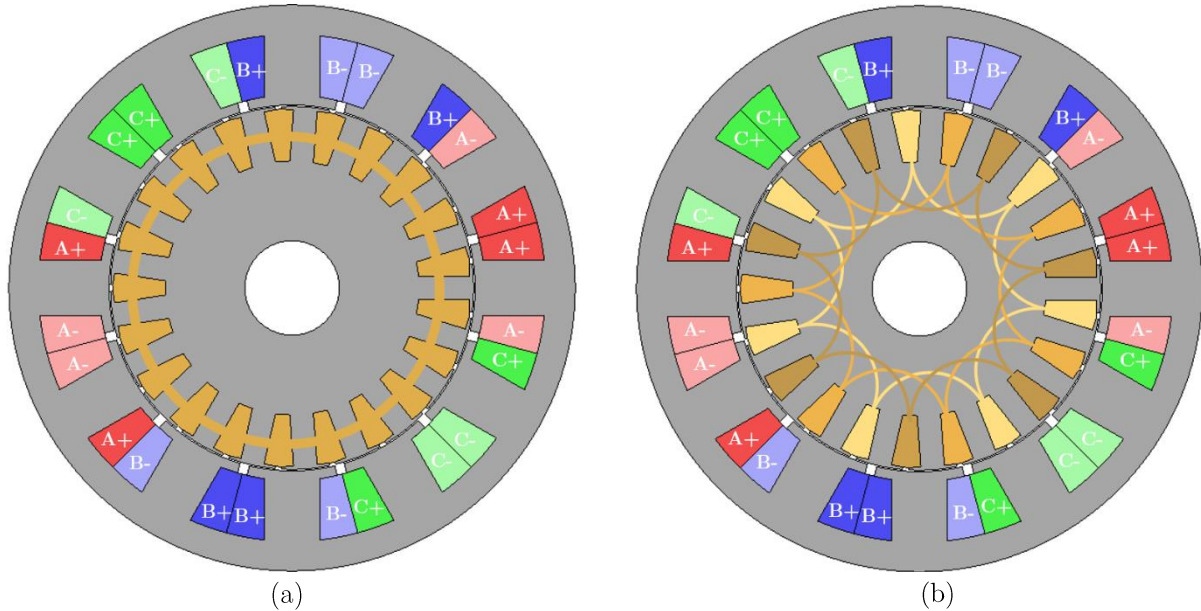


Figure V-10 : MAS 12s10p21barres, (a) 1 cage, (b) 3 cages indépendantes

### II.2.a. Comparaison des performances à la vitesse de synchronisme ( $g = 0$ )

Les deux structures sont étudiées au travers d'une simulation numérique par éléments finis en 2D en considérant une courbe  $B(H)$  linéaire des matériaux magnétiques. Un couplage circuit tenant compte uniquement des barres est utilisé pour les deux MAS. Pour la structure à 3 cages, 3 circuits indépendants sont considérés, constitués chacun des 7 barres donnés dans le Tableau V-3.

Dans un premier temps, le fonctionnement à vide ( $g = 0$ ) en alimentant les bobinages statoriques de courants de même amplitudes et fréquence est analysé. Le rotor tourne donc à la vitesse de synchronisme (600 tr/min) pour une fréquence d'alimentation de 50 Hz. Lors du chapitre II, nous avons montré que les courants induits dans les barres avaient des amplitudes anormalement élevées pour ce point de fonctionnement. Il a également été montré que les harmoniques d'espace  $A_1$  et  $A_7$  induisent des courants rotoriques à des fréquences respectives de 60 Hz et 120 Hz (Chapitre II, I.1.a). Les mêmes phénomènes physiques pour une cage composée de 21 barres sont évidemment retrouvés et illustrés sur la Figure V-11.a. En revanche, dans le cas de la structure à 3 cages, la Figure V-11.b présente une forme d'onde totalement différente. D'une part, l'amplitude maximale des courants dans les barres est nettement moins importante (divisée par 5) et, d'autre part, une seule fréquence est présente, celle à 60 Hz liée à l'harmonique  $A_1$ . Cela montre que le champ créé par l'harmonique  $A_7$  ne génère plus de courant dans les barres.

Les différences notables sur le courant sont également observées sur le couple de la MAS. La Figure V-12.a présente le couple pour le rotor à 1 cage où, comme attendu, un couple moyen négatif de  $-1,66$  N.m et une ondulation crête à crête de  $10,7$  N.m sont observés. Pour le rotor à 3 cages, la Figure V-12.b montre la même forme d'onde du couple, mais de valeur moyenne quasiment nulle ( $-0,057$  N.m) et une ondulation de  $-2,5$  à  $2,5$  N.m. Le filtrage de l'harmonique spatial  $A_7$  via la structure rotorique permet donc de retrouver un fonctionnement similaire à celui d'une machine asynchrone avec un bobinage classique avec tout de même une ondulation de couple non négligeable due notamment à la présence des autres harmoniques.

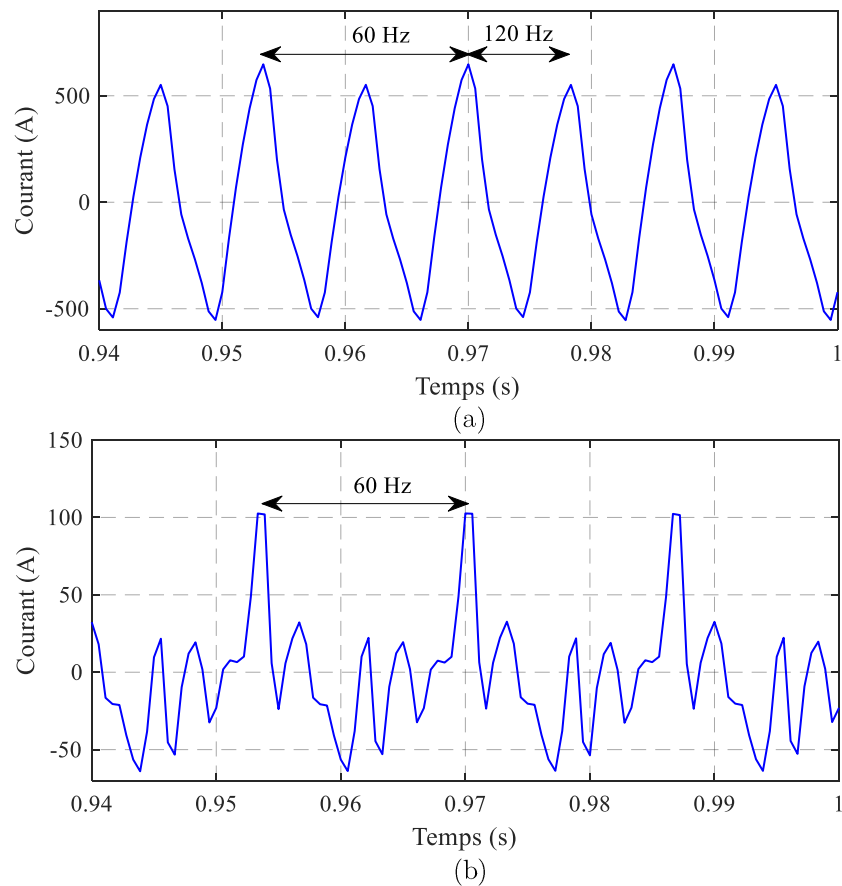


Figure V-11 : Courant dans la barre 1 à la vitesse de synchronisme ( $g=0$ ), (a) structure 1 cage, (b) structure 3 cages

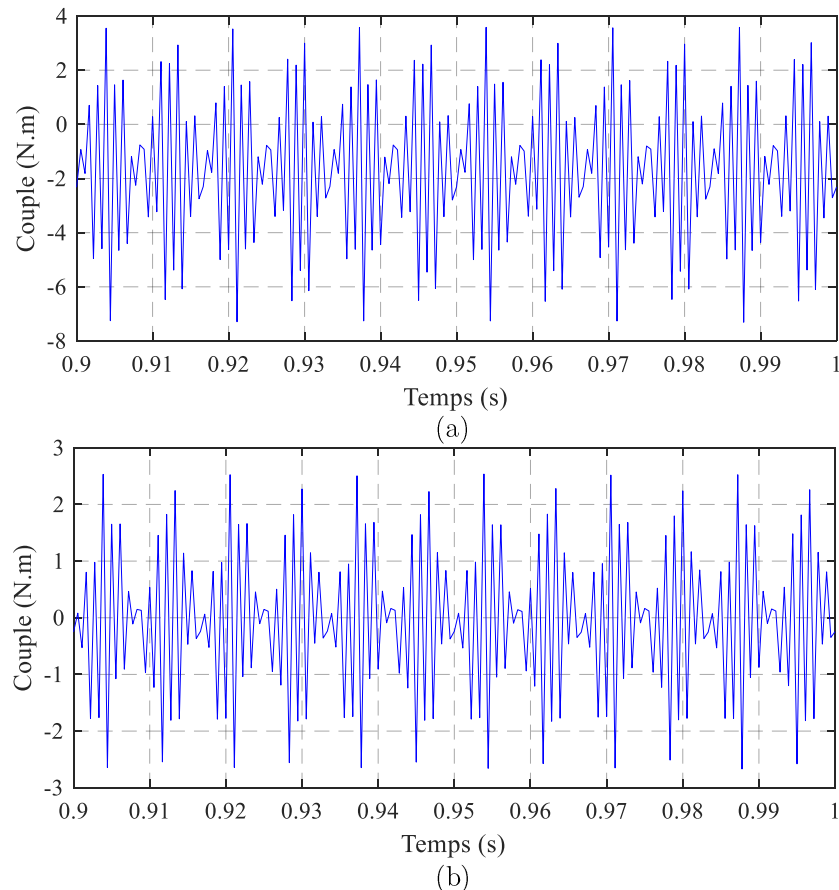


Figure V-12 : Couple à la vitesse de synchronisme ( $g=0$ ), (a) structure 1 cage, (b) structure 3 cages

### II.2.b. Comparaison des performances à $g = 3 \%$

La comparaison est également menée en fonctionnement en charge. Pour cela, un glissement de 3 % est considéré, ce qui correspond à une vitesse de rotation de 582 tr/min pour une fréquence d'alimentation de 50 Hz. La Figure V-13 montre les courants dans la même barre pour les deux structures rotoriques. Dans le premier cas (rotor à 1 cage), le courant présente une forme d'onde avec une très forte ondulation de courant due aux harmoniques spatiaux du bobinage (Figure V-13.a) alors que dans le second (rotor à 3 cages), il présente une forme d'onde sinusoïdale plus conforme à ce qui est obtenu avec un bobinage statorique classique (Figure V-13.b). Il subsiste tout de même des oscillations dues à la fois à la denture statorique (habituelle pour une MAS), mais également aux autres harmoniques spatiaux qui n'ont pas été filtrés par le rotor.

La comparaison en termes de couple généré, montrés à la Figure V-14 est encore plus instructive. Les formes d'ondes présentent les mêmes allures globales, mais différentes tant sur les valeurs moyennes du couple (9,76 N.m contre 16,64 N.m, soit un gain d'environ 70 %) que sur leurs taux d'ondulation (54 % contre 20 %). L'amélioration des performances apportée par la structure rotorique à 3 cages est donc significative. D'autres points de fonctionnement ont été étudiés avec des améliorations du même ordre.

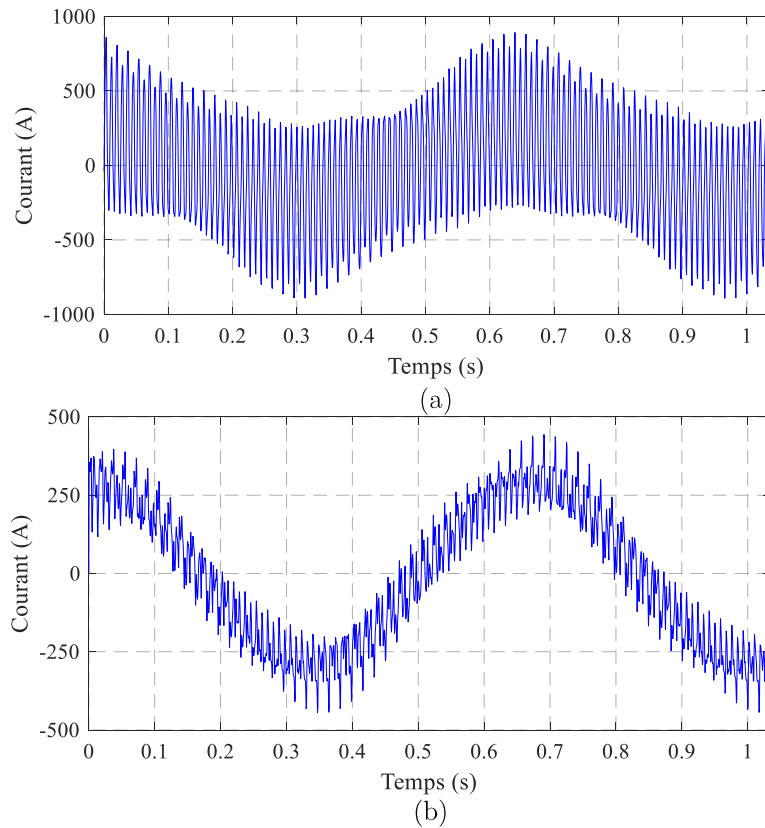


Figure V-13 : Courant dans la barre 1 à  $g = 3\%$ , (a) structure 1 cage, (b) structure 3 cages

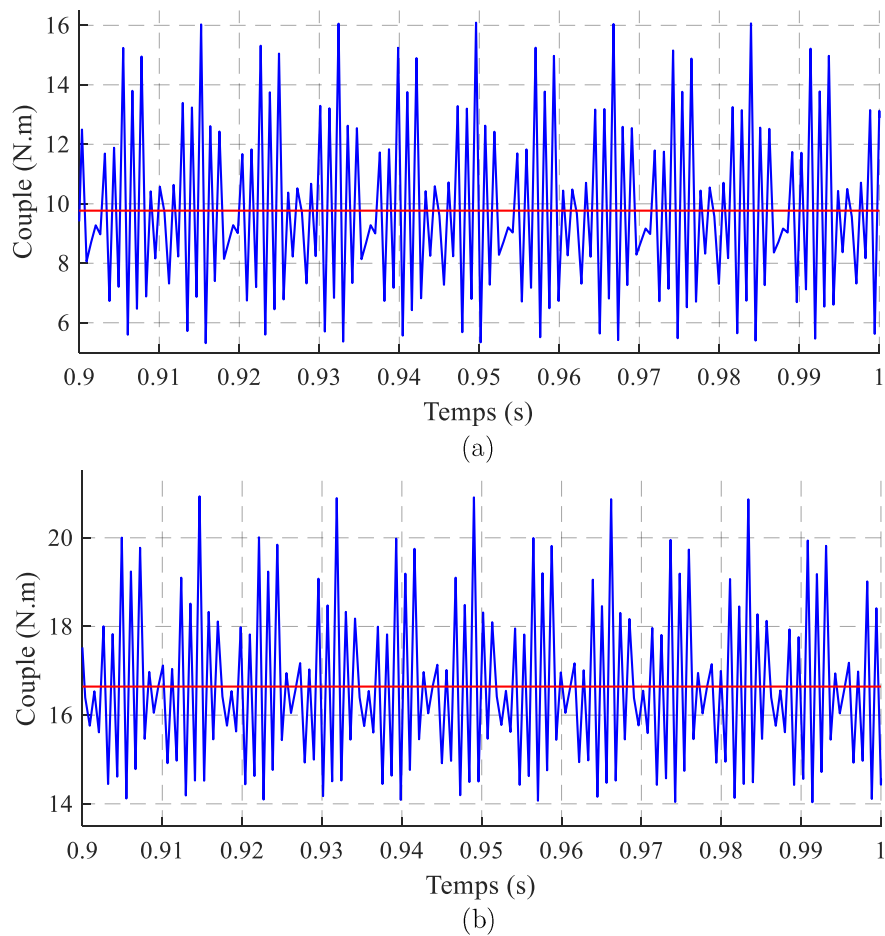


Figure V-14 : Couple à  $g = 3\%$ , (a) structure 1 cage, (b) structure 3 cages

A l'issue de cette étude, nous pouvons conclure qu'il est possible de largement atténuer, voire supprimer, les effets indésirables engendrés par un harmonique d'espace donné du bobinage statorique via la structure de la cage rotorique. Les résultats de simulations pour la structure test retenue ci-dessus ont montré une amélioration significative des performances permettant de retrouver un fonctionnement proche de celui d'une MAS classique à bobinage distribué. La structure proposée à multi-cages est générique et peut s'appliquer au filtrage de n'importe quel harmonique d'espace donné en choisissant le nombre de barres adéquat par cage. Certes, cela ne pourra porter que sur un seul harmonique mais peut être suffisant pour une application donnée dont le cas industriel faisant l'objet de ce chapitre et traité dans la suite.



### III. Application de la structure multi-cages dans le cadre d'une application industrielle

#### III.1. Définition et caractéristique de la machine

Pour évaluer l'approche proposée dans un cas industriel, nous reprenons le cahier des charges de la MAS introduit dans la partie I de ce chapitre. Le stator et son bobinage (6s4p) sont identiques à la machine initiale alors que la partie rotorique est conçue de manière différente. Pour définir la structure de cette dernière, l'analyse du contenu harmonique spatial du bobinage, donné Figure V-15, est d'abord menée. Celui-ci présente un harmonique de travail de rang 2, mais aussi un harmonique  $A_4$  d'amplitude non négligeable et tournant dans le sens opposé à  $A_2$ . Afin de filtrer cet harmonique via une structure rotorique à 3 cages, chacune est composée de 4 barres ( $h = 4$ ) équidistantes court-circuitées, soit 12 barres pour la totalité du rotor. Ainsi, au regard du contenu harmonique spatial, les harmoniques  $A_8$ ,  $A_{16}$ ,  $A_{20}$  et  $A_{28}$  seront également filtrés (croix rouge sur la Figure V-15).

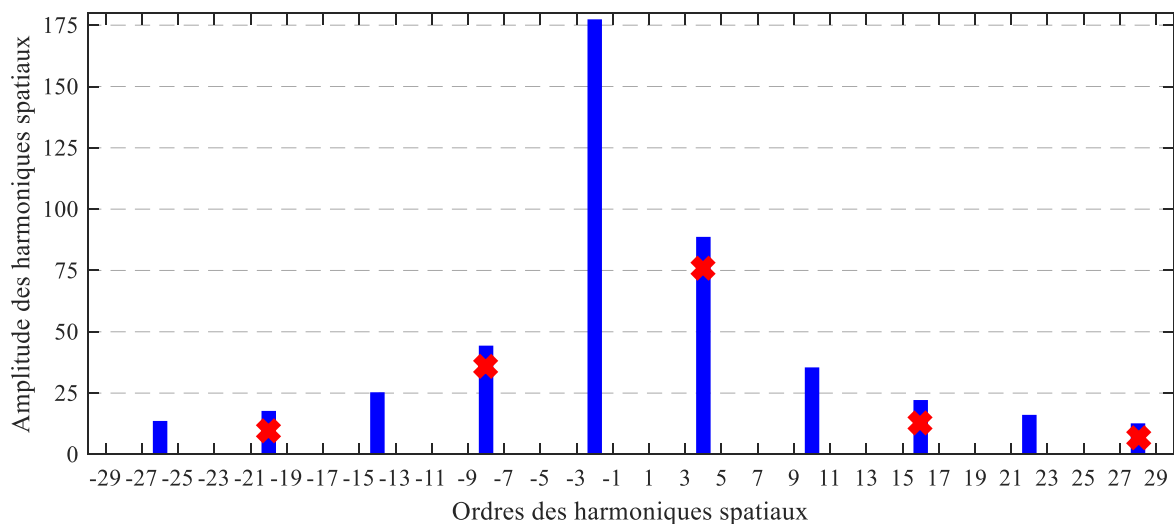


Figure V-15 : Contenu harmonique spatial de la FMM du bobinage 6s4p

Dans la perspective de la construction d'un prototype, se pose la problématique de la connexion des 3 cages qui doivent être indépendantes et isolées les unes par rapport aux autres. En effet, si la réalisation des anneaux de court-circuit d'une structure classique à une cage est largement maîtrisée, cela est moins évident pour 3 cages indépendantes. Dans le cadre du brevet [80], 3 cages concentriques tel que présenté sur la Figure V-16 sont proposées. Toutefois, les barres ne sont pas toutes situées à la même profondeur selon la cage à laquelle elles appartiennent. Cela peut être problématique notamment sur le développement des courants induits dans chaque barre au niveau de l'épaisseur de peau.

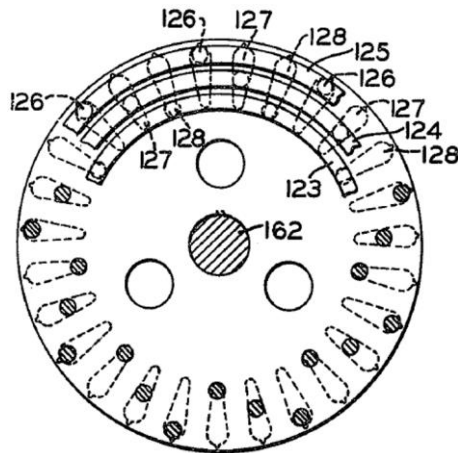


Figure V-16 : Illustration du rotor multi-cages proposé par le brevet [80]

Dans le cadre de nos travaux, à l'image d'une structure à 1 cage classique, nous souhaitons que toutes les barres soient à la même profondeur, quelle que soit la cage à laquelle elles appartiennent. La Figure V-17 montre une vue 3D du rotor développé en collaboration avec Somfy. Pour simplifier la conception, des encoches circulaires ont été adoptées afin d'y insérer des barres de cuivre. Les anneaux de court-circuit des 3 cages sont permutés à chacune des extrémités du rotor. Grâce à cette permutation, **la longueur et la profondeur de chaque barre est identique** quelle que soit la cage à laquelle elle appartient. Les Figure V-17.a à c montrent les connexions des barres avec l'anneau de court-circuit à 1, 2 et 3 cages. La Figure V-17.d montre le rotor complet constitué des cages et des tôles rotoriques. Les différentes caractéristiques du rotor sont données dans le Tableau V-4. Une épaisseur d'entrefer inférieure à 1 mm identique à celle du premier prototype étudié lors du Chapitre II a été choisie afin de faire d'éventuelles comparaisons sur les performances. La longueur totale du rotor tel qu'il est proposé, peut évidemment constituer un inconvénient dans le cas où des contraintes d'encombrement existeraient. Cela ne se pose pas pour l'application des moteurs Somfy, d'autant plus que le prototype à 3 cages a pour première vocation la validation de l'approche proposée.

