

TABLE DES MATIÈRES

RÉSUMÉ	ii
ABSTRACT	vi
REMERCIEMENTS	xi
TABLE DES MATIÈRES.....	xiii
LISTE DES FIGURES.....	xvii
LISTE DES TABLEAUX.....	xxiii
NOMENCLATURE	xxiv
CHAPITRE 1.....	1
1. INTRODUCTION GÉNÉRALE	1
1.1 Contexte général de l'étude.....	1
1.2 Problématique	6
1.3 Objectifs.....	8
1.4 Contributions du travail.....	8
1.5 Méthodologie	9
1.6 Plan de la thèse	12
CHAPITRE 2.....	14
2. REVUE DE LA LITTÉRATURE SUR LES SYSTÈMES DE DÉGIVRAGE DES AÉRONEFS EN COURS DE VOL ET LEURS SOURCES D'ALIMENTATION ...	14
2.1 Introduction	14
2.2 Description générale des systèmes de dégivrage destinés aux aéronefs	15
2.2.1 Système de dégivrage mécanique.....	16
2.2.2 Système de dégivrage à base de fluide antigivrant.....	19
2.2.3 Système de dégivrage thermique.....	22
2.2.4 Sommaire des systèmes de dégivrage des aéronefs.....	25
2.3 Machines électriques comme sources d'énergie pour le dégivrage électrothermique des aéronefs en cours de vol.....	27
2.3.1 Machine synchrone à aimants permanents	28
2.3.2 Machine synchrone à rotor bobiné	34
2.3.3 Machine asynchrone	36
2.3.4 Machine à réluctance variable	37
2.3.5 Sommaire des machines électriques	39
2.4 Conclusion.....	41
CHAPITRE 3.....	42
3. ÉTAT DE L'ART DES CONNAISSANCES SUR LA MACHINE À FLUX TRANSVERSE	42
3.1 Principe de fonctionnement	43
3.2 Configurations de la machine	45
3.2.1 Machine à flux transverse à simple face	46

3.2.2	Machine à flux transverse à double face.....	49
3.2.3	Machine à flux transverse à griffes	51
3.2.4	Machine à flux transverse triphasée	52
3.3	Avantages des machines à flux transverse	57
3.4	Matériaux adaptés aux machines électriques à flux transverse	58
3.4.1	Sources de champ	59
3.4.2	Circuits magnétiques.....	65
3.4.3	Bobinage de la machine	69
3.5	Conclusion.....	71
CHAPITRE 4.....		72
4. MODÈLE ANALYTIQUE D'UNE MSAP À FLUX TRANSVERSE EN VUE DE SON OPTIMISATION.....		72
4.1	Introduction	72
4.1.1	Contraintes pour l'optimisation	73
4.2	Description de la géométrie de la machine et du trajet de son flux principal.....	74
4.2.1	Géométrie de la machine	74
4.2.2	Trajet du flux principal.....	76
4.3	Expression du couple produit par une phase de la machine	77
4.3.1	Courant électrique dans l'enroulement et déphasage	80
4.3.2	Force électromotrice.....	81
4.3.3	Pertes Joule	82
4.3.4	Pertes ferromagnétiques.....	82
4.3.5	Rendement.....	85
4.4	Modélisation du circuit magnétique par réseau de réluctances.....	86
4.4.1	Modélisation de l'aimant.....	90
4.4.2	Expression analytique des réluctances	91
4.4.3	Inductance statorique	99
4.4.4	Point de fonctionnement de l'aimant.....	101
4.5	Résolution du réseau de réluctances	103
4.5.1	Géométrie initiale.....	104
4.5.2	Caractéristiques principales de la structure	106
4.5.3	Étude paramétrique	110
4.6	Conclusion.....	119
CHAPITRE 5.....		121

5. MODÈLE NUMÉRIQUE DE LA MACHINE À FLUX TRANSVERSE EN VUE DE SA CONCEPTION	121
5.1 Introduction à la modélisation numérique.....	122
5.1.1 Modélisation numérique de la machine à flux transverse	125
5.2 Caractéristiques de la structure retenue et exploitation des résultats.....	135
5.2.1 Fonctionnement à vide	136
5.2.2 Fonctionnement en charge.....	142
5.2.3 Inductance synchrone	152
5.3 Amélioration des performances de la structure	152
5.3.1 Caractéristiques de la structure améliorée	153
5.4 Conclusion.....	162
CHAPITRE 6.....	163
6. RÉALISATION DU PROTOTYPE DE LA MSAP À FLUX TRANSVERSE ET CARACTÉRISATION	163
6.1 Introduction	163
6.2 Description de la géométrie de la machine.....	164
6.3 Choix des matériaux.....	166
6.3.1 Stator.....	167
6.3.2 Rotor.....	169
6.3.3 Aimants	170
6.3.4 Roulements	171
6.4 Description du banc d'essai	171
6.5 Apports de la réalisation.....	173
6.5.1 Matériaux.....	173
6.5.2 Structure	174
6.5.3 Premières améliorations envisageables	174
6.6 Résultats expérimentaux.....	175
6.6.1 Prototype I	175
6.6.2 Prototype II	186
6.7 La génératrice dans le système de dégivrage.....	190
6.8 Conclusion.....	191
CHAPITRE 7.....	193
7. ÉTUDE D'UNE NOUVELLE TOPOLOGIE DE LA MACHINE À FLUX TRANSVERSE	193
7.1 Introduction	193
7.1.1 Description de la géométrie	193
7.1.2 Conditions aux limites.....	194

7.1.3	Maillage.....	195
7.1.4	Matériaux magnétiques et bobinage.....	196
7.2	Caractéristiques de la nouvelle structure.....	197
7.2.1	Fonctionnement à vide	198
7.2.2	Fonctionnement en charge.....	203
7.3	Conclusion.....	210
CHAPITRE 8.....		211
8. CONCLUSIONS ET ReCOMMANDATIONS		211
8.1	Conclusions	211
8.2	Recommandations et perspectives.....	215
ANNEXE 1		217
PRINCIPALES CARACTÉRISTIQUES GÉOMÉTRIQUES DES CONDUCTEURS RONDS USUELS.....		217
ANNEXE 2		219
LES CARACTÉRISTIQUES DES DIFFÉRENTS MATÉRIAUX CONSTITUANT LA MACHINE CONÇUE		219
ANNEXE 3.....		220
RÉSULTATS DES DEUX PROTOTYPES FABRIQUÉS AU LIMA.....		220
RÉFÉRENCES		225

LISTE DES FIGURES

Figure 1-1 : Diagramme du dimensionnement de la génératrice.....	11
Figure 2-1 : Coupe transversale du dégivreur pneumatique installé [LOR-1983]	17
Figure 2-2 : Composants du système de dégivrage [LOR-1983]	18
Figure 2-3 : Schéma d'un système de protection contre le givre à base de fluide antigivre.....	20
Figure 2-4 : Système chimique de dégivrage d'un hélicoptère [BIN-1978].....	21
Figure 2-5 : Générateur synchrone à aimants permanents montée sur le mât d'un aéronef alimentant le système de dégivrage et sa commande [TIM-2001].....	23
Figure 2-6 : Système de dégivrage de deux surfaces d'avion [TIM-1998]	24
Figure 2-7 : Ratio h_{cu}/h_{ai} en fonction de la densité du flux pour différents pas polaires.....	29
Figure 2-8 : a : Machine à flux axial [AYD-2002], b : Machine à flux radial [CED-2004], c : Machine à flux transverse [BAS-2009]	30
Figure 2-9 : Machine à aimants permanents à flux axial. a : de type NN; b : de type NS [AYD-2002]	33
Figure 2-10 : Bobinage des machines à aimants permanents à flux axial de type NN et NS [AYD-2004].....	33
Figure 2-11 : Topologie de base de la machine à flux transverse	34
Figure 3-1 : Circulation du flux et direction du courant dans une machine	44
Figure 3-2 : Topologie de base de la machine à flux transverse	45
Figure 3-3 : Machine à flux transverse à simple face [HEN-1997]	47
Figure 3-4 : Machine à flux transverse à simple face avec aimants montés en surface [HEN-1997]	47
Figure 3-5 : Machine à flux transverse à simple face avec concentration du flux.....	47
Figure 3-6 : a : machine à rotor denté. b : structure du rotor denté [DUB-2004-1].....	49
Figure 3-7 : Machine à flux transverse à double face	50
Figure 3-8 : Machine à flux transverse à griffes avec concentration du flux	51
Figure 3-9 : Machine à flux transverse à griffes à stator hybride [DUB-2006]	52
Figure 3-10 : Machine triphasée à flux transverse à griffes [MAS-2005]	53

Figure 3-11 : Paire de pôles d'une machine triphasée à flux transverse monomodule	54
Figure 3-12 : Topologie de la machine triphasée à flux transverse monopolaire [ANP-2001-1]	55
Figure 3-13 : Machine triphasée à flux transverse [CHE-2008].....	55
Figure 3-14 : Génératrice triphasée à flux transverse de 5 MW de Svechkarenko [SVE-2006].	56
Figure 3-15 : Cycle d'hystérésis.....	60
Figure 3-16 : Courbe d'aimantation et de désaimantation.....	61
Figure 3-17 : Choix des aimants en fonction de leurs propriétés [LEP-1996]	62
Figure 3-18 : Énergie spécifique $(BH)_{\max}$ des aimants [LEP-1996]	63
Figure 4-1 : Paire de pôles de la machine à flux transverse utilisée pour la modélisation analytique	75
Figure 4-2 : Diagramme vectoriel du fonctionnement de la génératrice	79
Figure 4-3.: Pertes ferromagnétiques des tôles Fe-si M19 [PRO]	84
Figure 4-4 : Tube de flux	87
Figure 4-5 : Vue selon l'axe Oz de la répartition de l'induction magnétique dans la machine à flux transverse.....	88
Figure 4-6 : Parcours du flux dans le circuit magnétique de la machine à flux transverse	89
Figure 4-7 : Aimant permanent et son modèle.....	91
Figure 4-8 : Maille principale où circule le flux magnétique.....	92
Figure 4-9 : Circulation du flux magnétique dans le circuit magnétique statorique.....	93
Figure 4-10 : Flux de fuites dans la machine à flux transverse	95
Figure 4-11 : Réseau de réluctances en tenant compte des fuites dans la direction axiale.....	96
Figure 4-12 : Modèle simple du réseau de réluctances en tenant compte des fuites dans la direction radiale.....	97
Figure 4-13 : Réseau de réluctances de la machine à flux transverse	99
Figure 4-14 : Modèle de la machine à flux transverse pour déterminer l'inductance de son bobinage.....	100
Figure 4-15 : Modèle de la machine à flux transverse pour déterminer le point de fonctionnement des aimants	102
Figure 4-16 : Flux à vide en fonction de la position.....	107

Figure 4-17 : Force électromotrice à vide	108
Figure 4-18 : Variation de l'inductance synchrone	109
Figure 4-19 : Circuit électrique équivalent de la génératrice.....	109
Figure 4-20 : Variation de la force électromotrice en fonction du volume de chaque aimant.	111
Figure 4-21 : Comparaison entre les variations de la valeur maximale de la FEM en fonction des dimensions des aimants	112
Figure 4-22 : Influence des dimensions des aimants sur la valeur maximale de la FEM.....	113
Figure 4-23 : Variation de la FEM en fonction de l'épaisseur de l'aimant à volume d'aimant fixe	114
Figure 4-24 : Variation de l'inductance statorique en fonction de l'épaisseur de l'aimant.....	114
Figure 4-25 : FEM en fonction de la largeur du circuit magnétique du stator	116
Figure 4-26 : Inductance du bobinage de la machine en fonction de la largeur du circuit magnétique du stator.....	117
Figure 4-27 : FEM en fonction de la largeur du circuit magnétique du stator	118
Figure 4-28 : Inductance du bobinage de la machine en fonction de la largeur du circuit magnétique du stator.....	119
Figure 5-1 : Domaine d'étude et conditions aux limites	124
Figure 5-2 : Trajet tridimensionnel du flux magnétique dans la génératrice à flux transverse.	125
Figure 5-3 : Étapes à suivre pour calculer numériquement les performances de la machine..	127
Figure 5-4 : Vue générale de la machine à flux transverse.....	129
Figure 5-5 : Application de la périodicité	130
Figure 5-6 : Maillage de la géométrie d'une génératrice à flux transverse	131
Figure 5-7 : Courbe de caractérisation de la tôle Fe-Si [ATI-2011]	132
Figure 5-8 : Courbe de désaimantation du Néodyme-Fe-Br [K&J-2011]	133
Figure 5-9 : Répartition de l'induction magnétique à vide.....	137
Figure 5-10 : Champ magnétique dans les aimants	138
Figure 5-11 : Trajet du flux magnétique	139
Figure 5-12 : Courbe de la composante radiale de l'induction : Br	140
Figure 5-13 : Évolution du module de l'induction dans l'entrefer	140
Figure 5-14 : FEM à vide de la génératrice tournant à 320 tr/min	141

Figure 5-15 : Répartition de l'induction magnétique en charge (320 tr/min).....	143
Figure 5-16 : Champ magnétique dans les aimants de la machine	144
Figure 5-17 : Forme de la composante radiale de l'induction dans l'entrefer.....	145
Figure 5-18 : Forme de la tension aux bornes de la génératrice à 320 tr/min.....	146
Figure 5-19 : Forme du courant généré par la génératrice à 320 tr/min.....	146
Figure 5-20 : Évolution de la puissance en fonction du courant dans le bobinage à 320 tr/min	147
Figure 5-21 : Répartition de l'induction magnétique en charge (1200 tr/min).....	149
Figure 5-22 : Champ magnétique dans les aimants de la machine	149
Figure 5-23 : Forme de la tension aux bornes de la génératrice à 1200 tr/min	150
Figure 5-24 : Forme du courant générée par la génératrice à 1200 tr/min.....	151
Figure 5-25 : Évolution de la puissance en fonction du courant dans le bobinage à 1200 tr/min	151
Figure 5-26 : Répartition de l'induction magnétique dans les parties ferromagnétiques de la machine	154
Figure 5-27 : Évolution spatiale du flux dans le circuit magnétique	155
Figure 5-28 : Contenu harmonique du flux magnétique dans le circuit statorique.....	156
Figure 5-29 : Force électromotrice de la génératrice	157
Figure 5-30 : Évolution temporelle du flux dans le circuit magnétique à vide et en charge.....	158
Figure 5-31 : Tension (E_{ch}) de la génératrice en charge	159
Figure 5-32 : Schéma équivalent de la machine et son diagramme de fonctionnement dans le modèle de Behn-Eschenbourg	160
Figure 5-33 : Puissance de la génératrice optimisée en fonction du courant.....	161
Figure 6-1 : Vue générale du stator et du rotor de la génératrice	165
Figure 6-2 : Tôles constituant le circuit magnétique.....	167
Figure 6-3 : Différentes pièces en aluminium constituant le stator.....	168
Figure 6-4 : Rotor du prototype de la machine à flux transverse	170
Figure 6-5 : Génératrice au banc d'essai.....	172
Figure 6-6 : Relevé de la FEM à vide de la génératrice	177
Figure 6-7 : Comparaison de la courbe de la FEM mesurée et celle de la FEM simulée	178

Figure 6-8 : Force électromotrice en fonction de la vitesse de rotation.....	180
Figure 6-9 : Forme de la tension fournie par la génératrice à 320 tr/min en charge.....	181
Figure 6-10 : Puissance de la génératrice en fonction de la vitesse de rotation.....	182
Figure 6-11 : Comparaison entre la puissance simulée et la puissance mesurée	183
Figure 6-12 : Rendement de la génératrice en fonction de la vitesse.....	185
Figure 6-13 : Relevé de la FEM à vide de la génératrice.....	187
Figure 6-14 : Comparaison de la FEM mesurée et de celle simulée du prototype II	187
Figure 6-15 : Forme de la tension fournie par la génératrice à 320 tr/min en charge.....	188
Figure 6-16 : Comparaison entre la puissance simulée et la puissance mesurée de la structure améliorée.....	189
Figure 7-1 : Vue générale de la machine à flux transverse.....	194
Figure 7-2 : Application de la périodicité.....	195
Figure 7-3 : Maillage des parties actives de la machine	196
Figure 7-4 : Répartition de l'induction magnétique à vide.....	199
Figure 7-5 : Champ magnétique dans les aimants.....	200
Figure 7-6 : Trajet du flux magnétique	201
Figure 7-7 : Courbe de l'induction : la composante radiale Br, tangentielle Bt et selon l'axe Oz, Bz	202
Figure 7-8 : Évolution du module de l'induction dans l'entrefer.	202
Figure 7-9 : FEM à vide de la génératrice tournant à 320 tr/min	203
Figure 7-10 : Répartition de l'induction magnétique en charge (320 tr/min).....	204
Figure 7-11 : Champ magnétique dans les aimants de la machine	205
Figure 7-12 : Forme de la tension aux bornes de la génératrice à 320 tr/min.....	206
Figure 7-13 : Forme du courant généré par la génératrice à 320 tr/min.....	207
Figure 7-14 : Évolution de la puissance en fonction du courant dans le bobinage à 320 tr/min	208
Figure 7-15 : Évolution du couple électromagnétique.....	209
Figure A1- 1 : Rang d'harmonique de la FEM à vide mesurée à 320 tr/min (1 ^{er} prototype) ...	220
Figure A1- 2 : Relevé de la FEM mesurée de la génératrice à 350 tr/min (1 ^{er} prototype).....	221
Figure A1- 3 : Relevé de la FEM mesurée de la génératrice à 387 tr/min (1 ^{er} prototype).....	221

Figure A1- 4 : Relevé de la FEM mesurée de la génératrice à 409 tr/min (1 ^{er} prototype).....	222
Figure A1- 5 : Relevé de la FEM mesurée de la génératrice à 438 tr/min (1 ^{er} prototype).....	222
Figure A1- 6 : Relevé de la FEM mesurée de la génératrice à 468 tr/min (1 ^{er} prototype).....	223
Figure A1- 7 : Rang d'harmonique de la FEM à vide mesurée à 320 tr/min (2 ^{eme} prototype).223	
Figure A1- 8 : Forme de la tension fournie par la génératrice à 630 tr/min en charge (70 Ω) (2 ^{eme} prototype)	224

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2-1 : Avantages et inconvénients des systèmes de dégivrage	26
Tableau 2-2 : Comparaison entre les différents types de machines électriques [GAS-2004]	39
Tableau 2-3 : Comparaison entre les différentes machines de 75 kW [LAN-2000]	40
Tableau 3-1 : Caractéristiques de quelques prototypes de machines à flux transverse	58
Tableau 3-2 : Exemples de propriétés mécaniques et physico-chimiques des aimants [LEP-1996]	64
Tableau 3-3 : Principales caractéristiques magnétiques des familles d'aimants [LEP-1996]	65
Tableau 3-4 : Comparaison des caractéristiques magnétiques de différents types de matériaux ferromagnétiques [PER-1997]	69
Tableau 4-1 : Caractéristiques principales de la machine.....	74
Tableau 4-2 : Paramètres de la machine.....	106
Tableau 5-1 : Paramètres de la machine à concevoir.....	135
Tableau 5-2 : Dimensions de la génératrice améliorée.....	153
Tableau 6-1 : Dimensions de la génératrice améliorée	166
Tableau 6-2 : Principales caractéristiques de l'aluminium [VAR- 2005]	169
Tableau 6-3 : Masse des constituants du prototype de la génératrice	176
Tableau 6-4 : Comparaison entre les valeurs mesurées et les valeurs simulées par Flux 3D ...	182
Tableau 6-5 : Rendement de la machine	184
Tableau 7-1 : Dimensions de la génératrice proposée.....	197
Tableau A1- 1 : Principales caractéristiques géométriques des conducteurs ronds usuels	217

NOMENCLATURE

\vec{A}	Potentiel vecteur magnétique	Wb/m
A	Densité linéique du courant	A/m
\vec{B}	Induction magnétique	T
B_{aim}	Induction magnétique de l'aimant	T
B_{entr}	Induction magnétique dans l'entrefer	T
B_{Fer}	Induction magnétique dans le circuit magnétique	T
B_r	Induction rémanente des aimants permanents	T
B_{sat}	Induction magnétique de saturation du circuit magnétique	T
D_{entr}	Diamètre à l'entrefer de la machine	mm
\vec{E}	Champ électrique	V/m
e, e_{max}, E_{eff}	Force électromotrice, son maximum et sa valeur efficace	V
e_{aim}	Épaisseur de l'aimant	mm
e_{entr}	Épaisseur de l'entrefer	mm
FEM	Force électromotrice	V
f	Fréquence des courants et tensions	Hz
F_{aim}	Force magnétomotrice de l'aimant	A
F_v, F_{vmax}	Flux à vide dans le circuit magnétique et son maximum	Wb
\vec{H}	Champ magnétique	A/m
H_{aim}	Champ magnétique à travers l'aimant	A/m

H_{CM}	Champ coercitif de l'aimant	A/m
h_{enr}	Hauteur réservée à l'enroulement	m
H_{entr}	Champ magnétique dans l'entrefer	A/m
H_{Fer}	Champ magnétique dans le circuit magnétique	A/m
H_{Ferr}	Champ magnétique dans le circuit magnétique du rotor	A/m
H_{Fers}	Champ magnétique dans le circuit magnétique du stator	A/m
H_m	Champ magnétique au point de fonctionnement de l'aimant	A/m
h_s	Hauteur du circuit magnétique en forme de « U »	m
i, i_{\max}, I	Courant dans l'enroulement du stator, son maximum et sa valeur efficace	A
IHIPC	International Helicopter Ice Protection Conference	
\bar{J}	Densité surfacique du courant	A/m^2
L_{aim}	Longueur de l'aimant	mm
l_{aim}	Largeur de l'aimant	mm
l_{cu}	Longueur du cuivre constituant l'enroulement statorique	mm
L_{enr}	Largeur réservée à l'enroulement	mm
LICOME	Laboratoire d'identification et de commande des machines électriques	
LIMA	Laboratoire international des matériaux antigivre	
L_{as}	Longueur du circuit magnétique constituant le stator	mm
l_{cu}	Longueur du cuivre utilisé dans l'enroulement de la machine	mm
l_{enr}	Longueur de l'espace alloué à l'enroulement	mm

L_r	Largeur du circuit magnétique constituant le rotor	mm
L_{rr}	Longueur moyenne parcourue par le flux dans le circuit magnétique du rotor	mm
L_{ss}	Longueur du circuit magnétique en forme de « I » constituant le stator	mm
L_s	Inductance de l'enroulement du stator	H
l_s	Largeur du circuit magnétique constituant le stator	mm
MFT	Machine à flux transverse	
MFTAG	Machine à flux transverse à griffes	
MFTAPI	Machine à flux transverse à pôles intermédiaires	
MFTDF	Machine à flux transverse à double face	
MFTSF	Machine à flux transverse à simple face	
MSAP	Machine synchrone à aimants permanents	
M_a	Masse des aimants	kg
M_{fer}	Masse du circuit magnétique du générateur	kg
M_g	Masse des parties actives du générateur	kg
M_{cu}, M_s, M_r	Masse du cuivre, de circuit magnétique statorique et rotorique	kg
N_{ts}	Nombre de tours de l'enroulement statorique	
η	Rendement de la génératrice	%
Ω	Vitesse de rotation	tr/min
p	Nombre de paires de pôles	
P_a	Puissance absorbée par la génératrice	Watts
P_{cu}	Pertes par effet Joules au stator	Watts

P_e	Pertes par courants de Foucault	Watts
p_{elec}, P_{elec}	Puissance électrique instantanée, sa moyenne	Watts
P_{fer}	Pertes ferromagnétiques	Watts
P_h	Pertes par hystérésis	Watts
\mathfrak{R}_{aim}	Réductance de l'aimant	H^{-1}
$\mathfrak{R}_{csp1}, \mathfrak{R}_{csp2}$	Réductance de deux parties du circuit magnétique en forme de « U »	H^{-1}
$\mathfrak{R}_{css1}, \mathfrak{R}_{css2}$	Réductance de deux parties du circuit magnétique en forme de « I »	H^{-1}
$\mathfrak{R}_{cr1}, \mathfrak{R}_{cr2}$	Réductance de deux parties du circuit magnétique du rotor	H^{-1}
\mathfrak{R}_{faim_aim}	Réductance de fuite entre les aimants	H^{-1}
\mathfrak{R}_{fc_c}	Réductance de fuite entre les deux parties constituant le « U »	H^{-1}
\mathfrak{R}_{fc_i}	Réductance de fuite entre le circuit en forme de « I » et celui en forme de « U »	H^{-1}
\mathfrak{R}_{fentr}	Réductance de fuite dans l'entrefer	H^{-1}
$\mathfrak{R}_{fc_c_ext}$	Réductance de fuite entre les deux parties constituant le « U » dans la direction radiale	H^{-1}
$\mathfrak{R}_{faim_aim_ext}$	Réductance de fuite entre les aimants dans la direction radiale	H^{-1}
\mathfrak{R}_{fentr_ext}	Réductance de fuite dans l'entrefer dans la direction radiale	H^{-1}
$\mathfrak{R}_{fc_r_ext}$	Réductance de fuite entre le circuit en forme de « c » et celui du rotor	H^{-1}
\mathfrak{R}_g	Réductance de la machine vue par l'enroulement du stator	H^{-1}

\mathfrak{R}_{stator}	Réductance de l'entrefer	H^{-1}
R_s	Résistance de l'enroulement statorique	Ω
ρ, ρ_{Fer}	Masse volumique et masse volumique du fer	g/cm^3
σ, σ_{cu}	Conductivité et conductivité du cuivre	Siemens
s_{cu}	Section du cuivre constituant l'enroulement statorique	mm^2
SMC	Matériaux magnétiques composites	
S_s	Section du circuit magnétique en « C » ou « I »	mm^2
τ_p	Pas polaire	mm
UQAC	Université du Québec à Chicoutimi	
V	Potentiel scalaire	V
V_s	Tension aux bornes de l'enroulement de la machine	V
μ, μ_0, μ_r	Perméabilité, perméabilité du vide et relative	H/m
μ_{Fer}	Perméabilité du matériau ferromagnétique constituant la génératrice	H/m
ω	Vitesse angulaire	rad/s
ψ	Déphasage entre le courant et la force électromotrice	rad
ϕ_s	Flux capté par l'enroulement	Wb
$\bar{\Gamma}$	Couple électromagnétique moyen	N.m
δ	Angle interne de la machine	rad
φ	Déphasage entre le courant et la tension	rad

CHAPITRE 1

1. INTRODUCTION GÉNÉRALE

1.1 CONTEXTE GÉNÉRAL DE L'ÉTUDE

Aujourd’hui, l’utilisation des hélicoptères pour diverses tâches et dans différents domaines est devenue indispensable. Ils prennent une place de plus en plus grande dans la vie moderne. Ils remplissent de nombreuses missions civiles et militaires dans des secteurs variés : le transport aérien, la prospection pétrolière, l’agriculture, la protection, le sauvetage des personnes, la sauvegarde des forêts, etc.

L’exemple des régions éloignées est frappant. Dans ces régions, la nécessité d’utiliser les hélicoptères pour diverses missions telles que l’évacuation des blessés, le transport du personnel et de l’équipement de soutien pour l’installation des réseaux de communication, est évidente. La Garde côtière canadienne (GCC) se sert des hélicoptères pour de multiples tâches, comme; assurer la sécurité de la navigation tout au long de l’année sur les côtes canadiennes, effectuer des opérations de déglaçage, assister les opérations de recherche et de sauvetage et couvrir les interventions environnementales [GCC-2012].

Vu l’envergure que prend l’emploi des hélicoptères, elles doivent être opérationnelles en tout temps quelles que soient les circonstances et les conditions météorologiques.

Les conditions climatiques défavorables peuvent causer des problèmes au transport aérien en général et aux hélicoptères en particulier. Les problèmes s’accentuent quand ces conditions génèrent du givrage atmosphérique particulièrement présent dans l’Est canadien, connu pour

son climat extrême durant les longs mois d'hiver. Certains appareils sont alors cloués au sol, réduisant grandement les capacités de secourismes et de transport qui en dépendent énormément.

En plus de la diminution du temps de service, les utilisateurs des hélicoptères font face à d'importantes pertes économiques. Selon l'IHIPC (International Helicopter Ice Protection Conference), cité par Aubert dans [AUB-2003], les opérations de la marine canadienne, en hiver, diminuent de 25 % au large des côtes de la Nouvelle-Écosse. Selon la même source, au Royaume-Uni, 7 % des vols d'hélicoptères de formation n'ont pas lieu en raison des conditions givrantes. En hiver, aux États-Unis, New York Airways ferme ses portes un jour par mois à cause de ces conditions [AUB-2003].

Depuis les années 1950, les fabricants et les organismes gouvernementaux mènent des recherches et développements sur les différentes méthodes de protection contre le givre des rotors d'hélicoptères. Les premiers systèmes qui ont vu le jour utilisaient les gaz d'échappement de l'engin pour éviter l'accumulation de glace sur les surfaces aérodynamiques de l'appareil. D'autres systèmes sont apparus par la suite, dont ceux utilisant l'énergie électrique (electrothermique), ceux à base de fluide antigivre ou encore ceux utilisant des forces mécaniques [PAL-2008].

À l'heure actuelle, le système de dégivrage électrothermique est le seul à être utilisé dans les gros hélicoptères militaires ou commerciaux qui ont été certifiés et autorisés à voler dans les conditions givrantes.