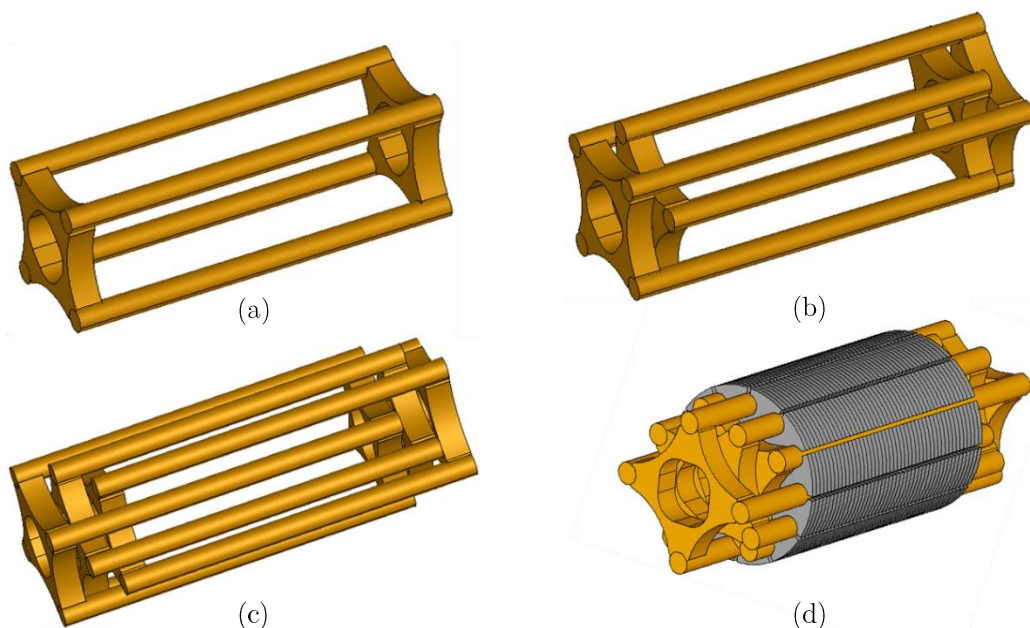


Figure V-17 : Structure rotorique 3 cages, (a) 1 cage seule, (b) 2 cages seules, (c) 3 cages seules, (d) cages + tôles

<b>Caractéristiques du rotor</b>	
$e$	< 1 mm
$N_r$	12 barres
$h_{\text{isthme encoche}}$	< 1 mm
$L_{\text{isthme encoche}}$	< 1 mm
$D_{\text{encoche}}$	< 5 mm
$L_{\text{barre-1cage}}$	< 50 mm
$L_{\text{barre-3cages}}$	< 50 mm

Tableau V-4 : Caractéristiques du rotor

Dans le but de mettre en évidence l'intérêt de la structure proposée, un rotor classique à 1 cage ayant les mêmes caractéristiques en termes de dimensions géométriques et de nombre de barres a également été développé. Sa représentation en 3D est donnée à la Figure V-18. Il est à noter que, contrairement à la topologie à 3 cages, la longueur des barres est plus faible, proche de manière classique à la longueur active du rotor.

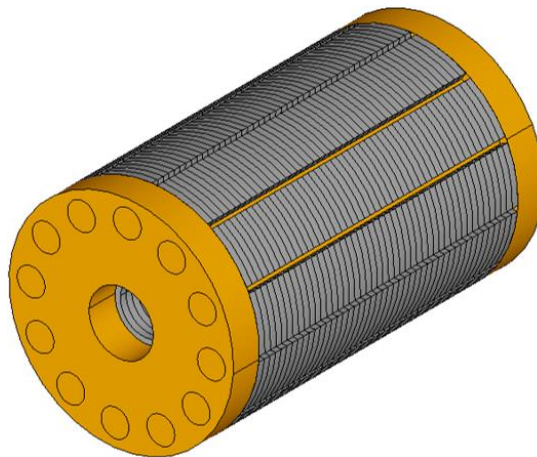


Figure V-18 : Structure rotorique 1 cage

### III.2. Analyse des performances par simulations numériques entre les deux structures rotoriques

Les deux structures sont modélisées par éléments finis en 3D. Les Figure V-19 et Figure V-20 montrent respectivement les maillages des MAS à 1 et 3 cages rotoriques. Le premier maillage complet avec la boîte d'air compte 1 602 106 éléments pour la MAS à 1 cage et le second 1 869 085 éléments pour la MAS à 3 cages. Une attention particulière a été portée au maillage de la partie rotorique afin de calculer le plus précisément possible les courants induits dans les barres. Ainsi, celles-ci comptent respectivement 570 000 éléments pour la structure à 1 cage (Figure V-19.b) et 760 000 éléments pour la structure à 3 cages (Figure V-20.b).

Dans un premier temps, un point de fonctionnement arbitraire, autre que celui du cahier des charges sans considération aucune des performances, a été simulé. L'objectif est de montrer

l'intérêt "intrinsèque" de la structure rotorique à multi-cages. Ensuite, le point de fonctionnement fixé par le cahier des charges est considéré.

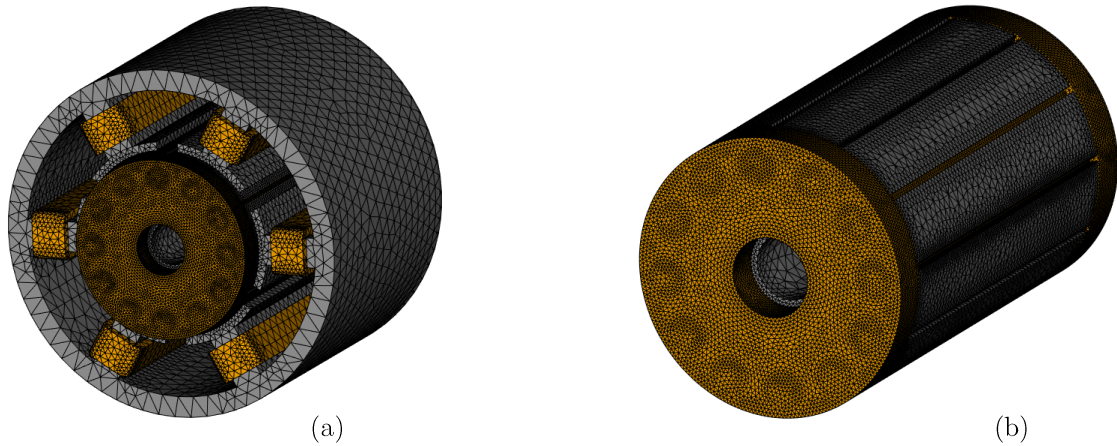


Figure V-19 : Maillage de la MAS à 1 cage rotorique, (a) MAS complète, (b) structure rotorique

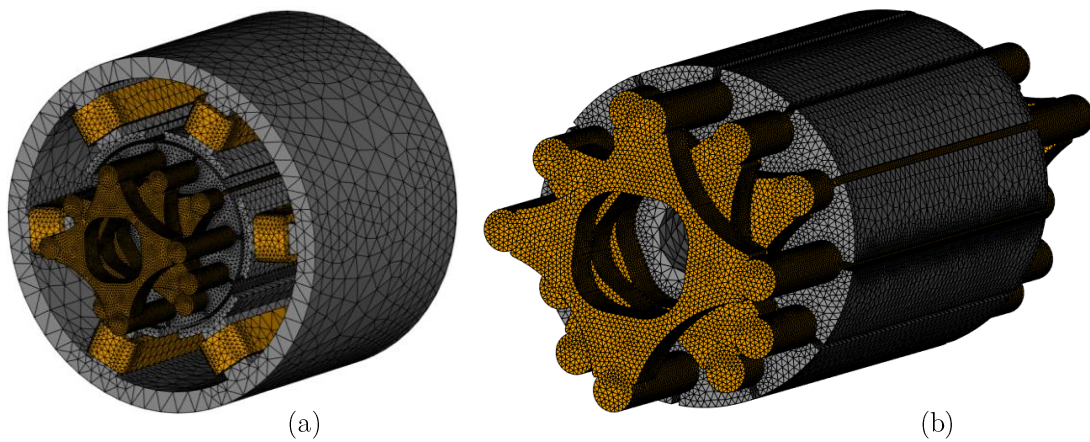


Figure V-20 : Maillage de la MAS à 3 cages rotoriques indépendantes, (a) MAS complète, (b) structure rotorique

### III.2.a. Analyse des performances pour un point de fonctionnement quelconque

Pour ce point de fonctionnement, la machine est alimentée par un courant efficace de 300 mA à une fréquence de 50 Hz avec une vitesse de rotation de 1350 tr/min soit un glissement de 10 %. Une caractéristique linéaire des matériaux magnétique statorique et rotorique a été considérée. Les courants induits sont comparés dans les mêmes barres repérées par 1, 2 et 3 sur chacune des deux structures (Figure V-21).

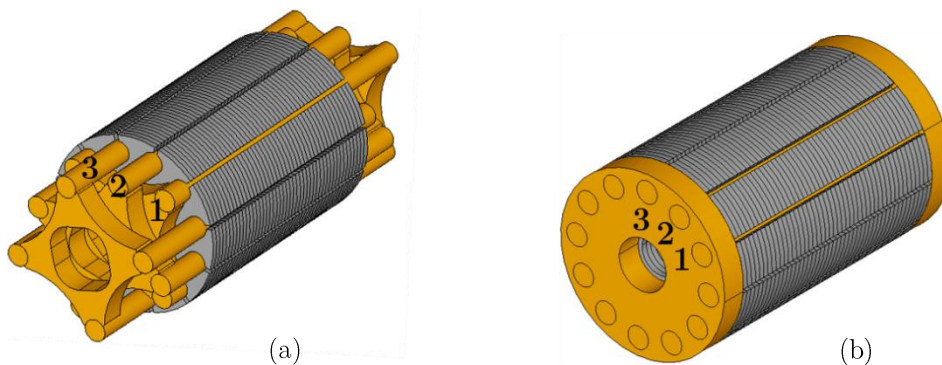


Figure V-21 : Choix des barres pour l'analyse du courant induit, (a) rotor 3 cage, (b) rotor 1 cages

Les évolutions temporelles de ces courants sont montrées respectivement sur les Figure V-22, Figure V-23 et Figure V-24. Quelle que soit la barre considérée, les mêmes observations peuvent être faites effectuées. Le courant dans le rotor à 1 cage est très oscillant et présente une amplitude élevée d'environ **5 fois** celle dans le rotor à 3 cages. A l'opposé, le filtrage des harmoniques d'espace par le biais de la structure à 3 cages permet d'obtenir une forme d'onde du courant assimilable à une sinusoïde. Les oscillations résiduelles sont dues à la fois aux harmoniques de denture statorique et spatiaux du bobinage qui n'ont pas été filtrés. L'analyse du contenu harmonique du courant sur une période rotorique, donnée Figure V-25, montre que le fondamental du courant pour la structure à 3 cages est plus faible d'environ 25 % par rapport à la structure à 1 cage, ce qui va avoir un impact sur la valeur moyenne du couple. Cela est principalement dû aux longueurs de barres plus importantes, et donc à une résistance de barre plus élevée pour le rotor à 3 cages même si la longueur additionnelle de la barre est hors du circuit magnétique, donc non soumise à l'effet de peau dont la résistance peut être alors assimilée à une résistance DC.

Les différences d'amplitudes des courants de barres constatées sur les formes d'onde temporelles sont également observées sur leurs répartitions dans les barres à un instant donné comme illustré à la Figure V-26. Nous distinguons ainsi, une répartition différente des courants induits dans les cages des deux structures.

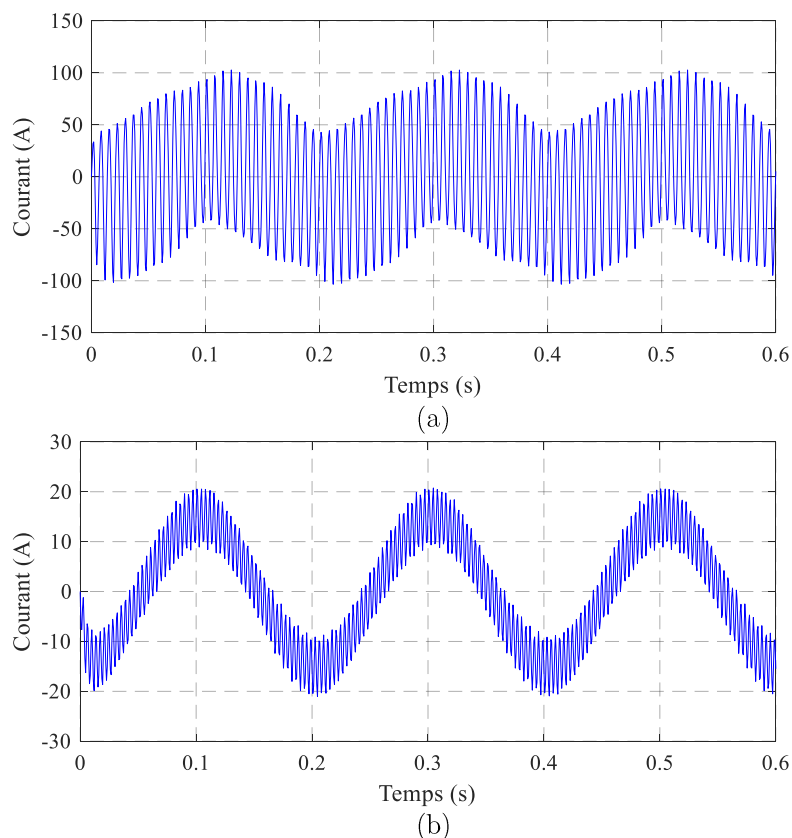


Figure V-22 : Courant dans la barre 1 à 1350 tr/min, (a) rotor 1 cage, (b) rotor 3 cages

Les formes d'onde du couple électromagnétique pour les deux structures sont présentées respectivement en bleu et en rouge sur la Figure V-27. Dans le cas du rotor à 1 cage, le couple est fortement oscillant avec une valeur moyenne quasiment nulle. En revanche, pour le rotor à 3 cages, l'ondulation est nettement moins importante, mais tout de même élevée, de l'ordre de 50 % avec une valeur moyenne d'environ 12 mN.m. Cette dernière aurait été plus élevée si la valeur du fondamental du courant avait eu une valeur moyenne identique à celle de la structure à une seule cage.

La Figure V-28 montre la répartition de l'induction chacune des deux structures au même instant. Celle du stator est identique alors que celle au rotor est légèrement différente et plus élevée autour des barres pour la structure à 3 cages.

Ainsi, cette dernière permet d'améliorer de façon significative les performances de la MAS tant sur la valeur moyenne du couple que sur son ondulation. Cela est principalement dû à la forme d'onde plus sinusoïdale du courant induit dans les barres et donc plus conforme à un fonctionnement habituel d'une MAS. Les observations faites ci-dessus montrent l'influence de la structure rotorique et l'intérêt de la modifier pour changer le comportement de la machine.

Afin de valider ces conclusions pour l'application industrielle visée, l'analyse des performances est également effectuée pour le point de fonctionnement donné par le cahier des charges de la société Somfy.

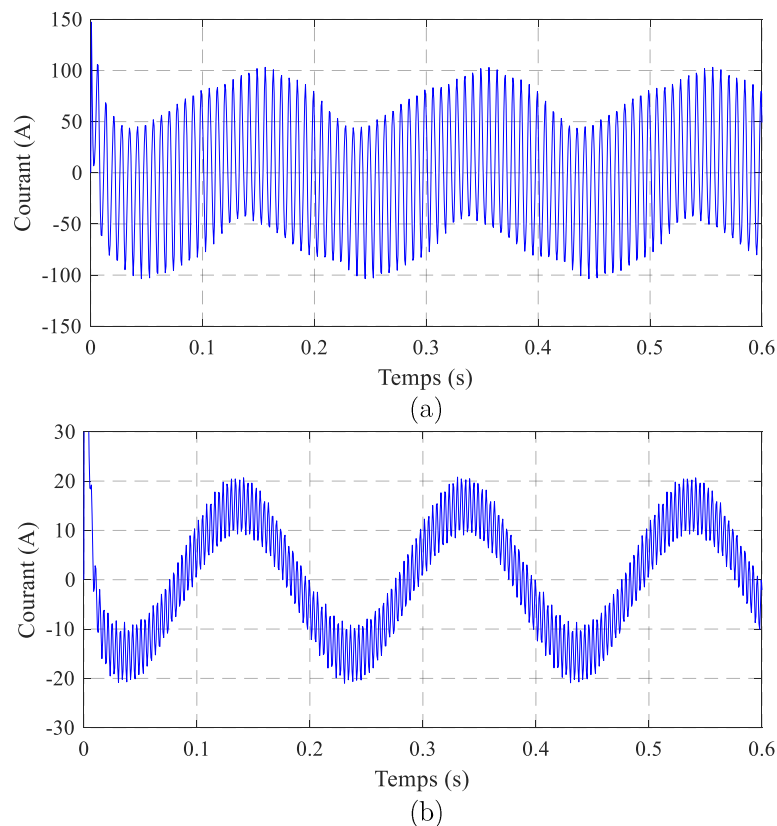


Figure V-23 : Courant dans la barre 2 à 1350 tr/min, (a) rotor 1 cage, (b) rotor 3 cages

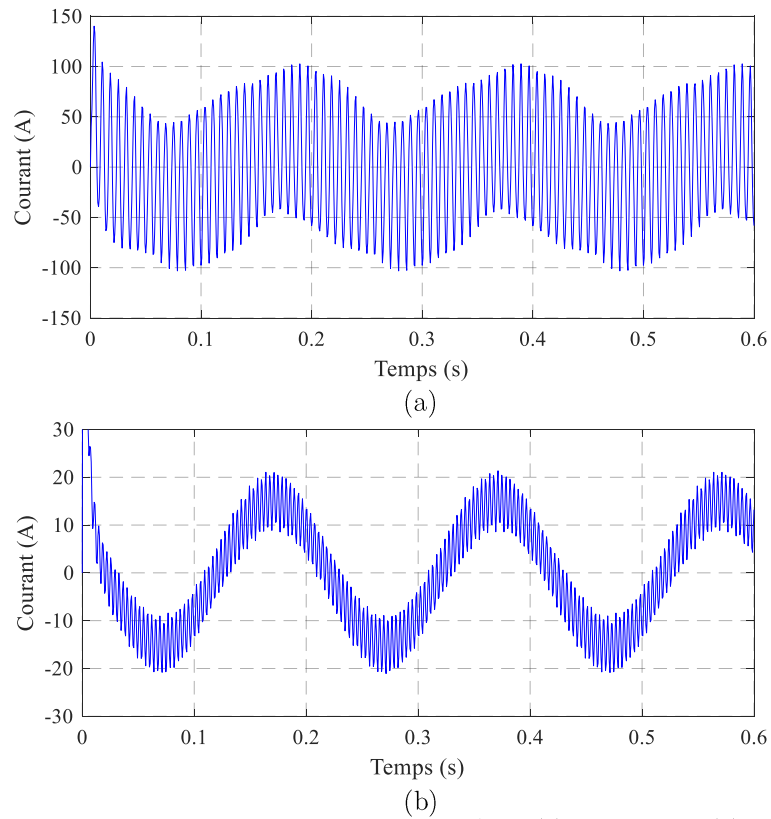


Figure V-24 : Courant dans la barre 3 à 1350 tr/min, (a) rotor 1 cage, (b) rotor 3 cages

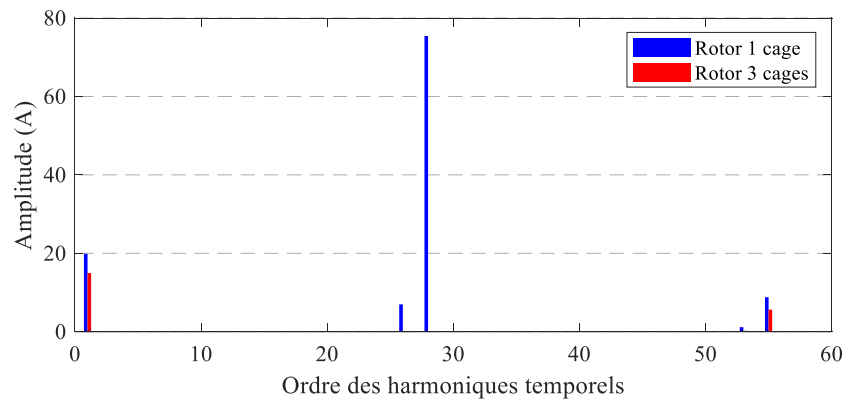


Figure V-25 : Contenu harmonique temporel du courant dans les barres à 1350 tr/min

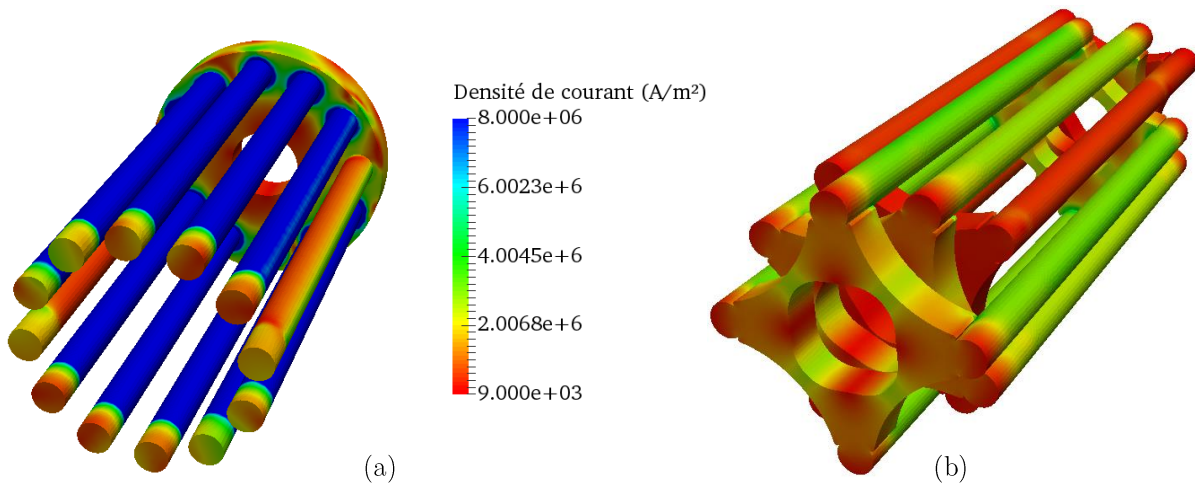


Figure V-26 : Densités de courant induit dans les barres, (a) rotor à 1 cage, (b) rotor à 3 cages

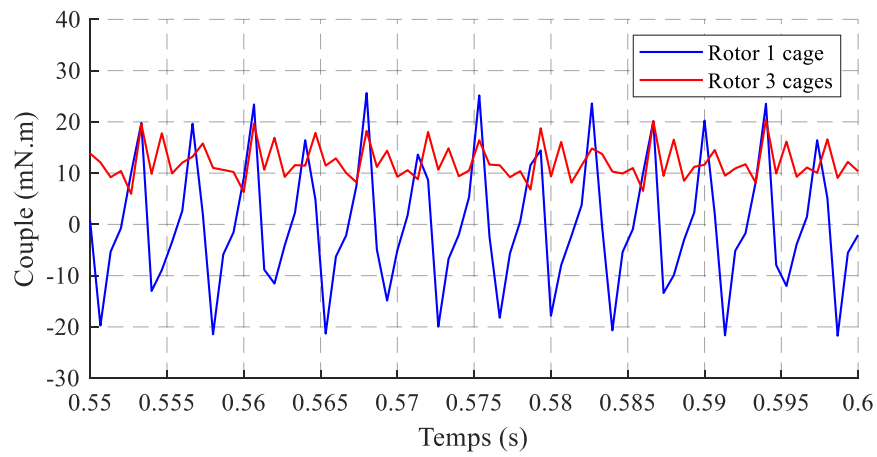


Figure V-27 : Comparaison du couple électromagnétique à 1350 tr/min

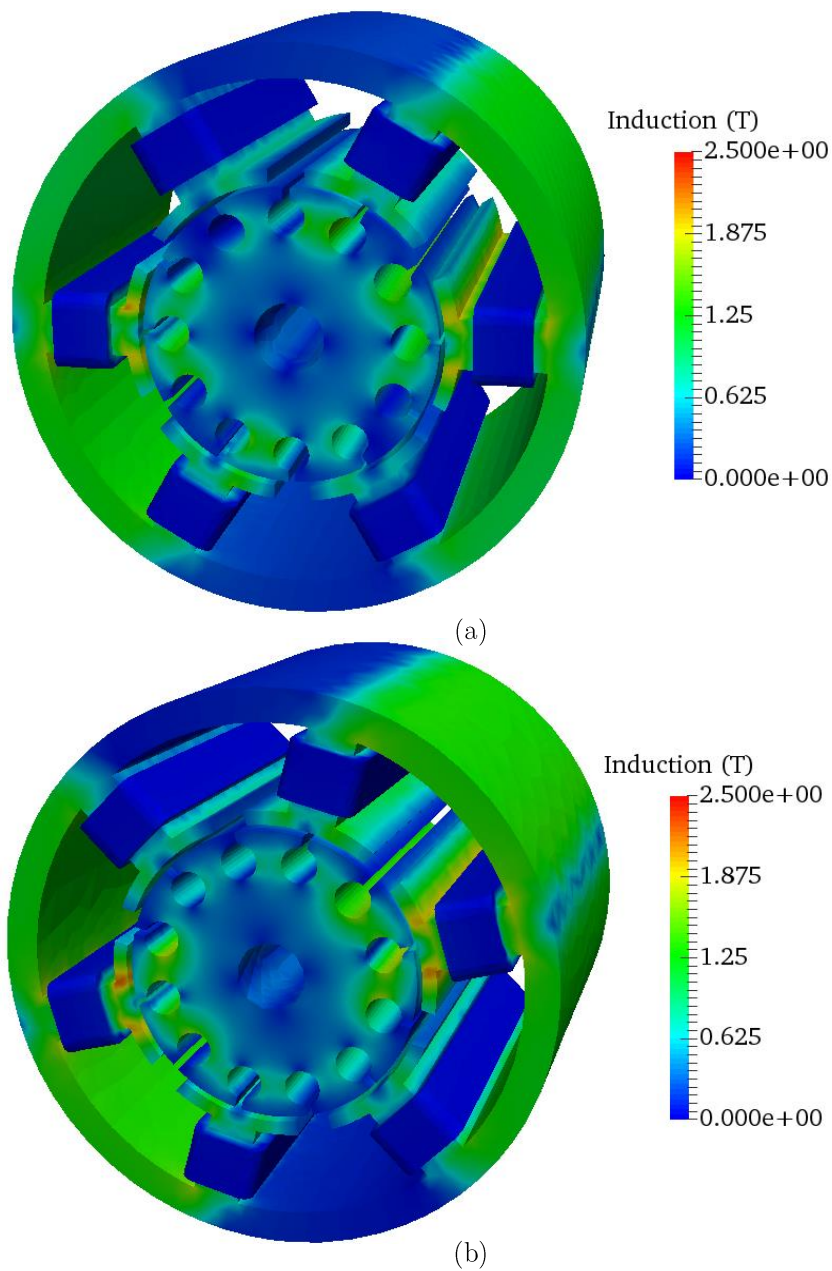


Figure V-28 : Répartition de l'induction, (a) rotor à 1 cage, (b) rotor à 3 cages



### III.2.b. Analyse des performances au point de fonctionnement du cahier des charges

Pour rappel, le cahier des charges stipule une alimentation de la machine avec un courant efficace maximum de 300 mA à une fréquence de 100 Hz. La vitesse dans ce cas est de 2250 tr/min, soit un glissement de 25 %.

La procédure de comparaison des courants induits dans les barres étant identiques au cas précédent, seule une comparaison sur la barre 1 pour les deux structures est proposée Figure V-29. Contrairement aux cas étudiés précédemment, la forme d'onde du courant dans le cas de la structure à 1 cage est plus sinusoïdale même si elle demeure riche en harmoniques. Celle à 3 cages présente quant à elle une forme d'onde sinusoïdale encore plus lisse que dans le cas de figure précédente. Comme attendu, l'étude du contenu harmonique des courants sur une période rotorique, donné Figure V-30, montre une nouvelle fois une réduction du fondamental d'environ 18 % attribuée aux mêmes causes (longueur des barres).

La comparaison du couple électromagnétique effectuée à la Figure V-31 montre des valeurs moyennes proches, 41,3 mN.m pour le rotor à 1 cage contre 47,6 m N.m pour celui à 3 cages, soit un gain d'environ 15 %. Une valeur identique pour le fondamental du courant de la structure à 3 cages aurait évidemment permis d'augmenter ce gain. Pour ce qui est des ondulations, elles s'atténuent dans les deux cas mais demeurent plus faibles dans celui du rotor à 3 cages, environ de 26 % contre 92 % pour celui à 1 cage.

La différence entre les valeurs moyennes du couple pour les deux structures est nettement moins importante que pour le cas précédent. Une analogie peut être faite avec ce qui a été discuté lors de la partie II du chapitre II sur les caractéristiques du couple en fonction de la vitesse. En effet, les harmoniques spatiaux n'ont pas la même influence sur la valeur moyenne selon le glissement considéré. Celui imposé par le cahier des charges est assez élevé comparé au glissement habituellement considéré pour une MAS (de 3 à 10 %). A cette vitesse, les harmoniques spatiaux ont donc moins d'influence qu'à faible glissement.

Les différentes analyses effectuées sur la base de la modélisation par éléments finis permettent de conclure que les performances de la MAS sont significativement améliorées grâce à la structure rotorique à 3 cages indépendantes et isolées comparées à une structure classique à 1 cage. Afin de corroborer ces résultats, des prototypes ont été réalisés, un premier avec la structure rotorique à 1 cage et un second avec la structure rotorique à 3 cages.

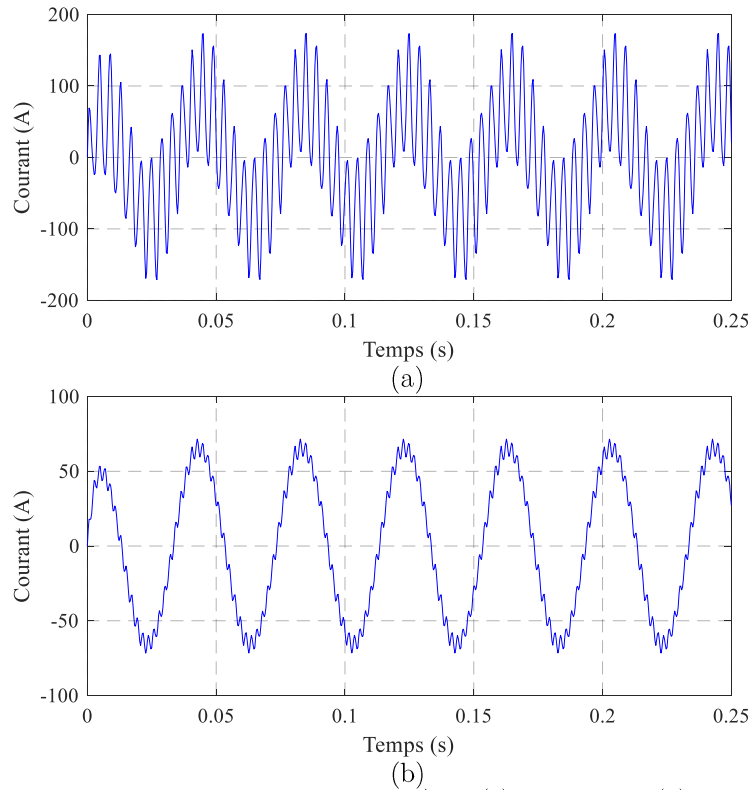


Figure V-29 : Courant dans la barre 1 à 2250 tr/min, (a) rotor 1 cage, (b) rotor 3 cages

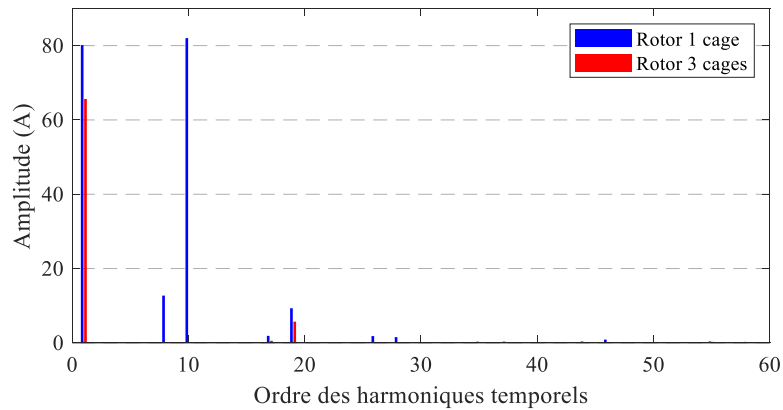


Figure V-30 : Contenu harmonique temporel du courant dans les barres à 2250 tr/min

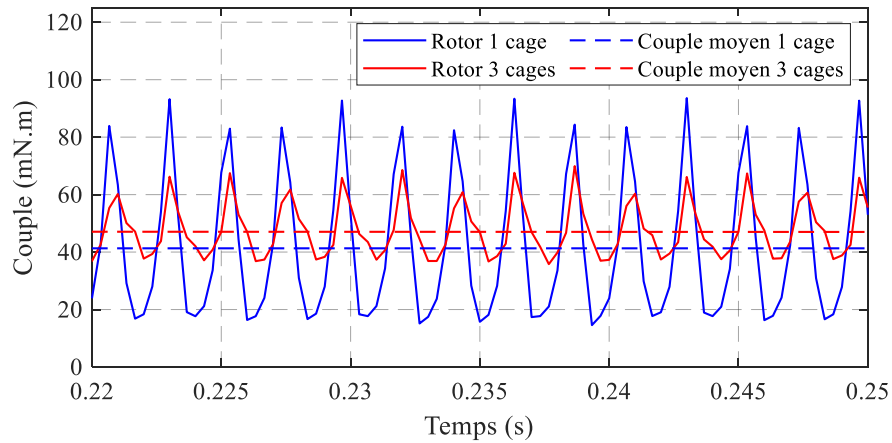


Figure V-31 : Comparaison du couple électromagnétique à 2250 tr/min

### III.3. Analyses des performances sur prototypes

Les prototypes de tests ont été réalisés par la société Somfy. Le stator 6s4p est identique à celui produit et utilisé actuellement pour des machines synchrones. Pour le rotor, les deux structures à 1 et 3 cages proposées précédemment avec 12 barres rotoriques ont été entièrement développées et réalisées comme l'illustre la Figure V-32. Les cages rotoriques étant en cuivre, la technique de la brasure a été privilégiée pour assembler les anneaux de court-circuit et les barres. La Figure V-33 propose une vue de la MAS assemblée avec sa partie statorique et rotorique.



Figure V-32 : Illustration des rotors à 1 et 3 cages

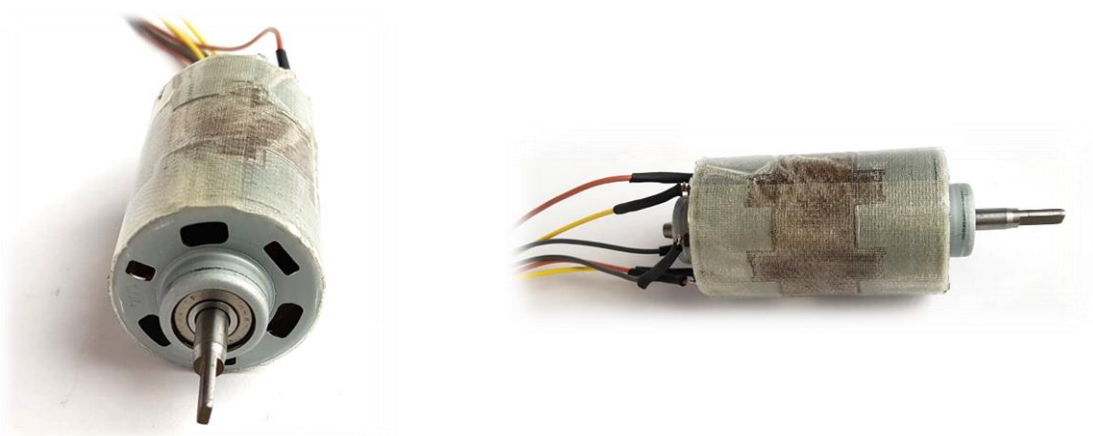


Figure V-33 : Moteur assemblé, rotor et stator

Les essais sont réalisés dans les mêmes conditions et avec le même matériel que celui utilisé pour le premier prototype dont les résultats ont été discutés lors du Chapitre II. La Figure V-34 montre le banc d'essais avec les appareils de mesures utilisés.

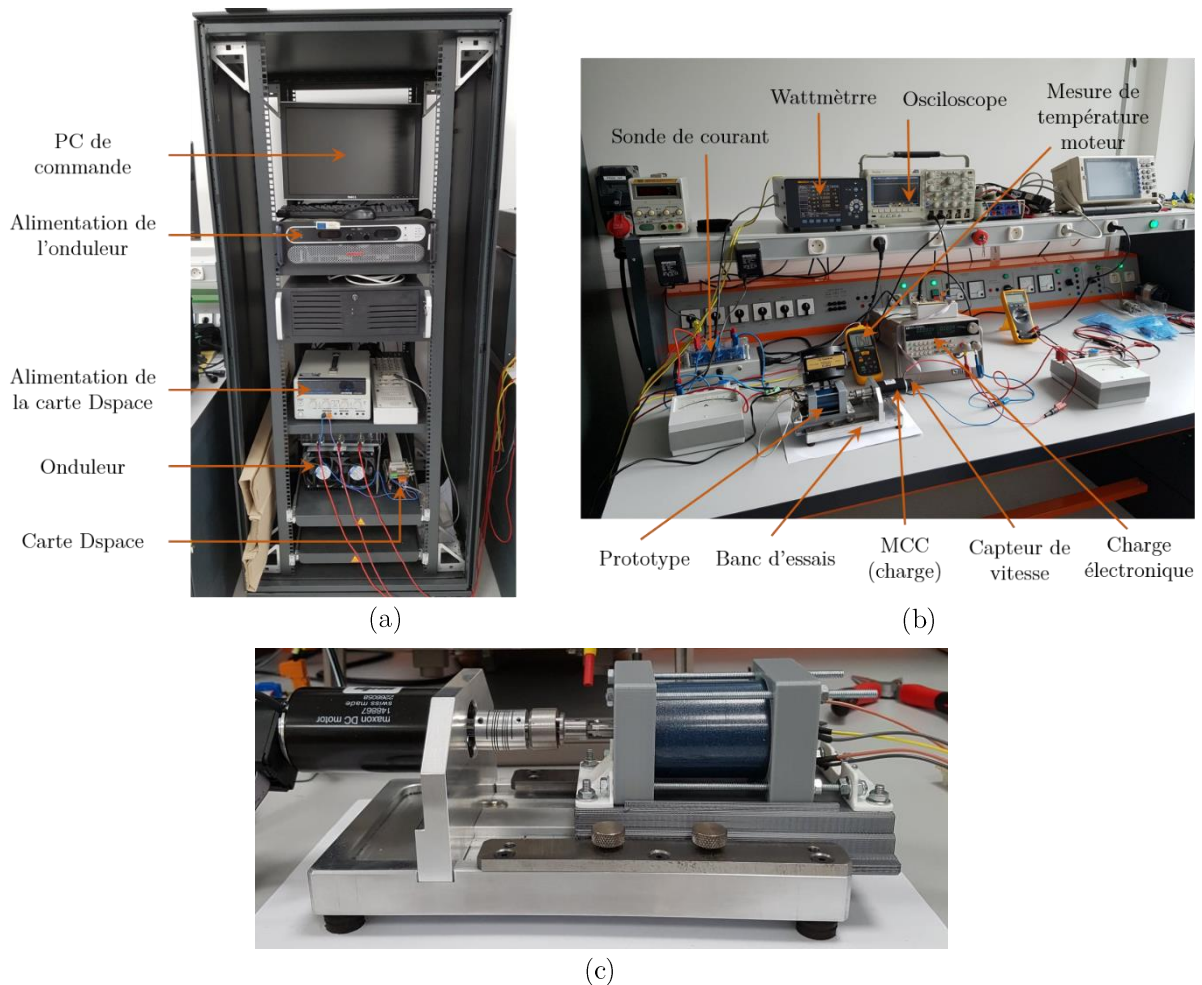


Figure V-34 : Moyens d'essais, (a) alimentation et contrôle de la MAS, (b) banc d'essais et mesures, (c) banc d'essais

### III.3.a. Essais préliminaires

Les prototypes n'ont pas été dimensionnés de manière classique dans la mesure où nous avons utilisé un stator existant et conçu uniquement le rotor. La seule donnée disponible est donc celle de la valeur maximale du courant d'alimentation (300 mA) pour éviter d'endommager le bobinage statorique. La tension d'alimentation et le comportement des prototypes sont des éléments à connaître avant de pouvoir comparer les deux prototypes. Quelques essais préliminaires sont donc à effectuer comme pour le premier prototype au chapitre II (Annexe A). Pour rappel, 100 V à une fréquence de 100 Hz était l'alimentation la plus adéquate pour ce prototype amenant à choisir un rapport  $u/f$  égal à 1.

Au travers des essais qui seront présentés ci-dessous, nous allons d'abord, essayer de déterminer le rapport  $u/f$  le plus pertinent en termes de couple, de rendement ou encore de courant absorbé. Ce rapport sera ensuite maintenu pour effectuer la comparaison des performances pour les deux prototypes au même flux magnétique.

Le stator des nouveaux prototypes étant identique à celui de premier, il n'a pas été jugé nécessaire d'effectuer de nouveaux essais thermiques comme ceux réalisés sur ce dernier au Chapitre II (voir Annexe A).

Les tests sont donc menés en charge pour différentes tensions, fréquences et couple. Lors de ces essais, la machine est couplée mécaniquement à une MCC laquelle est connectée électriquement à une charge électronique. De ce fait, même lorsque cette dernière est inactive, la MAS ne fonctionne pas tout à fait à vide du fait du couple de perte de la MCC qui est environ égal à 3 mN.m. Ce couple de pertes a été mesuré lors d'un essai classique de la MCC fonctionnant à vide.

Dans tous les essais, les bobinages statoriques sont couplés en étoile et les valeurs de tensions indiquées représentent celles des tensions simples entre phase et neutre.

Les premiers résultats ci-après ont été obtenus sur le prototype avec la structure rotorique à 3 cages alimenté à une fréquence de 100 Hz. La Figure V-35 montre le couple utile en fonction de la vitesse. Pour la plage de tension considérée, à savoir entre 60 et 120 V, la vitesse de la machine connectée à la seule MCC (sans charge additionnelle) se situe entre 2600 et 2850 tr/min pour un couple d'à peu près 3 mN.m.

Ensuite, comme attendu, la vitesse décroît en fonction de la charge quelle que soit la tension appliquée. Toutefois, cette décroissance est moins prononcée pour des valeurs élevées de la tension. A 120 V, la décroissance de vitesse est nettement moins importante lorsque nous augmentons la charge (le couple est théoriquement proportionnel au carré de la tension). Autrement dit, pour une même vitesse, la MAS délivre un couple plus important à 120 V<sub>eff</sub> qu'à 60 V<sub>eff</sub>. Par conséquent, une tension élevée serait préférable pour l'alimentation de la machine.