Quelques gros hélicoptères, dont les pales sont dégivrées à l'aide de systèmes électrothermiques, sont certifiés pour voler dans des nuages givrants. Par contre, les petits hélicoptères ne le sont pas, car ils ne disposent pas de l'énergie électrique nécessaire au

fonctionnement du système de chauffage qui est de l'ordre de 40 kW/m^2 [CRI-2006], [FLE-2003]. Ajoutées à l'insuffisance énergétique, des bagues collectrices sont indispensables pour le transfert de l'énergie de la partie fixe au rotor de l'hélicoptère. L'utilisation de ces bagues est complexe et augmente les coûts d'opération ce qui n'est pas souhaitable.

Malgré l'existence de ces systèmes de dégivrage, les petits hélicoptères ne sont pas encore autorisés à voler dans les conditions climatiques givrantes. L'industrie de l'hélicoptère a un besoin réel d'innovation pour contrer les problématiques reliées à ces conditions. Les exploitants et les fabricants d'hélicoptères sont à la recherche de systèmes de protection contre la glace plus rentables. Les chercheurs continuent de travailler dans ce domaine afin d'améliorer les systèmes existants ou de trouver de nouvelles méthodes pour que les appareils restent opérationnels malgré ces conditions.

Dans le but de rendre utilisable le système électrothermique pour protéger les petits hélicoptères contre le givre, les entreprises d'hélicoptères recherchent un nouveau concept pour alimenter les éléments chauffants. L'idée générale proposée dans cette thèse consiste à remplacer la source d'alimentation en puissance des systèmes de protection contre le givre ainsi que les bagues transférant cette puissance par une génératrice électrique montée directement sur le mât de l'hélicoptère. La génératrice, de ce fait, est appelée à fournir plus de puissance avec des poids et des encombrements de plus en plus réduits.

Le sujet de ce travail comporte l'étude et la recherche d'un prototype (générateur et éléments chauffants) qui sera construit et caractérisé au laboratoire LIMA afin de valider son utilisation pour produire la puissance nécessaire au dégivrage des pales d'hélicoptères.

Les génératrices existantes sur le marché, compte tenu de la puissance demandée et de l'espace réservé, doivent être constamment améliorées et surtout remises en cause. C'est dans cette

optique de recherche de machines optimales que d'autres structures électrotechniques innovantes sont étudiées.

Au fil du temps, plusieurs configurations de génératrices ont été réalisées pour répondre à des besoins bien spécifiques. Elles sont toutes constituées de matériaux magnétiques (fer-silicium, poudre de fer, etc.), d'enroulement de fils (cuivre, aluminium, etc.) ou d'aimants permanents.

Selon la façon dont sont montés et alimentés les composants (matériaux magnétiques et cuivre), de multiples types de génératrices sont conçues. On peut les classer en deux principales familles : les génératrices à courant continu et les génératrices à courant alternatif. Ces dernières peuvent aussi être classées en deux différents types : synchrones et asynchrones.

Pour l'application visée, le choix entre les types de génératrices existants est limité par des contraintes géométriques, par la valeur de la puissance massique ainsi que par le facteur économique. Dans ce contexte, il est préférable d'utiliser une génératrice polyphasée parce qu'elle produit plus de puissance par rapport à une génératrice monophasée de même encombrement et de même poids.

D'emblée, le choix de la génératrice à courant continu est écarté à cause de son encombrement et de sa faible puissance massique.

Les génératrices asynchrones conviennent fort bien pour des applications où ils peuvent tourner à des vitesses supérieures à 600 tr/min [WIL-2005]. Pour des vitesses inférieures, les génératrices asynchrones sont encombrantes et coûteuses. De plus, leur rendement diminue à mesure que la vitesse est plus basse.

De son côté, la génératrice synchrone est généralement utilisée pour la production de l'énergie électrique. Sa vitesse est toujours proportionnelle à la fréquence des courants qui traversent ses enroulements ainsi qu'au nombre de pôles.

Dans le cas des entraînements directs (sans multiplicateur de vitesse) comme dans le cas de l'application visée dans cette thèse, le choix est généralement porté sur les génératrices synchrones à aimants permanents. Leurs performances, notamment en terme de puissance massique, sont très intéressantes lorsqu'elles ont un grand nombre de pôles. Elles sont très compactes et leur rendement est élevé.

Ces avantages leur ouvrent un grand champ d'utilisation. De plus, pour la même puissance, le poids des machines synchrones à aimants permanents est plus faible en le comparant à celui des machines synchrones bobinées ou les machines asynchrones. Pour ces raisons, la génératrice à aimants permanents constitue une candidate potentielle pour une éventuelle intégration dans le système de dégivrage.

Dans les applications à basse vitesse, la génératrice à flux transverse, un type de machines à aimants permanents, donne la meilleure puissance massique parmi les différentes configurations de génératrices, vu son grand nombre de pôles. Elle a été choisie pour une étude approfondie dans le but d'une éventuelle intégration dans le système électrothermique de dégivrage

L'aspect technique du cahier de charges fixé par le client, qui consiste à chercher une source de puissance légère et de volume réduit, a mené à une investigation sur les génératrices électriques qui peuvent être pertinentes pour l'application visée.

Le présent sujet de thèse de doctorat en ingénierie, consiste en l'étude d'un système de dégivrage des petits aéronefs en cours de vol. La majeure partie de cette étude est consacrée à la conception de la génératrice à flux transverse et à sa possible insertion avec le mât de l'hélicoptère pour dégivrer ses pales. Ce moyen permettra aux entreprises de continuer leurs opérations même en présence des pires conditions climatiques.

1.2 PROBLÉMATIQUE

Le givrage des pales d'aéronefs en cours de vol est un obstacle majeur. Sous certaines conditions d'exploitation, les aéronefs sont vulnérables à l'accumulation de la glace sur les pales. Il est bien connu que cette accumulation peut conduire à des résultats désastreux. La formation de la glace sur les pales donne lieu à de graves problèmes tels que :

- le détachement de la glace formée par le givre pouvant causer des dommages aux différentes parties de l'hélicoptère comme, les antennes, les queues ou les gouvernes mobiles et pouvant provoquer des incidents sur le terrain, comme blesser des personnes;
- la dégradation des performances aérodynamiques des pales d'hélicoptère, laquelle altère les caractéristiques de portance et de traînée;
- le déséquilibre causé par le poids de la glace, faisant varier le poids total de l'hélicoptère ainsi que son centre de gravité.

Ces problèmes peuvent provoquer des accidents, voire l'arrêt des opérations d'aéronefs, ce qui génère des pertes économiques considérables.

Il existe plusieurs systèmes de protection des aéronefs contre les conditions givrantes. Pour les gros hélicoptères, l'électrothermique est la technique la plus utilisée. Cette méthode consiste à équiper les pales à dégivrer d'une structure chauffante. En effet, plusieurs résistances sont noyées dans les surfaces aérodynamiques des pales. L'alimentation de ces résistances est assurée par une source d'énergie électrique. Le système de protection contre le givre est actionné de telle sorte que tous les éléments sont suffisamment chauffés pour empêcher l'accumulation de la glace.

La puissance nécessaire pour le fonctionnement du système de dégivrage est relativement élevée et est de l'ordre de 40 kW/m^2 [CRI-2006] [FLE-2003]. L'alimentation en puissance suffisante est considérée comme le problème majeur auquel sont confrontés les ingénieurs. Pour optimiser cette puissance, le contrôle du courant qui circule dans le système électrothermique est essentiel. Le transfert d'énergie électrique par l'intermédiaire d'une bague collectrice, utilisée en ce moment dans les gros hélicoptères, est très complexe et dispendieux, à quoi s'ajoutent le coût et le poids du dispositif de production et de transfert d'énergie [CRI-2006].

Il apparaît donc nécessaire de trouver un système plus petit et plus léger pour produire et transférer l'énergie électrique avec une puissance suffisante et efficace pour dégivrer les pales.

Les applications embarquées, telle la protection contre le givre des pales d'hélicoptère, exigent une source d'énergie avec une meilleure puissance massique. Pour améliorer la puissance massique des génératrices électriques, les chercheurs et les industriels ont adopté deux approches. La première approche consiste à introduire de nouvelles topologies de génératrices, en l'occurrence les machines à flux transverses qui ont une forte puissance massique sur papier, mais qui restent actuellement au stade de prototype. L'autre approche consiste à améliorer certaines structures de génératrice électrique déjà confirmées.

La génératrice à flux transverse est la machine la plus adéquate pour cette application (voir le chapitre 2). Cette machine produira de l'énergie tant qu'elle sera entraînée par le rotor de l'hélicoptère. Ses inconvénients résident principalement dans sa construction complexe ainsi que ses pertes magnétiques. De ce fait, il est indispensable de chercher une topologie ou un agencement optimal du circuit magnétique afin de simplifier la construction, de réduire ces pertes et d'optimiser les dimensions de la génératrice.

1.3 OBJECTIFS

L'objectif principal de cette thèse consiste à étudier la conception d'une génératrice entraînée à basse vitesse par les pales d'hélicoptères pour les protéger contre le givre. Les travaux seront essentiellement focalisés autour du composant générateur électrique et reposeront notamment sur l'étude et la réalisation d'un prototype d'une génératrice de 500 W.

Les objectifs spécifiques de la recherche se résument :

- à proposer et étudier un nouveau concept d'alimentation énergétique de dégivrage électrothermique des pales d'hélicoptères;
- à dimensionner une génératrice tournante à basse vitesse ayant un poids acceptable pour une application embarquée sur un hélicoptère;
- à concevoir le prototype de la génératrice afin de démontrer la faisabilité de cette dernière génératrice sur un banc d'essai applicable pour un système de dégivrage des aéronefs en cours de vol ;
- à proposer une nouvelle structure de la génératrice à flux transverse et à simuler ses performances.

1.4 CONTRIBUTIONS DU TRAVAIL

L'originalité de la thèse réside dans l'idée proposée qui consiste à adapter la génératrice à aimants permanents à flux transverse à une application embarquée; l'alimentation des éléments chauffants utilisés pour protéger les pales du rotor principal des aéronefs contre le givre. En effet, le système de dégivrage proposé représente un concept très innovateur. D'après ce que

nous avons constaté dans la littérature, comme il est proposé dans cette thèse, ce système n'a jamais fait l'objet d'une étude ou d'une application.

Une contribution de la thèse apparaît aussi dans la modélisation de la machine à aimants permanents à flux transverse. Son modèle analytique proposé dans cette thèse est nouveau et permet une étude rapide de ses performances.

La nouvelle topologie de la génératrice à flux transverse proposée et l'étude de ses caractéristiques représentent aussi une contribution originale de ce travail.

1.5 MÉTHODOLOGIE

La conception des systèmes destinés à des applications embarquées, comme celle visée, doit satisfaire à des exigences spécifiques. En effet, en plus des performances exigées, le poids et l'encombrement doivent être pris en considération lors de la conception.

La machine à flux transverse choisie pour cette étude est un convertisseur électromagnétique, dont le principe de fonctionnement obéit aux lois classiques de l'électromagnétisme. Le dimensionnement d'un tel convertisseur passe par la résolution des équations de Maxwell. Pour cela, trois méthodes sont applicables : l'approche analytique, la méthode des éléments finis et la méthode hybride.

Afin que la méthode de dimensionnement soit efficace, elle doit être fiable, transposable et rapide. Fiable et transposable de manière à comparer les performances de différentes structures sans limitation de validité, et rapide pour évaluer un grand nombre de variantes dans une optique d'optimisation.

Le principe de la méthode analytique repose sur la mise en équation des sources de flux et ses chemins de circulation, estimés en respectant le théorème d'Ampère et le principe de conservation du flux. Cette méthode est basée sur l'analogie du circuit magnétique et à celle d'un circuit électrique.

La méthode des éléments finis s'appuie sur la discréétisation surfacique ou volumique d'un domaine pour résoudre les équations différentielles de Maxwell. En fonction de la nature du problème (2D, 3D, régime transitoire, régime permanent), des logiciels dédiés à cette méthode, tel que « Flux3D », permettent la résolution du problème en plusieurs étapes. Cette méthode exige un temps de calcul considérable.

Quant à l'approche hybride, elle se base sur la représentation d'un problème par un réseau de réluctances dont une partie des éléments est calculée en utilisant la méthode des éléments finis. Le but est d'améliorer la précision des modèles analytiques purs tout en conservant leurs performances en optimisation.

Enfin, le principe de la méthode de conception proposée dans ce travail pour la génératrice à flux transverse consiste à associer des modèles analytiques et des modélisations par calcul de champ. En respectant le cahier des charges et dans une première étape du processus de conception, l'estimation des dimensions géométriques de la structure retenue est obtenue en écrivant les équations analytiques qui traduisent les lois d'Ampère et les règles de conservation du flux dans les différentes parties du circuit magnétique de la génératrice.

La deuxième étape, quant à elle, consiste à raffiner, jusqu'à la précision souhaitée, les différentes dimensions géométriques retrouvées dans la première partie en maximisant les performances de la structure.

La démarche de la conception est structurée de la façon présentée à la Figure 1-1.

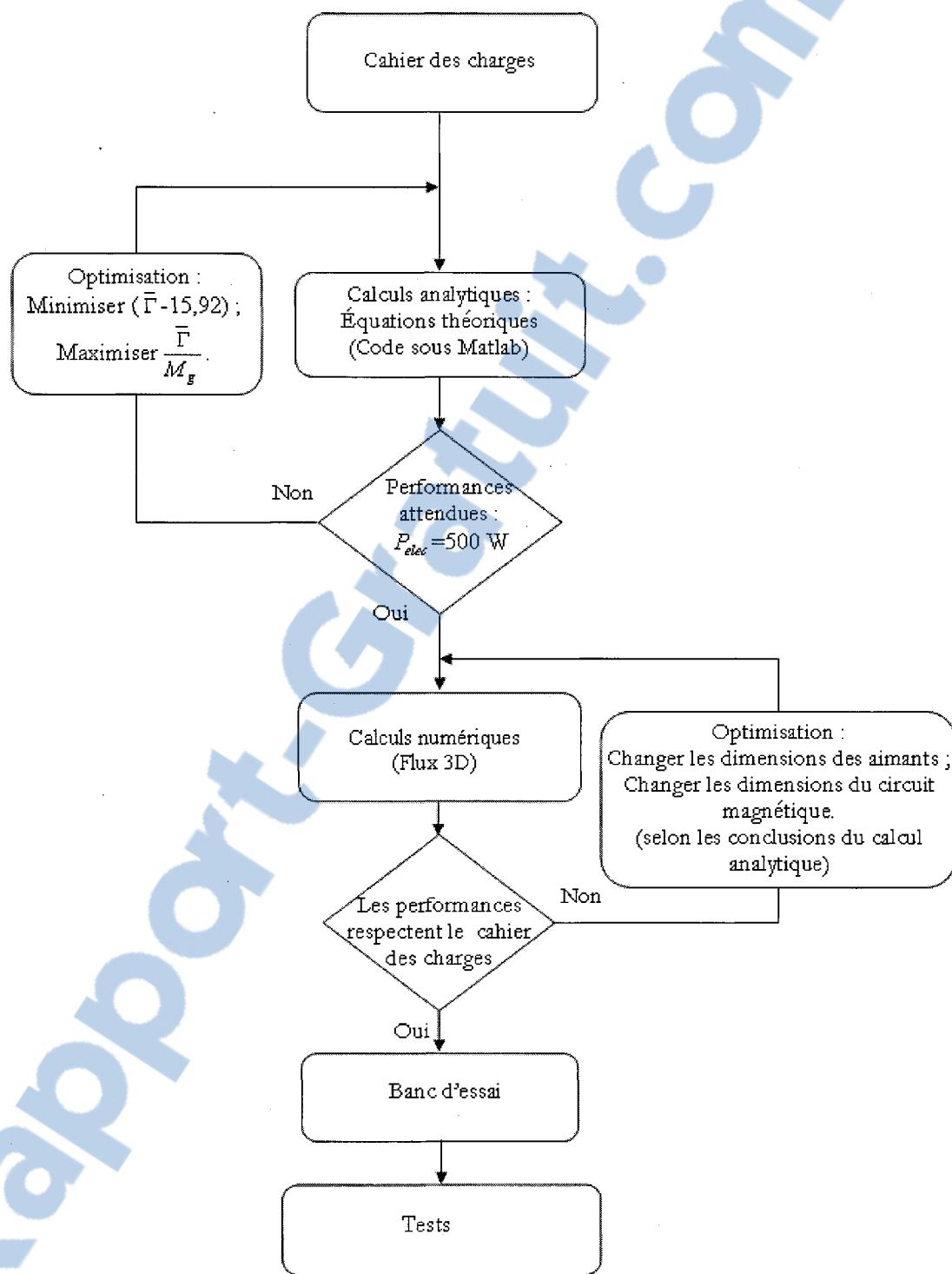


Figure 1-1 : Diagramme du dimensionnement de la génératrice

1.6 PLAN DE LA THÈSE

Afin de répondre aux objectifs cités précédemment, le présent rapport a été divisé en huit chapitres. Le **chapitre 1** introduit le sujet de recherche avec ses problématiques, les objectifs fixés et la méthodologie suivie pour les atteindre.

Le **chapitre 2** est consacré à une revue de la littérature concernant les systèmes de protection contre le givre des pales d'hélicoptères ainsi que les génératrices existant qui peuvent être introduites dans un système de dégivrage électrothermique.

Le **chapitre 3** est consacré à la machine à flux transverse, son principe de fonctionnement, ses avantages et ses inconvénients ainsi que ses différentes configurations existantes dans la littérature.

Dans le **chapitre 4**, l'élaboration d'une procédure de prédimensionnement de la machine à flux transverse sera présentée. Il englobe une étude analytique du dimensionnement de la génératrice, suivi de la présentation des résultats obtenus.

Le **chapitre 5** présente la modélisation numérique de la génératrice par calcul du champ. Après une brève description du logiciel utilisé dans les calculs, un modèle de la génératrice sera élaboré et introduit dans ce logiciel dans le but de déterminer ses performances avec précision.

Le **chapitre 6** décrit le banc d'essai conçu, réalisé et mis au point au laboratoire LIMA. Ce chapitre a pour but de valider les caractéristiques du prototype de la génératrice. Les résultats expérimentaux sont exposés et comparés aux résultats de simulation. Ainsi, le banc d'essai consiste à valider les modèles théoriques modélisés analytiquement et simulés numériquement dans les deux précédents chapitres.

Dans le **chapitre 7**, une nouvelle configuration de la machine à flux transverse est proposée. Ses caractéristiques sont déterminées numériquement à l'aide d'un logiciel à éléments finis. La thèse se termine par les conclusions et les recommandations (**chapitre 8**) dégagées du sujet de recherche.

CHAPITRE 2

2. REVUE DE LA LITTÉRATURE SUR LES SYSTÈMES DE DÉGIVRAGE DES AÉRONEFS EN COURS DE VOL ET LEURS SOURCES D'ALIMENTATION

2.1 INTRODUCTION

En fonction des problématiques énumérées précédemment, ce chapitre présente une revue de la littérature qui situe l'état actuel relatif au dégivrage des pales d'hélicoptères en vol. Une partie de ce chapitre est consacrée à une étude bibliographique sur les machines électriques disponibles sur le marché et qui peuvent être considérées pour alimenter le système de dégivrage électrothermique.

Afin de justifier le choix du système électrothermique pour protéger les pales d'hélicoptères contre le givre, la première partie de ce chapitre est consacrée à une description détaillée des systèmes de dégivrages destinés aux aéronefs en général, et aux hélicoptères en cours de vol en particulier. Les avantages et les inconvénients de chaque système sont énumérés également.

Dans un système électrothermique, les éléments chauffants ont besoin d'une source d'énergie électrique. Pour pallier le manque d'énergie électrique disponible dans la cabine de pilotage d'un petit hélicoptère, le fait d'intégrer une source d'énergie indépendante est une solution envisageable.

Dans le but de sélectionner un concept de machine à fort potentiel industriel pour cette application, la deuxième partie de ce chapitre présente une comparaison entre les différentes topologies de génératrices qui peuvent être utilisées dans une application embarquée pour alimenter le système de protection des pales d'aéronefs. En se basant sur la littérature, les performances volumiques et massiques des topologies citées dans cette section seront comparées.

2.2 DESCRIPTION GÉNÉRALE DES SYSTÈMES DE DÉGIVRAGE DESTINÉS AUX AÉRONEFS

Le phénomène de dégivrage des aéronefs en vol préoccupe fortement les constructeurs et cause beaucoup de problèmes aux utilisateurs des hélicoptères. Pour faire face aux problèmes liés à ce phénomène, les entreprises d'hélicoptères, comme Bell Hélicoptère et Sikorsky Aircraft Corporation, s'intéressent à l'étude et à la recherche des systèmes de protection pour sécuriser leurs appareils.

La première étude remonte à 1945, lorsque l'appareil Sikorsky R-4 de la compagnie Sikorsky Aircraft a survolé le mont-Washington pour examiner la sensibilité de son rotor au givre [AUB-2003]. Il fallut attendre jusqu'en 1970 pour voir le premier système électrothermique implanté et validé sur un hélicoptère Black Hawk de Sikorsky Aircraft Corporation [AUB-2003].

En 1976, U.S. Army a fait les premiers essais sur l'un de ses appareils dotés de ce système de dégivrage en Alaska [FLE-2003]. Vingt-trois ans après, durant lesquels plusieurs essais ont été effectués, U.S. Army rend opérationnel ses appareils Black Hawk munis de ce système électrothermique pour voler dans des conditions givrantes.

Le coût et le temps pour certifier les aéronefs aptes à voler dans des conditions givrantes sont les obstacles majeurs qui font face au développement des systèmes de protection des hélicoptères en cours de vol. Les premiers programmes de recherche et développement qui ont abouti à une certification d'un certain type d'hélicoptères ont duré plusieurs années. Le coût de ces recherches fut très élevé [FLE-2003]. Pour réduire ces coûts, les entreprises d'hélicoptères cherchent d'autres possibilités. L'élimination des essais sous le givre naturel remplacés par des simulations et des essais artificiels a contribué à réduire considérablement ces coûts.

Afin de simuler les systèmes de dégivrage électrothermique, divers centres de recherches tels que l'ONERA en France et la NASA aux États-Unis, de même que des laboratoires comme le LIMA, ont mis au point des modèles numériques de systèmes de dégivrage et d'antigivrage et poursuivent leurs études dans le domaine [CAL-2000], [FLE-1991], [FOR-2011].

À l'heure actuelle, une grande variété de systèmes a été mise au point pour l'enlèvement de la glace d'une surface aérodynamique. La prochaine section passe en revue quelques-uns des grands types de systèmes de protection contre le givrage des pales d'hélicoptères qui ont été étudiés (mécanique, à base de fluide antigivrant et thermique).

2.2.1 Système de dégivrage mécanique

Le principe de fonctionnement des systèmes de dégivrage mécanique consiste à déformer la surface des pales à dégivrer. La distorsion de cette surface provoque des fissures et brise la glace accumulée, profitant du courant d'air pour l'emporter.

Les boudins pneumatiques sont les moyens de déformation de la glace les plus utilisés. Ils sont généralement fixés sur les bords d'attaque et sont gonflés de façon intermittente en présence des conditions givrantes.

Les boudins pneumatiques ont connu du succès sur les aéronefs à voilure fixe. De nombreux problèmes, cependant, ont empêché leur utilisation sur les rotors d'hélicoptères. Le concept a été relancé par le développement d'un élastomère polyuréthane résistant à l'érosion par la compagnie B.F. Goodrich (BFG) [LOR-1983].

Une coopération entre la NASA, U.S. Army et la compagnie B.F. Goodrich (BFG) a abouti au développement d'un prototype pneumatique de dégivrage des pales d'hélicoptères [LOR-1983]. Ce système consiste à recouvrir le bord d'attaque de la pale du rotor principal par une membrane élastique contenant des chambres à air (Figure 2-1), lesquelles sont gonflées en utilisant l'air soutiré de la turbine de l'hélicoptère. La déformation de la surface de la glace préalablement accumulée engendre des fissures permettant au courant d'air de la détacher de la surface de la pale.

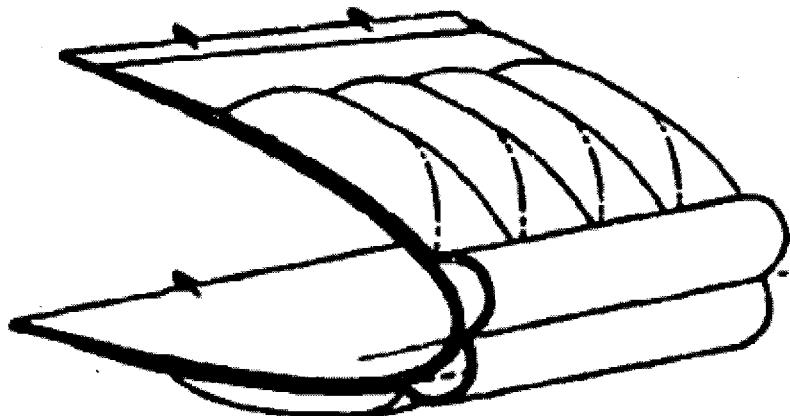


Figure 2-1 : Coupe transversale du dégivreur pneumatique installé [LOR-1983]

Un schéma du système est montré à la Figure 2-2 : l'air soutiré de la turbine livré aux boudins pneumatiques à travers un clapet antiretour, une soupape de régulation de pression puis une électrovanne pour contrôler le flux d'éjection et, enfin, un collecteur à bague rotatif au sommet du mât du rotor. La vanne de contrôle du flux d'éjection fournit le vide nécessaire pour

dégonfler les boudins pneumatiques. Ces derniers sont gonflés et dégonflés en moins de 30 secondes lors de l'utilisation.

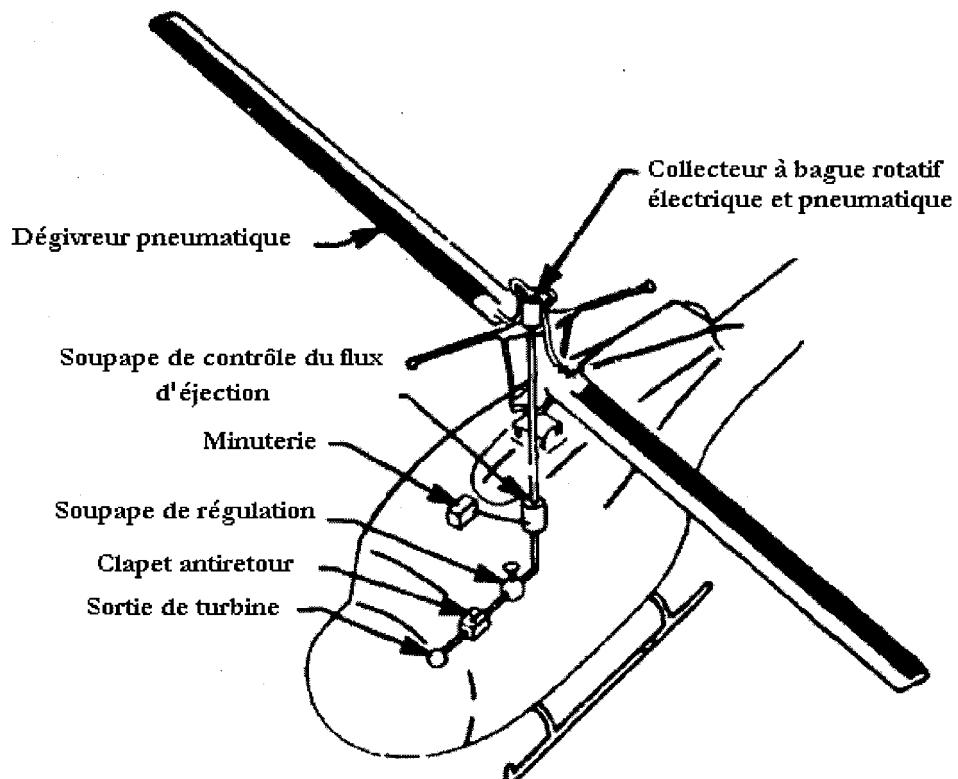


Figure 2-2 : Composants du système de dégivrage [LOR-1983]

Les performances de ce système de dégivrage pneumatique se sont avérées satisfaisantes. La protection des pales est alors assurée dans des conditions climatiques critiques (-20° C). L'un des désavantages de ce système réside dans l'augmentation importante (27%) du couple moteur lors de l'inflation et la diminution rapide de ce couple lors de la déflation [COF-1987]. Cette augmentation de couple engendre une petite roulade bradée et un mouvement angulaire de l'appareil jugé acceptable par les pilotes.

La membrane constituant les chambres à air doit avoir de meilleures propriétés quant à la résistance à l'érosion que celles utilisées jusqu'à maintenant.

Les systèmes mécaniques de protection contre le givre sont performants; ils exigent peu d'énergie pour leur fonctionnement et sont assez légers (18,18 kg pour le système NASA-BFG) [COF-1987]. Cependant, l'installation de ce système est complexe car son efficacité diminue au fur et à mesure que le matériel de la gaine gonflable se détériore [LAF-2008].

L'utilisation de ces systèmes pour les hélicoptères n'est pas souhaitable. En effet, leur principe de fonctionnement est basé sur la déformation du profil de la surface aérodynamique, ce qui entraîne des modifications dans les caractéristiques aérodynamiques et donc dans les caractéristiques de portance et de traînée.