Pour les mêmes points de fonctionnement testés, la caractéristique du rendement en fonction de la vitesse est présentée à la Figure V-36. Son analyse ne permet pas d'aboutir à la même conclusion. A titre d'exemple, pour une vitesse de 2000 tr/min, le rendement est plus élevé pour une tension de 60 V que 120 V. La puissance utile est 3 fois plus élevée à 120 V qu'à 60 V mais les pertes le sont plus, à l'image des pertes Joule statorique qui le sont à plus de 7 fois ou les pertes fer qui dépendent du carré de la tension ou encore les pertes Joule rotoriques.

Le rendement maximal est obtenu pour une vitesse d'environ 2250 tr/min, vitesse correspondant au point de fonctionnement du cahier des charges, mais pour une tension d'alimentation de 60 V. Les caractéristiques du couple et du rendement en fonction de la vitesse ne permettent donc pas de choisir un point de fonctionnement respectant des valeurs maximales pour les deux grandeurs en même temps.

Une troisième caractéristique, couple en fonction du courant absorbé par le prototype, tracée Figure V-37 corrobore l'analyse effectuée ci-dessus. Aux tensions les plus faibles, l'augmentation de la charge entraîne une augmentation du courant absorbé. En revanche, ce dernier reste quasiment identique quelle que soit la charge pour les tensions les plus élevées (fonctionnement plus approprié pour une MAS), à savoir 100 V, 110 V et 120 V. Enfin, à 110 V

et 120 V, le courant absorbé est proche de la valeur maximale du courant fixée par le cahier des charges.

Au regard des trois caractéristiques étudiées, une tension d'alimentation de 100 V à 100 Hz, identique à celle utilisée pour le premier prototype, est retenue pour la suite des essais. Avec un rapport  $u/f$  égal à 1, la caractéristique du couple en fonction de la vitesse ne présente pas les meilleures performances, mais reste tout de même satisfaisante.

Même si cela ne s'imposait pas, les mêmes essais ont été menés sur la structure à une cage donnant des résultats similaires et amenant à la même conclusion (voir Annexe E). Cela a permis, d'une part, de vérifier que le rapport  $u/f$  de 1 est également approprié pour cette MAS et d'autre part, d'en savoir plus sur le fonctionnement de la MAS suivant la tension appliquée à ses bornes.

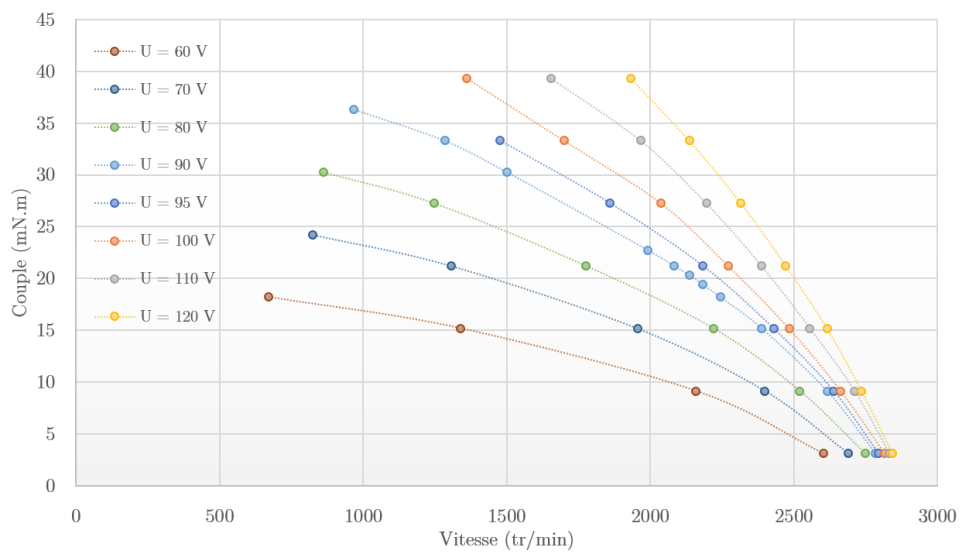


Figure V-35 : Caractéristiques du couple en fonction de la vitesse à 100 Hz pour différentes tensions d'alimentations, MAS à 3 cages

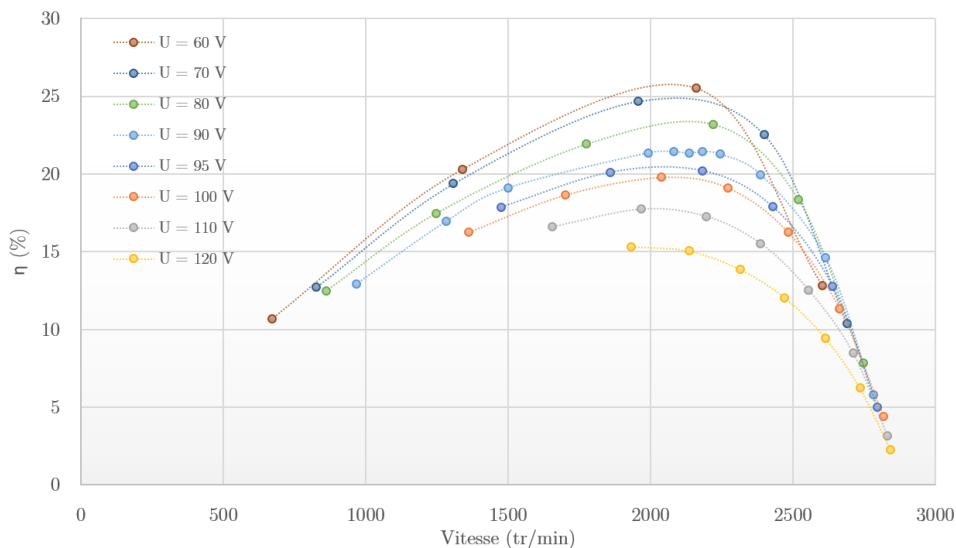


Figure V-36 : Rendement en fonction de la vitesse à 100 Hz pour différentes tensions d'alimentations, MAS à 3 cages

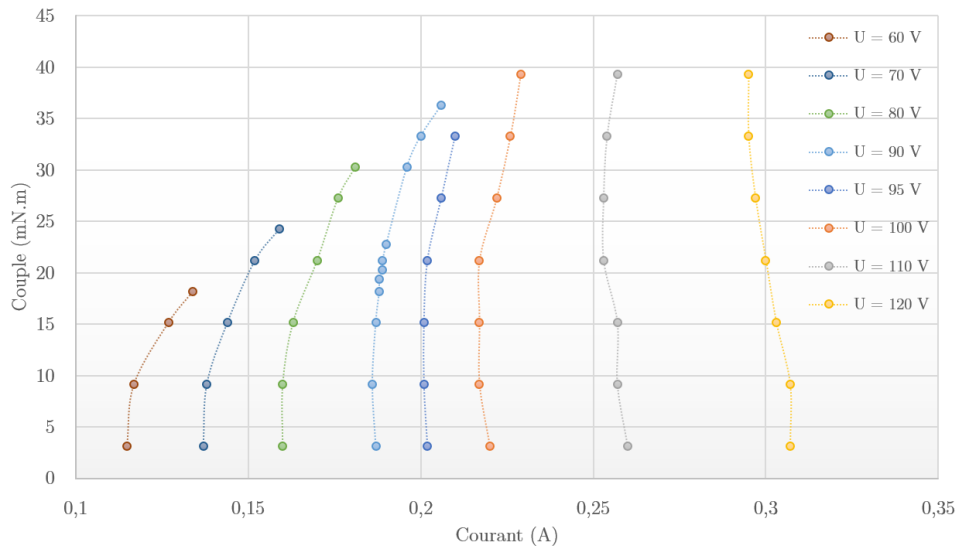


Figure V-37 : Caractéristique du couple en fonction du courant absorbé à 100 Hz pour différentes tensions d'alimentations, MAS à 3 cages

### III.3.b. Essais de caractérisation

La Figure V-38 présente la comparaison entre les deux MAS avec les structures rotoriques pour des fréquences d'alimentation de 50 Hz, 100 Hz et 150 Hz. Sans aucune charge appliquée, la vitesse de rotation de la MAS avec un rotor à 3 cages est plus importante. Par ailleurs, en charge, elle délivre un couple maximal plus élevé pour une vitesse donnée. A titre d'exemple, le couple maximum est d'environ de 50 m.N.m à 100 Hz alors qu'il est de près de 37 mN.m pour le rotor à 1 cage, soit un gain d'environ 35 %. Un comportement inattendu et contraire aux attentes est néanmoins observé pour la fréquence d'alimentation de 150 Hz. En effet, la structure à 1 cage montre de meilleures performances entre 2250 tr/min et 4300 tr/min pour cette fréquence. En dehors de cette plage, la structure à 3 cages est de nouveau plus performante. Cet effet n'a pas pu être expliqué pour l'instant et nécessite davantage d'essais et d'analyses pour être mieux appréhendé.

En ce qui concerne le point de fonctionnement du cahier des charges ; une fréquence d'alimentation de 100 Hz et vitesse de 2250 tr/min, le couple est d'environ 21 mN.m pour la structure à 1 cage contre 25 mN.m pour la structure à 3 cages, soit un gain de 19 %. Il faut rappeler que tout comme l'analyse effectuée précédemment par éléments finis, ce gain de couple pourrait être supérieur avec une résistance de barre rotorique identique.

Du point de vue énergétique, une comparaison du rendement en fonction de la vitesse est proposée à la Figure V-39. Les valeurs des rendements obtenus sont assez faibles mais restent dans l'ordre de grandeur attendu. La structure rotorique à 3 cages aboutit toutefois à un bien meilleur rendement, quelle que soit la fréquence d'alimentation et le point de fonctionnement, jusqu'à 60 % de plus à 100 Hz.

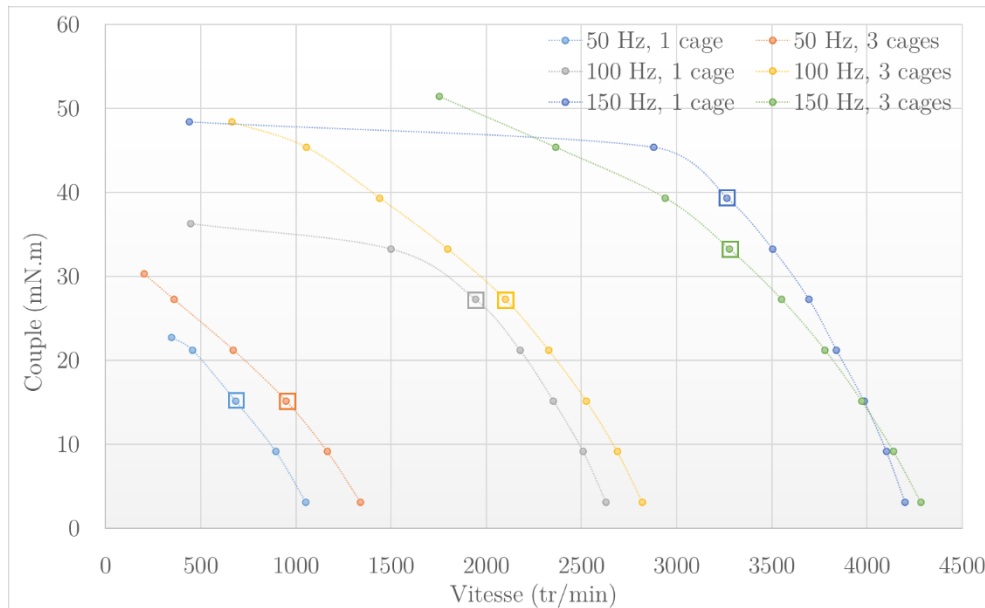


Figure V-38 : Caractéristique du couple en fonction de la vitesse à différente fréquence, comparaison des deux MAS

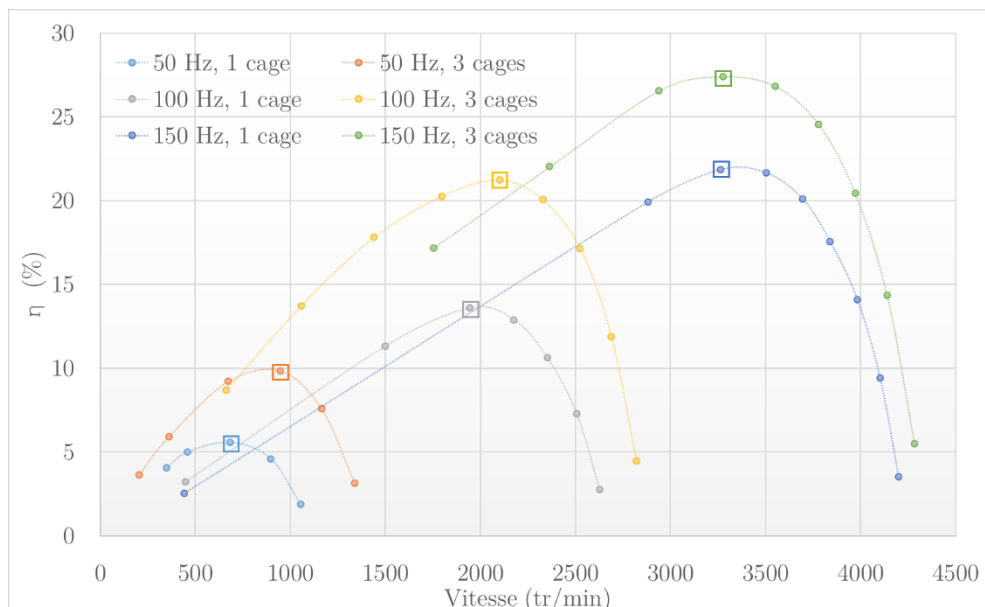


Figure V-39 : Rendement en fonction de la vitesse à différente fréquence, comparaison des deux MAS

Pour chacune des deux machines et pour chaque fréquence considérée, le rendement maximum est repéré par un carré. Le même point de fonctionnement est identifié sur la caractéristique du couple en fonction de la vitesse. Ainsi, nous observons que les deux machines ont un rendement maximum pour un couple similaire à 50 Hz ( $\approx 15$  mN.m) et 100 Hz ( $\approx 27$  mN.m) et plutôt pour une vitesse similaire ( $\approx 3270$  tr/min) à 150 Hz.

Observations faites sur le comportement des deux MAS lors des essais :

Lors des essais, certaines différences ont été notés au niveau du comportement entre les deux MAS. Tout d'abord, l'arbre de la MAS avec la structure à 1 cage présente une température nettement plus élevée que celle de l'arbre de la structure à 3 cages. Ce phénomène thermique pourrait être dû à la circulation de courants induits créés par les harmoniques spatiaux du bobinage. En effet, la structure à 1 cage présentant plus d'harmoniques, les courants induits y



sont plus importants et engendrent des pertes Joule supplémentaires, ce qui peut expliquer l'échauffement anormal constaté.

La seconde différence entre les deux MAS est d'ordre fonctionnel. Contrairement à la structure à 3 cages, la MAS à 1 cage nécessite une impulsion pour l'entraîner en rotation. Cela peut s'apparenter à un couple de détente dans le cas d'une MSAP. En fait, comme la MAS est constituée de 6 encoches statoriques et 12 encoches rotoriques, ce qui n'est bien entendu pas la meilleure combinaison, elle dispose de 12 positions d'équilibre stable vérifiées. Ce couple "bloquant" semble encore plus grand pour des fréquences d'alimentations élevées. Une investigation et une analyse plus détaillée restent à mener pour bien cerner ce phénomène qui ne se retrouve pas dans le cas de la structure à 3 cages.

#### III.4. Conclusion sur la structure rotorique multi-cages

La structure rotorique multi-cages a été utilisée pour une machine ayant un stator 6s4p. L'analyse du contenu harmonique spatial de la FMM du bobinage a permis de définir une structure rotorique à 3 cages indépendantes et isolées ayant chacune 4 barres. Le but est de filtrer l'harmonique spatial de rang 4 et tous ses multiples. Les résultats ont montré un réel intérêt quant à l'utilisation d'une telle structure comparée à une structure classique à 1 cage de même nombre de barres. En effet, les simulations par éléments fini ont permis de montrer le gain tant sur la valeur moyenne du couple que sur son ondulation, et ce pour deux points de fonctionnement différents. Ces affirmations ont également pu être validées par des essais réalisés sur deux prototypes, un constitué d'une structure rotorique classique à 1 cage et l'autre constitué d'un rotor à 3 cages. Les résultats ont été conformes à nos attentes et une quantification du gain obtenu par la structure 3 cages a pu être réalisée. Enfin, les essais ont révélé quelques différences de comportements thermiques et fonctionnels sans qu'elles puissent être complètement expliquées avec les essais réalisés. De nouvelles campagnes de tests sont donc à prévoir pour investigation.

## **IV. Conclusion générale du chapitre**

Ce chapitre a fait l'objet de l'étude d'une MAS à bobinage dentaire pour une application industrielle. Un cahier des charges répondant aux besoins de la société Somfy a tout d'abord été défini. L'objectif est de définir une structure rotorique pour une MAS dont le stator, muni d'un bobinage 6s4p, est le même que celui utilisé dans leur gamme de MS. Le problème a été abordé en deux parties distinctes. La première visait à garder une structure rotorique classique de cage d'écureuil. L'outil « ATOSCIM » a donc été utilisé afin de déterminer le nombre de barres adéquat ainsi que leur position optimale dans le but de maximiser le couple moyen de la MAS mais aussi de minimiser son ondulation. Il a été montré qu'une solution unique n'existe pas, seul un compromis entre les deux objectifs doit être fait. Pour une structure privilégiant des barres équidistantes, les meilleures performances sont obtenues pour un nombre de barres impair. De plus, à nombre de barres fixé, l'optimisation de la position des barres a montré que contrairement à une structure classique, un pas dentaire différent entre deux barres successives permet d'améliorer les performances. En effet, l'ondulation de couple a pu être réduite de façon significative tout en conservant un couple moyen similaire à celui pour une structure classique à barres équidistantes.

Une seconde partie a permis d'aborder la conception du rotor différemment en adoptant une structure rotorique multi-cages. L'objectif étant de filtrer un ou plusieurs harmoniques d'espaces de la FMM statorique liés à la répartition spatiale des bobines au sein du stator. L'intérêt et l'apport d'une telle structure a d'abord été abordé et validé dans le cas d'un bobinage dentaire statorique 12s10p bien connu pour son riche contenu harmonique spatial et qui fait l'objet d'études régulières. A l'aide de la structure à 3 cages ayant chacune 7 barres, il a été possible de filtrer l'harmonique de rang 7. Les différences entre un rotor classique à 1 cage où toutes les 21 barres sont court-circuitées et un rotor à 3 cages, de 7 barres chacune, indépendantes et isolées ont été observées tant sur les courants de barres que sur le couple. La fréquence identifiée dans les courants de barres et liée à la présence de l'harmonique  $A_7$  a été totalement supprimée dans le cas du rotor à 3 cages. Cela s'est traduit par un gain sur la valeur moyenne du couple ainsi que sur son ondulation. La structure multi-cages a alors été adoptée dans le cas de l'application industrielle avec le bobinage 6s4p. L'analyse du contenu harmonique spatial de la FMM a permis de définir 4 barres par cage pour ainsi filtrer l'harmonique d'espace de rang 4 et ses multiples. Des comparaisons sur la base de simulations par éléments finis ont d'abord été effectuées tant sur le couple que sur le courant dans les barres entre un rotor classique et un rotor à 3 cages ayant tous deux le même nombre de barres. Les résultats ont corroboré ceux obtenus pour le bobinage 12s10p permettant de valider le caractère générique de la structure multi-cages. Des prototypes ont ensuite été réalisés et une campagne d'essais a été menée. Les résultats ont permis de montrer l'écart de performances sur la caractéristique du couple en fonction de la vitesse entre les deux configurations. Elle a également révélé certaines différences fonctionnelles et comportementales entre les deux MAS qui ont pu partiellement être expliquées, mais qui méritent davantage d'investigations. De manière générale, une structure multi-cages

semble une solution pertinente pour réduire, voire même éliminer l'impact d'un ou plusieurs harmoniques d'espace liés au bobinage statorique. Du point de vue faisabilité, la connexion des barres via les anneaux de court-circuit constitue un point délicat dans une optique d'industrialisation en série. La collaboration avec la société Somfy a permis de proposer une connexion des anneaux de court-circuit qui semble industrialisable.

# Conclusion générale & Perspectives

---

## *Conclusion générale*

Les travaux de recherche consignés dans ce mémoire ont porté de manière générale sur la conception de machines asynchrones triphasées à cage d'écureuil en utilisant des bobinages statoriques dentaires. Ces derniers permettent de réduire la quantité de cuivre utilisée, par rapport à un bobinage distribué, tout en étant de réalisation plus simple. Leur principal inconvénient réside dans une Force Magnéto Motrice (FMM) avec un contenu harmonique spatio-temporel très riche qui constitue un handicap majeur dans leur utilisation dans des machines à cage d'écureuil.

L'objectif des travaux menés a été d'abord d'explicitier clairement les causes précises de cet handicap puis de développer des outils qui puissent être intégrés à des algorithmes d'optimisation afin d'investiguer diverses pistes topologiques d'amélioration des performances. Ces outils ont été exploités et aboutit à des diverses préconisations sur la distribution des bobinages et des barres rotoriques.

Dans le premier chapitre, le potentiel et les enjeux des bobinages dentaires dans les machines électriques ont été présentés au travers d'un état de l'art le plus exhaustif possible. L'analyse des différents types de bobinage ont permis de mettre en exergue l'intérêt d'utiliser un bobinage dentaire dans une machine électrique en termes de réduction de la longueur des têtes de bobines et donc du cuivre utilisé, ainsi que la simplification du processus de fabrication. Elle a également permis de pointer son inconvénient majeur, à savoir le contenu harmonique spatial de la FMM qui est bien plus riche que celui d'un bobinage distribué. En plus de l'harmonique de travail, plusieurs autres harmoniques spatiaux coexistent avec des amplitudes non négligeables ce qui peut impacter significativement le fonctionnement et/ou les performances des machines électriques. Un tour d'horizon sur l'utilisation des bobinages dentaires dans les MSAP a ensuite été effectué. Il a permis de relever les effets indésirables (pertes Fer, courants induits dans les aimants, bruit et vibrations, ...) qui y sont induits et qui ont pour origine les harmoniques spatiaux de la FMM mais également les différentes solutions retenues pour les atténuer. Enfin, les problèmes liés à l'utilisation des bobinages dentaires dans les MAS à cage d'écureuil ont été recensés. Il s'agit principalement de phénomène de rampe, d'atténuation de la valeur moyenne du couple et d'amplification de ses ondulations causés par les harmoniques spatiaux. Les solutions apportées en s'inspirant de celles adoptées dans le cas de MS, en agissant sur l'alimentation du bobinage ou encore au niveau de la structure rotorique sont également présentées.