2.2.2 Système de dégivrage à base de fluide antigivrant

Le système de protection contre le givre à base de fluide consiste à appliquer un fluide antigivrant (produit chimique) à travers les pores d'un revêtement enveloppant les éléments à protéger. Le point de congélation de la glace est alors abaissé, la glace se transforme en gadoue, laquelle est emportée par le courant d'air et donc enlevée de la surface à protéger. L'application de la substance chimique doit être répétée chaque fois que la glace se reforme.

Bell Hélicoptère a développé et expérimenté ce système dans les années 1960 (Figure 2-3). Il est constitué d'un réservoir de 61,64 litres d'un mélange d'éthanol et de glycérol, d'un système de contrôle du débit du liquide envoyé vers le rotor principal et de queue, et d'un système de distribution, assuré par une pompe, de ce liquide vers les deux rotors [COF-1987]. Le transfert du liquide de la partie fixe aux pales d'hélicoptères est assuré par une bague collectrice utilisant la force centrifuge produite par la vitesse de rotation des pales. Le liquide transféré est distribué et réparti sur la surface à protéger à l'aide des canalisations et des trous d'échappement disposés dans les pales.

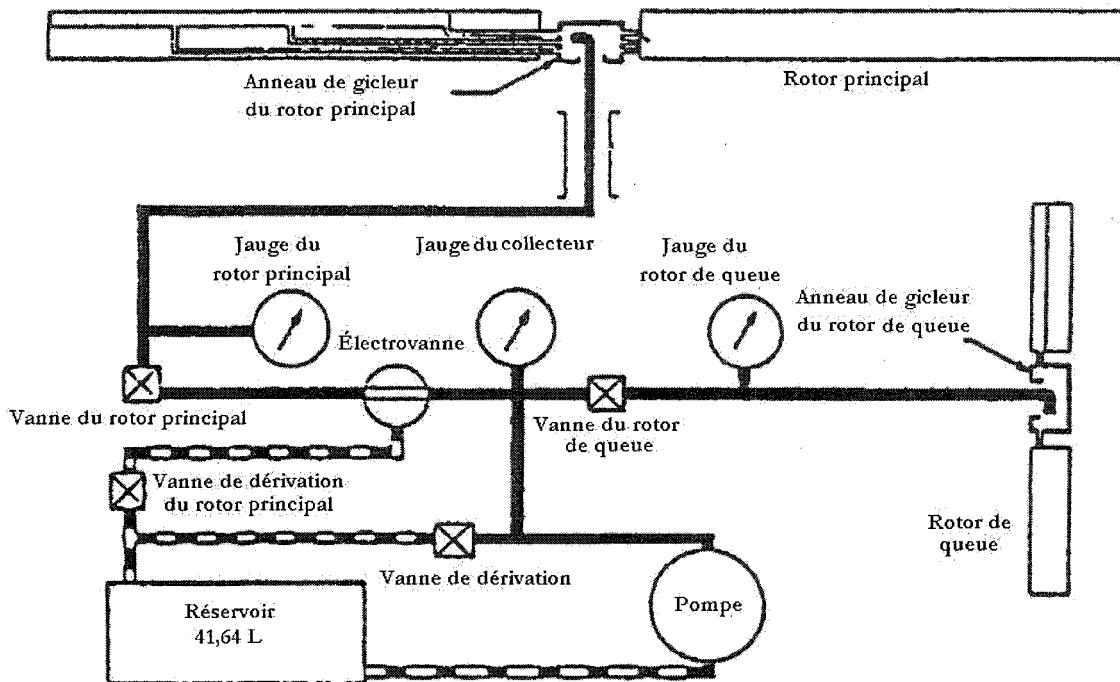


Figure 2-3 : Schéma d'un système de protection contre le givre à base de fluide antigivre

[COF-1987]

Une autre possibilité consiste à suinter le produit en question directement sur la surface à protéger. C'est ce qu'a étudié Earle T. Binckley qui, en 1978, a réussi à breveter un système qui utilise cette méthode pour dégivrer les pales des hélicoptères. Le système en question est constitué d'un réservoir monté dans la cabine de l'appareil qui contient un mélange d'éthanol et de glycérol, une pompe qui sert à déplacer le fluide à travers des canalisations pour le pulvériser sur les pales du rotor principal par un arrosage automatique et un système de commande pour activer et désactiver la pompe [BIN-1978] (Figure 2-4).

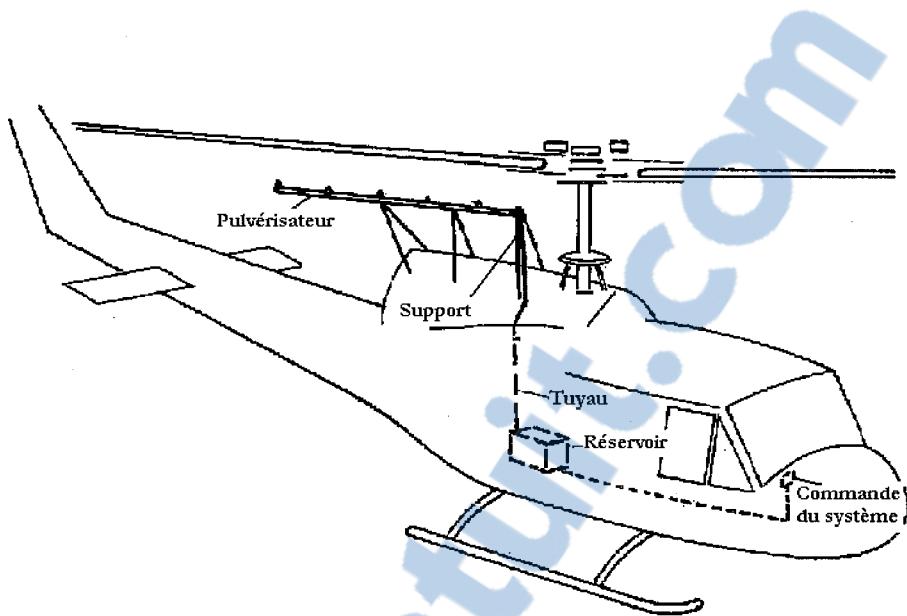


Figure 2-4 : Système chimique de dégivrage d'un hélicoptère [BIN-1978]

Le système de protection contre le givre à base de liquide antigivre est relativement coûteux et nécessite un entretien fréquent. De plus, la durée de protection est limitée par le volume du réservoir : plus la taille du réservoir est grande, plus la durée de protection est élargie. Une grande quantité du produit est nécessaire pour assurer la protection de l'appareil durant plusieurs heures (1 heure et 24 minutes pour dégivrer deux pales du rotor principal et un rotor de queue pour un réservoir de 41,61 L). Une grande quantité du liquide augmente le poids du système. Pour ces raisons, les systèmes chimiques sont peu utilisés pour le dégivrage des hélicoptères en vol.

2.2.3 Système de dégivrage thermique

Le dégivrage électrothermique fait partie des systèmes thermiques. Son principe de fonctionnement consiste à augmenter la température de la surface aérodynamique par chauffage, les éléments chauffants étant placés sur la surface à dégivrer.

Le système est utilisé à l'heure actuelle pour protéger les pales des gros hélicoptères. Il est composé de résistances électriques noyées dans des élastomères ou dans des matériaux composites selon les degrés de température.

Les éléments chauffants qui protègent les pales des aéronefs sont de faible épaisseur afin de ne pas perturber l'aérodynamique de la structure. Leurs formes sont adaptées aux parties sur lesquelles ils sont montés. Ces éléments sont alimentés par une source d'énergie électrique généralement localisée dans la cabine de l'appareil.

La compagnie Sikorsky Aircraft a réussi à développer, à tester et à certifier un système électrothermique de protection contre le givre pour son appareil S-92A [FLE-2007]. Le système est constitué de deux parties. La première partie contient un tapis chauffant à quatre zones, installé dans la gaine de bord d'attaque de chaque pale du rotor principal. Les appareils de chauffage sont commandés par un système de contrôle. La deuxième partie consiste en un tapis chauffant unique, installé dans chaque pale du rotor de queue.

L'effet Joule est le principal phénomène dans la technique de dégivrage électrothermique. L'énergie produite par les petits hélicoptères n'est pas suffisante pour le bon fonctionnement du système. Ce dernier nécessite une alimentation en énergie électrique indépendante.

À notre connaissance, il n'existe pas de système doté d'une source d'énergie indépendante implanté sur les petits hélicoptères à l'heure actuelle. Néanmoins, en parcourant le peu de littérature spécialisée dans le domaine du dégivrage des aéronefs en cours de vol, on trouve

quelques brevets qui traitent de cet aspect. Ils décrivent comment générer une puissance électrique pour dégivrer les pales d'aéronefs en cours de vol ou la manière dont cette puissance est transférée vers les éléments chauffants. Ces documents ne précisent toutefois ni le poids ni les appareils sur lesquels sont implantés ces systèmes.

James Andrew Timothy Smith [TIM-2001] propose, dans un brevet, l'intégration d'une génératrice à aimants permanents sur le mât d'un aéronef pour alimenter les éléments chauffants (Figure 2-5).

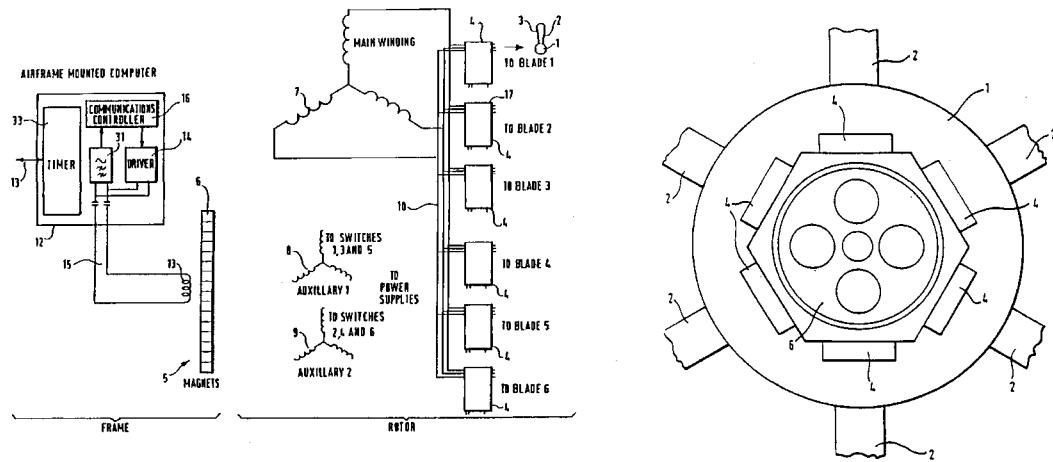


Figure 2-5 : Générateur synchrone à aimants permanents monté sur le mât d'un aéronef alimentant le système de dégivrage et sa commande [TIM-2001]

En 1998, le même auteur a breveté un système utilisant une génératrice à aimants permanents permettant de produire la puissance nécessaire pour alimenter des éléments chauffants sur deux surfaces critiques d'un avion en cours de vol [TIM-1998]. La Figure 2-6 donne un aperçu de ce système.

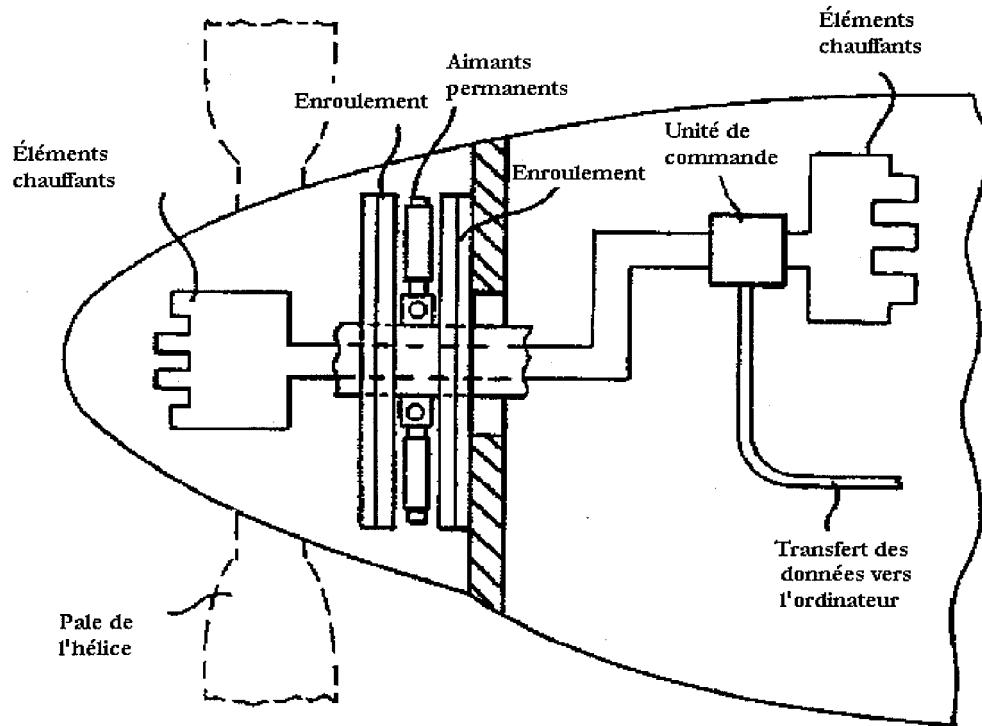


Figure 2-6 : Système de dégivrage de deux surfaces d'avion [TIM-1998]

Ces brevets décrivent le mode de fonctionnement de ces systèmes suivant les conditions climatiques extérieures. Ces systèmes sont destinés aux avions ou aux gros hélicoptères. À notre connaissance, et pour des petits aéronefs, aucun des systèmes précédemment décrits ne peut être transposable sur les petits appareils en raison de leur poids.

2.2.4 Sommaire des systèmes de dégivrage des aéronefs

De nombreux systèmes de dégivrage d'hélicoptères en cours de vol ont été présentés, soient les systèmes mécaniques, chimiques utilisant des liquides antigivrants ou électrothermiques.

La technique utilisant les forces mécaniques est susceptible de provoquer des dommages à d'autres parties de l'hélicoptère en éjectant la glace brisée. Un autre inconvénient réside dans la déformation de la surface aérodynamique de la région à dégivrer par le système lui-même.

Les systèmes chimiques utilisant des fluides antigivrants pour abaisser le point de congélation de la glace sur des voitures tournantes soulèvent d'autres problèmes. Ainsi, vaporiser les composants d'un hélicoptère avec du liquide de dégivrage à haute température à une pression élevée peut endommager certains composants critiques et enlever les lubrifiants des roulements.

Les systèmes thermiques requièrent généralement l'électricité pour chauffer la surface à protéger. Les tapis chauffants sont habituellement assez flexibles pour garder la forme aérodynamique de la surface à dégivrer. Malgré la puissance exigée par ce système, il reste le plus efficace parmi les techniques utilisées jusqu'à maintenant dans l'industrie.

Afin de choisir un système de dégivrage pour protéger les pales d'hélicoptère en cours de vol contre le givre, cette section donne une synthèse non exhaustive des systèmes de dégivrages étudiés dans la littérature.

Le Tableau 2-1 résume les avantages et les inconvénients des différents systèmes de dégivrage. Une comparaison basée sur ce qui a été trouvé dans la littérature scientifique [COF-1987], [LAF-2008], [LOR-1983].

Tableau 2-1 : Avantages et inconvénients des systèmes de dégivrage

Systèmes	Avantages	Inconvénients
Mécaniques	<ul style="list-style-type: none"> ➤ enlèvent la glace rapidement; ➤ consomment peu d'énergie; ➤ assez légers. 	<ul style="list-style-type: none"> ➤ augmentation importante du couple moteur (27 %) lors de l'inflation et diminution rapide lors de la déflation ce qui engendre une petite relâche bradée et un mouvement angulaire; ➤ érosion de la membrane; ➤ déformation du profil de la surface aérodynamique de la pale; ➤ provocation de dommages à d'autres parties de l'hélicoptère en éjectant la glace brisée.
À base de fluides antigivre	<ul style="list-style-type: none"> ➤ enlèvent la glace rapidement 	<ul style="list-style-type: none"> ➤ coûteux et nécessitent un entretien fréquent; ➤ la durée de protection est limitée par le volume du réservoir; ➤ le liquide suinté sur les composants de l'hélicoptère à une pression élevée peut endommager certains composants critiques et enlever les lubrifiants des roulements.
Thermiques	<ul style="list-style-type: none"> ➤ gardent la forme aérodynamique des pales inchangées; ➤ efficaces. 	<ul style="list-style-type: none"> ➤ énergivores.

Au regard des qualités générales des différents types de systèmes de dégivrage et de la revue de la littérature ci-dessus, le système thermique est retenu pour l'application visée. Nous avons opté pour un système électrothermique alimenté par une génératrice électrique que nous allons modéliser en vue de sa conception, optimiser ses performances et l'adapter, malgré tous les problèmes que cela peut poser, au dégivrage des pales des petits aéronefs.

La section suivante est consacrée à une présentation des différents types de génératrices électriques susceptibles d'être considérés pour une telle application.

2.3 MACHINES ÉLECTRIQUES COMME SOURCES D'ÉNERGIE POUR LE DÉGIVRAGE ÉLECTROTHERMIQUE DES AÉRONEFS EN COURS DE VOL

Le manque d'énergie à bord des petits hélicoptères est la principale source de problèmes rencontrés par les constructeurs. En effet, les systèmes de dégivrage électrothermique utilisés dans les gros hélicoptères consomment des puissances électriques que les petits appareils n'ont pas. Dès lors, il est primordial de trouver un moyen efficace pour alimenter ces systèmes de dégivrage. En raison du contexte de l'application, exigeante et embarquée, ce moyen doit être léger, petit et fiable.

La génératrice électrique est une machine qui permet de produire de l'énergie électrique à partir d'une autre forme d'énergie. Dans l'application visée par ce travail, il est question de convertir l'énergie mécanique disponible sur l'arbre de l'hélicoptère tournant à basse vitesse en énergie électrique, en couplant ce dernier à une génératrice. L'enroulement de la génératrice est lié directement aux éléments chauffants. La génératrice devrait produire une forte puissance massique à vitesse lente. Il s'agit d'une application à entraînement direct.

La section suivante décrit les machines électriques qui peuvent être utilisées dans l'application visée.

Pour des applications embarquées comme l'éolienne, la voiture électrique ou la propulsion navale, différents types de machines à structures classiques ont été utilisés. La machine à courant continu, comme il est mentionné en introduction, est une solution pratiquement abandonnée dans de telles applications à cause de sa faible puissance massique. Par contre, les machines à aimants permanents sont à ce jour les plus utilisées [LAT-2006].

Il est difficile de répertorier tous les types de machines électriques et de comparer leurs performances. Cependant, des études comparatives qui ont été menées dans ce sens, en gardant à l'esprit la compatibilité des topologies considérées avec les exigences du cahier des charges, sont présentées. Plusieurs types de machines peuvent prétendre à une application à entraînement direct.

Une première lecture des différentes publications scientifiques nous amène à considérer la machine à aimants permanents comme la plus adéquate pour l'application visée. Dans le but d'approfondir l'étude, la section suivante sera réservée à une comparaison entre les différentes machines existantes et celles à aimants permanents, et particulièrement celle à flux transverse.

2.3.1 Machine synchrone à aimants permanents

Afin de démontrer l'avantage et l'apport de l'utilisation des aimants permanents comme source de champ magnétique dans les machines électriques, Dubois, dans [DUB-2004-2], a comparé le ratio épaisseur du cuivre /épaisseur des aimants utilisés pour exciter une machine synchrone. Les résultats obtenus sont présentés à la Figure 2-7.

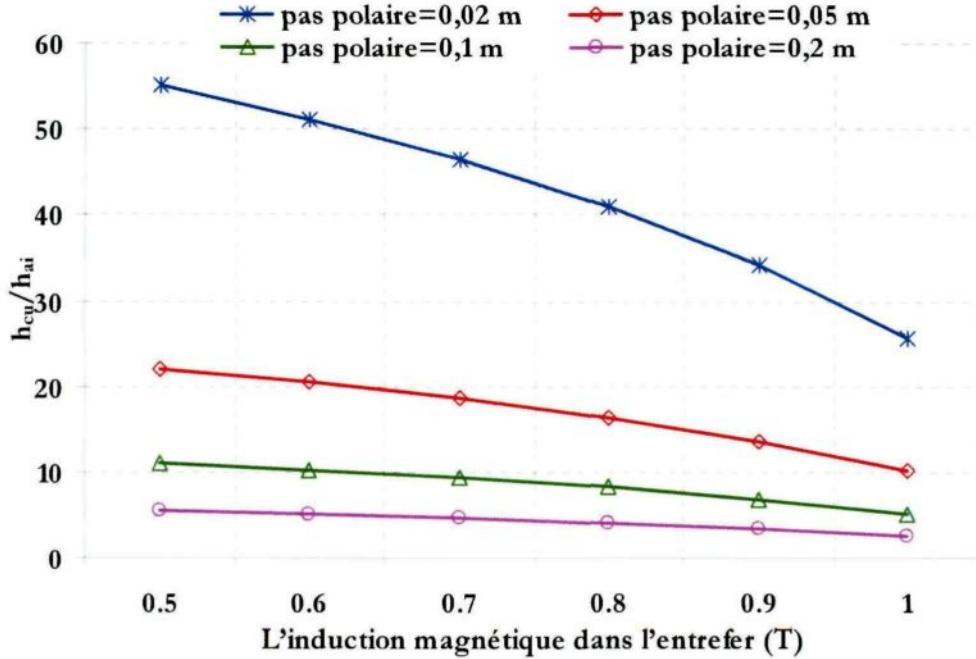


Figure 2-7 : Ratio h_{cu}/h_{ai} en fonction de la densité du flux pour différents pas polaires

La Figure 2-7 montre clairement que le ratio h_{cu}/h_{ai} est toujours le plus grand pour des petits pas polaires, quelle que soit la densité du flux dans l'entrefer; il est aussi toujours supérieur à 1. Cela explique pourquoi il faudrait utiliser des aimants permanents pour pouvoir réduire la masse des machines.

Étant donné la vitesse de rotation de l'arbre de l'hélicoptère (320 tr/min) et le volume disponible pour une possible insertion d'une source d'énergie, la machine qui peut produire la puissance exigée par le système (40 kW/m^2) doit avoir un nombre de paires de pôles élevé. Une machine synchrone avec un petit pas polaire devra être considérée alors pour réduire la masse du système ainsi que les coûts. Tel que discuté dans [LAM-2000], les machines synchrones à rotor bobiné ayant de petits pas polaires sont difficilement réalisable. Elles sont

plus lourdes que celles à aimants permanents et sont plus volumineuses quand des petits pas polaires sont demandés.

Les caractéristiques des aimants permanents sont améliorées et leur prix a diminué. Les machines à aimants deviennent de plus en plus avantageuses en les comparant aux autres machines.

Les machines à aimants permanents peuvent être classées en trois catégories : à flux axial, à flux radial et à flux transverse. La Figure 2-8 : illustre des exemples de ces machines.

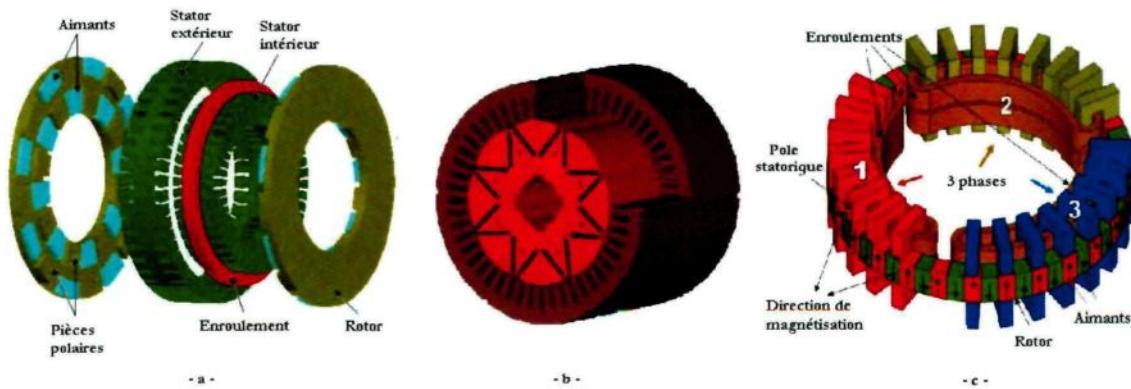


Figure 2-8 : a : Machine à flux axial [AYD-2002], b : Machine à flux radial [CED-2004], c : Machine à flux transverse [BAS-2009]

Historiquement, la machine synchrone à flux radial est la première machine à aimants permanents apparue dans l'industrie. C'est la machine la plus utilisée et la plus répandue. Le flux dans cette machine est essentiellement dans la direction radiale.

À faible vitesse et pour des puissances élevées, les machines synchrones à aimants permanents à flux radial sont de longs diamètres. C'est ce qu'a confirmé Wu [WU-2000] avec la conception de cinq machines de ce type pour une application éolienne. Ces machines triphasées tournent à la même vitesse (210 tr/min) et génèrent une puissance de 20 kW avec différents nombres de

pôles. Un prototype de 36 pôles a été construit. Il a été installé avec une turbine de 2 pales sur une tour de 36 m à la Murdoch University en Australie. Cette université et une entreprise locale (West-Wind) collaborent actuellement au développement de l'industrie éolienne en Australie [WU-2000].

Wu [WU-2000] rapporte que, en augmentant le nombre de pôles pour la même puissance, la machine optimisée doit avoir un diamètre plus élevé et une masse plus conséquente. Par exemple, le poids (masse active) de la machine de 36 pôles est de 115 kg; quant au diamètre, il est de 689 mm. Pour une machine de 40 pôles, la masse sera de 106 kg et d'un diamètre de 691 mm.

El-Refaie [ELF-2005] a optimisé une machine à flux radial pour une application automobile. Il montre ainsi que la diminution du poids d'une machine à aimants passe par l'augmentation de son nombre de pôles. Il illustre ses propos par la construction d'un prototype qui confirme les caractéristiques calculées analytiquement.

Lovelace [LOV-2004], quant à lui, soulève un autre problème relatif aux machines synchrones à aimants permanents. Il y est question du risque de décollement des aimants à haute vitesse pour une machine où ces aimants sont montés en surface du rotor. L'auteur explique le fait qu'en plaçant le rotor à l'extérieur du stator réduirait ce risque. Une autre solution pour contrer le risque de décollement des aimants est de les loger dans les pièces polaires. Ce montage des aimants mène, en plus de réduire le risque de décollement, à la réduction significative des flux de fuite surtout dans la configuration de concentration du flux à l'augmentation de l'énergie magnétique délivrée.

La meilleure manière d'améliorer les performances des machines comme la puissance ou le couple est d'augmenter le nombre de pôles ou le nombre d'entrefers. Pour des applications à

basse vitesse où le rayon est un facteur important, ces machines ne sont pas adaptées à ce genre de conception. Les gros diamètres de ces machines les pénalisent pour prétendre à l'application visée par ce travail.

La machine à flux axial est une configuration où le flux circule principalement dans la direction axiale. Apparue dans les années 1980, cette machine fut conçue essentiellement dans le but de réduire l'encombrement de la motorisation des véhicules électriques et le poids des éoliennes.

Pour les machines à flux axial à stator interne, c'est l'emplacement des aimants qui détermine leur principe de fonctionnement. Elles sont généralement équipées de deux entrefer. Et peuvent être soit de type NN (ou SS), où les aimants montés face à face ont une polarité similaire de type NN ou SS (Figure 2-9-a), ou de type NS, où les aimants placés face à face ont une polarité différente (Figure 2-9-b). Le bobinage de ces deux types de machines est différent. Pour le premier type (NN), l'enroulement doit être de type Gramme encoché ou non (Figure 2-10-a). Quant au deuxième type (NS), il utilise généralement un bobinage réparti (Figure 2-10-b).

Le circuit magnétique statorique de la machine à flux axial de type NS est moins important par rapport à celui d'une machine de même puissance de type NN. En effet, pour ce type de machine, le flux va se reboucler en parcourant une partie de son chemin sur le circuit magnétique statorique (Figure 2-9-a).

Certains auteurs minimisent la taille du stator afin de réduire au minimum les pertes fer.

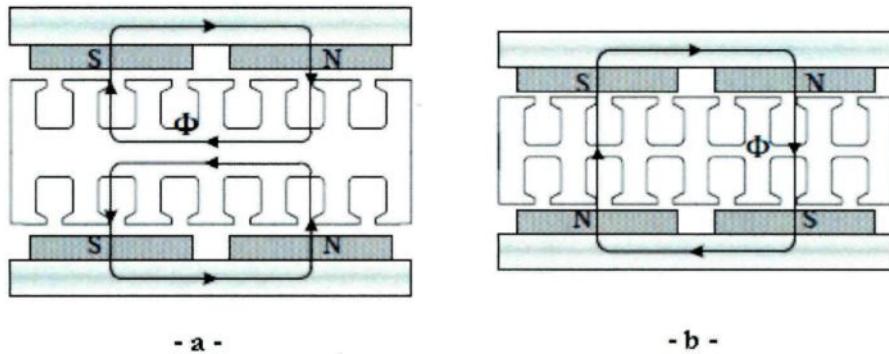


Figure 2-9 : Machine à aimants permanents à flux axial. a : de type NN; b : de type NS [AYD-2002]

La majorité des machines à flux axial présentées dans [LAM-2000] sont à bobinage dans l'entrefer et à aimants permanents montés en surface. Les avantages de ces machines résident dans leur faible couple de détente. Elles sont aussi moins bruyantes. Leur longueur axiale, relativement plus courte que celle des machines à flux radial est un autre avantage. Cela facilite le montage mécanique de plusieurs machines si nécessaire.

Les désavantages des machines à flux axial résident dans leur grand diamètre.

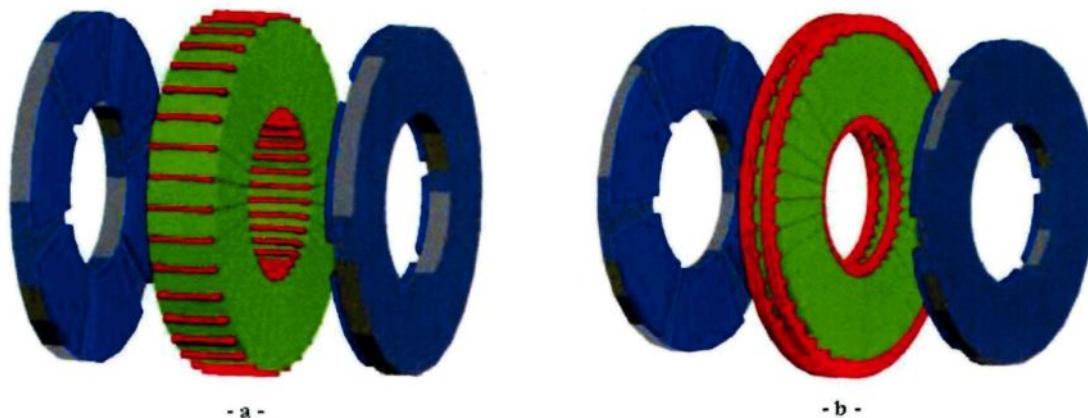


Figure 2-10 : Bobinage des machines à aimants permanents à flux axial de type NN et NS [AYD-2004]

Dans la famille des machines synchrones à aimants permanents, la machine à flux transverse est une variante qui se distingue par sa meilleure puissance massique lorsqu'elle tourne à basse vitesse comparativement à différentes configurations de ce type de machines [LAN-2000] [DUB-2004-2] [HAR-1997]. Le chemin du flux magnétique circulant dans le circuit de cette machine est transversal au vecteur de la vitesse de rotation. Sa topologie de base est illustrée à la Figure 2-11.

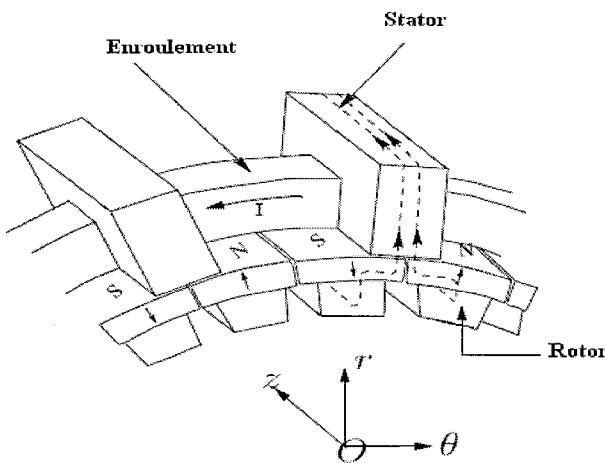


Figure 2-11 : Topologie de base de la machine à flux transverse

Il existe plusieurs topologies de la machine à flux transverse. L'étude de cette dernière ainsi que ses différentes topologies seront détaillées au chapitre 3.

2.3.2 Machine synchrone à rotor bobiné

La machine synchrone à rotor bobiné est l'un des moyens pour alimenter le système de dégivrage par la puissance. Elle constitue la deuxième catégorie en importance des machines électriques à courant alternatif. Comme toutes les autres machines, elles sont réversibles et peuvent fonctionner indifféremment en générateur.

Cette machine est utilisée comme générateur, ou comme moteur, selon le cas désiré. Ses principales caractéristiques sont les suivantes :

- son rotor est excité par un courant continu qui le polarise comme un électroaimant ou par des aimants permanents;
- sa vitesse de rotation est, comme son nom l'indique, synchrone, ce qui signifie qu'il existe une relation entre sa vitesse, la fréquence des courants statoriques et le nombre de paires de pôles de la machine ;
- une vitesse constante, indépendante de la charge ;
- une bonne tenue aux chutes de tension (couple maximal proportionnel à la tension d'alimentation) ;
- une grande puissance (supérieure à 1 MW) à une vitesse lente (on la préfère, dans ce cas, à la machine asynchrone).

La génératrice synchrone à rotor bobiné a besoin d'une excitation indépendante. L'excitation est obtenue par courant continu circulant dans la bobine rotorique. Cette génératrice a une caractéristique très intéressante par rapport à la génératrice à aimants permanents, puisque la force électromotrice est réglable par l'intermédiaire du courant d'excitation. Cette caractéristique explique pourquoi la plupart des centrales hydroélectriques connectées au réseau l'utilisent au lieu de la génératrice à aimants permanents.

À ce jour, dans les applications embarquées comme l'industrie éolienne, des machines électriques synchrones avec rotor bobiné sont généralement utilisées [DUB-2004-2]. Mais la tendance se déplace lentement vers l'utilisation des machines à aimants permanents. Cette tendance s'explique par le fait que, pour obtenir des couples élevés, la machine synchrone doit

disposer d'un nombre élevé de paires de pôles, ce qui permet la réduction de la masse des parties actives statoriques et rotoriques [GRA-1996].

Dans cette thèse, on propose de connecter la machine synchrone directement à une charge constante. Par conséquent, l'avantage d'une force électromotrice contrôlable n'est pas aussi critique.

2.3.3 Machine asynchrone

Les machines asynchrones constituent la première catégorie de machines à courant alternatif. Principalement utilisée en moteur, la machine asynchrone fonctionne également en génératrice. L'avantage de ce type de machines est qu'elles sont très fiables et relativement peu onéreuses par rapport à d'autres types de machines.

Malgré leur robustesse, leur fiabilité, leur coût et leur simplicité, les génératrices asynchrones sont très rarement utilisées, sauf dans l'industrie éolienne et dans les petites centrales hydrauliques. Elles ont besoin d'une source externe pour leur fonctionnement.

Lu [LU-2002] a comparé la machine asynchrone à celle à flux transverse destinées à une application dans la voiture électrique. Il conclut que la machine à flux transverse produit une puissance nettement plus grande que celle produite par la génératrice asynchrone lorsqu'elles tournent à la même vitesse.

Pour sa part, Harris [HAR-1997] explique l'inconvénient de la machine asynchrone en la comparant à la machine à flux transverse (à aimants surfaciques ou à concentration du flux). Les deux versions de la machine à flux transverse sont capables de produire des couples d'environ 5 à 10 fois supérieurs aux machines asynchrones. Cela s'explique par la disponibilité de l'espace réservé à l'enroulement. Quant à Huang [HUA-1997-1], il explique que la puissance

volumique d'une machine à flux transverse est 3 fois supérieure à celle d'une machine asynchrone.

D'autres travaux confirment ces conclusions : pour la même puissance, la machine asynchrone est plus volumineuse et plus lourde que les autres machines alternatives [LAN-2000], [HUA-1997]. Les machines asynchrones exigent plus de parties actives et sont plus encombrantes.

La génératrice asynchrone requiert une excitation pour son fonctionnement. Or, pour les systèmes de dégivrage des hélicoptères, l'excitation doit se trouver dans la partie tournante. Le transfert de cette excitation exige des bagues collectrices, une solution indésirable pour l'application.

Basée sur les conclusions de ces travaux, dans cette thèse, nous avons écarté la machine asynchrone d'une éventuelle application dans le dégivrage des pales d'hélicoptères.

2.3.4 Machine à réluctance variable

Le principe de fonctionnement de la machine à réluctance variable a fait l'objet d'un certain nombre de publications [MOR-2005], [TOR-2002] et [TAI-2002]. Dans sa thèse de doctorat [MOR-2005], Moreau a étudié et modélisé une machine à réluctance variable (10 kW, 50 tr/min) destinée au marché éolien.

Pour sa part, Taibi [TAI-2002] a conçu une machine à réluctance variable pour des applications à faible vitesse destinée à une centrale éolienne à moyenne puissance et à attaque directe. Dans cette thèse, l'auteur conclut que le fonctionnement en mode génératrice de cette machine n'a pas montré de résultats intéressants quant à la puissance fournie. Les réactances synchrones ont été très élevées, ce qui constitue un handicap pour leur fonctionnement.

Dans [HAR-1989], l'auteur a comparé une machine à réluctance variable à une machine asynchrone. Les résultats de cette étude montrent que, pour un rendement égal, la machine à réluctance variable semble plus compacte et plus légère que celle de la machine asynchrone. De sa part, Dubois [DUB-2000] a comparé en détail divers prototypes de machines à réluctance variable et de machines synchrones à aimants permanents. Selon les résultats rapportés, le coût des machines à réluctance variable est plus ou moins comparable à celui des machines synchrones à aimants permanents conventionnels pour des machines qui ont un diamètre de moins de 1 m. Pour les grands diamètres, le coût des machines à réluctance variable dépasse celui des machines à aimants permanents traditionnels. Il rapporte aussi que les machines à réluctance variable sont peu utilisées à cause de leur faible facteur de puissance et de rendement. L'un des inconvénients de ces machines réside dans l'ondulation du couple électromagnétique.

Pour ces raisons, la machine à réluctance variable ne sera pas analysée plus en détail dans cette thèse.

2.3.5 Sommaire des machines électriques

Afin de choisir une configuration de machines pour plus d'investigations, cette section donne une synthèse non exhaustive des machines étudiées dans la littérature.

Le Tableau 2-2 résume les avantages et les inconvénients des différentes machines électriques. Une comparaison basée sur ce qui a été trouvé dans la littérature scientifique [GAS-2004].

Tableau 2-2 : Comparaison entre les différents types de machines électriques [GAS-2004]

Type de machines	Avantages	Inconvénients
Machine à courant continu	Électronique de commande simple, montée en survitesse aisée.	Puissance massique faible, fort encombrement.
Machine asynchrone à cage	Fabrication maîtrisée, puissance massique élevée, robuste, coût moindre.	Faible rendement, pertes par effet Joule au rotor, électronique coûteuse, commande complexe.
Machine synchrone à réluctance variable	Coût moindre, montée en survitesse aisée.	Surdimensionnement de l'alimentation, bruit et vibrations, ondulations de couple.
Machine synchrone à aimants permanents	Technologie devenue courante, puissance massique élevée, pas d'échauffement au rotor, très bon rendement, refroidissement aisés.	Ondulation de couple, coût des aimants, technologie coûteuse.
Machine synchrone à excitation bobinée	Bon rendement, puissance massique faible.	Fragilité des bagues balais, complexité de l'excitation, pertes par effet Joule au rotor.

Lange [LAN-2000] a établi une comparaison entre cinq machines électriques : la machine asynchrone, la machine synchrone à réluctance variable, la machine synchrone avec une excitation hybride, la machine synchrone à aimants permanents à flux radial et la machine synchrone à aimants permanents à flux transverse. Les machines comparées ont une puissance

de 75 kW et tournent à diverses vitesses de rotation. Le Tableau 2-3 présente les grandes lignes de la comparaison.

Tableau 2-3 : Comparaison entre les différentes machines de 75 kW [LAN-2000]

Type de machines	Vitesse de rotation (tr/min)	Volume (10^{-3} m^3)	Masse active (kg)	Masse des aimants (kg)	Rendement
Machine asynchrone	940	53,2	272	—	0,900
Machine synchrone à réductrice variable	1232	44,0	147	—	0,930
Machine synchrone à excitation hybride	616	37,6	106	2,7	0,932
Machine synchrone à aimants permanents à flux radial	616	35,0	79	4,7	0,941
Machine synchrone à aimants permanents à flux transverse	570	22,3	73	11,7	0,976

Au regard des qualités générales des différents types de machines, la machine à flux transverse est retenue pour une étude approfondie afin de dégager son potentiel d'intégration au système de dégivrage des hélicoptères. Ses caractéristiques principales font d'elle une machine à forte puissance massique et à très bon rendement. Ses principaux inconvénients sont le coût lié à celui des aimants et sa complexité de fabrication, ce que nous allons essayer de simplifier dans ce travail.

2.4 CONCLUSION

Les différentes technologies et systèmes de dégivrage des aéronefs en cours de vol ont été exposés dans ce chapitre. À partir des avantages et des inconvénients de ces systèmes et en tenant compte des exigences et des besoins du client, le système électrothermique de dégivrage est susceptible de répondre à ses attentes. Malgré qu'il soit gourmand en puissance, il semble être le système le plus efficace et le plus adéquat pour dégivrer les pales des petits hélicoptères.

Un grand nombre de possibilités technologiques concernant les machines électriques en général et les machines à aimants permanents en particulier a été exposé. Les avantages et les inconvénients de chaque topologie ont été discutés.

Dans le cadre de ce travail, nous avons choisi d'utiliser et d'adapter aux systèmes de protection contre le givre des petits aéronefs une machine synchrone à aimants permanents à flux transverse. Les raisons qui motivent ce choix sont essentiellement les suivantes :

1. La possibilité de réaliser des machines à nombre élevé de pôles, spécification qui procure aux machines une puissance élevée à très basse vitesse.
2. Un ratio puissance/poids jusqu'à deux fois supérieur aux concepts de flux radial.
3. Les phases de la machine à flux transverse sont indépendantes l'une par rapport à l'autre; il y a donc peu d'interaction entre les phases, ce qui améliore la robustesse de la machine en cas de défaillance d'une phase [GUO-2004].

CHAPITRE 3

3. ÉTAT DE L'ART DES CONNAISSANCES SUR LA MACHINE À FLUX TRANSVERSE

Les machines tournantes à flux transverse ont une topologie relativement nouvelle. Elles font partie des machines à aimants permanents. Leurs débuts remontent aux années 1980 avec la première structure proposée par Weh et May [WEH-1986]. Avant cette date, on trouve peu de références qui traitent des machines électriques à flux transverse. Seulement deux brevets allemands, qui traitent de ce genre de machines, mais dans une configuration linéaire (machine non tournante), ont été publiés en 1904 et 1934. Ces publications décrivent les performances de ce genre de machines, où la circulation de flux est principalement transversale à la direction du mouvement sans mettre en évidence l'avantage relatif à la machine à flux transverse. En 1971, Laithwaite *et al.* exposent, dans la publication [LAI-1971], les caractéristiques des prototypes des nouveaux moteurs linéaires et leurs possibles utilisations dans le domaine des transports ferroviaires. Les auteurs parlent d'une possible extension de ce concept aux machines électriques tournantes.

Jusqu'en 1971, il n'y avait aucune application utilisant ce genre de machine. Actuellement, on la retrouve dans plusieurs réalisations.

Le principe de fonctionnement des machines à flux transverse a été discuté dans plusieurs publications [DUB-2006]-[GER-2003]-[DUB-2004]-[DUB-2004-1]. Elles sont utilisées dans

des applications à forts couples (éolienne, propulsion navale, automobile, etc.). La réalisation de ces machines est plus complexe que celle des machines classiques dont le circuit magnétique est réalisé par de simples empilages de tôles ferromagnétiques. Malgré ces problèmes, plusieurs travaux de recherche s'effectuent à travers le monde, et des moteurs à flux transverse ont été réalisés.

Ce chapitre expose le principe de fonctionnement des génératrices à flux transverse, leurs avantages et leurs inconvénients, ainsi que leurs différentes configurations existantes, suivis d'une description des matériaux adaptés aux machines électriques.

3.1 PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT

Dans le cas des machines tournantes, les lignes du flux sont orientées soit radialement soit axialement pour être perpendiculaires à la direction de rotation. La circulation du courant dans le bobinage doit être orientée axialement ou radialement respectivement pour produire un couple qui permet de faire tourner le rotor. Les deux situations sont présentées à la Figure 3-1.

Dans la Figure 3-1-a, le flux est radial mais le courant est axial; c'est le cas des machines électriques traditionnelles. Dans la Figure 3-1-b, le flux circule principalement dans la direction axiale alors que le courant se trouve dans la direction radiale.

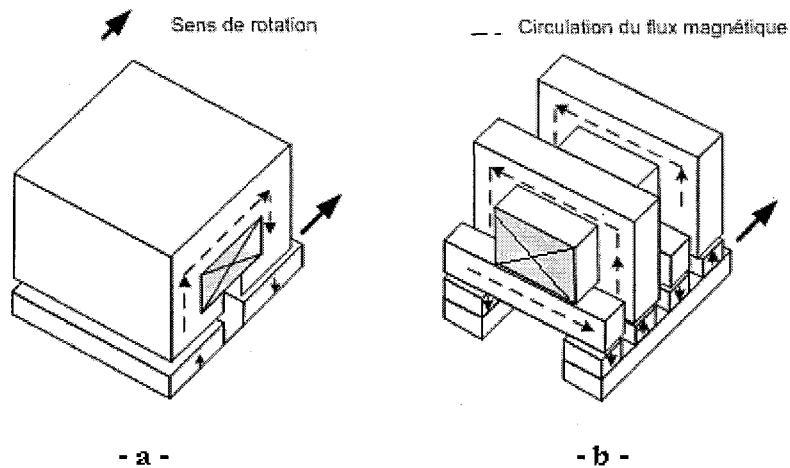


Figure 3-1 : Circulation du flux et direction du courant dans une machine

La Figure 3-2 présente la topologie de base d'une machine à flux transverse. Elle montre la circulation du flux généré par l'enroulement du stator. Des aimants permanents sont montés sur la surface du rotor de manière à établir un flux magnétique alterné en direction de l'entrefer. Les noyaux en forme de « U » constituant le stator de la machine sont des supports sur lesquels est monté l'enroulement statorique, soit un noyau par paire de pôles. Le chemin du flux produit par les aimants permanents prend une direction principalement axiale suivant le noyau en « U », puis une direction radiale lorsqu'il passe dans l'entrefer et les aimants. Ce type de machine est appelé à flux transverse parce que le chemin du flux est principalement transversal au vecteur de la vitesse de rotation.

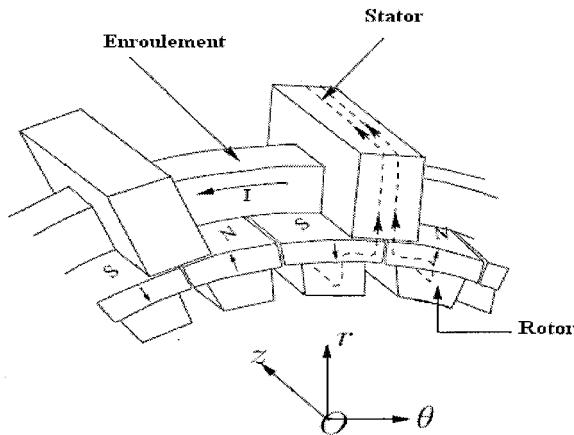


Figure 3-2 : Topologie de base de la machine à flux transverse

L'alimentation du bobinage par un courant alternatif crée un champ pulsatoire et non un champ tournant puisqu'il n'y a qu'une seule phase par module. Un champ pulsatoire peut se décomposer en deux champs tournants monophasés d'amplitudes égales, mais de sens de rotation opposés. Le rotor est donc libre d'accrocher la composante directe ou la composante inverse du champ. Pour contrôler efficacement ce sens de rotation, plusieurs modules monophasés sont associés sur le même axe décalé entre eux dans l'espace et dans le temps (en terme d'alimentation) pour tenter de supprimer une des deux composantes et ainsi créer un champ tournant.

3.2 CONFIGURATIONS DE LA MACHINE

Depuis quelques années maintenant, plusieurs chercheurs dans le domaine de la conception des machines électriques étudient de nouvelles structures. Celle à flux transverse est l'une d'elles. Ces innovations sont rendues possibles grâce aux avancées technologiques en matière de moyens du calcul numérique, de matériaux et d'électronique de puissance.

Le paragraphe suivant est consacré à la présentation d'un certain nombre de réalisations qu'on retrouve dans la littérature scientifique.

3.2.1 Machine à flux transverse à simple face

La configuration de la machine à flux transverse à simple face (MFTSF) est illustrée à la Figure 3-3-a. Le flux généré par le bobinage en anneau est canalisé par un stator composé de pièces en forme de « U » en matériau ferromagnétique doux.

Les avantages de cette configuration sont la simplicité de sa construction ainsi que la haute densité de force à l'entrefer. Cet avantage caractérise toutes les machines à flux transverse.

Les inconvénients résident dans l'utilisation de seulement 50 % des aimants dans la production du flux capté par l'enroulement. Le flux créé par le reste des aimants ne possède pas de passage de retour. Il devient donc un flux parasite qui ne pourra pas être capté par le bobinage.

De plus, il affaiblit le flux circulant au stator.

Cette configuration peut être améliorée en ajoutant des circuits magnétiques en forme de « I » (Figure 3-3-b) [HEN-1997]. Ces derniers viennent court-circuiter les aimants qui ne participent pas à la production du couple de la machine. L'ajout de ces circuits contribuera à l'amélioration du couple. Cependant, la présence de ces circuits comporte des inconvénients. En effet, elle réduit l'espace réservé à l'enroulement statorique et ajoute d'autres voies de fuites, en l'occurrence les fuites avec les circuits voisins formant un « U ».

Henneberger *et al.* [HAN-1997] ont eu l'idée d'enlever la partie du circuit magnétique au rotor qui ne contribue pas à la circulation du flux (Figure 3-4), ce qui permet de réduire le poids de la machine et donc les pertes ferromagnétiques. La puissance massique est ainsi améliorée.

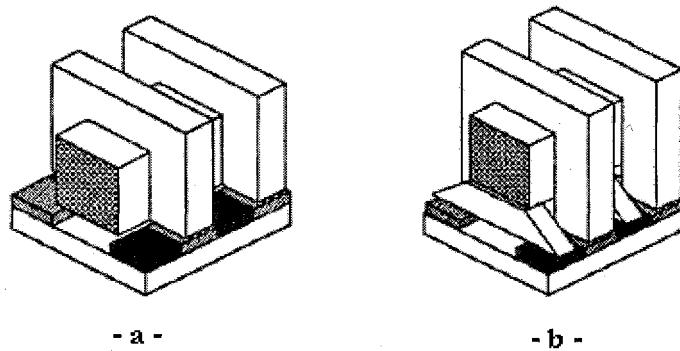


Figure 3-3 : Machine à flux transverse à simple face [HEN-1997]

On retrouve deux variantes de la MFTSF : la MFTSF à aimants montés en surface (Figure 3-4) et la MFTSF avec concentration du flux (Figure 3-5).

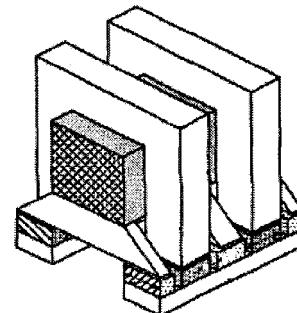


Figure 3-4 : Machine à flux transverse à simple face avec aimants montés en surface [HEN-1997]

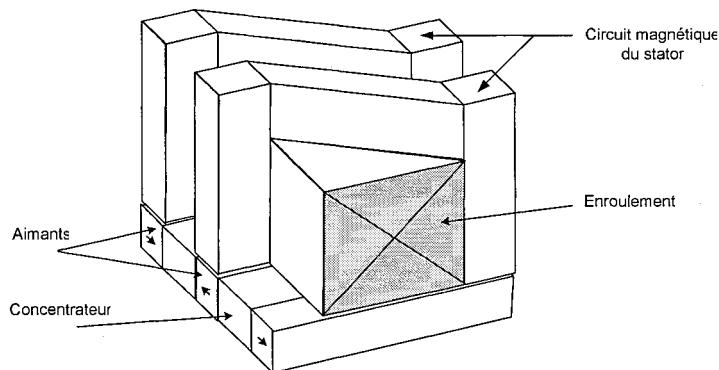


Figure 3-5 : Machine à flux transverse à simple face avec concentration du flux

Dubois [DUB-2004-1] montre que les machines à flux transverse à concentrateurs ont un flux circulant dans le circuit magnétique en forme de « U » 22 % supérieur à celui des machines à aimants montés en surface. Quant à Harris et *al.* [HAR-1997], ils ont quantifié cette augmentation de 20% à 50 %. L'accroissement du flux circulant dans le circuit se justifie par la diminution du flux de fuite entre deux pôles adjacents [HAR-1997]-[HAR-1996]. Le seul inconvénient de cette machine est qu'elle a une géométrie complexe la rendant difficile à fabriquer.

Inspiré de la machine de Weh, Dubois [DUB-2004-1] a proposé une machine qu'il a nommée machine à flux transverse à rotor denté. L'auteur a tenté de conserver de bonnes performances en terme de couple développé en essayant de simplifier la construction au minimum.

Afin de réduire les pertes ferromagnétiques, l'auteur a utilisé des matériaux feuillettés pour le circuit magnétique. En effet, dans le circuit magnétique, des tôles de fer-silicium ont des pertes ferromagnétiques parmi les plus faibles des matériaux existants (poudre de fer). Les pertes ferromagnétiques des tôles fer-silicium (M-45, 0,35 mm) sont 7 fois moins importantes que celles des poudres de fer ATOMET-EM1 à une fréquence de 400 Hz.

La machine proposée par Dubois utilise un rotor avec des tôles laminées. Cette structure permet l'insertion des concentrateurs et des aimants et facilite la construction, comme le montre la Figure 3-6.

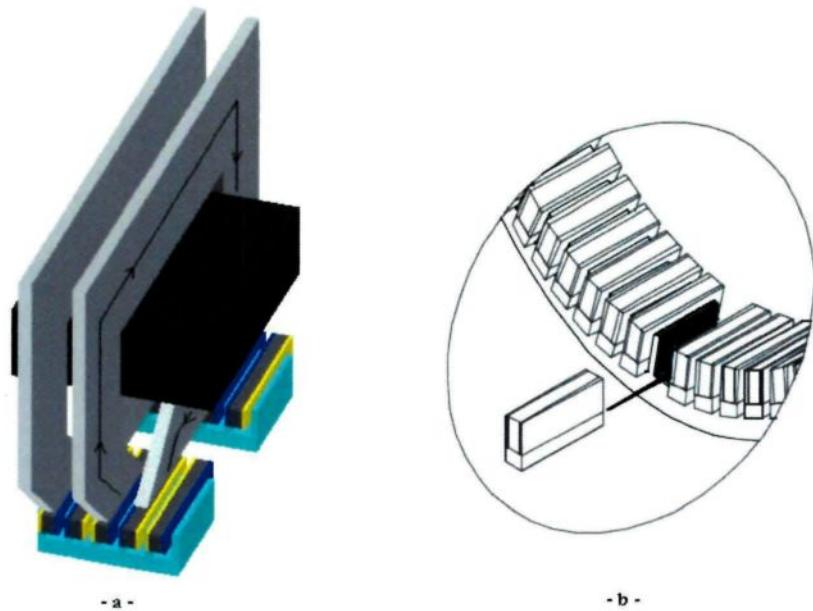


Figure 3-6 : a : machine à rotor denté. b : structure du rotor denté [DUB-2004-1]

Un prototype de 0,53 m de diamètre de cette machine a été fabriqué par Dubois à Delf University aux Pays-Bas. Il développe un couple massique de 9,3 Nm/kg. L'auteur attire l'attention sur le fait que cette configuration ne règle pas les problèmes des pertes magnétiques, lesquelles sont encore importantes.

3.2.2 Machine à flux transverse à double face

La machine à flux transverse à double face (MFTDF) se caractérise par la présence de deux entrefers. Son stator est constitué de deux rangées de noyaux en « U » ainsi que de deux enroulements. Comme pour la machine à flux transverse à simple face, elle peut se présenter sous deux types de configurations. La première est la machine à aimants permanents avec concentration du flux. La seconde, montrée à la Figure 3-7, est la machine à double face avec aimants montés en surface.

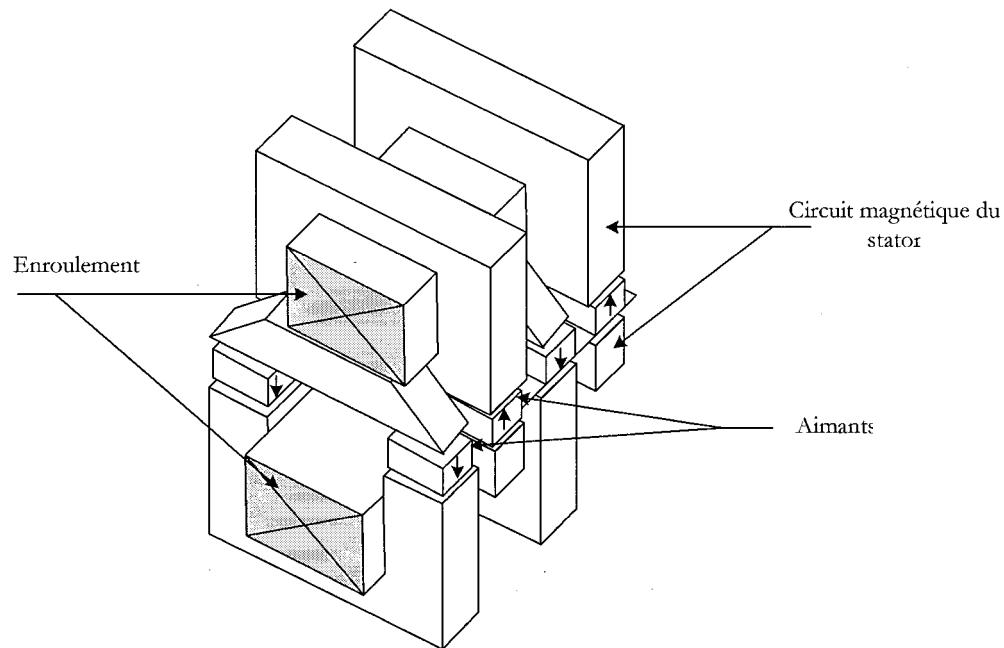


Figure 3-7 : Machine à flux transverse à double face

La MFTDF utilise les deux côtés de l'aimant pour produire une induction magnétique alternative dans les deux entrefers. Elle est plus performante que la MFTSF. Effectivement, l'utilisation d'un double bobinage n'affecte pas le couple développé par la machine (la réductance vue par les aimants et par le bobinage étant la même avec un ou deux bobinages), mais augmente la surface du cuivre, ce qui permet de réduire les pertes de flux dans le bobinage.