Les phénomènes physiques engendrés par un bobinage dentaire dans une MAS à cage d'écureuil ont été explicités de manière didactique au Chapitre II. En se basant sur des simulations numériques par éléments finis d'un exemple de MAS à cage avec un bobinage dentaire à vide et en charge, l'analyse des courants induits dans les barres, de l'induction dans l'entrefer et du couple électromagnétique a conduit à la mise en lumière d'un certain nombre de singularités. Nous pouvons noter principalement des courants induits anormalement élevés dans les barres à vide à des fréquences liées aux harmoniques spatiaux de la FMM du bobinage et des fréquences inhabituelles en charge. L'impact de chacun de ces harmoniques a pu être quantifié de manière plus précise et systématique au travers de l'utilisation d'une nappe de courant dans la modélisation 2D par éléments finis. Dans une seconde étape, la caractéristique du couple en fonction de la vitesse a montré que les harmoniques spatiaux sont à l'origine des problèmes de rampage rencontrés lors d'un démarrage direct de MAS à bobinage dentaire. Cela peut être pallié par la réduction du contenu harmonique spatial de la FMM ou celle de la résistance rotorique. Enfin, une étude succincte a été menée sur l'influence du nombre de barres rotoriques sur la valeur moyenne du couple et sur son ondulation.

Afin de proposer de nouvelles structures de MAS à cage d'écureuil à bobinage statorique dentaire, deux outils analytiques ont été développés et présentés dans le Chapitre III. Le premier a pour objectif de calculer le contenu spatio-temporel de la FMM d'un bobinage quelconque. Il a été développé dans l'optique de l'intégrer facilement à un processus d'optimisation pour réduire le contenu harmonique spatial de la FMM. Pour cela, il repose sur un motif élémentaire de bobinage dont sa décomposition en série de Fourier est simple et déterminée analytiquement. La FMM du bobinage étant la superposition de plusieurs motifs décalés spatialement selon la position des bobines au sein du stator, l'amplitude de chaque harmonique est obtenue par construction géométrique. Le second est une extension du premier, prenant en compte la partie rotorique afin d'obtenir un modèle paramétrique complet d'une MAS à cage d'écureuil. Pour le calcul des courants induits dans les barres, qui est la grandeur la plus délicate à déterminer, un circuit électrique équivalent a été utilisé et le calcul de chaque élément le composant a été détaillé. La comparaison des résultats à ceux d'une modélisation numérique a montré une bonne précision des résultats avec tout de même quelques différences au niveau de l'ondulation de couple mais non pénalisantes dans le cas d'une étude comparative.

Le Chapitre IV a été dédié à la conception et l'optimisation des MAS à bobinages dentaires. Pour ce faire, le premier outil a été intégré à un processus d'optimisation afin de réduire le contenu harmonique spatial de la FMM des bobinages statoriques. Trois types de bobinages ayant le même nombre de pôles ont été optimisés de deux manières différentes. La première conservait un pas dentaire régulier tout en changeant le nombre de bobines par phase et en laissant libre le placement de ces bobines. Les résultats ont montré une réduction de quelques harmoniques sans impacter l'amplitude des autres, mais au détriment du coefficient de bobinage. La faisabilité des bobinages obtenus par optimisation peut être mise en cause dans un contexte industriel. La seconde optimisation variait le pas dentaire statorique entre deux encoches successives tout en conservant la configuration classique du bobinage (nombre de bobines par phase et placement des bobines). Les résultats ont montré que l'ensemble des harmoniques

spatiaux était impacté, ce qui a permis de réduire le contenu harmonique spatial dans sa globalité, l'amplitude de certains harmoniques étant nettement diminuées au détriment d'autres. L'illustration des bobinages optimisés a mis en évidence l'existence d'une périodicité du pas dentaire malgré sa non-régularité. Dans un second temps, le modèle paramétrique a été utilisé pour déterminer la structure rotorique optimale, à savoir le nombre de barres ainsi que leur position, pour un bobinage statorique donné afin d'optimiser les performances de la MAS en termes de valeur moyenne du couple et de son ondulation. Une étude a d'abord été menée sur l'influence du nombre de barre en fonction du point de fonctionnement. Même si les résultats diffèrent selon le glissement considéré, le nombre de barres optimal est majoritairement impair et reste dans une plage limitée. Ensuite, pour un point de fonctionnement et un nombre de barre fixé, quel que soit le bobinage considéré dans sa configuration classique, l'optimisation de la position de ces dernières n'a pas permis d'obtenir des résultats notables par rapport à ceux obtenus pour des barres équidistantes. En revanche, dans le cas d'un bobinage dont le contenu harmonique spatial de la FMM a été optimisé, la valeur moyenne du couple est significativement augmentée et son ondulation réduite. Tous ces résultats montrent qu'il est nécessaire de travailler sur l'ensemble de la machine, à la fois la partie statorique et la partie rotorique afin d'optimiser les performances de la MAS. Le modèle paramétrique permet de faire un design préliminaire de la machine en déterminant l'ensemble de sa structure (bobinage statorique et cage d'écureuil) pour ensuite être affiné avec une modélisation numérique par éléments finis.

Le dernier chapitre a été consacré à la conception d'une MAS à bobinage dentaire dans le cas d'une application industrielle. A partir d'un cahier des charges répondant aux besoins de la société Somfy et d'un stator doté d'un bobinage statorique dentaire, l'objectif était de définir la structure rotorique adéquate. Pour cela, deux approches ont été considérées. En utilisant le modèle paramétrique, le nombre de barres optimal ainsi que leur position ont pu être déterminés dans le but de maximiser la valeur moyenne du couple et de minimiser son ondulation. L'optimisation de la position des barres a permis d'améliorer les performances en réduisant significativement l'ondulation de couple tout en conservant une valeur moyenne similaire à celle d'une structure classique à barres équidistantes. La seconde approche abordait la conception de la structure rotorique de manière différente en tentant de la concevoir dans le but de filtrer un ou plusieurs harmoniques d'espace de la FMM statorique. Une structure multi-cages a alors été introduite où chacune des cages indépendantes est munie d'un nombre de barres égal au rang de l'harmonique à filtrer. Après une validation par simulations numériques sur le cas d'un bobinage dentaire à 12 encoches et 10 pôles, elle a été adoptée dans le cas de l'application industrielle avec 3 cages distinctes. Les résultats de simulations ont confirmé l'intérêt d'une telle approche par rapport à une seule cage avec le même nombre totale de barres. Des essais effectués sur 2 prototypes, un ayant une structure rotorique classique et l'autre 3 cages indépendantes avec le même nombre de barres, ont permis de mettre en évidence l'apport de cette dernière sur la caractéristique du couple en fonction de la vitesse limitant l'impact de certains harmoniques d'espace.

*Perspectives des travaux de recherche*

Ces travaux de recherche ont permis d'aborder de nombreux aspects liés à la conception de machines asynchrones à cage d'écureuil à bobinage statorique dentaire mais ont également souligné toute la complexité du problème. Plusieurs points restent encore à explorer et/ou à conforter ce qui permet d'envisager diverses perspectives.

Tout d'abord, il serait intéressant de valider par simulations numériques les différents résultats d'optimisation issus des outils de choix de structure. La prise en compte de la saturation magnétique des matériaux permettrait de confirmer les résultats. Par ailleurs, les dimensions géométriques pourraient être ajustées dans le but d'améliorer les performances.

La recherche de nouvelles structures de bobinage statorique pourrait être menée par optimisation en fixant des objectifs différents de ceux abordés dans ces travaux ou bien en considérant de nouveaux tels le changement du nombre de spires par bobine.

Dans notre travail, la recherche de nouvelles structures rotoriques a été faite en 2 étapes ; d'abord en déterminant le nombre de barres équidistantes adéquat puis en cherchant les positions optimales via un processus d'optimisation. Effectuer les deux tâches en un seul problèmes d'optimisation nécessiterait un temps de calcul non négligeable mais pourrait aboutir à des solutions encore meilleures.

Dans la même optique, un problème d'optimisation global en agissant conjointement sur le bobinage statorique et les barres rotorique permettrait de prendre en considération les interactions entre les diverses variables et aboutir à des structures optimales.

Concernant la structure multi-cages, seul le cas de 3 cages a été considérées. Quel que soit le rang de l'harmonique à filtrer, cela peut induire des difficultés de fabrication. Il serait intéressant d'étudier d'autres cas de cages. Cela peut s'effectuer analytiquement en adaptant le modèle paramétrique qui prendrait en compte les cages par autant de circuit électrique équivalent avec un couplage entre elles se matérialisant par le biais d'inductances mutuelles.

Les travaux menés dans cette thèse se sont focalisés uniquement sur l'aspect structurel de la machine pour réduire l'impact des harmoniques spatiaux de la FMM du bobinage statorique. Un autre axe de recherche, l'alimentation du bobinage statorique ainsi que des lois de commande du convertisseur, pourrait être investigué pour atténuer les phénomènes physiques indésirables induits par les bobinages dentaires.

Enfin, seules les performances de la machine en termes de fonctionnement en régime permanent ou transitoire ont constitués l'objectif ces travaux. Il serait pertinent d'associer par la suite l'aspect énergétique en quantifiant et comparant les différentes pertes mais aussi renforcer la partie multi-physique avec l'analyse harmonique spatio-temporelle (FFT2D) pour traiter l'aspect bruit et vibrations. Une analyse du cycle de vie pourrait donner une autre vision du gain (ou pas) de l'utilisation d'un bobinage dentaire.





# Annexe A : Essais préliminaires sur le prototype 6s4p16barres

---

## I. Essais thermiques

Dans un premier temps, des essais thermiques sont réalisés afin de ne pas endommager le prototype lors de futurs essais. Le stator de la machine provient d'une machine synchrone et est constitué de 6 bobines. La machine est dimensionnée pour fonctionner à 300 mA maximum, nous n'irons donc pas au-delà lors de l'ensemble des essais qui seront réalisés sur le prototype au risque d'atteindre une température du bobinage statorique trop élevée et ainsi brûler la machine. Nous nous fixons donc une température maximum d'environ 100 °C du bobinage à ne pas dépasser.

Pour réaliser les essais thermiques, trois courants sont considérés : 100 mA, 200 mA et 300 mA continu. De plus, afin d'obtenir une température homogène dans l'ensemble de la machine, les 3 phases sont connectées en série. La température du bobinage est obtenue via le calcul de sa résistance en relevant la tension à ces bornes. La relation entre la résistivité et la température est définie par la relation suivante :

$$\rho = \rho_0 [1 + \alpha_0 (\theta - \theta_0)] \quad (\text{A.1})$$

Où  $\theta_0$  est la température de référence en K ou °C,  $\theta$  la température du cuivre,  $\rho$  la résistivité du cuivre,  $\rho_0$  la résistivité du cuivre à la température de référence en  $\Omega \cdot m$  et  $\alpha_0$  le coefficient de température à la température de référence égale à  $3,93 \cdot 10^{-3} \text{ K}^{-1}$  pour le cuivre à 20 °C.

L'élévation de température au cours du temps pour les courants d'alimentation de 100 mA, 200 mA et 300 mA continu est donnée respectivement aux Figure A-1, Figure A-2 et Figure A-3. Sous 100 mA, nous constatons que la température de 100 °C du bobinage n'est jamais atteinte, seulement 55 °C est atteint au bout de 3h environ. Ainsi, la constante de temps thermique est d'environ 30 min. En revanche, pour les deux autres courants, l'essai thermique a dû être stoppé prématurément à cause de la température de 100 °C du bobinage atteinte respectivement au bout de 18 min sous 200 mA<sub>DC</sub> et 3 min 30s sous 300 mA<sub>DC</sub>. La constante de temps ne peut donc pas être calculée dans ces deux cas. Cette élévation rapide de température dans une machine électrique n'est pas habituelle. Cela n'est pas dû à un mauvais dimensionnement de la part de Somfy, mais à l'application de la machine. En effet, les moteurs Somfy sont intégrés dans des systèmes domestiques tels que des stores ou des volets roulants. L'utilisation quotidienne des moteurs n'excède donc pas 2x30s (1 fois pour ouvrir et 1 fois pour fermer), il n'est donc pas nécessaire de faire des machines bien ventilées. De plus, une contrainte d'encombrement ne permet pas d'avoir de gros diamètre de machine, c'est pourquoi le choix d'un nombre d'Ampères-tours élevé au stator est choisi au détriment de l'échauffement de la machine.

Grâce à cet essai, nous savons le temps que nous disposons pour effectuer les prochains essais à un courant donné. Néanmoins, un ventilateur extérieur sera ajouté afin de ralentir l'élévation de température et ainsi effectuer des essais sur un temps plus important.

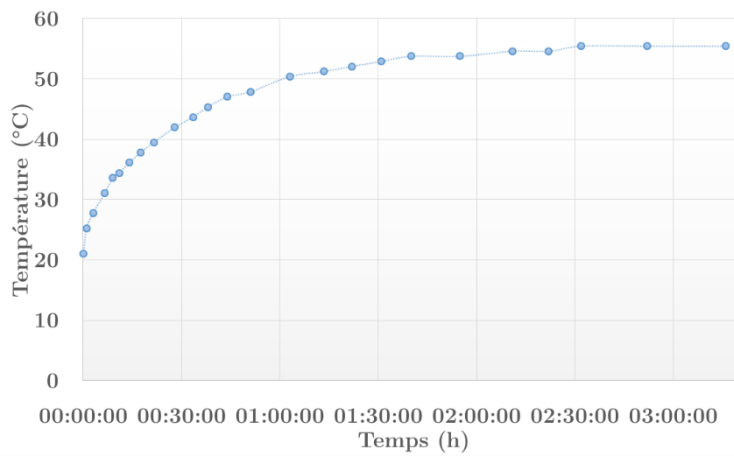


Figure A-1 : Essai thermique à 100mA continu

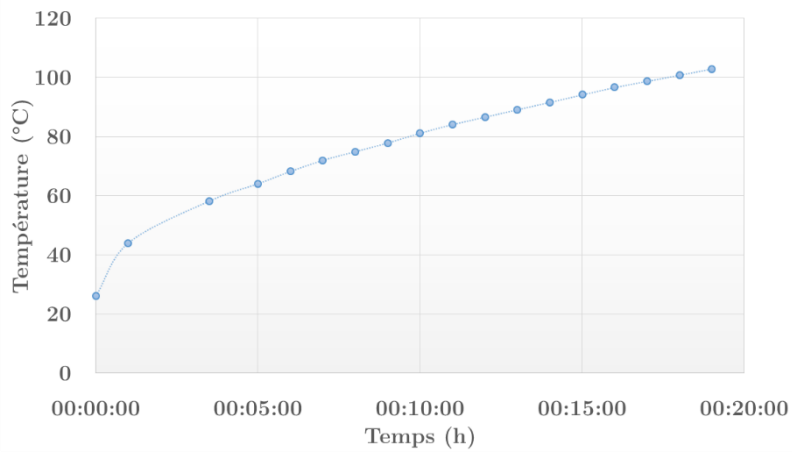


Figure A-2 : Essai thermique à 200mA continu

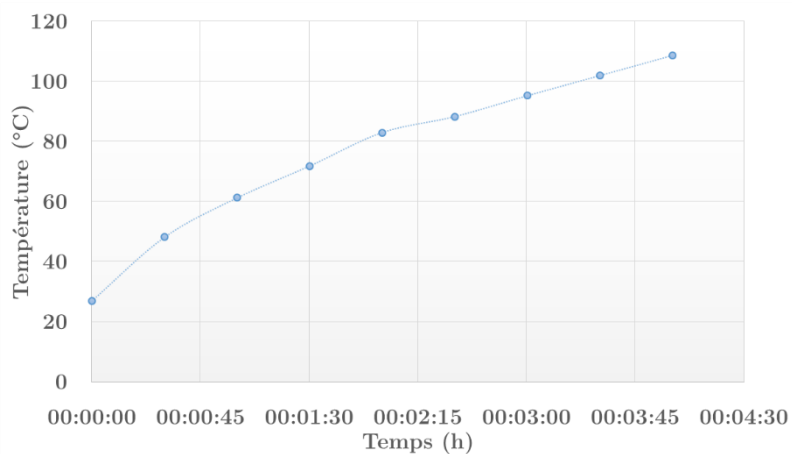


Figure A-3 : Essai thermique à 300mA continu

## II. Étude de l'état magnétique du prototype

Les deux parties de la machine provenant de deux machines différentes, le niveau de saturation et donc la tension d'alimentation adéquate du prototype pour une fréquence donnée est inconnue. Un deuxième essai est donc réalisé afin de connaître l'état magnétique du prototype, c'est-à-dire déterminer le meilleur rapport entre la tension et la fréquence d'alimentation à appliquer.

Le prototype est monté sur un banc d'essais Somfy que nous avons adapté. Son alimentation est fournie par un convertisseur modulable Semikron (Figure A-4.a) contrôlé par une carte DSPACE/Simulink (Figure A-4.b). Le contrôle de la machine se fait par le biais d'une commande u/f et ainsi, nous pouvons augmenter la vitesse du rotor tout en gardant un flux constant dans la machine.

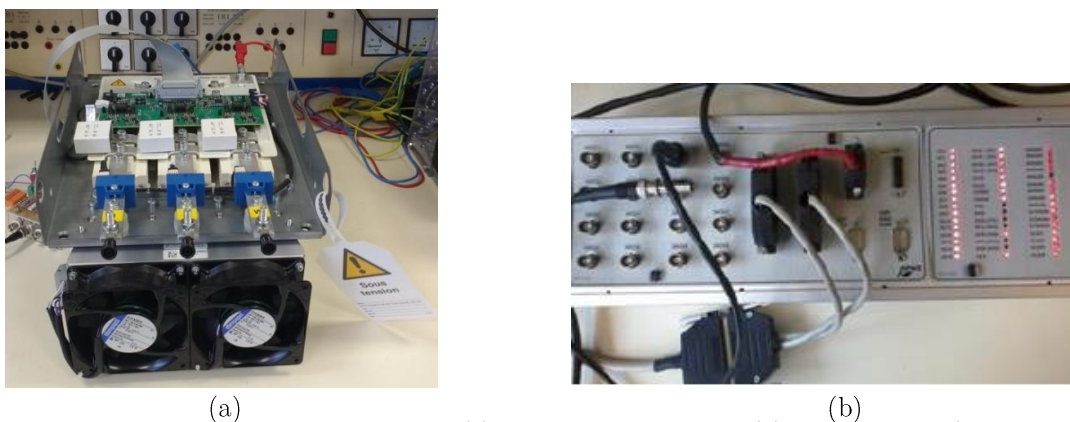


Figure A-4 : Alimentation du prototype, (a) convertisseur Semikron, (b) carte DSPACE/Simulink

Une machine à courant continu MAXON (Figure A-5.a) alimentée par une charge électronique DC ITECH (Figure A-5.c) est utilisée comme charge. Le courant que nous imposons avec la charge électronique permet ainsi de connaître le couple délivré par la MMC à l'aide de la constante de couple donnée par le constructeur. Enfin, un codeur optique 2 canaux HEDL (Figure A-5.b) est utilisé pour mesurer la vitesse de la MCC et ainsi avoir la vitesse du rotor du prototype. Une illustration complète du banc est proposée Figure A-6.



Figure A-5 : Instrumentation du banc d'essai, (a) MCC RE040G, (b) codeur HEDL, (c) charge électronique IT8513C

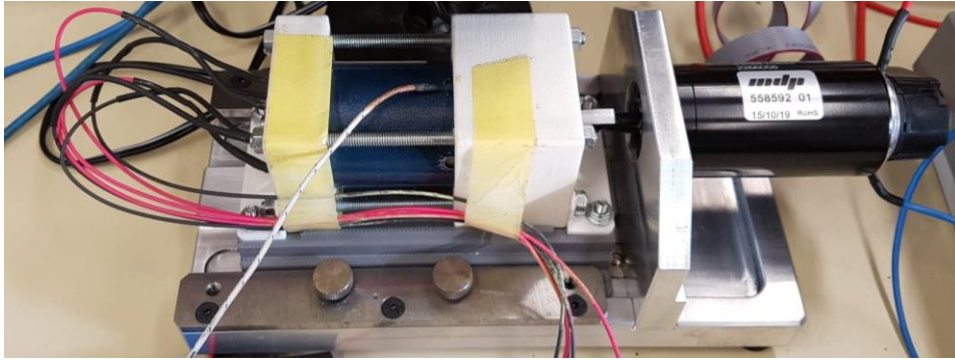


Figure A-6 : Banc d'essai

Afin de déterminer le rapport  $u/f$  adapté à notre prototype, nous fixons la fréquence d'alimentation à 100 Hz. Ensuite, pour une tension donnée, nous faisons varier la charge et ainsi nous obtenons les caractéristiques du couple et du rendement en fonction de la vitesse données Figure A-7. Pour les raisons d'échauffements de la machine évoquées précédemment, nous nous limitons à un courant efficace maximum absorbé par le prototype égal à  $250 \text{ mA}_{Ac}$ .

Quelle que soit la tension considérée, nous constatons que la vitesse n'excède pas 2300 tr/min environ alors qu'à 100 Hz la vitesse devrait être proche de 3000 tr/min. Après investigation, le phénomène de rampage n'est pas la cause, car en appliquant une rampe  $u/f$  constante, la vitesse finale atteinte à 100 Hz est identique. L'hypothèse de la présence des harmoniques spatiaux engendrant une réduction de la valeur moyenne du couple et un glissement important peut donc être faite dans ce cas. La valeur moyenne du couple est faible, mais reste dans l'ordre de grandeur attendu. En effet, le couple délivré par la machine synchrone de Somfy ayant le même stator que notre prototype délivre environ 50 mN.m. Le couple moyen est tout de même réduit par la présence des harmoniques spatiaux de la FMM du bobinage statorique que nous pouvons observer Figure A-8.