La compagnie allemande Voith GmbH utilise cette configuration de MFTDF depuis 1994 pour la construction des moteurs destinés à la traction électrique dans des autobus malgré la complexité de sa construction [LAN-2006].

3.2.3 Machine à flux transverse à griffes

La machine à griffes est considérée comme le plus vieux type des machines électriques triphasées [DEH-2007]. Elle est utilisée fréquemment dans le domaine de l'automobile. Elle utilise déjà le concept du flux transverse. Un exemple de la machine à flux transverse à griffes (MFTAG) est illustré à la Figure 3-8 [DUB-2006].

À partir des comparaisons entre les performances de MFTAG et celles des autres machines à flux transverse, l'auteur [DUB-2006] constate que la première configuration fournit de meilleures performances en matière de couple massique ou volumique que les différentes versions de la machine à flux transverse existantes.

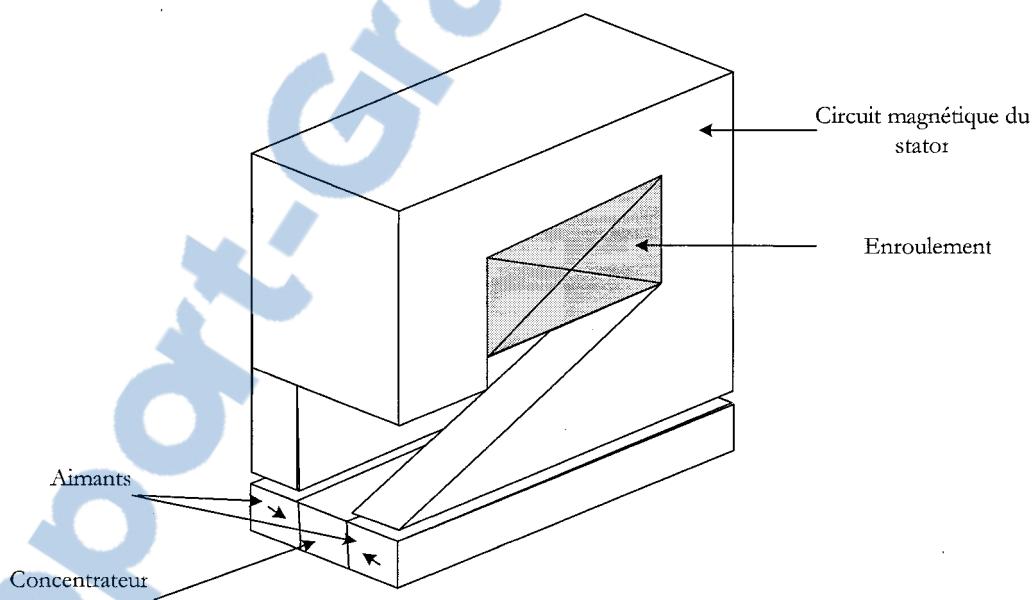


Figure 3-8 : Machine à flux transverse à griffes avec concentration du flux

Pour simplifier sa construction et améliorer ses performances, Dubois et al. [DUB-2006] ont proposé une nouvelle machine : la machine à flux transverse à griffes à stator hybride. Cette dernière est représentée à la Figure 3-9.

L'excitation de cette machine est assurée par des aimants permanents dans une configuration de concentration de flux comme dans la machine à rotor denté. L'auteur propose un stator hybride, l'usage des laminations Fe-Si pour les noyaux en forme de « C » afin de tirer bénéfice de leurs bonnes caractéristiques magnétiques et des pièces en poudre de fer dans les zones où le flux circule dans un espace tridimensionnel (les zones près de l'entrefer) pour bénéficier de l'isotropie de ces matériaux.

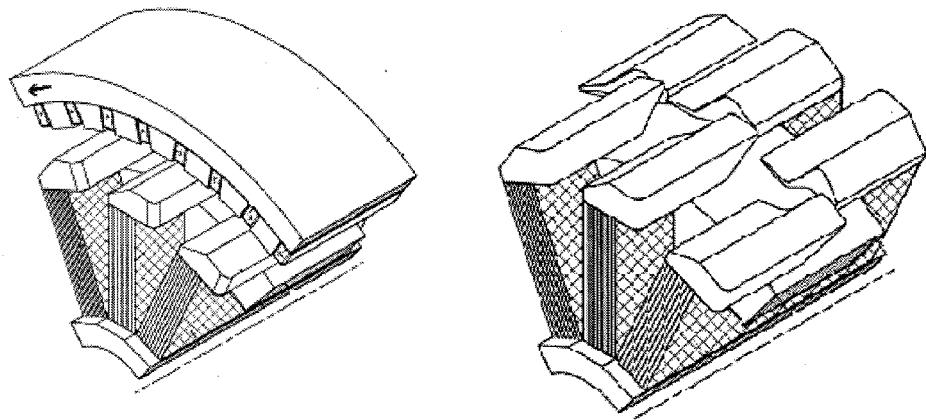


Figure 3-9 : Machine à flux transverse à griffes à stator hybride [DUB-2006]

3.2.4 Machine à flux transverse triphasée

L'une des solutions pour créer la machine à flux transverse triphasée est de mettre en place côté à côté, sur le même axe, trois modules indépendants en les déphasant l'un par rapport à l'autre de 120° électrique. La Figure 3-10 montre un exemple de ce type de machine.

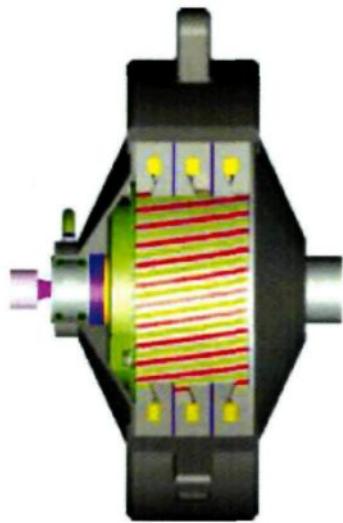


Figure 3-10 : Machine triphasée à flux transverse à griffes [MAS-2005]

Une autre solution existe. Il s'agit de la structure monomodule. Elle repose sur la mise en place des trois phases sur le même module. Cette catégorie de machines a été proposée par l'Université KTH [ANP-2001]. Elle permet de réduire les ondulations de couple de la machine. Selon la disposition des phases dans la machine, cette catégorie peut être divisée en deux structures. La première consiste à mettre trois circuits magnétiques par pôle (Figure 3-11). Ce genre de machine est très compliqué à fabriquer. Son couple massique est faible par rapport à celui des autres machines à flux transverse. Cependant, il présente un facteur de puissance comparable à celui des machines traditionnelles.

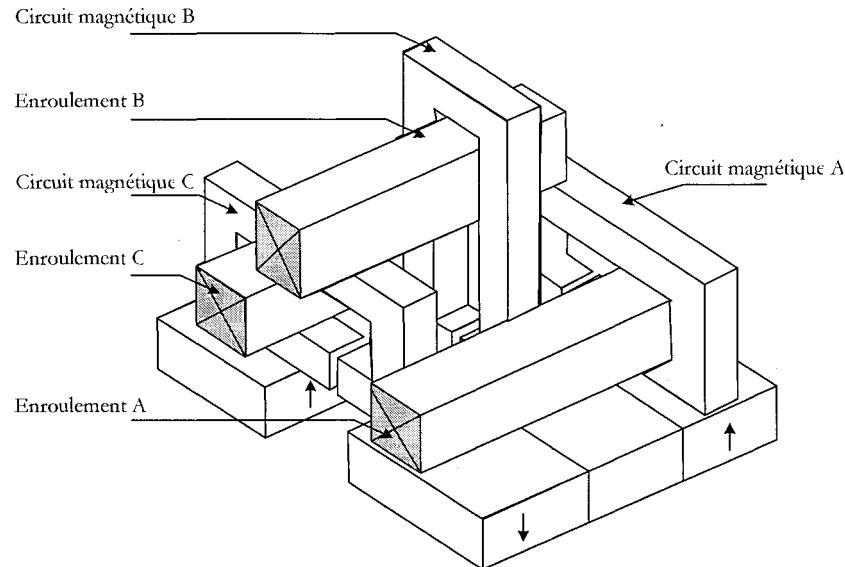


Figure 3-11 : Paire de pôles d'une machine triphasée à flux transverse monomodule

La deuxième structure consiste à diviser le module en trois secteurs, chacun contenant une phase séparée. Le bobinage de cette machine est un peu différent des machines à flux transverse et il n'est pas toroïdal (Figure 3-12) [ANP-2001-1].

Cette structure est intéressante pour des applications qui supportent un grand diamètre. Son inconvénient est le taux d'utilisation des aimants. En effet, pour avoir un décalage entre les phases, il faut laisser un espace entre les trois secteurs.

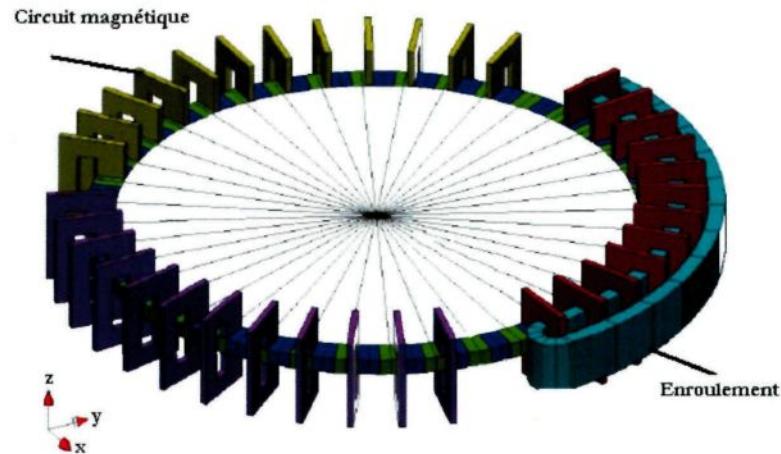


Figure 3-12 : Topologie de la machine triphasée à flux transverse monopolaire [ANP-2001-1]

Dans le but de réduire les fuites magnétiques, Chen et *al.* ont proposé dans leur article [CHE-2008] une nouvelle machine qui ressemble à celle de la Figure 3-12. La principale différence réside dans le bobinage tel que montré à la Figure 3-13. En effet, au lieu de réaliser un bobinage global pour chaque phase, l'auteur a proposé d'enrouler le cuivre autour de chaque circuit magnétique en U et par la suite de les mettre en série.



Figure 3-13 : Machine triphasée à flux transverse [CHE-2008]

Cette machine produit les mêmes performances que celle de la Figure 3-12. Cependant, son bobinage est plus compliqué à réaliser, ce qui élimine une des avantages de la machine à flux transverse.

Enfin, Svechkarenko et *al.* ont dimensionné une génératrice triphasée à flux transverse d'une puissance de 5 MW pour une application éolienne. La configuration de son stator et de son rotor est illustrée à la Figure 3-14.

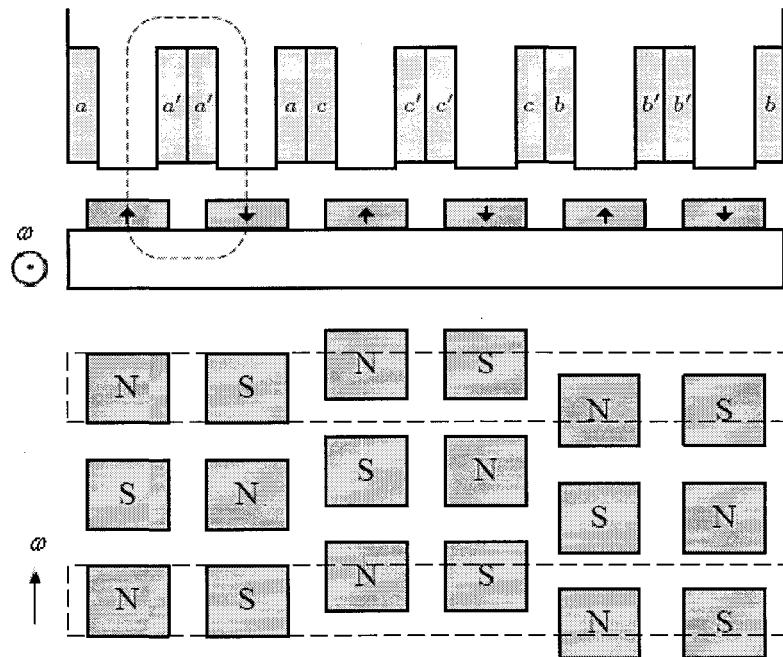


Figure 3-14 : Générateur triphasé à flux transverse de 5 MW de Svechkarenko [SVE-2006]

Dans [NJE-2000], Njeh a investigué les méthodes existantes pour résoudre le problème de l'importance des ondulations de couple des machines à flux transverse à griffes. Il a étudié la méthode qui consistait à déphasier les aimants permanents des trois phases de 120° électrique l'un par rapport à l'autre et à garder les circuits magnétiques en phase. Le taux d'ondulation de

couple du module monophasé qui est de 13 % est réduit à 3% pour une machine triphasée et avec le déphasage cité plus haut.

3.3 AVANTAGES DES MACHINES À FLUX TRANSVERSE

Parmi les données recueillies dans la littérature, une des principales caractéristiques des machines à flux transverse concerne son fort couple à basse vitesse. Ses principaux avantages sont :

- un bobinage global dans l'induit, facile à réaliser (coût réduit), avec une section importante (bon taux de remplissage);
- la possibilité d'inclure des épanouissements pour augmenter la surface active de l'entrefer;
- la possibilité de concevoir des machines avec des grands nombres de paires de pôles;
- pour un rayon fixe de la machine, la densité du courant sous un pôle est augmentée par l'accroissement du nombre de paires de pôles sans modifier le nombre de tours ni le courant dans l'enroulement [HEN-1997].

Le Tableau 3-1 donne un aperçu des différentes caractéristiques des machines à flux transverse recensées dans la littérature scientifique.

Tableau 3-1 : Caractéristiques de quelques prototypes de machines à flux transverse

Topologie	Puissance	Couple (Nm)	Vitesse (tr/min)	Nombre de paires de pôles	Masse active
MFT pour la propulsion des navires [MIT-1995]	20 MW	–	180	130	39 tonnes
MFT à réluctance variable et effet Vernier [HAD-2000]	2 kW	–	750	12 pôles au rotor et 16 au stator	14 kg
MFT à rotor denté [DUB-2006-2]	25 kW	2334	100	102	68 kg sans le poids du bobinage
MFT à griffes et rotor denté [DUB-2006]	3,3 kW	–	240	30	–
MFT pour motorisation des bus [LAN-2000]	75 kW	–	570	44	73 kg
MFT à griffes [BLI-2000]	3 kW	–	240	40	110 kg

3.4 MATÉRIAUX ADAPTÉS AUX MACHINES ÉLECTRIQUES À FLUX TRANSVERSE

Les performances des machines électriques dépendent des propriétés des matériaux magnétiques utilisés pour leur fabrication. Les références [LAT-2006]-[LEP-1996] fournissent quelques données et tendances relatives aux technologies disponibles quant aux fonctions de base à assurer dans les machines électriques modernes.

Pour comprendre le choix d'un matériau ou d'un autre dans la conception d'une structure de machine; un rappel des caractéristiques des principaux matériaux magnétiques et électriques utilisés dans la fabrication des machines électriques sera présenté dans cette section.

3.4.1 Sources de champ

Dans une génératrice, le champ magnétique nécessaire pour produire une puissance est généré soit par une source de courant ou de tension, soit par des aimants permanents. L'utilisation de ces derniers dans les machines électriques a commencé au début du 19^e siècle. De performances très modestes à leurs débuts, les progrès réalisés depuis plus d'un siècle ont contribué au développement des machines à aimants. L'utilisation d'aimants permanents est aujourd'hui quasiment systématique pour les puissances inférieures à 10 kW et s'étend maintenant à de fortes puissances. Au delà, le coût d'utilisation des aimants est souvent onéreux. Seules quelques applications très spécifiques, par exemple la propulsion navale où les contraintes d'encombrement sont majeures, envisagent l'utilisation des aimants pour de fortes puissances (4,5 MW à 120 tr/min).

Grâce à ces progrès, les applications des aimants ont pu se multiplier dans de nombreux domaines, de l'automobile à l'électroacoustique, de l'électroménager aux jouets, etc.

3.4.1.1 Choix des aimants permanents

Les aimants permanents font partie des matériaux magnétiques durs. Ils sont caractérisés par la courbe $B = f(H)$ appelée cycle d'hystérésis.

La Figure 3-15 montre la différence entre la forme du cycle d'hystérésis d'un matériau magnétique dur et d'un matériau magnétique doux.

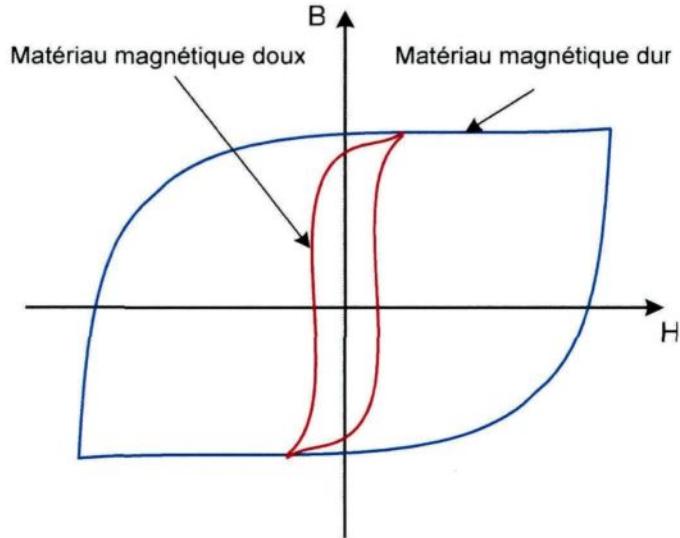


Figure 3-15 : Cycle d'hystérésis

Il existe maintenant une grande variété d'aimants permanents dont les propriétés et les applications sont très diverses. Ils sont caractérisés par leurs principales propriétés magnétiques, soit l'induction rémanente B_r et le champ coercitif H_{CM} , qui ont, de plus, des caractéristiques mécaniques ou physico-chimiques qui influent largement sur les domaines d'applications.

Le choix des aimants permanents est essentiel puisqu'ils interviennent pour beaucoup dans le couple massique d'une machine. Ce choix est basé sur trois différentes caractéristiques.

3.4.1.1.1 Propriétés magnétiques

La principale caractéristique des aimants permanents est le cycle d'hystérésis et, en particulier, le deuxième quadrant de ce cycle appelé courbe de désaimantation (Figure 3-16) [LEP-1996].

Cette courbe montre :

- l'**induction rémanente** B_r , c'est-à-dire l'induction résiduelle en circuit fermé ; c'est une indication de la puissance potentielle de l'aimant ;
- le **champ coercitif** de l'induction H_{CB} qui est le champ démagnétisant annulant l'induction ; plus sa valeur est élevée et plus l'aimant est stable ;
- les valeurs H_m et B_m du point de fonctionnement optimal M correspondant à $(BH)_{max}$.

On peut classer les différents types d'aimants en fonction de leur champ coercitif de l'aimantation H_{CM} et de leur énergie volumique $(BH)_{max}$. Ils sont, avec la rémanence B_r , les paramètres principaux pour l'utilisateur et déterminent son choix.

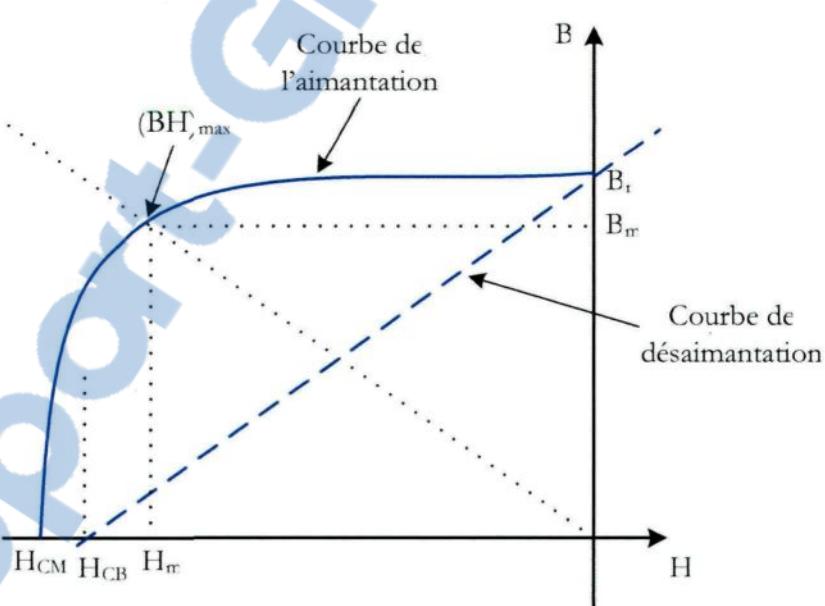


Figure 3-16 : Courbe d'aimantation et de désaimantation

On définit également l'aimantation H_{CM} , champ coercitif qui annule l'aimantation intrinsèque du matériau et qui est représentatif de la rigidité magnétique (Figure 3-17).

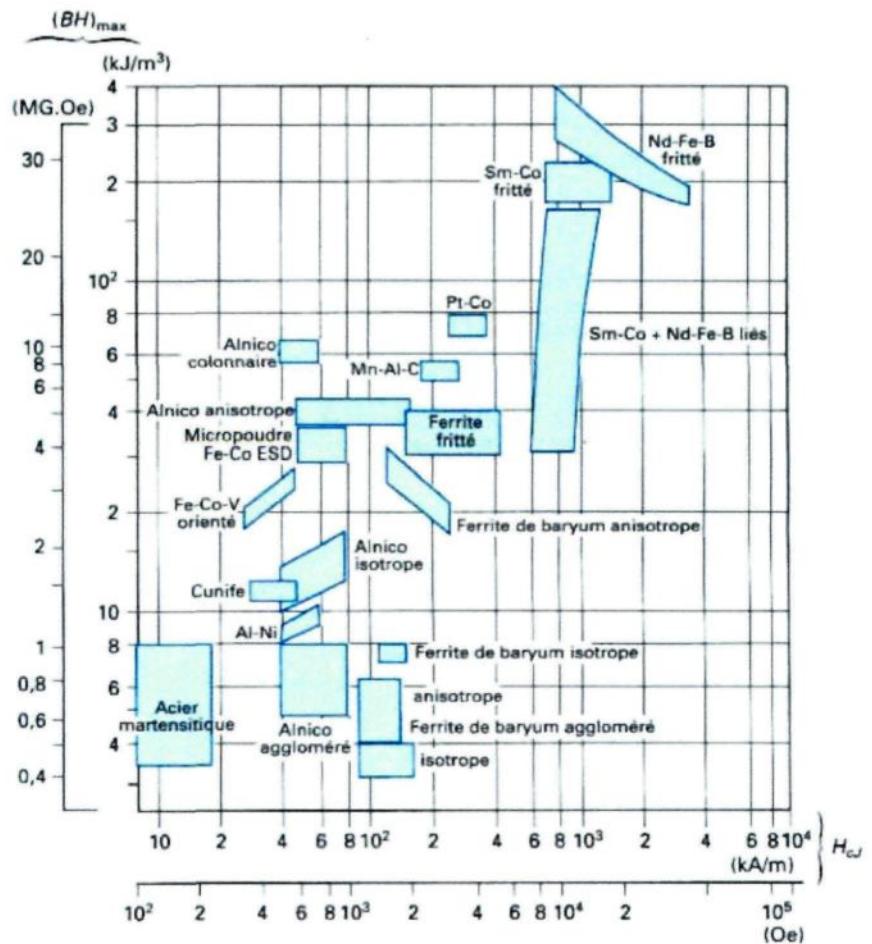


Figure 3-17 : Choix des aimants en fonction de leurs propriétés [LEP-1996]

Il est intéressant de comparer l'énergie spécifique des aimants rapportée à leur volume ou à leur masse; l'ordre dans lequel ces matériaux sont placés par rapport à ces deux critères varie, comme le montre la Figure 3-18.

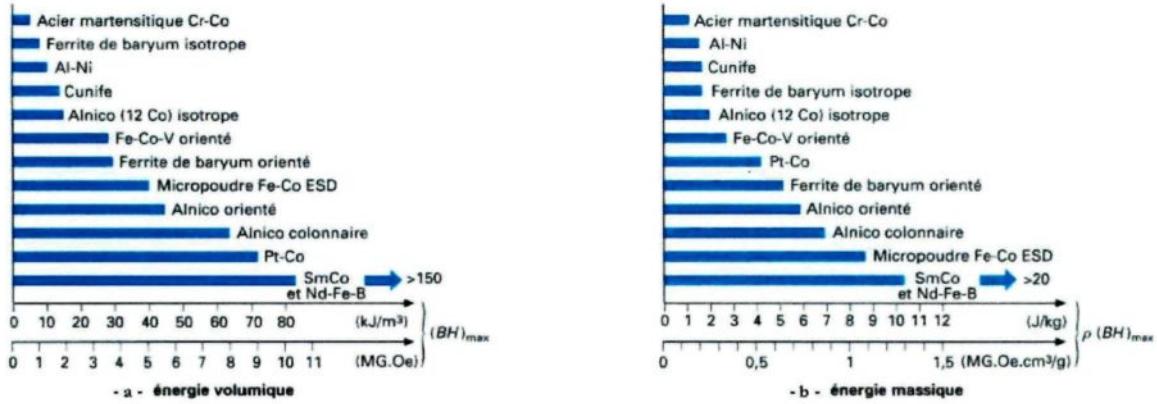


Figure 3-18 : Énergie spécifique $(BH)_{\max}$ des aimants [LEP-1996]

3.4.1.1.2 Propriétés mécaniques

Si les propriétés magnétiques sont les principaux critères de choix des utilisateurs, d'autres critères sont parfois déterminants pour des applications particulières. Du point de vue mécanique, les aimants sont en général des matériaux difficiles. La plupart sont fragiles, tels les ferrites qui sont des matériaux céramiques, mais aussi les aimants métalliques les plus connus (samarium-cobalt, néodyme-fer-bore et alnico) qui présentent, en plus, de grosses difficultés d'usinage. Ils sont en effet très durs, leur usinage nécessitant l'emploi de meules diamantées.

3.4.1.1.3 Propriétés physico-chimiques

Ce sont des paramètres tels que la masse volumique, la résistivité électrique, le coefficient de dilatation linéaire, la température de Curie et la résistance à la corrosion. Le Tableau 3-2 indique les valeurs de ces paramètres pour quelques types d'aimants.

La masse volumique des aimants est un paramètre important dont il faut bien tenir compte dans les applications embarquées; il varie dans de fortes proportions selon le type de matériau. À volume égal d'aimant, la masse change donc selon les types.

La température de curie est une valeur importante dans la construction des machines électriques, c'est la température qu'il ne faut pas atteindre pour ne pas perdre l'aimantation de l'aimant.

Tableau 3-2 : Exemples de propriétés mécaniques et physico-chimiques des aimants [LEP-1996]

Type d'aimant	Température de curie ($^{\circ}\text{C}$)	Température limite d'utilisation ($^{\circ}\text{C}$)	Masse volumique (10^3 kg.m^{-3})	Coefficient de dilatation linéique (10^{-6}K^{-1})	Résistivité ($\Omega.\text{m}$)
Ferrites	450	350	4,8	8 à 15	10^4
Alnico(Ticonal)	740 à 860	450 à 500	7,3	13	60.10^{-8}
Samarium-cobalt	720	250	8,3	5 à 10	50.10^{-8}
Néodyme-fer-bore	310	160	7,4	-0,5 à 5,7	$1,4.10^{-6}$
Cunife	450	—	8,4	13	18.10^{-8}
Fer-chrome-cobalt	650	500	7,7	10	70.10^{-8}
Aciers martensitiques	850	—	7,8	13	29.10^{-8}
Platine-cobalt	500	200	15,9	—	28.10^{-8}

Les principaux matériaux durs utilisés dans l'industrie sont les suivants :

- Les **AlNiCo** sont des alliages à base de fer, d'aluminium et de nickel, avec des additions de cobalt, de cuivre ou de titane;
- Les **ferrites** sont des composés d'oxyde de fer, de baryum et de strontium. Ils sont obtenus par frittage et peuvent être isotropes ou anisotropes;
- Les « **terres rares** » telles que les Samarium-Cobalt sont beaucoup plus performantes et autorisent une température de fonctionnement élevée (jusqu'à 300°C);

- Les **Néodyme-Fer-Bore** (Nd- Fe-B) ont des performances supérieures aux Samarium-Cobalt et sont beaucoup moins coûteux, mais leur tenue à la température est moins bonne (jusqu'à 160° C).

Le Tableau 3-3 regroupe quelques-unes de leurs remarquables propriétés.

Tableau 3-3 : Principales caractéristiques magnétiques des familles d'aimants [LEP-1996]

Types d'aimants	B _r (T)	H _C (kA/m)	T _{max} (°C)	(H.B) _{max} (KJ/m ³)
AL Nico	1,2	60	520	12 – 18
Ferrites	0,4	250	400	10 – 40
Samarium-Cobalt	1,07	750	300	Supérieur à 150
Néodyme-Fer-Bore	1,2	900	250	Supérieur à 150

3.4.2 Circuits magnétiques

Les machines électriques sont soumises à des champs magnétiques alternatifs. Des matériaux magnétiques sont utilisés pour canaliser ces champs. Afin de limiter les pertes dues aux courants de Foucault, les constructeurs des machines électriques utilisent généralement des matériaux laminés ou des matériaux composites. Le choix des matériaux magnétiques tient compte des aspects techniques, mais aussi des considérations économiques. Dans ce qui suit, les différents types de matériaux ferromagnétiques ainsi que leurs applications sont présentés.

3.4.2.1 Matériaux laminés

Pour assurer la canalisation du flux magnétique dans les machines, les constructeurs des machines électriques font appel à des matériaux doux. Les matériaux les plus utilisés sont les

composants laminés à base de fer. Ce dernier est un matériau qui a l'avantage d'être un élément très abondant sur la planète, ce qui le rend accessible et peu coûteux.

Par opposition aux matériaux « durs » dont l'aimantation et la désaimantation s'effectuent avec difficulté, le fer « doux » bénéficie d'une polarisation magnétique à saturation relativement élevée sous un champ d'excitation relativement faible. De plus, facilement disponibles sur le marché sous forme de tôles laminées, les composés qui en découlent se prêtent au feuillement du circuit magnétique, afin de limiter les pertes par courants de Foucault engendrées sous champ variable.

La constante évolution dans la maîtrise des processus de fabrication et de traitement des alliages ferreux a permis de développer des tôles alliées de type fer-silicium de plus en plus performant que l'on peut classer en deux groupes : les tôles à grains non orientés et les tôles à grains orientés.

Les tôles à grains non orientés sont utilisées généralement dans les machines tournantes. Ces tôles contiennent des concentrations de silicium allant de 0,1 % à 3,2 %.

Les propriétés principales des tôles à grains non orientés se résument classiquement par un niveau de champ d'induction magnétique de 1,49 T sous une excitation de 5 000 A.m⁻¹, tandis que les pertes massiques engendrées sous un champ variable d'amplitude 1,5 T et de fréquence 50 Hz sont de l'ordre de 2,5 W.kg⁻¹ pour des tôles de 0,35 mm d'épaisseur.

Les alliages à base de fer et de cobalt autorisent des niveaux de champ d'induction parmi les plus élevés (amplitude du champ d'utilisation avoisinant couramment 2,2 T). Disponibles en tôles de 100 µm d'épaisseur, ces matériaux bénéficient en outre de hautes perméabilités relatives (de l'ordre de 10⁴), et conduisent à des pertes massiques réduites (45 W.kg⁻¹ à 400 Hz sous 2 T) [LAT-2006].

Les tôles à grains orientés sont utilisées dans la fabrication des machines statiques (transformateurs, etc.). Ces tôles possèdent une teneur en silicium de 3 %. Ils sont obtenus en procédant à une recristallisation secondaire du produit qui permet d'obtenir un alliage de grains dont l'orientation est dans une direction parallèle à la direction de lamination. Cela confère à ce type de tôles d'excellentes propriétés magnétiques dans le sens de lamination.

Pour des tôles de 0,35 mm d'épaisseur, les principales caractéristiques résident dans des niveaux de champ d'induction magnétique de 1,78 T sous une excitation de 800 A.m⁻¹, et des pertes massiques de 1,03 W.kg⁻¹ sous un champ variable d'amplitude 1,5 T et de fréquence 50 Hz.

3.4.2.2 Matériaux magnétiques composites (SMC)

L'intérêt potentiel des matériaux doux à poudre repose principalement sur le caractère isotrope dont ils bénéficient par principe, comparés aux solutions feuilletées. Ces matériaux sont isotropes parce que leurs propriétés magnétiques sont invariantes dans l'espace.

Leur structure en grains isolés conduit ainsi à une réduction sensible des pertes engendrées à haute fréquence, quelle que soit la direction du champ appliqué. En outre, l'isotropie qui se manifeste également sur le plan thermique constitue un avantage certain dans le domaine des machines électriques, dans la mesure où l'équilibrage des conductivités radiales et axiales qui en résulte permet d'améliorer les conditions d'évacuation de la chaleur.

Le point faible de ces matériaux réside dans leurs performances magnétiques certes encore relativement modestes, mais d'ores et déjà exploitables face à certains types de cahiers des charges comme le nôtre.

L'auteur dans [DEH-2007] insiste sur d'autres avantages des SMC : la métallurgie des poudres permet une utilisation optimale d'un matériau à partir duquel il est possible de réaliser des formes complexes et précises.

3.4.2.3 Matériaux ferromagnétiques amorphes

Ils sont aussi appelés verres magnétiques. Contrairement aux tôles et aux SMC qui appartiennent à la famille des cristaux où les atomes les constituant occupent des sites bien définis d'un réseau cristallin, les matériaux ferromagnétiques amorphes appartiennent à une autre famille qui n'ont pas cet ordre topologique moléculaire. Leur structure est obtenue par refroidissement brutal de certains métaux liquides afin d'empêcher la cristallisation et ainsi éviter la formation d'un réseau cristallin.

Ces matériaux sont isotropes et facilement aimantables dans toutes les directions. Ils possèdent une perméabilité relative très grande et de très faibles pertes magnétiques. Cependant, leur température d'utilisation est assez faible (150°C) et ils sont mécaniquement très fragiles.

Malgré leurs caractéristiques magnétiques exceptionnelles, les applications actuelles des matériaux ferromagnétiques amorphes dans le domaine de l'électrotechnique sont limitées au domaine des transformateurs et des circuits inductifs. En effet, leur prix est relativement élevé comparativement aux tôles fer-silicium.

Le Tableau 3-4 résume quelques caractéristiques magnétiques des trois types de matériaux ferromagnétiques cités ci-dessus.

Tableau 3-4 : Comparaison des caractéristiques magnétiques de différents types de matériaux ferromagnétiques [PER-1997]

	Tôle Fe-Si à grains non orientés	SMC Somaloy 500	Matériaux amorphes Metglas 2605-S2
Induction à saturation (T)	2	1,51	1,56
Perméabilité maximale	9000	500	100000
Pertes W.kg⁻¹	2,65 (50 Hz, 1,5 T)	8 (50 Hz, 1 T)	0,2 (50 Hz, 1,4T)

3.4.3 Bobinage de la machine

Le bobinage des machines électriques repose classiquement sur l'utilisation des propriétés conductrices du cuivre, allié ou non, à l'exception de quelques cas particuliers utilisant l'aluminium (rotors à cage coulée en aluminium pour petites machines à induction, etc.). Le matériau peut être exploité soit sous forme de conducteurs filaires « émaillés » en vue de l'isolation électrique, soit sous forme de barres de section généralement rectangulaires éventuellement constituées de plusieurs méplats connectés en parallèle.

Bien que les conducteurs filaires concernent plutôt le bobinage des machines de petites puissances, ils sont néanmoins de plus en plus utilisés en grande puissance (jusqu'à 750 kW et plus). Cette évolution est liée à l'amélioration de l'isolation des fils émaillés ou enrubannés, tant du point de vue des contraintes en tension supportées que de la tenue thermique de l'isolation. Par ailleurs, le développement des produits d'imprégnation du bobinage permet d'obtenir une résistance mécanique accrue pour les vitesses élevées. En outre, ces procédés améliorent sensiblement la tenue électrique du bobinage (au niveau des têtes de bobines notamment) tout en favorisant les conditions d'évacuation de la chaleur.

Deux principales contraintes confrontent les constructeurs des bobinages de transformateurs et des machines électriques. Il s'agit de la limitation de la section allouée au bobinage et la grande proximité de ces bobinages avec les noyaux ferromagnétiques.

Pour réduire les pertes par effet Joule, il est souhaitable de maximiser la section des conducteurs et donc de remplir au maximum la section dédiée au bobinage avec les conducteurs. Pour ce faire, l'épaisseur de l'isolant de chaque conducteur doit être la plus petite possible. Pour les machines électriques, l'utilisation d'isolants organiques tels que le vernis permet de réduire l'épaisseur de l'isolant à moins de 1 mm.

Le Tableau A1- 1 : présenté dans l'annexe A1 illustre les principales dimensions et caractéristiques des fils vernis utilisés dans les machines électriques et les transformateurs. L'isolant concerné par ces données est un vernis de type « Heavy build ».

La qualité de l'isolation des conducteurs de bobinages est très importante. Elle a pour but d'empêcher la circulation de courant électrique entre les conducteurs de différentes tensions et entre les conducteurs et les parties en acier.

Trois facteurs déterminent le choix du matériau isolant : la température maximale d'opération, la tension d'opération ainsi que le courant. Dans la construction des machines électriques à basse tension (inférieure à 1 kV efficace), l'utilisation des vernis seuls pour isoler les conducteurs est généralement suffisante.

L'isolation entre les conducteurs et le noyau magnétique de la machine est assurée par un feuillard de plastique (ou fibre de verre) flexible sous la forme de l'espace alloué au bobinage.

3.5 CONCLUSION

Plusieurs articles traitent de la conception de la machine à flux transverse. On y trouve l'étude et l'exploitation de cette machine dans plusieurs domaines, comme la traction électrique, la propulsion navale et le domaine éolien. Chaque auteur propose une topologie appropriée.

L'ensemble de ces travaux vise l'amélioration des performances de ces machines. Malgré les progrès enregistrés en matière de simplification de construction et d'amélioration des performances, il reste du travail à faire et l'application de ces machines à d'autres domaines reste à explorer, parmi eux l'aéronautique.

Diverses topologies de machines à flux transverse ont été décrites, et leurs applications possibles ont été étudiées. Dans ce travail, une nouvelle configuration de cette machine a été présentée. L'analyse détaillée de ce concept sera discutée dans le chapitre 7.

Le chapitre suivant est consacré aux démarches suivies pour le dimensionnement du prototype de la génératrice à flux transverse. La conception d'un tel convertisseur passe par la résolution des équations de Maxwell. Pour cela, deux étapes sont nécessaires. D'abord le calcul analytique, qui est utilisé pour déterminer les dimensions approximatives du convertisseur; ensuite, la simulation numérique par un logiciel d'éléments finis qui calcule avec précision ces dimensions.

Cette démarche sera étudiée au chapitre 5.

CHAPITRE 4

4. MODÈLE ANALYTIQUE D'UNE MSAP À FLUX TRANSVERSE EN VUE DE SON OPTIMISATION

4.1 INTRODUCTION

D'après la recherche bibliographique, la machine à flux transverse apporte de nouvelles perspectives dans le domaine des machines électriques. Elle offre des avantages indéniables quant à sa puissance massique (couple massique) et volumique à basse vitesse. Ce chapitre étudie la modélisation analytique de la machine à flux transverse à simple face avec bobinage circulaire.

La conception d'une machine se base généralement sur des équations mathématiques, sur un programme de simulation qui peut s'appuyer sur un modèle compliqué, mais surtout sur l'expérience du concepteur.

La première étape du dimensionnement consiste en un calcul analytique. À partir des équations théoriques, le concepteur détermine les dimensions de la machine qui respecte les contraintes exigées par l'application. À cette étape, les performances de la machine seront évaluées rapidement et, si nécessaire, les modifications pour les améliorer seront apportées.

Les machines à flux transverse tournant à basse vitesse ont un petit pas polaire et un nombre de pôles élevé. Le choix du nombre de pôles est lié à la vitesse de rotation et à la fréquence.

Les performances de la machine à flux transverse dépendent des dimensions de ses circuits magnétiques et électriques. Elles sont influencées aussi par l'excitation de la génératrice qui est assurée, dans notre cas, par des aimants collés sur la surface du rotor près de l'entrefer.

Ce chapitre est consacré à l'étude analytique des performances de la machine à flux transverse. Il sera question de puissance électrique générée (le couple électromagnétique), du flux à vide et de la force électromotrice. Ces caractéristiques seront évaluées analytiquement pour les comparer ensuite avec les résultats numériques exposés au prochain chapitre.

L'étude analytique des performances de cette machine nécessite une modélisation tridimensionnelle. De même, une modélisation d'une machine à flux transverse 500 W, 320 tr/min par la méthode des réluctances sera présentée.

4.1.1 Contraintes pour l'optimisation

Le cahier des charges de l'application visée (intégration d'une génératrice dans le mât de l'hélicoptère) se présente comme un ensemble d'exigences variées et rigoureuses que celle-ci doit satisfaire. La première consiste en la génération d'une puissance suffisante pour répondre à la demande de la charge afin de dégivrer les pales. Les autres exigences sont d'ordre mécanique, c'est-à-dire ne pas dépasser l'espace alloué à la génératrice ainsi que le poids maximal autorisé.

Le Tableau 4-1 expose les principales contraintes imposées par le client.

Tableau 4-1 : Caractéristiques principales de la machine

Paramètres	Valeurs
Diamètre externe	250 mm
Longueur externe	Raisonnables (5 à 10 cm)
Puissance utile	500 W
Vitesse de rotation	320 tr/min

Dans le but de développer un modèle de la machine à flux transverse, la section suivante présente une description de sa géométrie et expose le trajet de son flux principal.

4.2 DESCRIPTION DE LA GÉOMÉTRIE DE LA MACHINE ET DU TRAJET DE SON FLUX

PRINCIPAL

4.2.1 Géométrie de la machine

La Figure 4-1 présente le schéma de la machine à flux transverse étudiée dans ce chapitre. Cette machine comporte un stator interne et un rotor externe. Le stator est composé de deux types de circuits magnétiques, un en forme de "U" et l'autre en forme de "I". On trouve "p" pièces de circuit en forme de "U" et un nombre similaire de circuits en forme de "I". Quant au rotor, qui a une géométrie relativement simple, il est constitué de plusieurs aimants collés sur deux anneaux en matériau ferromagnétique. Les aimants sont collés de manière alternée (N-S) afin de produire un flux alternatif dans l'entrefer de la machine. Cette disposition est facile à fabriquer par rapport à d'autres configurations de la machine à flux transverse vue au chapitre

3. Le bobinage est constitué de N_{ts} tours de cuivre enroulé autour du circuit magnétique en forme de "U".

La structure de la machine décrite en haut est limitée à la géométrie des parties actives. En effet, les parties amagnétiques ne sont pas illustrées sur la figure. Ils ne contribuent pas dans la production de la puissance électrique. Ils servent à maintenir les parties actives (magnétiques et électriques) les unes par rapport aux autres.

La Figure 4-1-b, montre une paire de pôles de la machine avec le sens de magnétisation des aimants. La Figure 4-1-a présente la structure complète de la machine. La plupart des paramètres géométriques sont représentés sur ces deux figures.

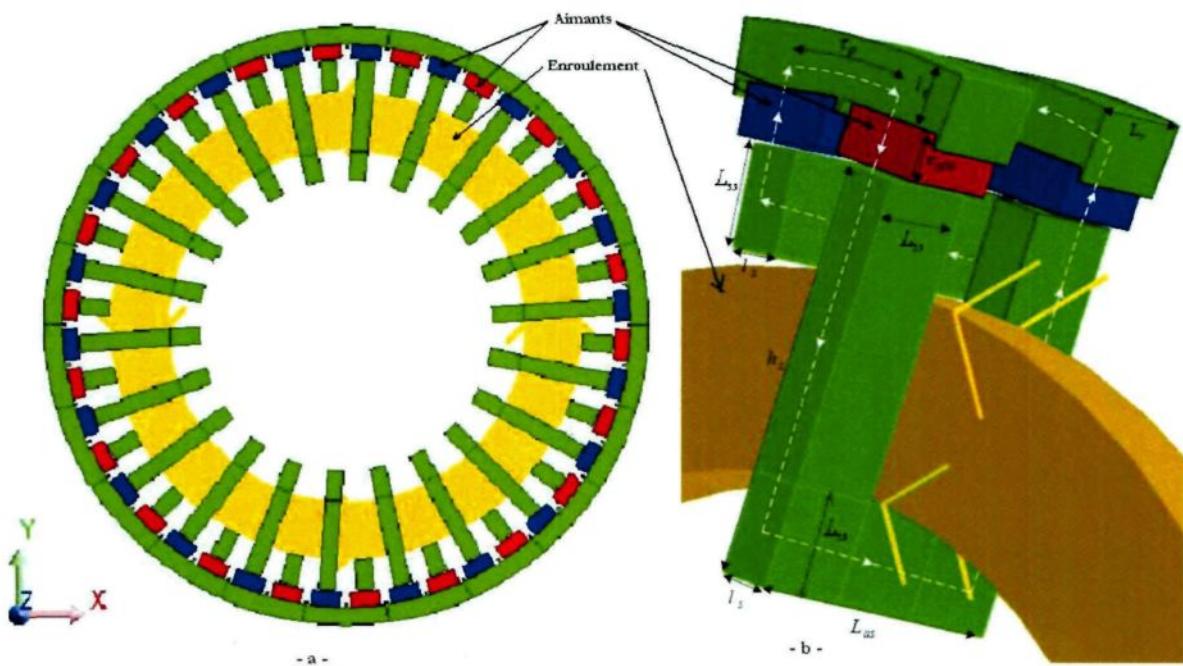


Figure 4-1 : Paire de pôles de la machine à flux transverse utilisée pour la modélisation analytique

Afin d'optimiser l'espace dédié à la génératrice, un induit (où la puissance est accessible) intérieur est souhaitable.

Pour des raisons mécaniques, les génératrices ayant un grand rayon actif doivent avoir de grands entrefers ($e_{entr} \approx 1\% D_{entr}$). Cela engendre des contraintes sur les aimants permanents qui sont sous l'influence de l'humidité et peuvent donc être oxydés. Des revêtements sur les aimants sont nécessaires pour protéger ces derniers. Dans ce cas, les aimants sont généralement recouverts de couches contenant du nickel pour les protéger contre les influences de l'environnement comme l'humidité (éviter aussi les collisions et les impacts répétés). Pour protéger les aimants contre les désaimantations, il est souhaitable d'éliminer au maximum les montées de température.

4.2.2 Trajet du flux principal

L'excitation de la machine à flux transverse est assurée par des aimants permanents. Le flux principal produit par un aimant traverse l'entrefer pour atteindre le circuit magnétique en forme de "U" du stator (Figure 4-1-b). Ensuite, il parcourt le circuit magnétique en forme de "U" dans deux directions, radiale puis axiale. C'est ce flux qui est capté par le bobinage de la machine. Une fois passé dans la direction axiale, il va retourner dans la direction radiale pour traverser à nouveau l'entrefer de façon à joindre le flux produit par l'autre aimant. Les deux flux passent maintenant à travers une partie du premier anneau magnétique du rotor pour rejoindre le flux produit par le troisième aimant. Une fois passé l'entrefer, ce flux passe par le circuit magnétique en forme de "I" et par un autre entrefer pour s'associer avec le flux produit par le quatrième aimant. Le flux va se diriger vers le point de départ choisi en traversant une partie du deuxième anneau (Figure 4-1-b).

Ainsi, le lecteur peut remarquer que le parcours du flux est tridimensionnel. Il est dans la direction transversale à la rotation dans le circuit magnétique en forme de « I » et dans une partie du circuit magnétique en forme de « U », et dans la direction radiale dans l'autre partie.

Le flux principal est circonférentiel dans le circuit magnétique du rotor.

Le parcours tridimensionnel du flux rend l'étude de la machine à flux transverse particulièrement difficile.

4.3 EXPRESSION DU COUPLE PRODUIT PAR UNE PHASE DE LA MACHINE

Pour pouvoir étudier les performances de la machine à flux transverse, il faut déterminer comment le couple électromagnétique (puissance) varie en fonction des différents paramètres de la machine.

La machine à flux transverse étudiée dans ce chapitre est une machine à pôles lisses. L'inductance L_s de l'enroulement statorique d'une machine à pôles lisses est constante, quelle que soit la position du rotor par rapport au stator [GAS-2004]. En effet, l'enroulement statorique voit une réluctance constante quand le rotor tourne.

Dans cette section, l'expression du couple moyen de la machine à flux transverse en fonction des différents paramètres sera dérivée.

Supposons que le courant $i(t)$ et la tension à vide sont sinusoïdaux et définis comme suit :

$$e(t) = e_{\max} \cdot \cos(\omega \cdot t) \quad (4-1)$$

$$i(t) = i_{\max} \cdot \cos(\omega \cdot t + \psi) \quad (4-2)$$

Où ψ est le déphasage entre le courant circulant dans le bobinage et la force électromotrice générée par la rotation de cet enroulement dans un flux alternatif.

Le flux Φ_s embrassé par l'enroulement statorique et créé par le courant $i(t)$ est donné par l'expression:

$$\Phi_s(t) = L_s \cdot i(t) \quad (4-3)$$

Ce qui donne :

$$\Phi_s(t) = i_{\max} \cdot L_s \cdot \cos(\omega \cdot t + \psi) \quad (4-4)$$

La tension de la machine est exprimée par la relation suivante :

$$v_s(t) = e(t) - \frac{d\Phi_s(t)}{dt} - R_s i(t) \quad (4-5)$$

$$v_s(t) = e_{\max} \cdot \cos(\omega \cdot t) + \omega \cdot L_s \cdot i_{\max} \cdot \sin(\omega \cdot t + \psi) - R_s i_{\max} \cos(\omega \cdot t + \psi) \quad (4-6)$$

La puissance électrique instantanée $p_{elec}(t)$ est donnée par l'expression:

$$p_{elec}(t) = v_s(t) \cdot i(t) \quad (4-7)$$

La puissance électrique moyenne est donc donnée par l'équation (4-8):

$$P_{elec} = \frac{1}{T} \int_0^T p_{elec}(t) dt \quad (4-8)$$

$$P_{elec} = \frac{1}{T} \int_0^T \left(\frac{e_{\max} i_{\max}}{2} (\cos \psi + \cos(2\omega \cdot t + \psi)) + \frac{\omega \cdot L_s \cdot i_{\max}^2}{2 \cdot T} \sin(2\omega \cdot t + 2\psi) - \frac{R_s \cdot i_{\max}^2}{2 \cdot T} (\cos(2\omega \cdot t + 2\psi) + 1) \right) dt \quad (4-9)$$

Ce qui donne :

$$P_{elec} = \frac{e_{\max} i_{\max}}{2} \cos \psi - \frac{R_s \cdot i_{\max}^2}{2} \quad (4-10)$$

D'après [DUB-2004-2], en négligeant les pertes mécaniques, le couple moyen produit par une phase de la machine à flux transverse est donné par la relation (4-11):

$$\bar{I} = \frac{P_{elec} + P_{cu} + P_{fer}}{Q} = \frac{\frac{e_{\max} i_{\max}}{2} \cos \psi + P_{fer}}{Q} \quad (4-11)$$

En termes de valeur efficace :

$$\bar{I} = \frac{E_{eff} I \cos \psi + P_{fer}}{Q} \quad (4-12)$$

C'est la relation (4-12) qui permet de dimensionner la machine.

Où :

$$\psi = \delta + \varphi ;$$

P_{fer} constitue les pertes ferromagnétiques dans le circuit magnétique de la machine, δ est l'angle interne de la machine, φ est le déphasage entre le courant et la tension aux bornes de l'enroulement à la sortie de la machine (Figure 4-2), e_{\max} et i_{\max} sont respectivement les valeurs maximales de la force électromotrice et du courant dans le bobinage. E_{eff} et I sont leurs valeurs efficaces.

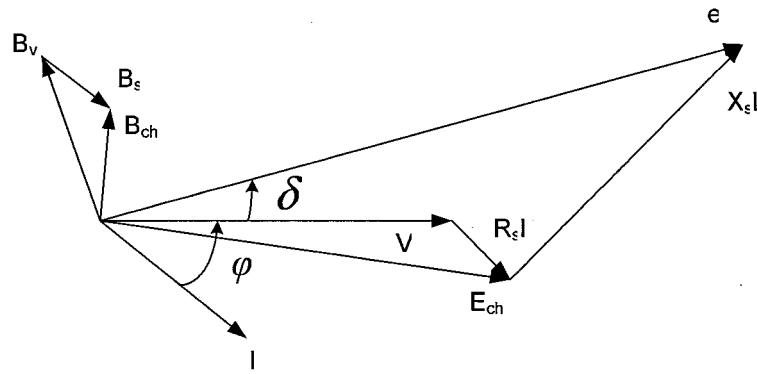


Figure 4-2 : Diagramme vectoriel du fonctionnement de la génératrice

L'équation du couple moyen (4-12) dépend des amplitudes de la force électromotrice, du courant dans l'enroulement statorique, des pertes ferromagnétiques, de la vitesse de rotation et du déphasage entre le courant et la force électromotrice. Afin de détailler cette équation, la section suivante sera consacrée à la détermination de ces caractéristiques en fonction de différents paramètres géométriques, électriques et magnétiques constituant la machine.

4.3.1 Courant électrique dans l'enroulement et déphasage

La valeur crête de la densité linéique du courant d'une phase est donnée par (4-13):

$$A_s = \frac{N_{ts} i_{\max}}{2\tau_p} \quad (4-13)$$

L'équation (4-14) exprime le diamètre actif (D_{entr}) de la machine:

$$D_{entr} = \frac{2p\tau_p}{\pi} \quad (4-14)$$

La valeur maximale du courant circulant dans le bobinage est alors exprimée par la relation :

$$i_{\max} = \frac{A_s \pi D_{entr}}{p N_{ts}} \quad (4-15)$$

Où N_{ts} est le nombre de spires de l'enroulement statorique et D_{entr} est le diamètre de la machine au niveau de l'entrefer.

La densité du courant statorique peut être définie par la relation suivante :

$$J = \frac{N_{hs} i_{\max}}{k_{sfill} (h_s - 2L_{ss})(L_{as} - 2L_{ss})} \quad (4-16)$$

Où : k_{sfill} est le facteur qui tient compte du taux de remplissage de l'espace alloué à l'enroulement.

Pour une génératrice qui débite sa puissance dans une charge résistive, le déphasage entre le courant i et la tension v est nulle et donc $\psi = \delta$. Ce qui donne (Figure 4-2) :

$$\psi = \sin^{-1} \left(\frac{2\pi \cdot f \cdot L_s \cdot i_{\max}}{e_{\max}} \right) \quad (4-17)$$

Et donc :

$$\psi = \sin^{-1} \left(\frac{2\pi \cdot f \cdot L_s \cdot k_{sfull} J (h_s - 2L_{ss}) (L_{as} - 2L_{ss})}{N_{ts} e_{\max}} \right) \quad (4-18)$$

4.3.2 Force électromotrice

L'objectif principal de cette section est d'étudier la variation de la force électromotrice (FEM) en fonction des différentes dimensions constituant la machine.

L'enroulement de la génératrice est constitué de N_{ts} spires ; $\varphi_v(t)$ est le flux d'induction magnétique embrassé par cet enroulement.

La variation de $\varphi_v(t)$ entraîne l'induction d'une force électromotrice alternative $e(t)$.

$$e(t) = -N_{ts} p \frac{d\varphi_v(t)}{dt} \quad (4-19)$$

$$\varphi_v(t) = \varphi_{v\max} \cos(2\pi \cdot f \cdot t) \quad (4-20)$$

$$e(t) = \frac{\pi}{30} N_{ts} p^2 Q \varphi_{v\max} \sin(2\pi \cdot f \cdot t) \quad (4-21)$$

La valeur maximale de cette force est :

$$e_{\max} = \frac{\pi}{30} N_{ts} p^2 Q \varphi_{v\max} \quad (4-22)$$

Pour une force électromotrice sinusoïdale, sa valeur efficace est :

$$E_{eff} = \sqrt{2} \frac{\pi}{60} N_{ts} p^2 \Omega \phi_{v\max} \quad (4-23)$$

La force électromotrice (FEM) est proportionnelle au flux à vide maximal ($\phi_{v\max}$), à la vitesse de rotation (Ω) ainsi qu'à la fréquence du courant statorique (f).

4.3.3 Pertes Joule

Le passage d'un courant électrique dans l'enroulement du stator provoque une chute de tension entre ses bornes. Cette chute de tension induit des pertes dissipées sous forme de chaleur. Il s'agit des pertes par effet Joule P_{cu} .

$$P_{cu} = \frac{R_s i_{\max}^2}{2} \quad (4-24)$$

Où $R_s = \frac{l_{cu}}{s_{cu} \sigma_{cu}}$ est la résistance de l'enroulement; $l_{cu} = \pi N_{ts} (D_{entr} - h_s)$, et s_{cu} sont respectivement la longueur et la surface de cuivre; σ_{cu} est la conductivité du cuivre.