Le rendement de la machine est très faible, quelles que soient la vitesse et la tension considérée. Aucun dimensionnement n'ayant été fait et des pertes Joule statorique importantes sont à l'origine cette valeur. Il n'est pas nécessaire de s'attarder sur cette valeur, bien qu'elle soit très importante pour une machine électrique, car l'objectif de ce prototype est de mettre en évidence dans un cas pratique les problèmes liés à la présence des harmoniques spatiaux de la FMM. Nous remarquons tout de même que le rendement maximum est atteint pour une tension de 100 V. Au-delà de cette tension, le rendement est plus faible, nous pouvons penser que la machine est trop saturée et donc engendre de moins bonnes performances.

Les meilleures performances étant obtenues pour une tension d'alimentation de 100 V à une fréquence de 100 Hz, le rapport  $u/f = 1$  est choisi pour la suite des travaux sur cette machine.

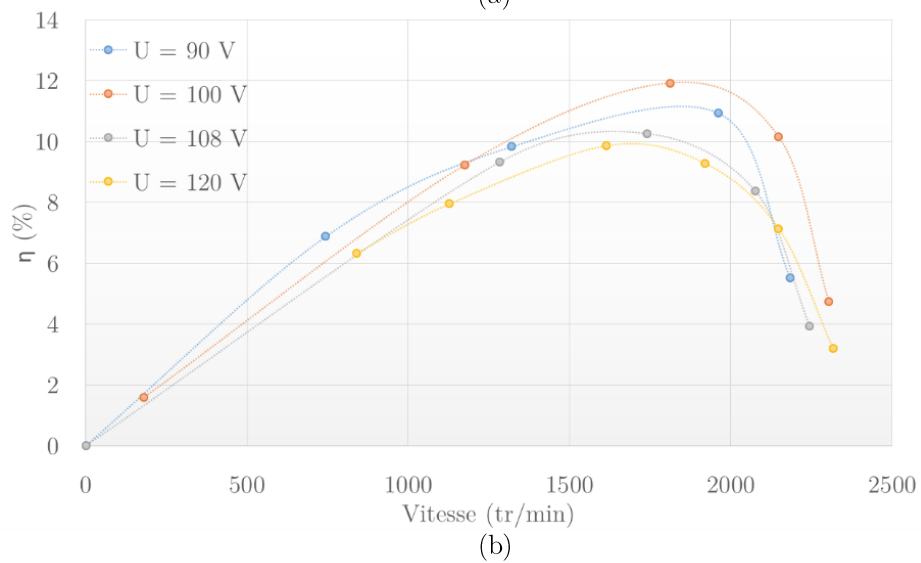
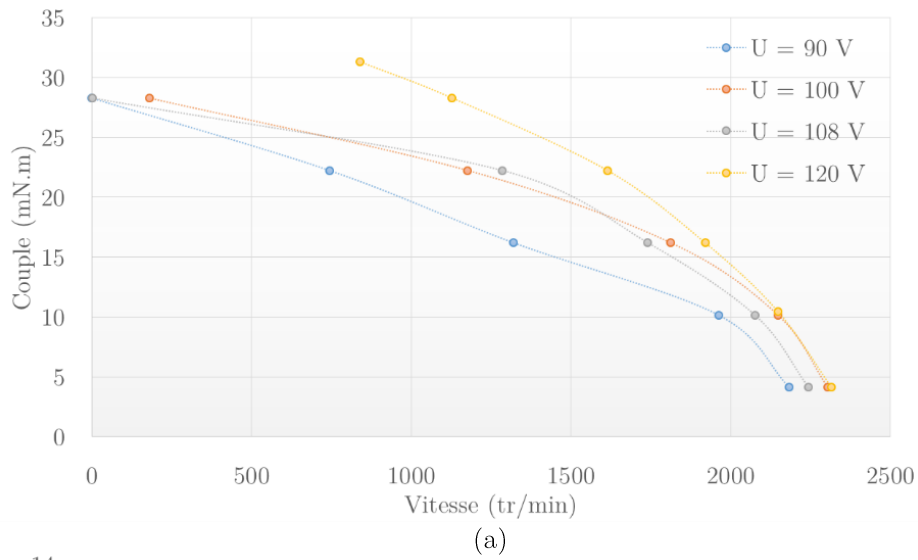


Figure A-7 : Caractéristiques à 100 Hz, (a) couple/vitesse, (b) rendement/vitesse

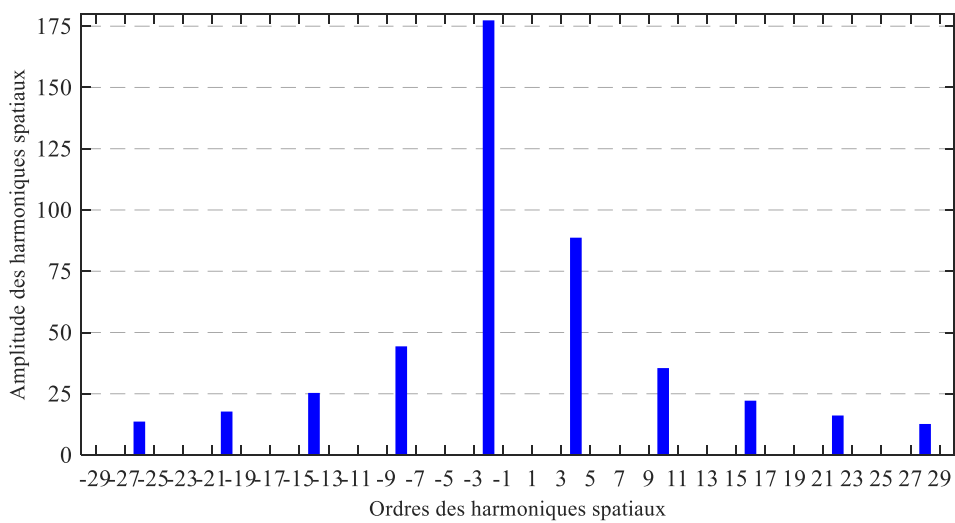


Figure A-8 : Contenu harmonique spatial de la FMM 6s4p16barres

# Annexe B : Induction dans l'entrefer avec un pas dentaire rotorique variable

---

L'approche du calcul de la perméance dans le cas d'un pas dentaire variable est validé au travers d'une comparaison avec les éléments finis au niveau de l'induction dans l'entrefer. Pour cela, la MAS 48s4p30barres est reprise en modifiant la partie rotorique en termes de nombre de barres et de pas dentaire. Ainsi, le choix d'une MAS 48s4p20barres est fait et une vue en coupe d'1/4 de la machine (4 pôles) est présentée à la Figure B-1 où des barres non équidistantes sont observées. Le pas dentaire entre deux barres successives est également donné dans le Tableau B-1. Le pas dentaire statorique est gardé régulier comme la structure classique.

L'entrefer additionnel dû aux encoches rotoriques  $\delta_r$  et la perméance total (statorique et rotorique) selon  $\theta_s$  sont présentés respectivement à la Figure B-2.a et Figure B-2.b. Le pas dentaire non régulier est clairement distingué pour  $\delta_r$  mais aussi sur la perméance totale où l'effet des encoches rotoriques a été pointé par des flèches. Pour valider complètement notre approche, une comparaison sur l'induction dans l'entrefer générée par l'alimentation statorique est faite (barres considérées comme non conductrice) à la Figure B-3. Les formes d'ondes (Figure B-3.a) sont pratiquement identiques entre l'outil « ATOSCIM » et la modélisation numérique. De plus, le contenu harmonique spatial (Figure B-3.b) montre là aussi des résultats identiques en termes de rang d'harmonique et d'amplitude de ces derniers. Cette comparaison permet alors de valider l'approche proposée du calcul de la perméance pour un pas dentaire non régulier statorique et/ou rotorique.

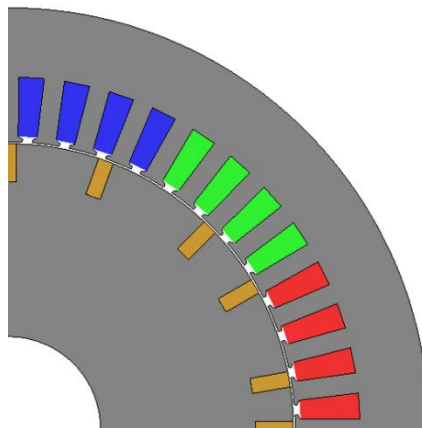


Figure B-1 : MAS 48s4p20barres, pas rotorique variable

$T_{d,r}(\circ)$			
<small>1-2</small>	<small>2-3</small>	<small>3-4</small>	<small>4-5</small>
10	20	15	25

Tableau B-1 : Pas dentaire rotorique entre deux barres successives

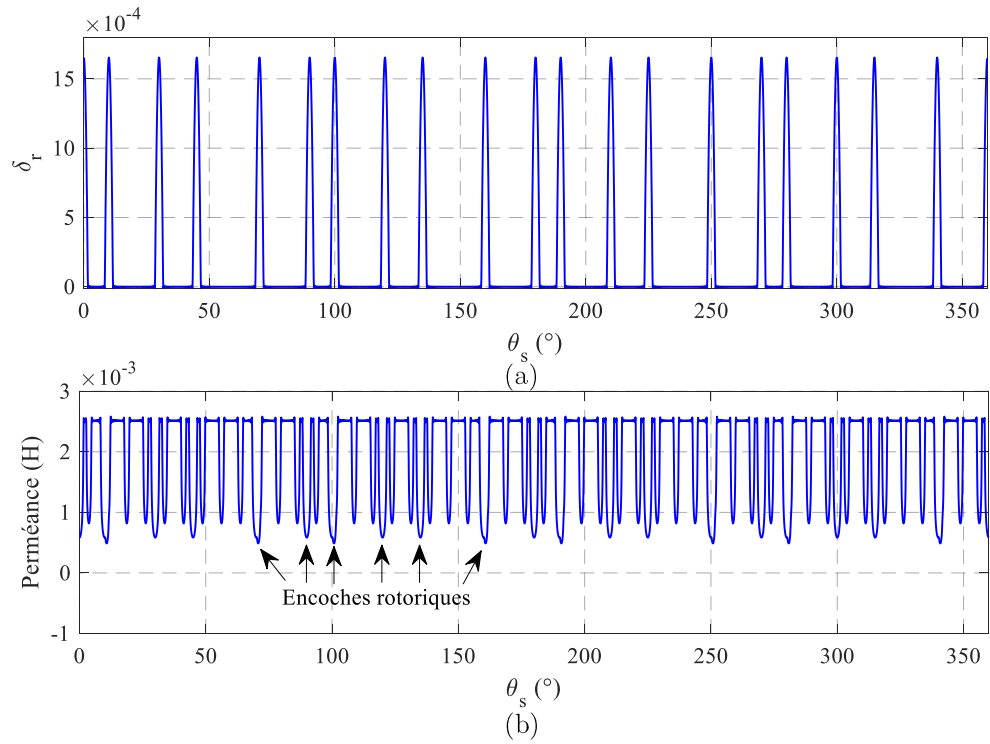


Figure B-2 : Perméance variable pour la MAS48s4p20barres, (a)  $\delta_r$ , (b) perméance

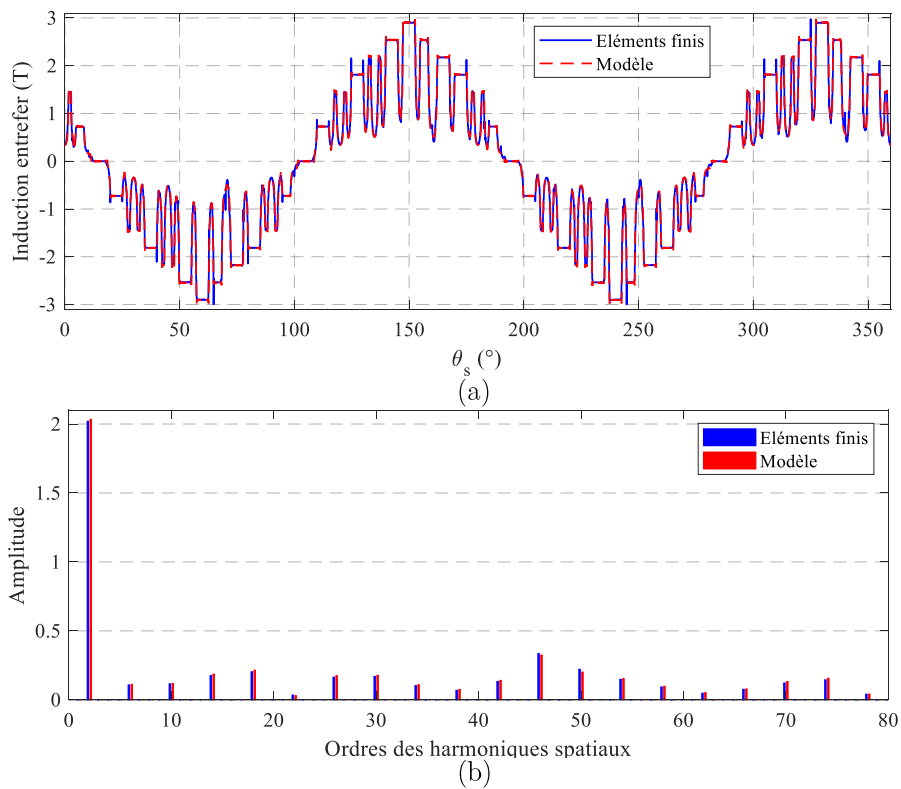


Figure B-3 : Comparaison de l'induction dans l'entrefer générée par l'alimentation du bobinage statorque, (a) formes d'ondes, (b) contenu harmonique spatial

# Annexe C : Étude de l'influence de la répartition spatiale sur l'amplitude des harmoniques

---

Pour cette étude un bobinage triphasé bipolaire à pas diamétral ayant 3 encoches par pôle et par phase est considéré. Ce bobinage est donc constitué de 3 bobines par phase d'ouverture égale à  $180^\circ$  chacune. L'axe magnétique de la première bobine est considéré fixe et est pris comme référence par rapport à l'axe des deux autres bobines. L'objectif est d'étudier l'amplitude des harmoniques spatiaux  $A_1$ ,  $A_5$  ainsi que le coefficient de bobinage en fonction du décalage de l'axe magnétique de la première par rapport aux deux autres bobines.

La Figure C-1 présente l'amplitude de  $A_1$  en fonction de  $\psi_2$ , l'axe magnétique de la deuxième bobine et  $\psi_3$ , l'axe magnétique de la troisième bobine. L'amplitude est maximum pour 4 couples d'angle,  $\psi_2 = 0^\circ$  et  $\psi_3 = 0^\circ$ ,  $\psi_2 = 0^\circ$  et  $\psi_3 = 360^\circ$ ,  $\psi_2 = 360^\circ$  et  $\psi_3 = 0^\circ$ ,  $\psi_2 = 360^\circ$  et  $\psi_3 = 360^\circ$ . Cela signifie que les 3 bobines occupent les mêmes encoches (une pour l'aller et l'autre pour le retour des bobines) et ne sont pas décalées spatialement. En revanche, lorsque  $\psi_2 = 120^\circ$  et  $\psi_3 = 240^\circ$  ou vice versa, l'amplitude de  $h_1$  est nulle. Nous pouvons remarquer que la valeur moyenne de ces deux angles est de  $180^\circ$ , angle identique annulant  $A_1$  dans le cas des 2 bobines par phase.

L'amplitude de l'harmonique  $A_5$  est présentée Figure C-2 où une périodicité liée au rang de l'harmonique est observée. Un certain nombre de couple  $(\psi_2, \psi_3)$  permet d'annuler cette harmonique, mais il n'en existe que 8 permettant de maximiser le coefficient de bobinage. Sur la Figure C-2, nous avons mis en évidence l'un d'eux,  $\psi_2 = 24^\circ$  et  $\psi_3 = 48^\circ$  permettant ainsi d'obtenir un coefficient de bobinage  $k_b = 0,9424$  comme illustré sur la Figure C-3. C'est le coefficient de bobinage maximum que nous pouvons obtenir en annulant l'harmonique  $h_5$  avec ce bobinage. Tous autres couples  $(\psi_2, \psi_3)$ , hormis les 8 évoqués précédemment, annulant cet harmonique impactera directement le coefficient de bobinage. La Figure C-4.a illustre le bobinage permettant d'annuler l'harmonique  $A_5$ . Tout comme pour le cas à 2 bobines par phase, nous observons un pas dentaire non régulier comparé au bobinage classique présenté Figure C-4.b.



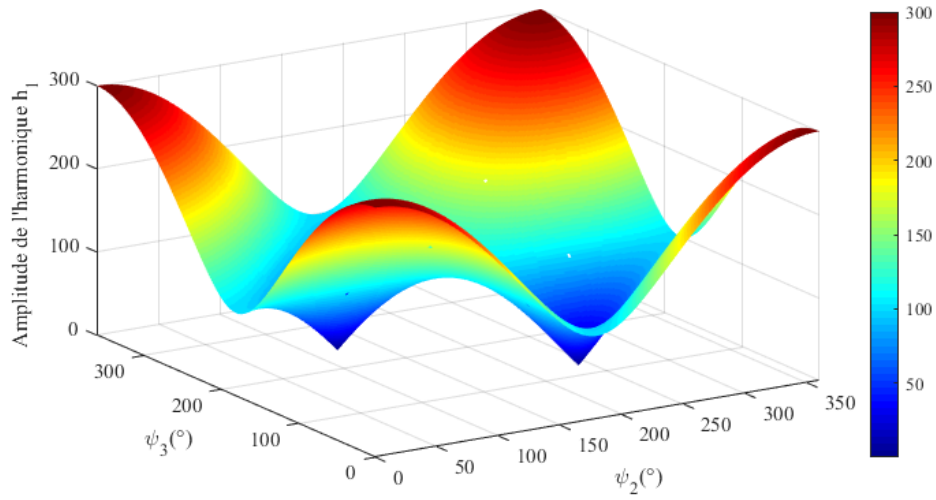


Figure C-1 : Amplitude de l'harmonique  $A_1$  en fonction de  $\psi_2$  et  $\psi_3$

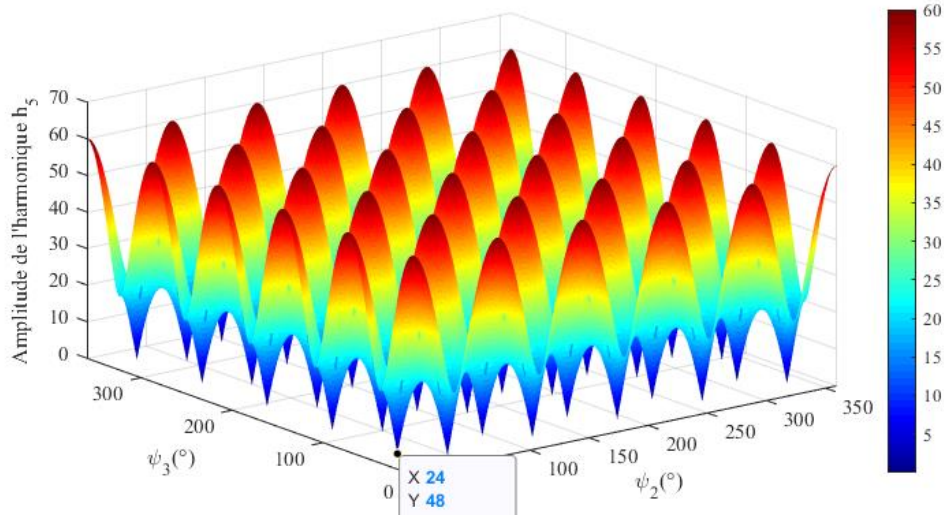


Figure C-2 : Amplitude de l'harmonique  $A_5$  en fonction de  $\psi_2$  et  $\psi_3$

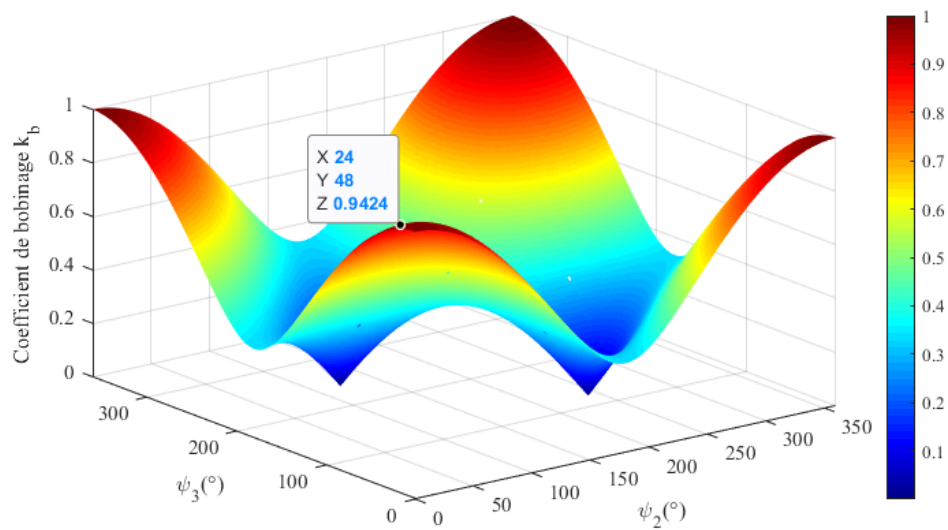


Figure C-3 : Coefficient de bobinage en fonction de  $\psi_2$  et  $\psi_3$

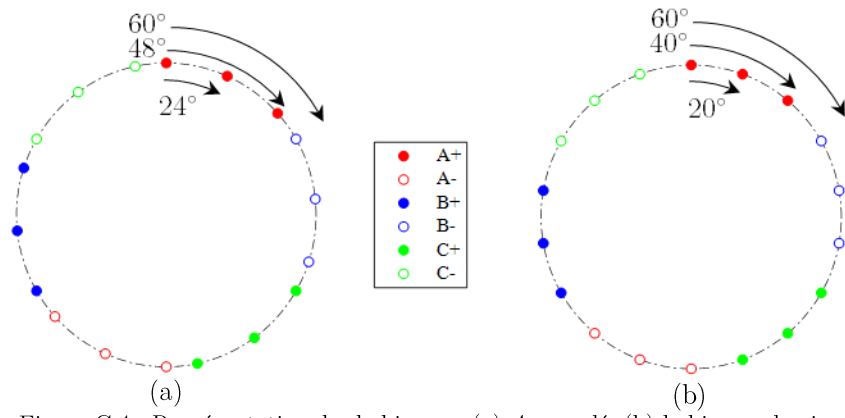


Figure C-4 : Représentation des bobinages, (a)  $A_5$  annulé, (b) bobinage classique