4.3.4 Pertes ferromagnétiques

Les matériaux soumis à un champ magnétique à fréquence variable présentent des pertes ferromagnétiques. Ces pertes sont divisées en deux, soit les pertes par hystérésis et les pertes par courants de Foucault.

Les matériaux magnétiques sont constitués de domaines magnétiques. Ces domaines s'orientent avec le flux qui les traverse. Le cycle d'hystérésis décrit la variation du champ et de l'induction magnétique quand le matériau est soumis à un champ variable. Le changement d'orientation des domaines magnétiques génère des pertes qui sont dues aux frottements de

ces domaines lors du changement de direction. La quantité d'énergie dissipée par ces frottements sous forme de chaleur par mètre cube est égale à la surface du cycle d'hystéresis. L'équation qui modélise les pertes par hystéresis, en W/Kg , est donnée par (4-25) [SEN-1997] :

$$\frac{P_h}{M_{Fer}} = K_h B_{\max}^n f \quad (4-25)$$

K_h et n sont déterminés empiriquement et dépendent de la nature du matériau, B_{\max} et M_{Fer} sont le maximum de l'induction dans le circuit magnétique et la masse des matériaux magnétiques.

La variation du flux dans un matériau conducteur donne naissance à des courants électriques dans ce dernier. Ces courants provoquent des pertes par effet Joule. L'équation (4-26) exprime les pertes, en W/kg , par courants de Foucault.

$$\frac{P_e}{M_{Fer}} = K_e B_{\max}^2 f^2 \quad (4-26)$$

K_e dépend de la nature du matériau.

$$\frac{P_{fer}}{M_{Fer}} = \frac{P_h + P_e}{M_{Fer}} = K_h B_{\max}^n f + K_e B_{\max}^2 f^2 \quad (4-27)$$

K_h, n et K_e sont des données fournies par le constructeur des matériaux magnétiques.

À partir de la courbe de la Figure 4-3 [PRO], laquelle représente les pertes ferromagnétiques des tôles Fe-Si M-19 qui seront utilisées dans la construction du prototype de la machine, les trois constantes peuvent être déduites.

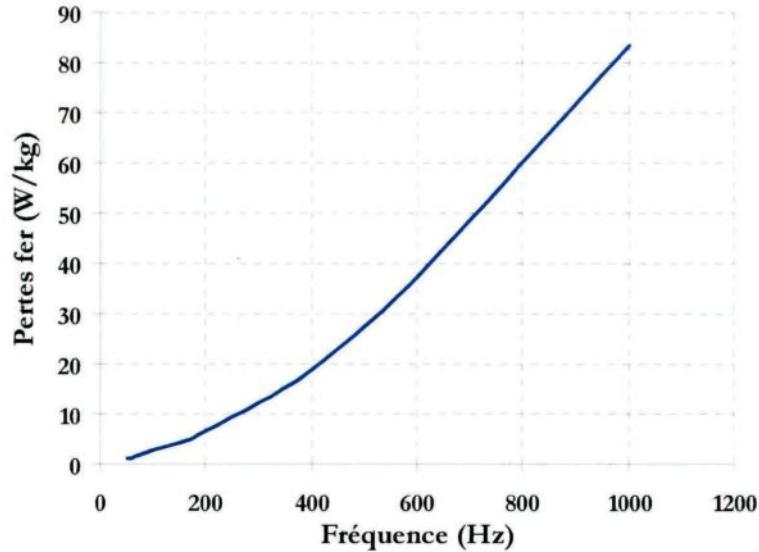


Figure 4-3 : Pertes ferromagnétiques des tôles Fe-si M19 [PRO]

Les pertes ferromagnétiques peuvent être modélisées analytiquement à partir de la courbe exposée à la Figure 4-3 par l'équation (4-28) :

$$P_{fer} = M_{Fer} \left(0,0238 \cdot B_{\max}^{1,4} \cdot f + 6,023 \cdot 10^{-5} \cdot B_{\max}^2 \cdot f^2 \right) \quad (4-28)$$

Où : $M_{Fer} = M_s + M_r$ est la masse des circuits statorique et rotorique.

$$M_g = M_{Fer} + M_a + M_{cu}$$

M_g est dite la masse des parties actives de la génératrice.

Les masses des noyaux statoriques et rotoriques peuvent être calculées à partir des équations suivantes :

$$M_s = p \rho_{Fer} l_s \left((L_{ss} L_{as} + 2(L_{ss} h_s - L_{ss}^2)) + (L_{ss} L_{as}) \right) \quad (4-29)$$

$$M_r = 2 \rho_{Fer} l_r L_r \pi (2R_{ext} - l_r) \quad (4-30)$$

Celles des aimants et de l'enroulement statorique par :

$$M_a = 4 p \rho_{aim} e_{aim} L_{aim} l_{aim} \quad (4-31)$$

$$M_{cu} = 2 p \rho_{cu} \tau_p l_{enr} h_{enr} k_{sfill} \quad (4-32)$$

$$L_{enr} = L_{as} - 2 L_{ss} \quad (4-33)$$

$$h_{enr} = h_s - 2 L_{ss} \quad (4-34)$$

4.3.5 Rendement

Pour simplifier l'étude analytique, les pertes mécaniques seront supposées négligeables.

À partir des pertes Joule et des pertes ferromagnétiques déterminées antérieurement, on peut écrire l'équation déterminant le rendement de la machine comme suit :

$$\eta = \frac{P_{elec}}{P_{elec} + P_{cu} + P_{fer}} \quad (4-35)$$

$$\eta = \frac{\sqrt{2} \frac{\pi}{60} N_{ts} p^2 Q \varphi_{v\max} I \cos(\psi) - \frac{R_s i_{\max}^2}{2}}{\sqrt{2} \frac{\pi}{60} N_{ts} p^2 Q \varphi_{v\max} I \cos(\psi) + M_{Fer} (0,0238 B_{\max}^{1,4} f + 6,023 \cdot 10^{-5} B_{\max}^2 f^2)} \quad (4-36)$$

Le couple moyen développé par la machine est donc déterminé à partir des relations (4-12), (4-17) et (4-22) :

$$\bar{F} = \frac{\sqrt{2} \frac{\pi}{60} N_{ls} p^2 \Omega \varphi_{v\max} I \cos(\psi) + M_{Fer} (0,0238 \cdot B_{\max}^{1,4} f + 6,023 \cdot 10^{-5} B_{\max}^2 f^2)}{\Omega} \quad (4-37)$$

Exceptés $\varphi_{v\max}$ et ψ , tous les paramètres constituant le couple moyen (l'équation 4-37) ont été déterminés ci-dessus. Ces deux paramètres seront calculés dans la section suivante (4.4).

4.4 MODÉLISATION DU CIRCUIT MAGNÉTIQUE PAR RÉSEAU DE RÉLUCTANCES

Comme mentionné au chapitre 1, il existe deux types de méthodes pour modéliser le circuit magnétique des machines électriques en général, et de la machine à flux transverse en particulier; soit les méthodes numériques basées sur le calcul utilisant les éléments finis et les méthodes analytiques basées sur des équations algébriques ou différentielles.

Afin de réaliser un bon compromis entre le temps de calcul et la précision, la méthode des réseaux de réluctances (la réluctance étant une propriété d'un matériau magnétique quantifiant sa résistance au passage d'un champ magnétique), qui est une méthode analytique, est choisie pour le dimensionnement de la machine. Cette méthode est basée sur la discrétisation de la géométrie de la machine à plusieurs zones, chaque zone étant représentée par une réluctance. Elle permet donc de modéliser, par des réluctances, toutes les parties actives constituant la machine (parties ferromagnétiques, air, aimants).

La modélisation des machines électriques par un réseau de réluctances présente deux difficultés importantes qui sont la définition de la topologie du réseau et l'estimation des réluctances.

Afin de déterminer la topologie du réseau, une analyse numérique en « magnétostatique » est nécessaire. Cette analyse permet entre autres, d'une part de ressortir des modèles simples des lignes d'induction constitués d'arcs de cercles et de segments droits, et d'autre part d'identifier les tubes de flux et de localiser les zones correspondantes. Chaque zone est représentée dans le modèle de la machine par une réductance (Figure 4-4).

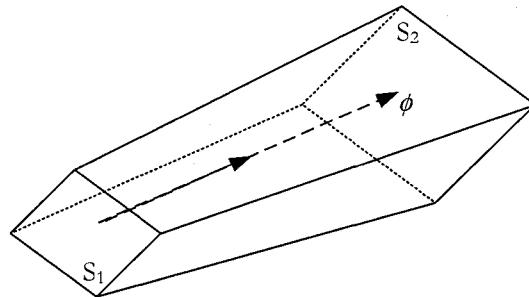


Figure 4-4 : Tube de flux

Les surfaces S_1 et S_2 de la Figure 4-4 qui représentent un tube de flux sont des surfaces équipotielles qui ont un potentiel V_1 et V_2 respectivement. ϕ est le flux circulant entre les deux surfaces; il doit être constant dans ce tube. La réductance associée à ce tube de flux est alors donnée par :

$$\mathfrak{R} = \frac{V_2 - V_1}{\phi} \quad (4-38)$$

L'avantage de cette démarche est l'obtention d'un réseau de réductances avec des valeurs précises.

Le domaine d'étude de la machine est réduit à une paire de pôles au lieu de la géométrie complète. Cette opération est possible en raison de la symétrie du problème.

La modélisation de la géométrie de la machine débute par l'établissement de la maille principale correspondant au trajet de flux magnétique principal. La première étape à franchir pour établir cette maille consiste à visualiser les tubes de flux. Un tube de flux est constitué par un ensemble de lignes de flux s'appuyant sur un contour fermé. Chaque tube de flux est associé à une réluctance.

La Figure 4-5 montre la répartition de l'induction magnétique dans la machine à flux transverse selon la direction Oz.

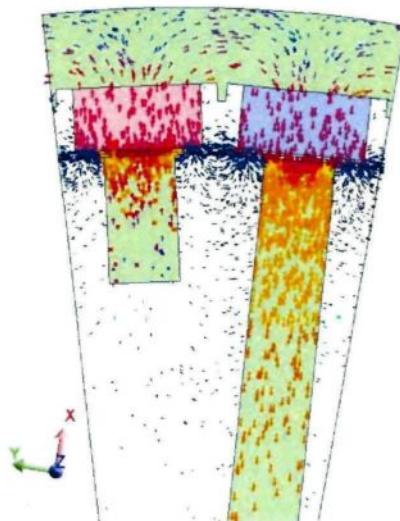


Figure 4-5 : Vue selon l'axe Oz de la répartition de l'induction magnétique dans la machine à flux transverse

La Figure 4-6 illustre les parcours du flux dans le circuit magnétique de la machine à flux transverse dans toutes les directions.

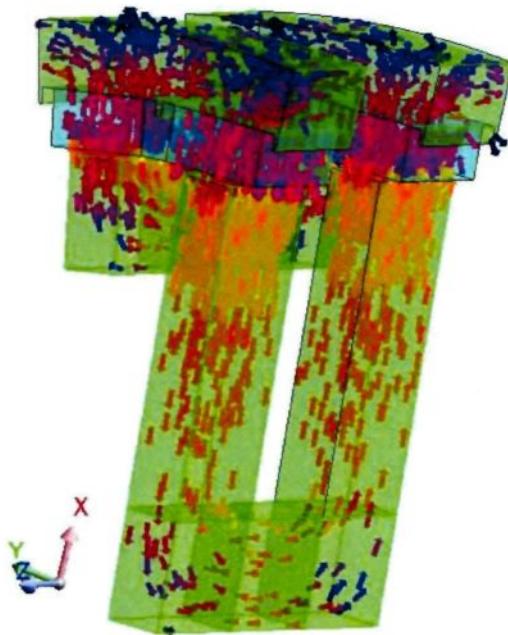


Figure 4-6 : Parcours du flux dans le circuit magnétique de la machine à flux transverse

D'après les observations effectuées dans les figures 4-5 et 4-6, des modèles simples de lignes de champs dans les différentes parties de la machine seront élaborés. Le circuit magnétique de la machine sera divisé en plusieurs zones. Chaque zone est modélisée par une réluctance.

Les hypothèses supposées pour dériver le réseau de réluctances de la machine à flux transverse sont les suivantes :

- le flux d'induction étant conservatif, il est le même dans tous les éléments constituant la maille principale ;
- la perméabilité relative de l'aimant est constante ;
- la perméabilité relative des matériaux ferromagnétiques est constante ;
- le circuit magnétique n'est pas saturé ;
- l'effet de bord est négligé.

Les aimants sont considérés comme des sources de flux magnétique. Leur modélisation est différente des autres parties de la machine. Un aimant est modélisé par une source d'ampères-tours en série avec une réluctance.

4.4.1 Modélisation de l'aimant

L'aimant utilisé dans la construction du prototype de la machine à flux transverse sera de forme parallélépipédique, d'épaisseur e_{aim} et de surface $L_{aim}l_{aim}$ (Figure 4-7-a).

Le fonctionnement de l'aimant dans le circuit magnétique de la machine est résumé par l'équation:

$$B_{aim} = \mu_{raim}\mu_0 H_{aim} + B_r = \frac{\phi}{L_{aim}l_{aim}} \quad (4-39)$$

De cette équation, la valeur du champ magnétique de l'aimant est déduite et exprimée par :

$$H_{aim} = \frac{\phi}{\mu_{raim}\mu_0 L_{aim}l_{aim}} - \frac{B_r}{\mu_{raim}\mu_0} \quad (4-40)$$

Le potentiel magnétique entre les deux extrémités de l'aimant est :

$$H_{aim}e_{aim} = \frac{e_{aim}}{\mu_{raim}\mu_0 L_{aim}l_{aim}} \phi_{aim} - \frac{e_{aim}B_r}{\mu_{raim}\mu_0} = R_{aim}\phi - F_{aim} \quad (4-41)$$

Ainsi, l'aimant peut être modélisé par une source d'ampères-tours (F_{aim}) en série avec une réluctance (\mathfrak{R}_{aim}) (Figure 4-7-b). Les valeurs de (F_{aim}) et de (\mathfrak{R}_{aim}) sont exprimées par les équations (4-42) et (4-43).

$$\mathfrak{R}_{aim} = \frac{e_{aim}}{\mu_{aim}\mu_0 l_{aim}L_{aim}} \quad (4-42)$$

Et

$$F_{aim} = \frac{e_{aim} B_r}{\mu_{raim} \mu_0} \quad (4-43)$$

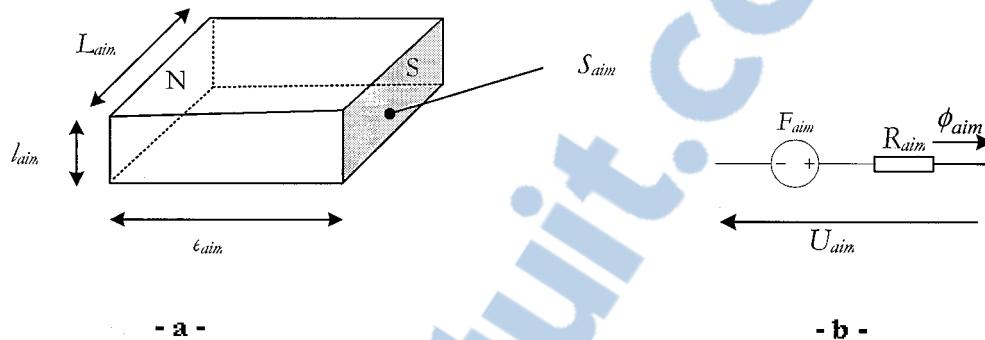


Figure 4-7 : Aimant permanent et son modèle

4.4.2 Expression analytique des réluctances

4.4.2.1 Expression des réluctances de la maille principale

En négligeant les flux de fuite, le chemin parcouru par le flux magnétique principal dans la machine à flux transverse à vide est montré à la Figure 4-1-b. Cette dernière représente une paire de pôles de la machine.

La Figure 4-8 montre en détail la maille principale où la majorité du flux magnétique circule. Elle présente le modèle équivalent du circuit magnétique de la machine en négligeant les fuites de flux.

Les réluctances constituant le circuit équivalent sont exprimées en fonction des dimensions géométriques du circuit magnétique. Leurs expressions analytiques seront présentées dans cette section.

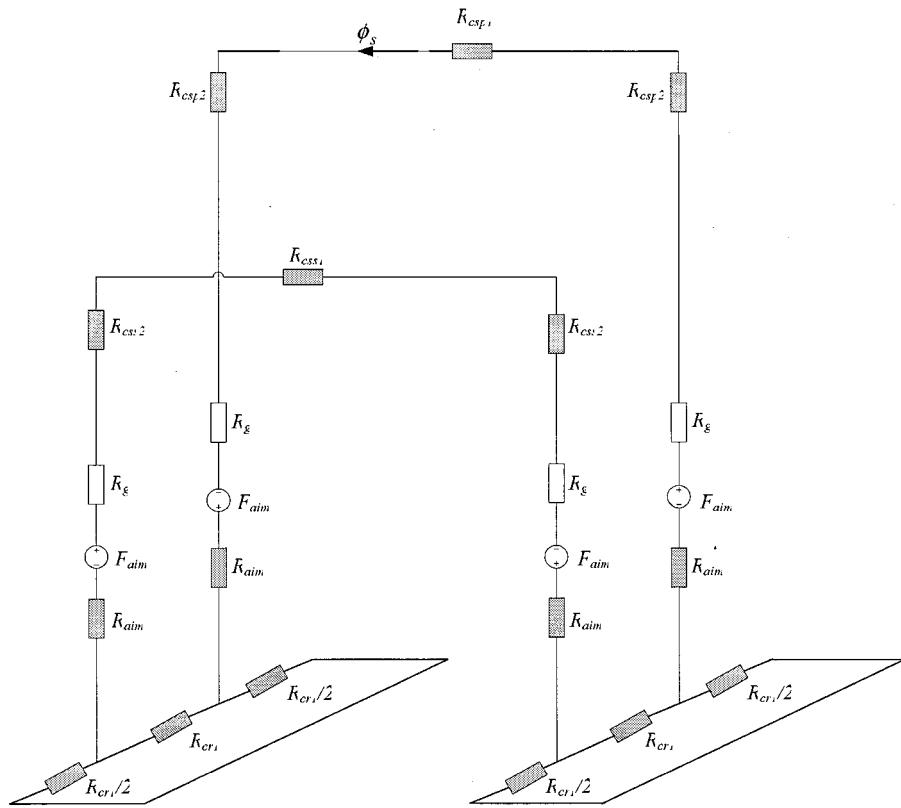


Figure 4-8 : Maille principale où circule le flux magnétique

4.4.2.1.1 Modèle du circuit magnétique statorique

La Figure 4-9-a montre la circulation du flux magnétique lorsque le bobinage de la machine n'est pas alimenté.

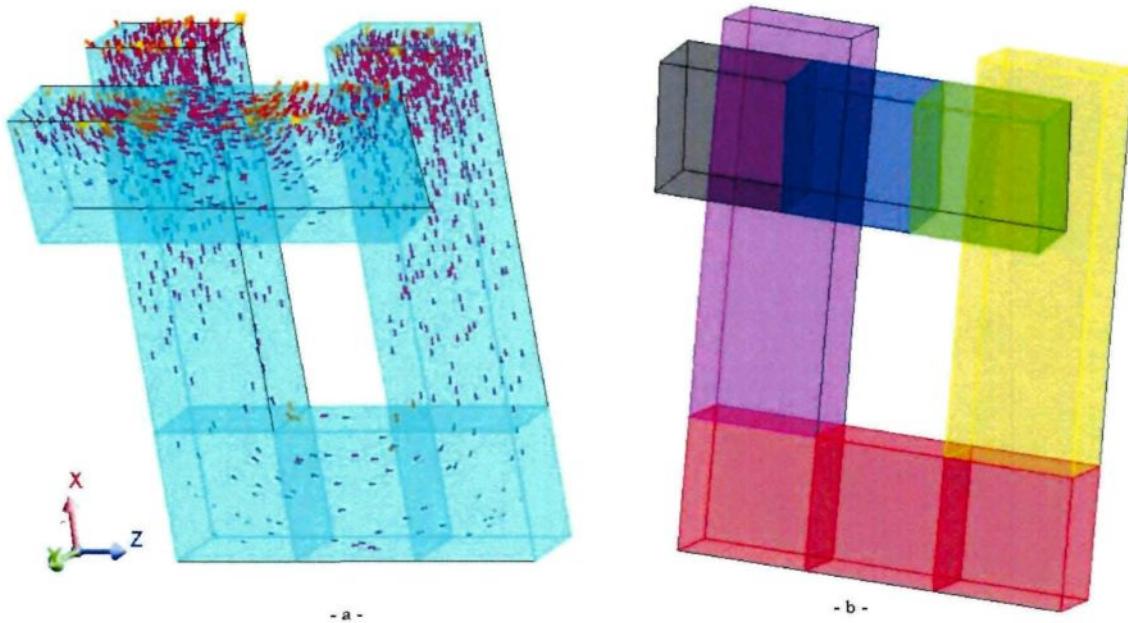


Figure 4-9 : Circulation du flux magnétique dans le circuit magnétique statorique

Dans le cas non saturé, le dessin de la Figure 4-9-b montre les tubes de flux permettant de partager le circuit magnétique statorique en six zones. Chaque zone est représentée par une couleur.

Les six zones sont modélisées par les réductances $\mathfrak{R}_{csp1}, \mathfrak{R}_{csp2}, \mathfrak{R}_{css1}, \mathfrak{R}_{css2}$.

Si on considère que les tôles magnétiques ont une perméabilité relative de μ_{Fer} , chaque réductance $\mathfrak{R}_{csp1}, \mathfrak{R}_{csp2}, \mathfrak{R}_{css1}$ ou \mathfrak{R}_{css2} est définie comme une réductance d'un tube de flux rectangulaire dont les formules sont données par les équations (4-44), (4-45), (4-46) et (4-47) [RAM-2006].

$$\mathfrak{R}_{csp1} = \frac{L_{as} - L_{ss}}{\mu_0 \mu_{Fer} J_s \cdot L_{ss}} \quad (4-44)$$

$$\mathfrak{R}_{csp2} = \frac{h_s - \frac{L_{ss}}{2}}{\mu_0 \mu_{Fer} \cdot l_s \cdot L_{ss}} \quad (4-45)$$

$$\mathfrak{R}_{css1} = \frac{L_{as} - L_{ss}}{\mu_0 \mu_{Fer} \cdot l_s \cdot L_{ss}} \quad (4-46)$$

$$\mathfrak{R}_{css2} = \frac{L_{ss}}{2 \cdot \mu_0 \mu_{Fer} \cdot l_s \cdot L_{aim}} \quad (4-47)$$

4.4.2.1.2 Modèle de l'entrefer

L'entrefer de la machine est modélisé par \mathfrak{R}_g , qui représente la réductance d'un tube de flux rectangulaire dans l'air.

$$\mathfrak{R}_g = \frac{e_{entr}}{\mu_0 \cdot l_{aim} \cdot L_{aim}} \quad (4-48)$$

4.4.2.1.3 Modèle du circuit magnétique du rotor

Quant à la partie du rotor où circule le flux qui est considéré comme un tube de flux limité par deux arcs concentriques, il est modélisé par la réductance \mathfrak{R}_{cr1} .

$$\mathfrak{R}_{cr1} = \mathfrak{R}_{cr2} = \frac{\pi}{\mu_0 \mu_{Fer} \cdot \ln\left(\frac{\tau_p}{\tau_p - l_{aim}}\right)} \quad (4-49)$$

La structure particulière de la machine à flux transverse et le chemin tridimensionnel du flux magnétique engendrent des flux de fuites importantes (Figure 4-10). Pour être précis et pour que le modèle représente réellement la machine, il faut donc tenir compte de ces flux de fuites en les modélisant par des réductances qui seront rajoutées sur la maille principale de la

Figure 4-8.

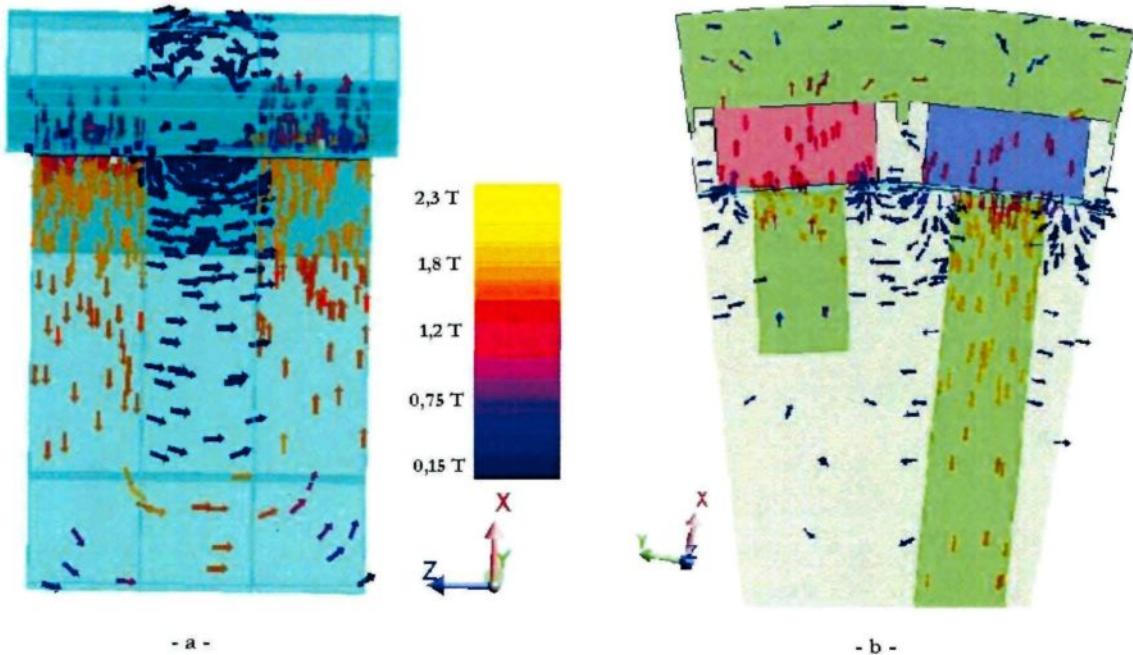


Figure 4-10 : Flux de fuites dans la machine à flux transverse

4.4.2.1.4 Expressions des réluctances de fuites

Cette section est consacrée à la détermination des expressions des réluctances de fuites de la machine à flux transverse.

Il existe deux sortes de réluctances de fuites. La première se trouve dans la direction axiale de la machine (Figure 4-10-a) et l'autre, dans la direction radiale (Figure 4-10-b). Les fuites sont modélisées par les réluctances \mathfrak{R}_{faim_aim} , \mathfrak{R}_{fc_c} , \mathfrak{R}_{fc_i} , \mathfrak{R}_{fentr} , $\mathfrak{R}_{fc_c_ext}$, $\mathfrak{R}_{faim_aim_ext}$, \mathfrak{R}_{fentr_ext} et \mathfrak{R}_{fcr_ext} .

La Figure 4-11 montre le modèle de la machine à flux transverse en tenant compte des flux de fuites dans la direction axiale seulement. La Figure 4-12 représente un schéma simplifié de ce modèle.

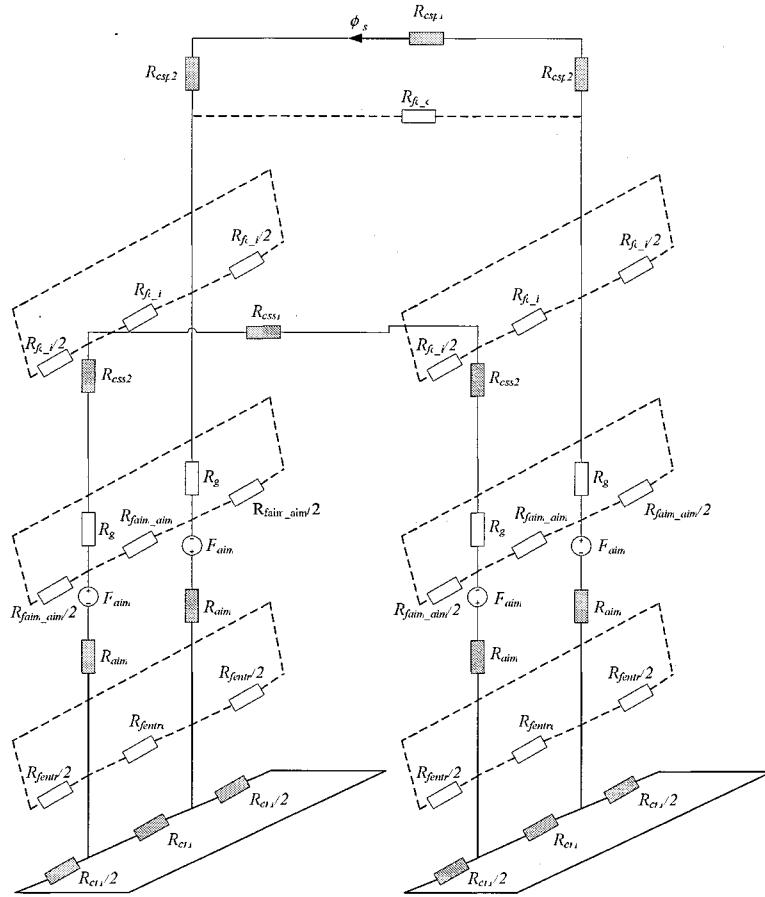


Figure 4-11 : Réseau de réductances en tenant compte des fuites dans la direction axiale

Le flux de fuite entre les aimants dans la direction axiale est modélisé par \mathfrak{R}_{faim_aim} qui est une réductance d'un tube de flux délimité par deux arcs concentriques. Le reste des flux de fuite dans cette direction est modélisé par des réductances de tubes rectangulaires.