# Annexe D : Performances d'une MAS avec le bobinage statorique 12s10p à différentes vitesses

---

## I. Performances à $g = 4\%$ (576 tr/min)

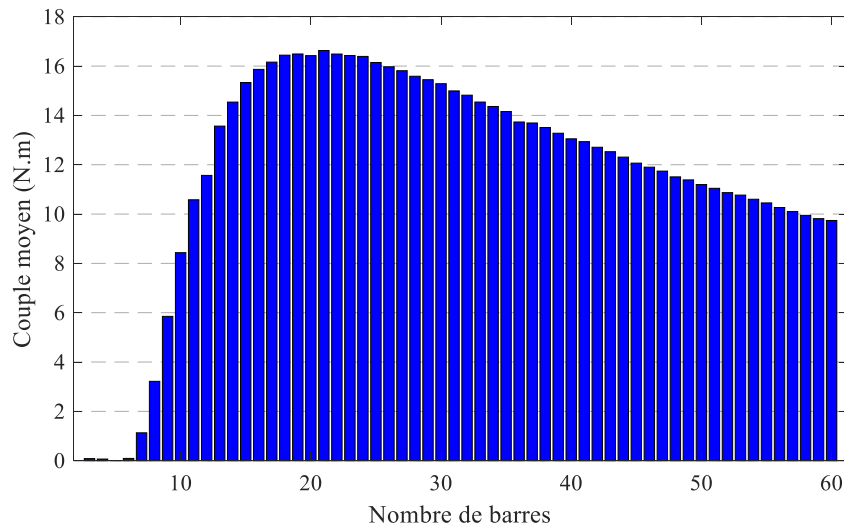


Figure D-1 : Couple moyen en fonction du nombre de barre MAS 12s10p, bobinage classique,  $g = 4\%$

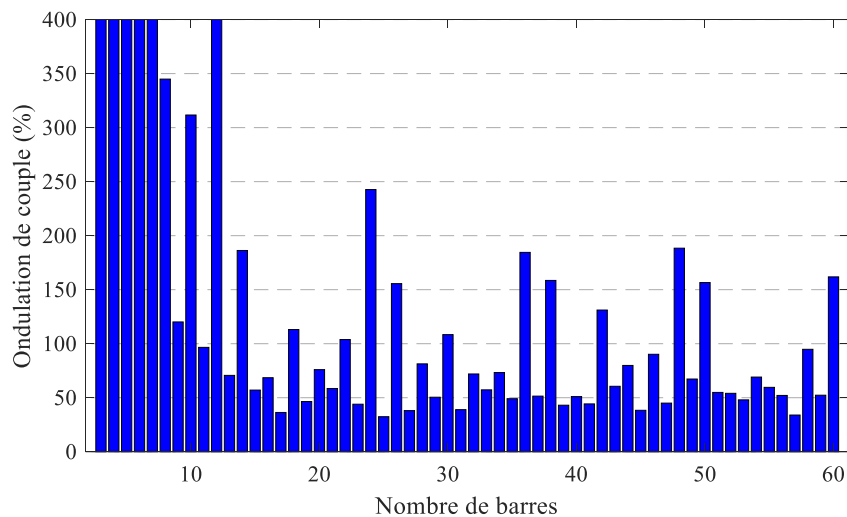


Figure D-2 : Ondulation de couple en fonction du nombre de barre MAS 12s10p, bobinage classique,  $g = 4\%$

Les Figure D-1 et Figure D-2 donnent respectivement le couple moyen et l'ondulation de couple en fonction du nombre de barres. Les mêmes types de résultats que pour le cas à  $g = 3\%$  sont obtenus. A faible nombre de barre, le couple moyen est faible et nul pour 5 barres. En revanche, le couple moyen maximum est d'environ 16,5 N.m et est obtenu pour un nombre de

barres compris entre 17 barres et 23 barres. Au deçà, il est plus faible et au-delà, il décroît. Pour ce qui est de l'ondulation de couple, il est également difficile de conclure sur le nombre de barres optimum.

## II. Performances à $g = 5\%$ (570 tr/min)

Les Figure D-3 et Figure D-4 donnent respectivement le couple moyen et l'ondulation de couple en fonction du nombre de barres. Des résultats similaires aux précédents cas sont obtenus tant sur l'allure du couple moyen que sur l'ondulation de couple. Nous obtenons un couple moyen maximum d'environ 16 N.m pour un nombre de barres compris entre 21 barres et 24 barres.

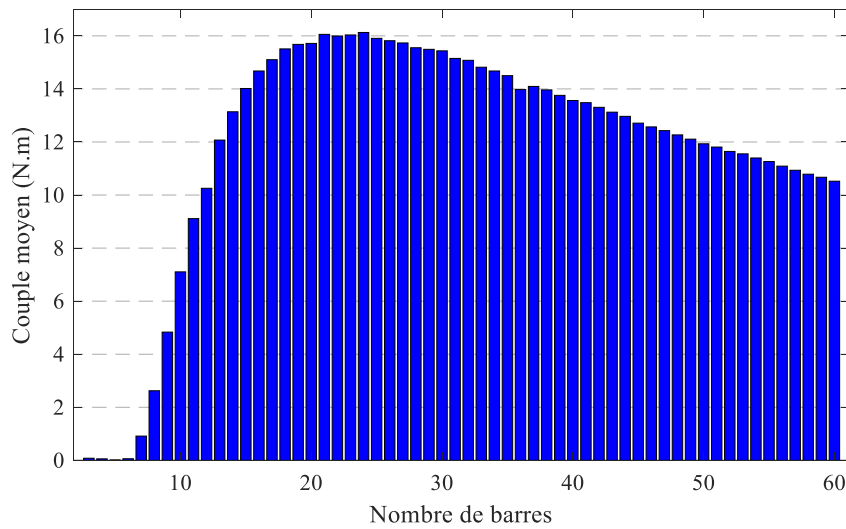


Figure D-3 : Couple moyen en fonction du nombre de barre MAS 12s10p, bobinage classique,  $g = 5\%$

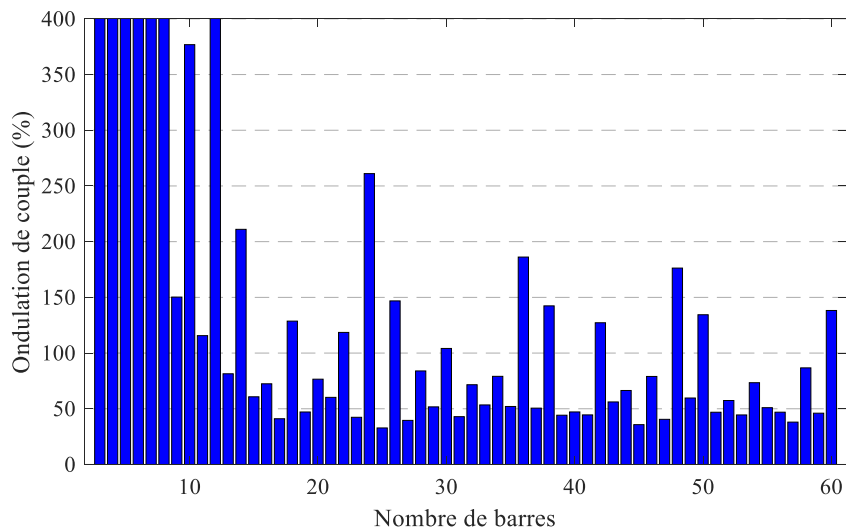


Figure D-4 : Ondulation de couple en fonction du nombre de barre MAS 12s10p, bobinage classique,  $g = 5\%$

### III. Performances à $g = 7\%$ (570 tr/min)

Les Figure D-5 et Figure D-6 donnent respectivement le couple moyen et l'ondulation de couple en fonction du nombre de barres. Des résultats similaires aux précédents cas sont obtenus tant sur l'allure du couple moyen que sur l'ondulation de couple. Nous obtenons un couple moyen maximum d'environ 14.2 N.m pour un nombre de barres compris entre 23 barres et 25 barres.

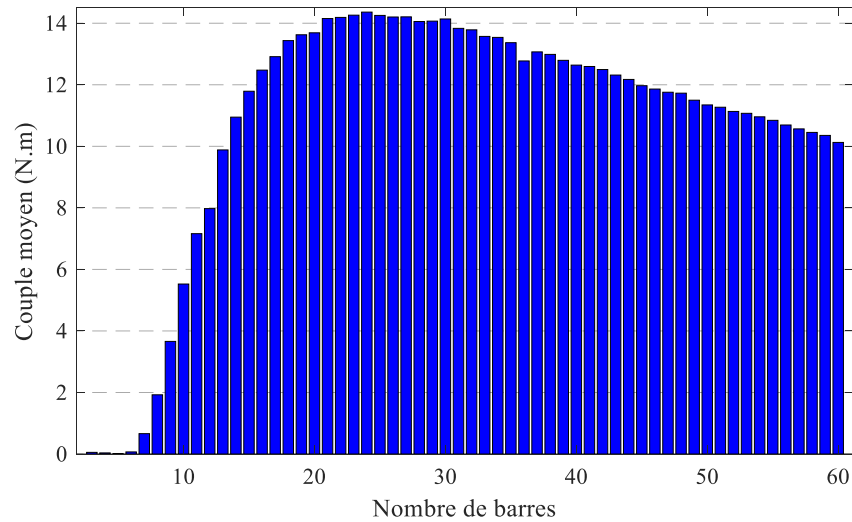


Figure D-5 : Couple moyen en fonction du nombre de barre MAS 12s10p, bobinage classique,  $g = 7\%$

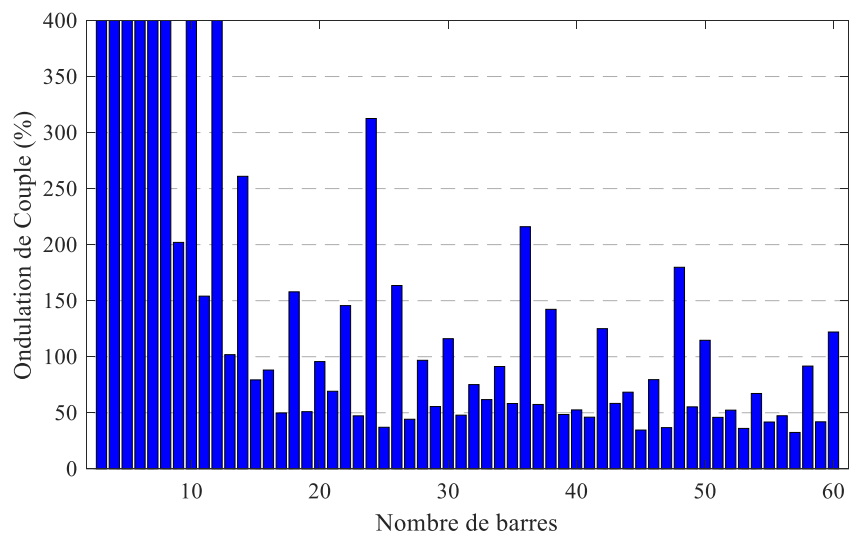


Figure D-6 : Ondulation de couple en fonction du nombre de barre MAS 12s10p, bobinage classique,  $g = 7\%$

# Annexe E : Essais préliminaires sur le prototype à 1 cage

Les essais préliminaires pour connaître l'état magnétique de la machine et ainsi déterminer le rapport  $u/f$  le plus approprié pour la machine ont également été menés sur la MAS avec la structure à 1 cage. La fréquence d'alimentation est fixée à 100 Hz et les différentes caractéristiques tracées ci-dessous sont effectués à plusieurs tensions. Quel que soit la tension considérée, les caractéristiques du couple utile en fonction de la vitesse, Figure E-1, montrent que sans charge additionnelle, la vitesse se situe entre 2570 et 2650 tr/min pour un couple de 3 mN.m. Ces vitesses sont plus faibles que pour la structure à 3 cages, ce qui montre la première différence entre les deux structures. Par ailleurs, tout comme pour la structure à 3 cages, plus la tension est élevée et meilleure est la tenue en vitesse de la machine.

Le rendement en fonction de la vitesse, Figure E-2, montre qu'il est maximum pour une vitesse d'environ 2000 tr/min quel que soit la tension. De plus, tout comme pour la structure à 3 cages, un fonctionnement à faible tension permet un rendement maximum plus élevé.

Le courant absorbé en fonction de la vitesse est présenté à la Figure E-3. Contrairement à ce qui a été observé pour la structure à 3 cages, quel que soit la charge appliquée, le courant d'alimentation reste le même.

Ces trois caractéristiques permettent de conclure que le choix d'un rapport  $u/f$  égal à 1 fait pour la structure à 3 cages peut aussi être adopté pour la structure à 1 cage.

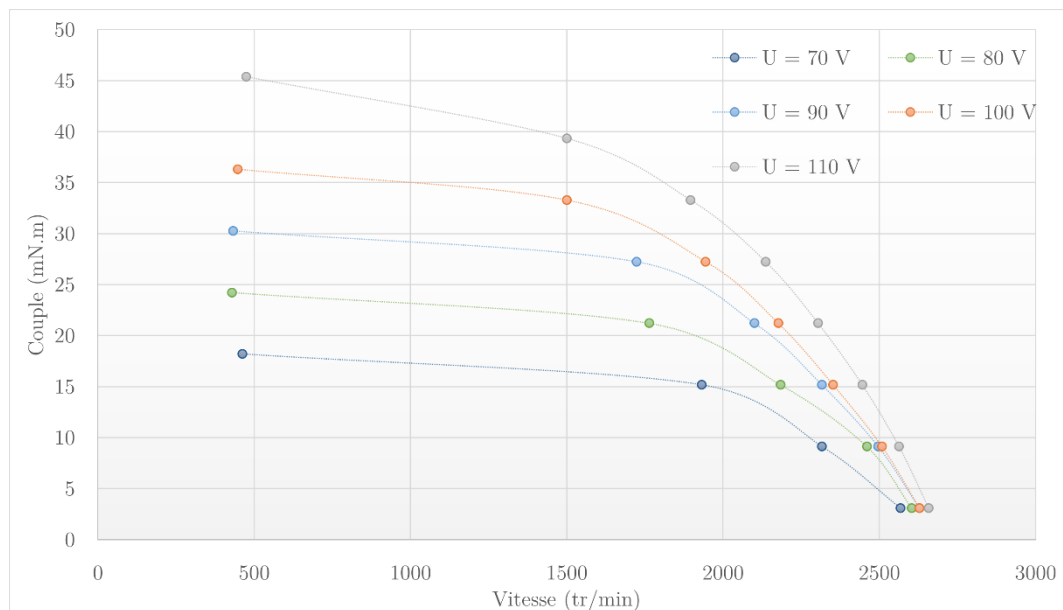


Figure E-1 : Caractéristiques du couple en fonction de la vitesse à 100 Hz pour différentes tensions d'alimentations, MAS à 1 cage

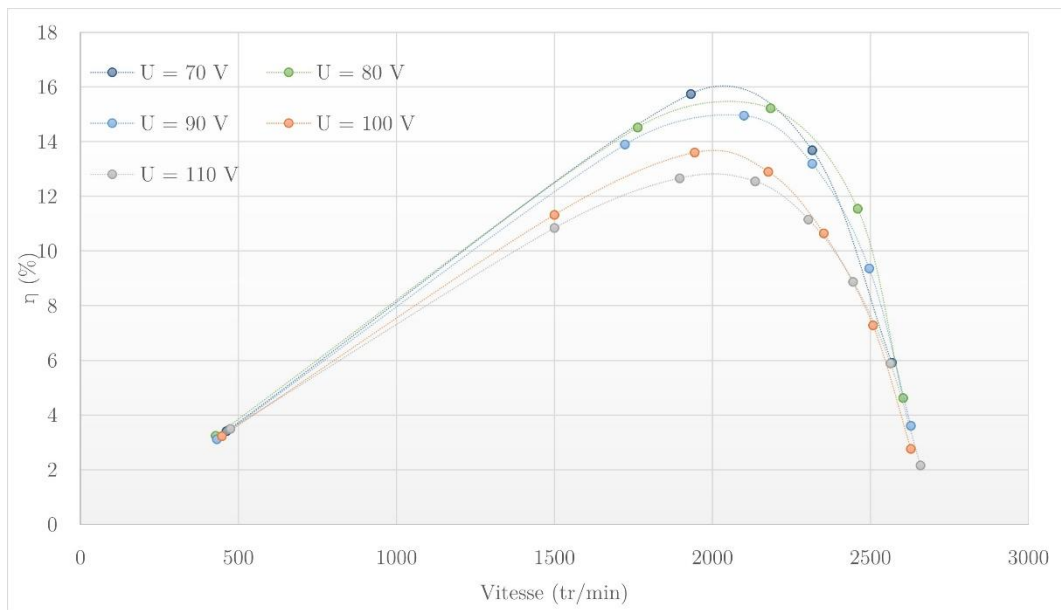


Figure E-2 : Rendement en fonction de la vitesse à 100 Hz pour différentes tensions d'alimentations, MAS à 1 cage

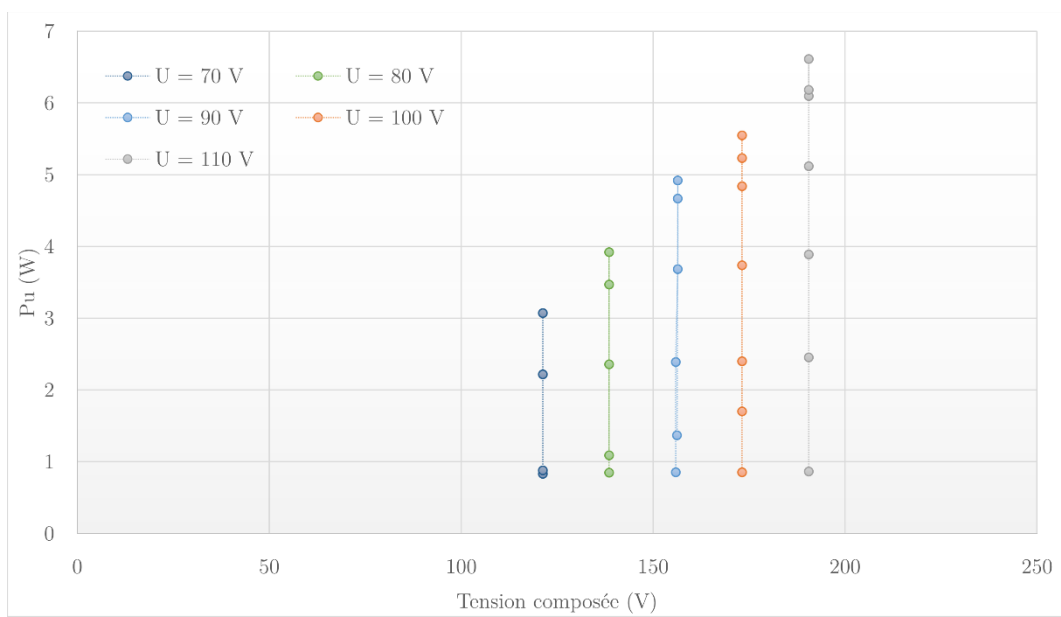


Figure E-3 : Caractéristique du couple en fonction du courant absorbé à 100 Hz pour différentes tensions d'alimentations, MAS à 1 cage

# Bibliographie

---

- [1] Motor Challenge, " Guide technique du programme européen Motorchallenge ".
- [2] "Presentation\_LEROY\_SOMER\_VERSION\_LIGHT.pdf".
- [3] K. Komezsa et M. Dems, " Finite-Element and Analytical Calculations of No-Load Core Losses in Energy-Saving Induction Motors ", *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 59, n° 7, p. 2934-2946, juill. 2012, doi: 10.1109/TIE.2011.2168795.
- [4] " Les deux parties principales du moteur asynchrone ",  
[http://jacob.patrick.free.fr/moteurs/co/Moteur\\_AC\\_web/co/02\\_organisation.html](http://jacob.patrick.free.fr/moteurs/co/Moteur_AC_web/co/02_organisation.html)
- [5] " Products | Wabtec Corporation ",  
<https://www.wabtec.com/business-units/swiger-coil-systems/products>
- [6] " Squirrel Cage Induction Motor: Working Principle, Construction and Application ",  
<https://pnpntransistor.com/squirrel-cage-induction-motor/>
- [7] A. M. EL-Refaaie, "Fractional-Slot Concentrated-Windings Synchronous Permanent Magnet Machines: Opportunities and Challenges", *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 57, n° 1, p. 107-121, janv. 2010, doi: 10.1109/TIE.2009.2030211.
- [8] A. M. EL-Refaaie, M. R. Shah, J. P. Alexander, S. Galioto, K.-K. Huh, et W. D. Gerstler, "Rotor End Losses in Multiphase Fractional-Slot Concentrated-Winding Permanent Magnet Synchronous Machines", *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 47, n° 5, p. 2066-2074, sept. 2011, doi: 10.1109/TIA.2011.2162049.
- [9] " dolomites ", *SourceForge*. <https://sourceforge.net/projects/dolomites/>
- [10] J. SAINT-MICHEL, " Bobinage des machines tournantes à courant alternatif ",
- [11] P. Mayé, *Moteurs électriques industriels Ed. 2*, Dunod. Dunod, 2011.
- [12] S. E. Skaar, Ø. Krøvel, et R. Nilssen, " Distribution, coil-span and winding factors for PM machines with concentrated windings ", *International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, 2006.
- [13] N. Bianchi et M. D. Pre, " Use of the star of slots in designing fractional-slot single-layer synchronous motors ", *IEE Proceedings - Electric Power Applications*, vol. 153, n° 3, p. 459-466, mai 2006, doi: 10.1049/ip-epa:20050284.
- [14] J. Pyrhonen, T. Jokinen, et V. Hrabovcova, " Design of rotating electrical machines ", Wiley. John Wiley & Sons, 2013.
- [15] B. Aslan, "Conception de Machines Polyphasées à Aimants et Bobinage Concentré à Pas Fractionnaire avec Large Plage de Vitesse", *Thèse de doctorat*, Paris, ENSAM, 2013.
- [16] J. Marault, A. Tounzi, M. Hecquet, et F. Gillon, " A Fast and Accurate Analytical Tool to Study the Winding Function ", *XIII International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, sept. 2018, p. 2409-2415, doi: 10.1109/ICELMACH.2018.8507175.



- [17] J. Cros et P. Viarouge, " Synthesis of high performance PM motors with concentrated windings ", *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 17, n° 2, p. 248-253, juin 2002, doi: 10.1109/TEC.2002.1009476.
- [18] F. Magnussen et C. Sadarangani, " Winding factors and Joule losses of permanent magnet machines with concentrated windings ", *Electric Machines and Drives Conference, 2003. IEMDC'03. IEEE International*, juin 2003, vol. 1, p. 333-339 vol.1, doi: 10.1109/IEMDC.2003.1211284.
- [19] G. Dajaku et D. Gerling, " Analysis of different PM machines with concentrated windings and flux barriers in stator core ", *International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, sept. 2014, p. 375-384, doi: 10.1109/ICELMACH.2014.6960208.
- [20] N. Bianchi, S. Bolognani, M. D. Pre, et G. Grezzani, " Design considerations for fractional-slot winding configurations of synchronous machines ", *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 42, n° 4, p. 997-1006, juill. 2006, doi: 10.1109/TIA.2006.876070.
- [21] F. Libert et J. Soulard, " Investigation on Pole-Slot Combinations for Permanent-Magnet Machines with Concentrated Windings ", p. 7.
- [22] H. Akita, Y. Nakahara, N. Miyake, et T. Oikawa, " New core structure and manufacturing method for high efficiency of permanent magnet motors ", *38th IAS Annual Meeting on Conference Record of the Industry Applications Conference, 2003.*, oct. 2003, vol. 1, p. 367-372 vol.1, doi: 10.1109/IAS.2003.1257527.
- [23] F. Magnussen et H. Lendenmann, " Parasitic Effects in PM Machines With Concentrated Windings ", *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 43, n° 5, p. 1223-1232, sept. 2007, doi: 10.1109/TIA.2007.904400.
- [24] D. Ishak, Z. Q. Zhu, et D. Howe, " Eddy-current loss in the rotor magnets of permanent-magnet brushless machines having a fractional number of slots per pole ", *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 41, n° 9, p. 2462-2469, sept. 2005, doi: 10.1109/TMAG.2005.854337.
- [25] A. Cassat *et al.*, " A Practical Solution to Mitigate Vibrations in Industrial PM Motors Having Concentric Windings ", *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 48, n° 5, p. 1526-1538, sept. 2012, doi: 10.1109/TIA.2012.2210172.
- [26] I. Kazumasa, K. Naka, M. Nakano, and M. Kobayashi, Mitsubishi electric corporation, " U.S. Patent ", No. US 7,605,514 B2, 2009.
- [27] G. Dajaku, " German Patent ", No. DE 102008 051 047 A1, 2010.
- [28] L. Alberti et N. Bianchi, " Theory and Design of Fractional-Slot Multilayer Windings ", *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 49, n° 2, p. 841-849, mars 2013, doi: 10.1109/TIA.2013.2242031.
- [29] Patel. B. Reddy, Ayman. M. EL-Refaie, et K.-K. Huh, " Effect of Number of Layers on Performance of Fractional-Slot Concentrated-Windings Interior Permanent Magnet Machines ", *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 30, n° 4, p. 2205-2218, avr. 2015, doi: 10.1109/TPEL.2014.2328579.
- [30] M. V. Cistelecan, F. J. T. E. Ferreira, et M. Popescu, " Three phase tooth-concentrated multiple-layer fractional windings with low space harmonic content ", *2010 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition*, sept. 2010, p. 1399-1405, doi: 10.1109/ECCE.2010.5618267.
- [31] T. Nordaunet, " Reducing sub-harmonic spatial fields in Concentrated winding machines using Genetic Algorithms ", *Masterr thesis*, 2013.

- [32] N. Bekka, M. E. H. Zaïm, N. Bernard, et D. Trichet, " Optimisation de la FMM de machines à bobinage dentaire ", *Symposium de Génie Électrique*, 2014.
- [33] N. Bekka, M. E. H. Zaïm, N. Bernard, et D. Trichet, " A Novel Methodology for Optimal Design of Fractional Slot With Concentrated Windings ", *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 31, n° 3, p. 1153-1160, sept. 2016, doi: 10.1109/TEC.2016.2552546.
- [34] G. Dajaku et D. Gerling, " A novel tooth concentrated winding with low space harmonic contents ", *2013 International Electric Machines Drives Conference*, mai 2013, p. 755-760, doi: 10.1109/IEMDC.2013.6556178.
- [35] G. Dajaku et D. Gerling, " A Novel 24-Slots/10-Poles Winding Topology for Electric Machines ", *2011 IEEE International Electric Machines Drives Conference (IEMDC)*, mai 2011, p. 65-70, doi: 10.1109/IEMDC.2011.5994889.
- [36] X. Chen et J. Wang, " Magnetomotive force harmonic reduction techniques for fractional-slot non-overlapping winding configurations in permanent-magnet synchronous machines ", *Chinese Journal of Electrical Engineering*, vol. 3, n° 2, p. 102-113, sept. 2017, doi: 10.23919/CJEE.2017.8048416.
- [37] A. S. Abdel-Khalik, S. Ahmed, et A. M. Massoud, " Effect of Multilayer Windings With Different Stator Winding Connections on Interior PM Machines for EV Applications ", *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 52, n° 2, p. 1-7, févr. 2016, doi: 10.1109/TMAG.2015.2495301.
- [38] Y. Yokoi et T. Higuchi, " Stator Slitting of 12-Slot 10-Pole Concentrated Winding Motors ", *IEEE Transactions on Industry Applications*, p. 1-1, 2018, doi: 10.1109/TIA.2018.2846591.
- [39] P. La Delfa, " Contribution à la conception silencieuse par démarches direct et inverses de machines synchrones à aimants permanents et bobinage dentaire ", *Thèse de doctorat*, Ecole centrale de Lille, 2017.
- [40] M. Fakam Tchakoue, " Dimensionnement vibro-acoustique des machines synchrones à aimants permanents pour la traction ferroviaire : Règles de conception silencieuse ", *These de doctorat*, Ecole centrale de Lille, 2014.
- [41] J. P. Bacher et A. Mütze, " Comparison of an induction machine with both conventionally distributed and fractional-slot concentrated stator windings ", *Elektrotech. Inftech.*, vol. 132, n° 1, p. 39-45, févr. 2015, doi: 10.1007/s00502-014-0279-9.
- [42] A. M. El-Refaie et M. R. Shah, " Comparison of Induction Machine Performance with Distributed and Fractional-Slot Concentrated Windings ", *2008 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting*, oct. 2008, p. 1-8, doi: 10.1109/08IAS.2008.30.
- [43] G. Desbiens, " Machine à induction bobinées sur dents", *These de doctorat*, 2008.
- [44] O. Moros et D. Gerling, " New 30-Teeth / 14-Poles Concentrated Winding For Use in Induction Machines ", p. 11.
- [45] V. M. Sundaram et H. A. Toliyat, " A Fractional Slot Concentrated Winding (FSCW) configuration for outer rotor squirrel cage induction motors ", *2015 IEEE International Electric Machines Drives Conference (IEMDC)*, mai 2015, p. 20-26, doi: 10.1109/IEMDC.2015.7409031.
- [46] K. Sakai, M. Suzuki, et K. Takishima, " Induction machines with novel concentrated windings ", *2017 IEEE International Electric Machines and Drives Conference (IEMDC)*, mai 2017, p. 1-7, doi: 10.1109/IEMDC.2017.8002144.
- [47] H. A. Toliyat, T. A. Lipo, et J. C. White, " Analysis of a concentrated winding induction machine for adjustable speed drive applications. II. Motor design and performance ", *IEEE*

- Transactions on Energy Conversion*, vol. 6, n° 4, p. 684-692, déc. 1991, doi: 10.1109/60.103642.
- [48] G. Rezaadeh, F. Tahami, G.-A. Capolino, S. Vaschetto, Z. Nasiri-Gheidari, et H. Henao, "Improvement of Concentrated Winding Layouts for Six-Phase Squirrel Cage Induction Motors", *IEEE Transactions on Energy Conversion*, p. 1-1, 2020, doi: 10.1109/TEC.2020.2995433.
- [49] H. R. Cha *et al.*, "A Control of the MMF Space Harmonic Parasitic Torques in the concentrated winding AC Machine Using Skew angle Optimization", *IECON 2006 - 32nd Annual Conference on IEEE Industrial Electronics*, nov. 2006, p. 1018-1022, doi: 10.1109/IECON.2006.348059.
- [50] T. U. Jung, C. H. Yun, H. R. Cha, M. G. Chae, et H. M. Kim, "Improved Design for Driving Characteristics in Single Phase Induction Motor with Concentrated Winding", *2007 IEEE Power Electronics Specialists Conference*, juin 2007, p. 2418-2422, doi: 10.1109/PESC.2007.4342391.
- [51] R. S. Curiac, "High speed induction machine with fractional-slot tooth-coil winding", *US patent*, US20150372575A1, déc. 24, 2015.
- [52] L2EP, EDF, LAMEL, "code\_Carmel", 2013. <http://code-carmel.univ-lille1.fr>.
- [53] J. Cheaytani, "Calcul par éléments finis des pertes supplémentaires dans les motorisations performantes", *thèse de doctorat*, Université de Lille 1, 2016.
- [54] P. Hammond, "The calculation of the magnetic field of rotating machines. Part 1: The field of a tubular current", *Proceedings of the IEE - Part C: Monographs*, vol. 106, n° 10, p. 158-164, sept. 1959, doi: 10.1049/pi-c.1959.0029.
- [55] R. L. Stoll et P. Hammond, "Calculation of the magnetic field of rotating machines. Part 4: Approximate determination of the field and the losses associated with eddy currents in conducting surfaces", *Proceedings of the Institution of Electrical Engineers*, vol. 112, n° 11, p. 2083-2094, nov. 1965, doi: 10.1049/piee.1965.0347.
- [56] R. L. Stoll, B. Bodner, et A. H. N. Al-khoury, "Method of magnetic sources applied to the basic configuration of a rotating electrical machine", *IEE Proceedings B (Electric Power Applications)*, vol. 140, n° 3, p. 217-231, mai 1993, doi: 10.1049/ip-b.1993.0026.
- [57] S. Basu et P. Mukhopadhyaya, "A Simplified Three-Dimensional Analysis of a Solid Rotor Induction Machine with Finite Current Sheet and Finite Stator Permeability", *The International Journal of Electrical Engineering & Education*, vol. 11, n° 3, p. 258-267, juill. 1974, doi: 10.1177/002072097401100320.
- [58] R. Grimberg, E. Radu, A. Savin, et S. Chifan, "The calculation of the electromagnetic field created by an arbitrary current distribution placed in the proximity of a multi-layer conductive cylinder", application to thickness determination for metallic coatings on wires", *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 32, n° 7, p. 832-840, janv. 1999, doi: 10.1088/0022-3727/32/7/013.
- [59] G. Despret, "Impact du vrillage sur les forces électromagnétiques dans l'entrefer: Applications aux machines asynchrones", *Thèse de doctorat*, Ecole Centrale de Lille, 2019.
- [60] X. Liang et Y. Luy, "Harmonic Analysis for Induction Motors", *2006 Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering*, mai 2006, p. 172-177, doi: 10.1109/CCECE.2006.277368.

- [61] G. Kron, " Induction Motor Slot Combinations Rules to Predetermine Crawling, Vibration, Noise and Hooks in the Speed-Torque Curve ", *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, vol. 50, n° 2, p. 757-767, juin 1931, doi: 10.1109/T-AIEE.1931.5055866.
- [62] J. L. Besnerais, V. Lanfranchi, M. Hecquet, et P. Brochet, " Optimal Slot Numbers for Magnetic Noise Reduction in Variable-Speed Induction Motors ", *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 45, n° 8, p. 3131-3136, août 2009, doi: 10.1109/TMAG.2009.2020736.
- [63] T. Kobayashi, F. Tajima, M. Ito, et S. Shibukawa, " Effects of slot combination on acoustic noise from induction motors ", *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 33, n° 2, p. 2101-2104, mars 1997, doi: 10.1109/20.582736.
- [64] I. K. Pallis, K. N. Gyftakis, et J. C. Kappatou, " FEM study of the bar number impact on the stator core losses of the cage induction motor ", *IECON 2013 - 39th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*, nov. 2013, p. 2863-2868, doi: 10.1109/IECON.2013.6699585.
- [65] G. Joksimović, " Dynamic model of cage induction motor with number of rotor bars as parameter ", *The Journal of Engineering*, vol. 2017, n° 6, p. 205-211, 2017, doi: 10.1049/joe.2017.0074.
- [66] A. O. D. Tommaso, F. Genduso, et R. Miceli, " A New Software Tool for Design, Optimization, and Complete Analysis of Rotating Electrical Machines Windings ", *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 51, n° 4, p. 1-10, avr. 2015, doi: 10.1109/TMAG.2014.2369860.
- [67] D. Jarrot, " Contribution au développement d'outils de conception de machines synchrones à aimants permanents en vue de l'intégration convertisseur-machine. Etude des machines électriques double étoile à coupleur magnétique intégré pour une application aéronautique ", *Thèse de doctorat*, Institut National Polytechnique de Toulouse, 2016
- [68] P. L. Delfa, M. Hecquet, F. Gillon, et J. L. Besnerais, " Analysis of radial force harmonics in PMSM responsible for electromagnetic noise ", *2015 Tenth International Conference on Ecological Vehicles and Renewable Energies (EVER)*, mars 2015, p. 1-6, doi: 10.1109/EVER.2015.7112945.
- [69] D. Ouamara, F. Dubas, M. N. Benallal, S. A. Randi, et C. Espanet, " AUTOMATIC WINDING GENERATION USING MATRIX REPRESENTATION - ANFRACTUS TOOL 1.0 ", *Acta Polytechnica*, vol. 58, n° 1, p. 37-46, févr. 2018, doi: 10.14311/AP.2018.58.0037.
- [70] D. Zarko, D. Ban, et T. A. Lipo, " Analytical calculation of magnetic field distribution in the slotted air gap of a surface permanent-magnet motor using complex relative air-gap permeance ", *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 42, n° 7, p. 1828-1837, juill. 2006, doi: 10.1109/TMAG.2006.874594.
- [71] J. F. Brudny, " Modélisation de la denture des machines asynchrones. Phénomène de résonance ", *J. Phys. III France*, vol. 7, n° 5, p. 1009-1023, mai 1997, doi: 10.1051/jp3:1997171.
- [72] F.-M. Sargos, " Étude théorique des performances des machines à réluctances variable ", *Thèse de doctorat*, 1981.
- [73] B. Gaussens, E. Hoang, O. de la Barriere, J. Saint-Michel, M. Lecrivain, et M. Gabsi, " Analytical Approach for Air-Gap Modeling of Field-Excited Flux-Switching Machine: No-Load Operation ", *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 48, n° 9, p. 2505-2517, sept. 2012, doi: 10.1109/TMAG.2012.2196706.

- [74] B. Gaussens *et al.*, " Analytical Armature Reaction Field Prediction in Field-Excited Flux-Switching Machines Using an Exact Relative Permeance Function ", *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 49, n° 1, p. 628-641, janv. 2013, doi: 10.1109/TMAG.2012.2211886.
- [75] H. A. Toliyat, T. A. Lipo, et J. C. White, " Analysis of a concentrated winding induction machine for adjustable speed drive applications. I. Motor analysis ", *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 6, n° 4, p. 679-683, déc. 1991, doi: 10.1109/60.103641.
- [76] B. Cassoret, " Réduction active du bruit magnétique des machines asynchrones directement connectées au réseau », *Thèse de doctorat*, Université d'Artois, 1996.
- [77] J. L. Besnerais, " Reduction of magnetic noise in PWM-supplied induction machines - low-noise design rules and multi-objective optimization ", *Thèse de doctorat*, Ecole Centrale de Lille, 2008.
- [78] M. Jufer, *Electromécanique*. PPUR presses polytechniques, 1995.
- [79] J. Marault, A. Tounzi, F. Gillon, et M. Hecquet, " Efficient Approach Based on Equivalent Electric Circuit Model to Determine Rotor Bar Currents of Squirrel Cage Induction Machines ", *IEEE Transactions on Magnetics*, p. 1-1, 2020, doi: 10.1109/TMAG.2020.3011612.
- [80] C. E. Linkous, " High efficiency induction motor with multi-cage rotor ", *US patent*, US3987324A, oct. 19, 1976.
- [81] O. Moros, G. Dajaku, C. Klusmann, et D. Gerling, " New high voltage 2-pole concentrated winding and corresponding rotor design for induction machines ", *IECON 2015 - 41st Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*, nov. 2015, p. 002632-002637, doi: 10.1109/IECON.2015.7392498.

# Publications

---

## Revues internationales

- [1] J. Marault, F. Gillon, M. Hecquet, A.Tounzi, "Optimization of the MMF spatial harmonic content to design electrical machine winding", *International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics*, 2020.
- [2] J. Marault, A. Tounzi, F. Gillon, M. Hecquet, "Efficient Approach Based on Equivalent Electric Circuit Model to Determine Rotor Bar Currents of Squirrel Cage Induction Machines", *IEEE Transactions on Magnetics*, 2020.
- [3] J. Marault, A. Tounzi, F. Gillon, M. Hecquet, "Use of current sheet coupled to an analytical tool to analyze by FEM the harmonic content of armature winding distributions", *The international journal for computation and mathematics in electrical and electronic engineering (COMPEL)*, 2020.

## Conférences internationales

- [1] J. Marault, A. Tounzi, F. Gillon, M. Hecquet, "Accurate analytical model to determine rotor bar currents of squirrel cage induction machines", *International Magnetics Conference (Intermag)*, 2020.
- [2] J. Marault, F. Gillon, M. Hecquet, A.Tounzi, "Winding Design Method by Optimization of MMF harmonic content", *International Symposium on Electromagnetic Fields in Mechatronics, Electrical and Electronic Engineering (ISEF)*, 2019.
- [3] J. Marault, A. Tounzi, F. Gillon, M. Hecquet, "Coupling between an Analytical Tool and Stator Current Sheet to Test the Inherent Impact of Armature Winding Distribution using FEM", *International Conference on the Computation of Electromagnetic Fields (COMPUMAG)*, 2019
- [4] J. Marault, P. La Delfa, F. Gillon, M. Hecquet, A. Tounzi, "Optimization of machine winding to mitigate the magneto motive force harmonic content", *Optimization and Inverse Problems in Electromagnetism (OIPE)*, 2018.
- [5] J. Marault, A. Tounzi, M. Hecquet, F. Gillon, "A fast and accurate analytical tool to study the winding function", *International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, 2018.

Les machines asynchrones (MAS) à cage d'écureuil sont des machines électriques fiables, robustes et à faible coût de fabrication. Pour des raisons historiques et de fiabilité, elles sont principalement dotées de bobinages statoriques distribués. Toutefois, même si ces derniers assurent un fonctionnement très satisfaisant, ils ont des têtes de bobines de longueurs significatives, ce qui engendre des pertes Joule non négligeables. Dernièrement, différents bobinages dentaires avec des têtes de bobines réduites, ont été utilisés dans des machines synchrones avec des performances intéressantes. En plus de réduire les pertes Joule statoriques, ces bobinages permettent de concevoir des machines plus compactes et tolérantes aux défauts. Leur utilisation est moins répandue dans les MAS à cage de par les problèmes induits par les harmoniques spatiaux dans la force magnétomotrice qui en est issue. Les travaux de la thèse ont pour objectif la conciliation de l'utilisation de ces bobinages dans des MAS avec de meilleures performances. Une analyse détaillée est d'abord menée pour appréhender précisément les phénomènes physiques liés à l'utilisation des bobinages dentaires dans les machines asynchrones aussi bien en régime permanent que lors du démarrage. Un modèle analytique paramétrique de machine asynchrone à cage d'écureuil a ensuite été développé. Ce modèle permet de concevoir des bobinages dentaires avec un contenu harmonique spatial maîtrisé mais également des rotors avec différents nombres de barres équidistantes ou non. Sur la base de cet outil, des optimisations ont alors été menées tant sur le stator et son bobinage que sur la structure rotorique montrant qu'il est possible d'aboutir à des structures 'atypiques' avec des performances satisfaisantes. Enfin, dans une optique de validation, une MAS à bobinage dentaire avec une cage rotorique innovante a été développée et ses performances en termes de couple développé ont été évaluées au travers de simulations numériques et d'essais réalisés sur un prototype.

**Mots-clés** : Bobinage dentaire, Conception, Machine asynchrone, Optimisation, Modèles analytiques

# Abstract

---

Squirrel cage induction machines (IM) are reliable, robust and low-cost manufacturing electrical machines. For historical and reliability reasons, they are mainly equipped with distributed stator windings. However, even if the latter ensure very satisfactory operation, they have significant end-coils lengths, which generate non-negligible Joule losses. Recently, different fractional slot concentrated windings (FSCW) with reduced end-coils have been used in synchronous machines with interesting performances. In addition to reducing stator Joule losses, these windings enable to design machines that are more compact and fault tolerant. Their use is less common in IM due to the problems induced by spatial harmonics in the magneto motive force when supplied. The aim of this work is to find the best way to use FSCW windings in IM while ensuring good performances. A detailed analysis is first carried out to precisely understand the physical phenomena associated with the use of FSCW in induction machines both in steady state and during start-up. A parametric analytical model of a squirrel cage induction machine was then developed. This model enables to design FSCW windings with a controlled spatial harmonic content but also rotors with different numbers of bars that are equidistant or not. On the basis of this tool, optimizations were carried out both on the stator and its winding and on the rotor structure, showing that it is possible to achieve "uncommon" structures with satisfactory performance. Finally, a fractional slot concentrated winding IM with an innovative rotor cage was developed. Its performance in terms of the developed torque was evaluated through numerical simulations and tests carried out on a prototype.

**Keyword:** Design, Fractional slot concentrated winding (FSCW), Induction machine, Optimisation, Analytical models