Les réductances de fuite dans la direction axiale sont exprimées par les équations (4-50), (4-51), (4-52) et (4-53).

$$\mathfrak{R}_{faim_aim} = \frac{\pi}{\mu_0 L_r \ln\left(\frac{\tau_p - l_{aim}}{\tau_p - l_s}\right)} \quad (4-50)$$

$$\frac{\tau_p - l_{aim} + \left(\frac{l_{aim} - l_s}{2}\right)}{\tau_p - l_{aim}}$$

$$\Re_{fc_c} = \frac{L_{as} - 2L_{ss}}{\mu_0 \cdot l_s \cdot (h_s - L_{ss})} \quad (4-51)$$

$$\Re_{fc_i} = \frac{\tau_p - l_s}{\mu_0 \cdot L_{ss} \cdot L_{ss}} \quad (4-52)$$

$$\Re_{fentr} = 2 \frac{(\tau_p - l_{aim})}{\mu_0 \cdot L_{aim} \cdot e_{aim}} \quad (4-53)$$

En simplifiant le circuit de la Figure 4-11 on obtient le modèle de la figure suivante :

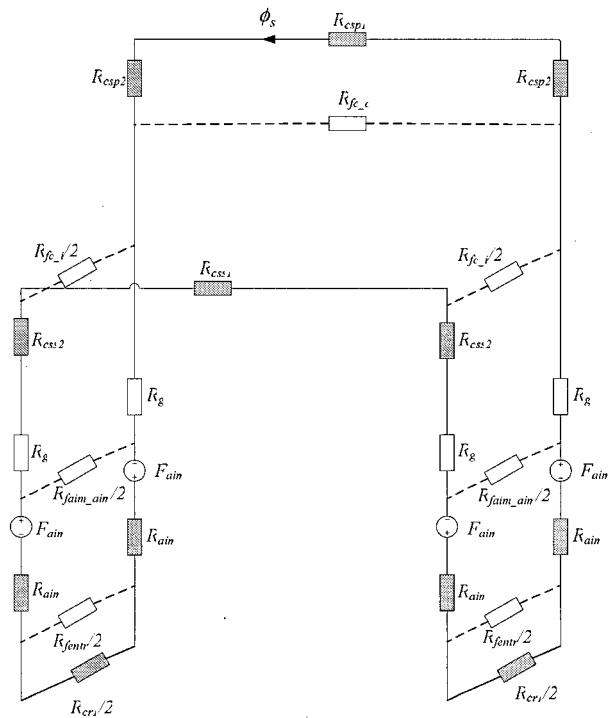


Figure 4-12 : Modèle simple du réseau de réductances en tenant compte des fuites dans la direction radiale

Tels que définis dans la direction axiale, les flux de fuite dans la direction radiale sont modélisés par des réductances de tubes de flux rectangulaires ou délimités par des arcs concentriques.

Les réluctances de fuite selon la direction radiale sont exprimées par les équations (4-54), (4-55), (4-56) et (4-57).

$$\mathfrak{R}_{fc_c_ext} = \frac{\pi}{\mu_0 \cdot l_s \ln\left(\frac{L_{as}}{L_{as} - 2L_{ss}}\right)} \quad (4-54)$$

$$\mathfrak{R}_{faim_aim_ext} = \frac{(L_{as} - 2L_{aim})}{\mu_0 \cdot L_{aim} \cdot e_{aim}} \quad (4-55)$$

$$\mathfrak{R}_{fentr_ext} = \frac{(L_{as} - 2L_{ss})}{\mu_0 \cdot \tau_p \cdot e_{entr}} \quad (4-56)$$

$$\mathfrak{R}_{fcr_ext} = \frac{(L_{as} - 2L_r)}{\mu_0 \cdot \tau_p \cdot J_r} \quad (4-57)$$

En tenant compte de toutes les fuites de flux dans l'espace autour du circuit magnétique, la Figure 4-13 montre le réseau de réluctances complet de la machine à flux transverse.

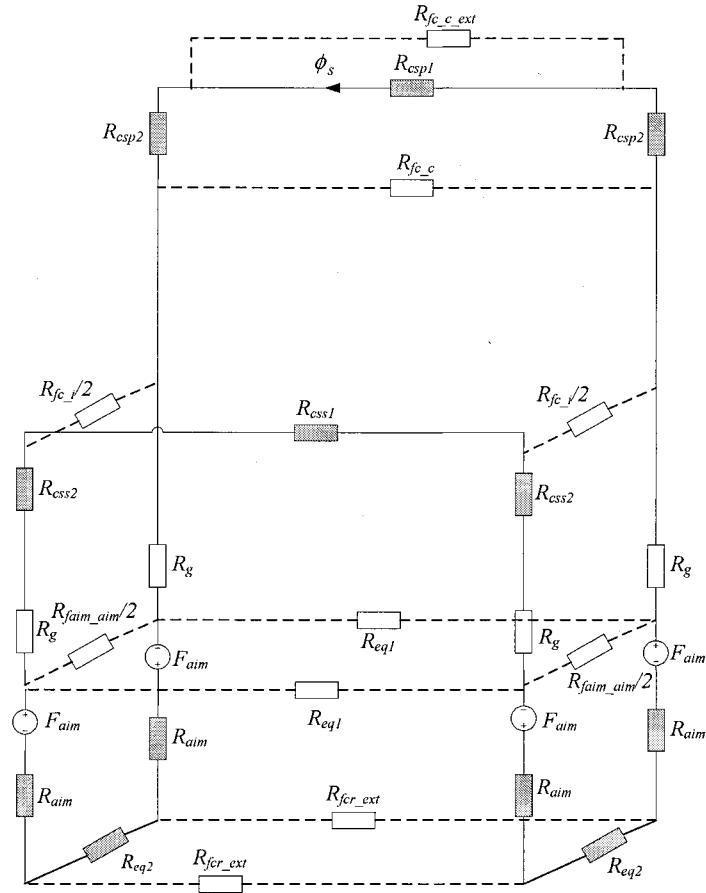


Figure 4-13 : Réseau de réductances de la machine à flux transverse

4.4.3 Inductance statorique

Le modèle (réseau de réductances) de la machine à flux transverse permet de déterminer approximativement l'inductance statorique de la machine en déterminant sa réductance vue par l'enroulement statorique. Cette valeur donne une information sur le facteur de puissance de cette machine et de son rendement.

La Figure 4-14 montre le réseau de réductances qui permet de calculer la réductance vue par le bobinage de la machine.

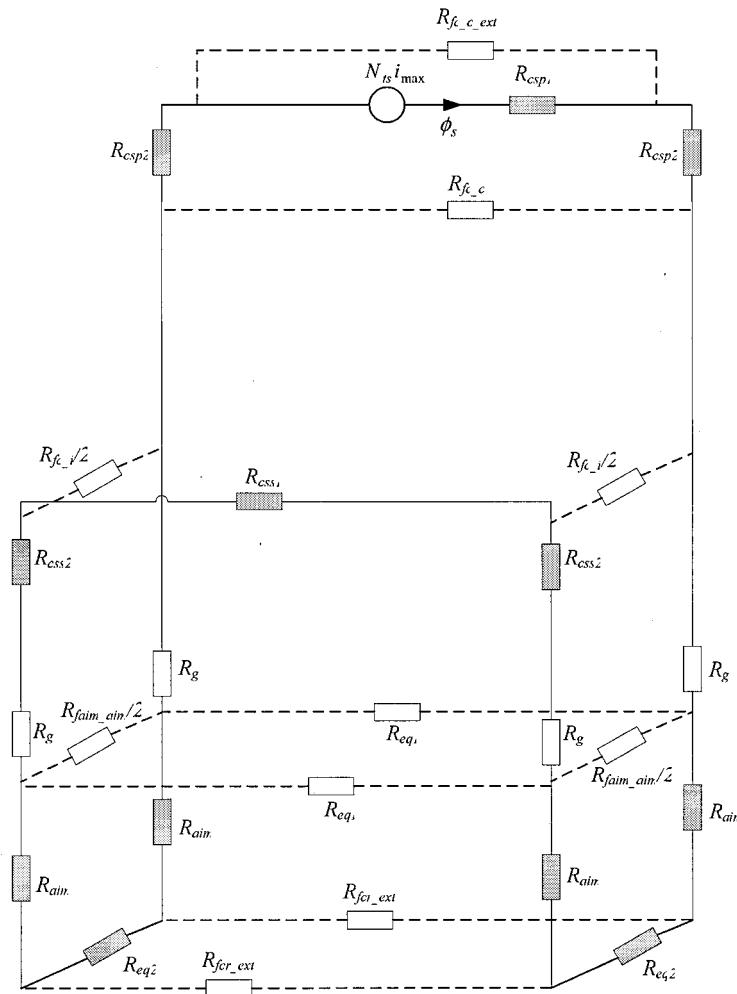


Figure 4-14 : Modèle de la machine à flux transverse pour déterminer l'inductance de son bobinage

La réluctance vue par le stator est donnée par la relation :

$$\mathfrak{R}_{stator} = \frac{N_{ls} i_{\max}}{\phi_s} \quad (4-58)$$

Où :

ϕ_s est le flux magnétique produit par la circulation du courant i_{\max} dans le bobinage statorique de la machine et qui traverse sa section.

De l'équation (4-58), ϕ_s peut s'exprimer par la relation :

$$\phi_s = \frac{N_{ls} i_{\max}}{\mathfrak{R}_{stator}} \quad (4-59)$$

L'inductance d'une bobine est égale au quotient du flux du champ magnétique traversant la section de la bobine par l'intensité du courant qui la traverse :

$$L_s = \frac{N_{ls} \phi_s}{i_{\max}} \quad (4-60)$$

En remplaçant (4-59) dans (4-60), on peut écrire :

$$L_s = \frac{N_{ls}^2}{\mathfrak{R}_{stator}} \quad (4-61)$$

Dans cette thèse, la réluctance du stator est calculée en déterminant le flux ϕ_s par résolution des équations déduites du réseau de réluctances (équation 4-61).

La réactance de la machine peut être exprimée par la relation:

$$X_s = 2\pi f L_s = \frac{\pi}{30} p \Omega L_s \quad (4-62)$$

4.4.4 Point de fonctionnement de l'aimant

Pour la détermination du point de fonctionnement des aimants utilisés dans le circuit magnétique de la machine pour l'exciter, les forces magnétomotrices des aimants (F_{aimT}) sont calculées à partir du modèle de la Figure 4-15 en tenant compte de la réaction magnétique d'induit causé par le courant.

La Figure 4-15 montre le modèle de la machine à flux transverse.

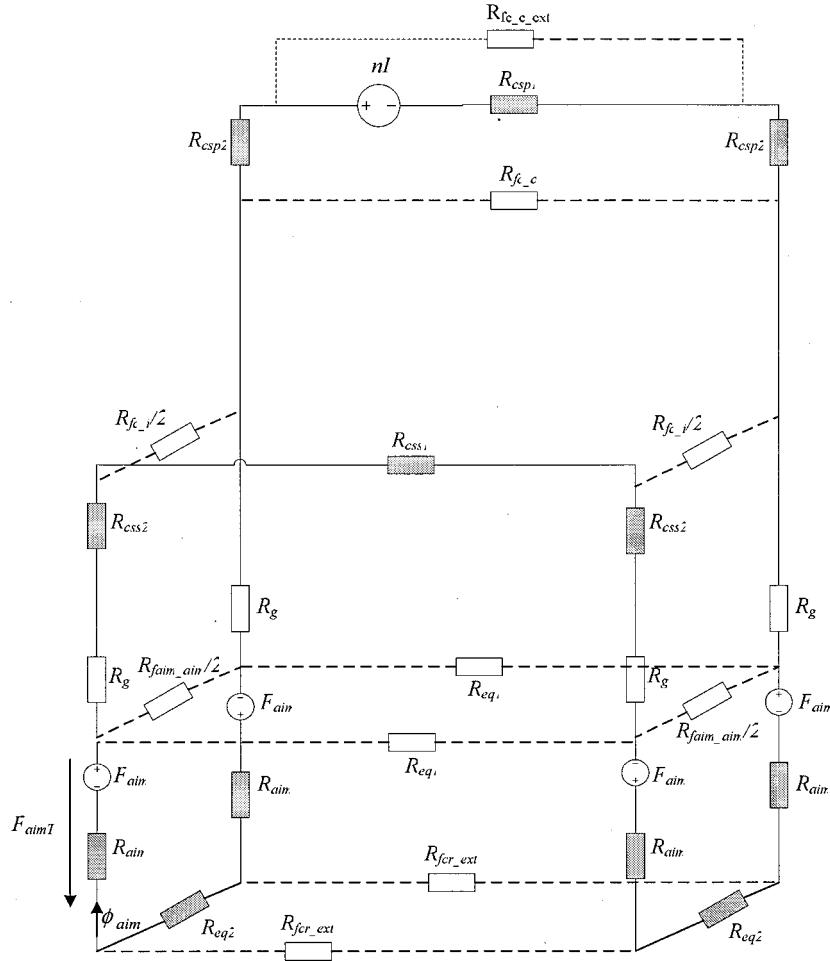


Figure 4-15 : Modèle de la machine à flux transverse pour déterminer le point de fonctionnement des aimants

Le flux magnétique circulant dans chaque aimant ϕ_{aim} détermine son point de fonctionnement.

À partir de la courbe de démagnétisation de l'aimant (B_r, H_c), le fonctionnement de l'aimant est décrit par la relation suivante :

$$B_{aim} = B_r + \frac{\mu_{aim}}{e_{aim}} F_{aimT} \quad (4-63)$$

F_{aimT} est exprimé par la relation :

$$F_{aimT} = \mathfrak{R}_{aim} \phi_{aim} - F_{aim} \quad (4-64)$$

Ce qui donne le point de fonctionnement de l'aimant :

$$B_{aim} = B_r + \frac{\mu_{aim}}{e_{aim}} (\mathfrak{R}_{aim} \phi_{aim} - F_{aim})$$

4.5 RÉSOLUTION DU RÉSEAU DE RÉLUCTANCES

Cette partie est consacrée à la présentation des résultats du modèle de réluctances construit au début du chapitre.

La résolution du réseau de réluctances permet de déterminer la valeur maximale du flux à vide ($\varphi_{v_{max}}$) ainsi que l'inductance de la machine en fonction des différents paramètres caractérisant la machine à flux transverse. Un programme d'optimisation est développé sous Matlab. Il permet d'optimiser les caractéristiques de la machine avec une précision acceptable.

Les performances de la machine à flux transverse dépendent de plusieurs paramètres. Les paramètres principaux sont la vitesse de rotation, le nombre de paires de pôles, la fréquence et les dimensions géométriques des circuits magnétiques ainsi que du bobinage.

Puisque le cahier des charges de l'application visée n'exige pas une plage de fréquence donnée, le choix du nombre de paires de pôles résulte d'un compromis entre l'encombrement, les pertes fer et les performances exigées.

L'équation (4-65) exprime la relation entre la fréquence f des courants dans l'enroulement, sa vitesse de rotation Ω et le nombre de paires de pôles p constituant cette structure.

$$p = \frac{60f}{\Omega} \quad (4-65)$$

La vitesse de rotation est imposée par le cahier des charges ($\Omega = 320$ tr/min). Le choix du nombre de paires de pôles impose une fréquence des courants circulants dans l'enroulement et vice versa.

Les machines à flux transverse tournant à basse vitesse sont connues par leur petit pas polaire, ce qui leur donne un ratio couple par unité de masse élevé. Un très petit pas de pôles donne d'importants flux de fuites. Un arrangement entre un couple extrêmement élevé et un rendement acceptable exige un choix de pas polaire adéquat.

À partir des équations (4-14) et (4-65) et en imposant une fréquence et un pas polaire adéquat, le diamètre de la machine peut être déterminé.

4.5.1 Géométrie initiale

L'équation (4-37) exprime la relation entre le couple nominal de la machine (\bar{T}) et le flux à vide ($\varphi_{v\max}$) ainsi que le déphasage (ψ). Ce dernier est déterminé en fonction de l'inductance de la machine (L_s) ainsi que le maximum de la force électromotrice (e_{\max}) (équation 4-17). Le réseau de réluctances développé précédemment détermine e_{\max} et L_s en fonction des différentes réluctances ($\mathfrak{R}_{csp1}, \mathfrak{R}_{csp2}, \mathfrak{R}_{css1}, \mathfrak{R}_{css2}, \mathfrak{R}_g, \mathfrak{R}_{crl}, \mathfrak{R}_{cr2}, \mathfrak{R}_{faim_aim}, \mathfrak{R}_{fc_c}, \mathfrak{R}_{fc_i}, \mathfrak{R}_{fentr}, \mathfrak{R}_{fc_c_ext}, \mathfrak{R}_{faim_aim_ext}, \mathfrak{R}_{fentr_ext}, \mathfrak{R}_{fer_ext}$ et \mathfrak{R}_{stator}) ainsi que la force magnétomotrice des aimants (F_{aim}). Ces dernières ont été écrites en fonctions des dimensions géométriques de la machine.

Donc, nous avons un modèle qui nous permet de prédire le couple de la machine à flux transverse à partir de ses dimensions géométriques.

À partir de ce modèle, un code a été écrit sous Matlab pour déterminer les paramètres géométriques de la machine à flux transverse qui produit le couple nominal souhaité (15,92 N.m).

Nous avons posé le problème d'optimisation comme suit :

La vitesse de rotation, le diamètre extérieure de la machine, le nombre de paires de pôles, le courant statorique et l'entrefer sont gardés constants.

Nous avons choisi le couple massique (le couple /la masse de la machine) comme fonction objective à maximiser.

Enfin, les variables d'optimisation sont : La longueur de l'aimant (L_{aim}), la largeur de l'aimant (l_{aim}), l'épaisseur de l'aimant (e_{aim}), la longueur du circuit magnétique constituant le stator (L_{as}), la largeur du circuit magnétique constituant le rotor (L_r), la longueur du circuit magnétique en forme de « I » constituant le stator (L_{ss}), la largeur du circuit magnétique constituant le stator (l_s).

À partir des premiers calculs analytiques, il ressort une géométrie de machine qui respecte le cahier des charges. Ce dernier (Tableau 4-1) exige une puissance de 500 W avec une vitesse de rotation de 320 tr/min.

Les dimensions de la génératrice qui respecte le cahier des charges sont présentées au

Tableau 4-2.

Remarque : Les dimensions au Tableau 4-2 ne représentent pas les valeurs exactes données par le programme d'optimisation. Le choix des dimensions du circuit magnétique et des aimants prend en compte les résultats de calcul, néanmoins ce choix est limité par ce qui est disponible sur le marché.

Les caractéristiques des différents matériaux constituant la machine sont présentées à l'annexe 2.

Le Tableau 4-2 donne les dimensions obtenues par les calculs.

Tableau 4-2 : Paramètres de la machine

Paramètres	Valeurs	Paramètres	Valeurs
l_{enr}	12,7 mm	e_{aim}	3,17 mm
h_{enr}	25,4 mm	l_{aim}	6,35 mm
e_{entr}	0,5 mm	L_{aim}	12,7 mm
α_{pole}	16,36°	L_{ss}, L_r	12,7 mm
R_{entr}	124,5 mm	l_s, l_r	7 mm
τ	17,77 mm	h_s	38,1 mm
N_{ts}	180 tours	L_{as}, L_{ar}	38,1 mm
p	22		

4.5.2 Caractéristiques principales de la structure

Les dimensions de la structure retenue sont exposées au Tableau 4-2.

4.5.2.1 Flux à vide

La valeur du flux capté par l'enroulement dépend de la géométrie du circuit magnétique ainsi que des caractéristiques magnétiques des matériaux utilisés (champ rémanent des aimants, caractéristiques du circuit magnétique, etc.)

Supposons qu'à l'instant initial ($t = 0\text{s}$), le rotor est dans une position semblable à celle montrée à la Figure 4-1. À cet instant, le flux embrassé par l'enroulement statorique est

maximal. Le réseau de réductances de la Figure 4-13 est le modèle de la machine à cette position.

Le flux magnétique à travers les différentes branches de ce modèle peut être déterminé par la résolution d'un système d'équations tiré de ce modèle. Le flux embrassé par le bobinage de la machine ($\phi_{v\max}$) correspond au flux circulant dans la maille principale.

Si on considère que le flux embrassé par l'enroulement est sinusoïdal, ce qui est plus ou moins vrai, son maximum est déduit en calculant le flux circulant dans la branche principale du réseau de réductances de la Figure 4-13. Sa variation en fonction de l'angle mécanique de la machine est montrée à la Figure 4-16.

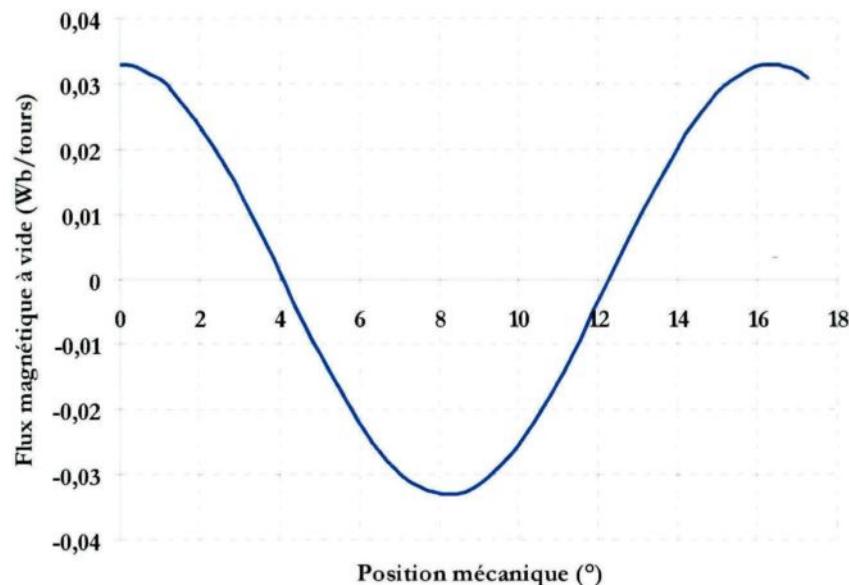


Figure 4-16 : Flux à vide en fonction de la position

4.5.2.2 Force électromotrice

La génératrice tourne à une vitesse de rotation de 320 tr/min et la valeur maximale de la force électromotrice engendrée aux bornes de son enroulement est exprimée par la relation (4-22).

La variation de la force électromotrice en fonction du temps est montrée à la Figure 4-17.

Comme le flux embrassé par l'enroulement est sinusoïdal, la force électromotrice l'est aussi.

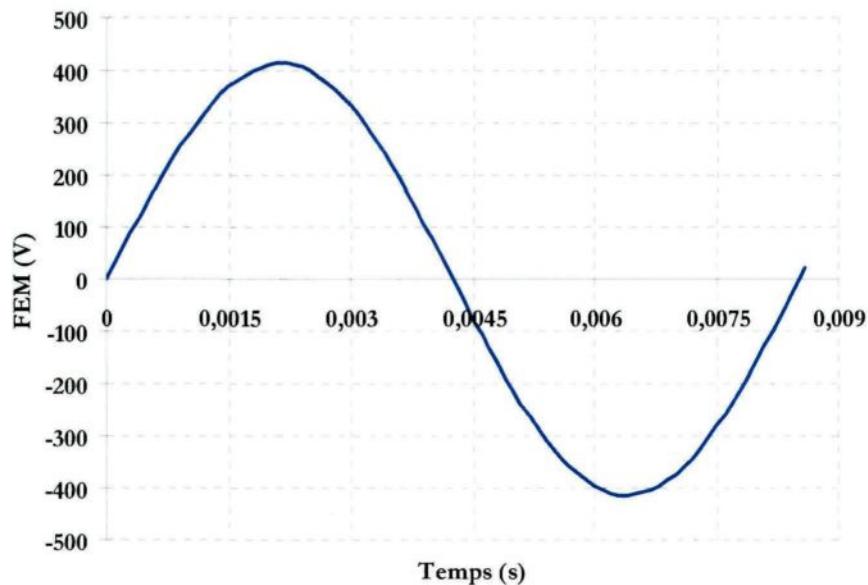


Figure 4-17 : Force électromotrice à vide

4.5.2.3 Inductance de la machine

L'inductance synchrone de la machine est donnée par l'équation (4-61). Elle dépend du nombre de tours du bobinage et de la réluctance du circuit magnétique de la machine.

L'étude de cette inductance a été évoquée dans la section (4.4.3). La Figure 4-18 présente sa variation en fonction de la position mécanique du rotor de la machine par rapport au stator, puisque la machine à flux transverse à aimants montés en surface étant une machine à pôles lisses, son inductance synchrone est constante.

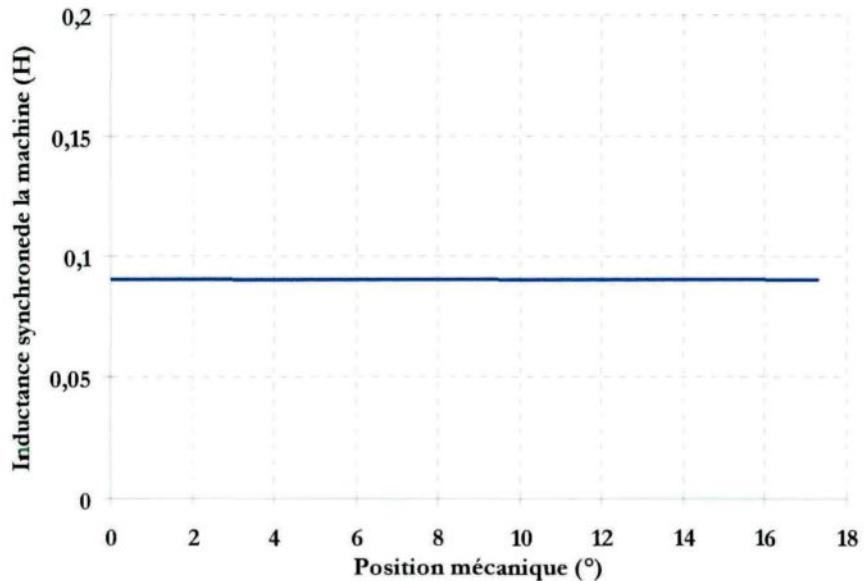


Figure 4-18 : Variation de l'inductance synchrone

Pour une génératrice qui débite sa puissance sur une charge résistive, la tension de sortie et le courant I sont en phase, ce qui donne un facteur de puissance unitaire. Son circuit équivalent est représenté à la Figure 4-19.

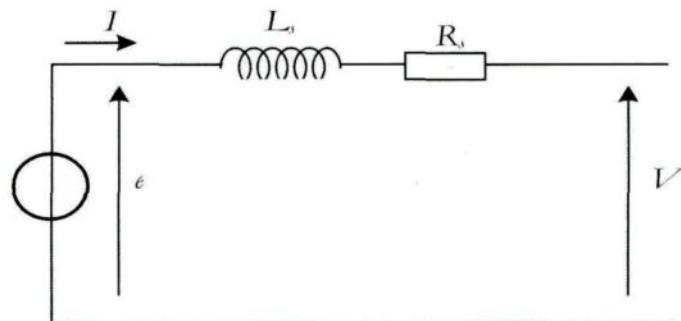


Figure 4-19 : Circuit électrique équivalent de la génératrice

Dans cette figure, L_s , e et R_s représentent respectivement l'inductance synchrone, qui est un modèle de l'ensemble de la réaction magnétique d'induit et des flux de fuites, de la FEM à vide et de la résistance de l'enroulement.

Afin de valider ces résultats analytiques, le prochain chapitre sera consacré au calcul numérique par la méthode d'éléments finis (Flux3D).

4.5.3 Étude paramétrique

Dans le but de trouver, pour la machine à flux transverse, une combinaison de valeurs approximatives des paramètres géométriques permettant d'avoir un couple massique élevé, la section suivante traitera de l'influence des principaux paramètres géométriques et magnétiques de la machine sur ses performances.

Dans cette section, la variation de la valeur maximale de la force électromotrice (FEM) en fonction des différentes dimensions géométriques de la machine sera discutée. Cette FEM est dépendante essentiellement des dimensions de l'aimant, de l'épaisseur de l'entrefer et de la largeur des circuits magnétiques statoriques (L_{ss}) ainsi que rotoriques (L_r). La force électromotrice augmente avec la diminution de l'entrefer et avec l'augmentation de l'épaisseur des aimants.

4.5.3.1 Influence des dimensions de l'aimant sur les performances de la machine

Afin d'étudier l'influence du volume des aimants sur la FEM de la machine, le volume d'aimants a été varié dans le code développé sous Matlab. La variation de la FEM en fonction du volume d'aimants est montrée à la Figure 4-20.

Selon la courbe de la Figure 4-20, la force électromotrice est proportionnelle au volume des aimants. L'étude de la sensibilité des trois dimensions d'aimants (épaisseur, largeur et longueur) à la variation de la FEM permet de voir comment cette dernière se comporte et dans quelle proportion lorsque l'un de ces trois paramètres varie.

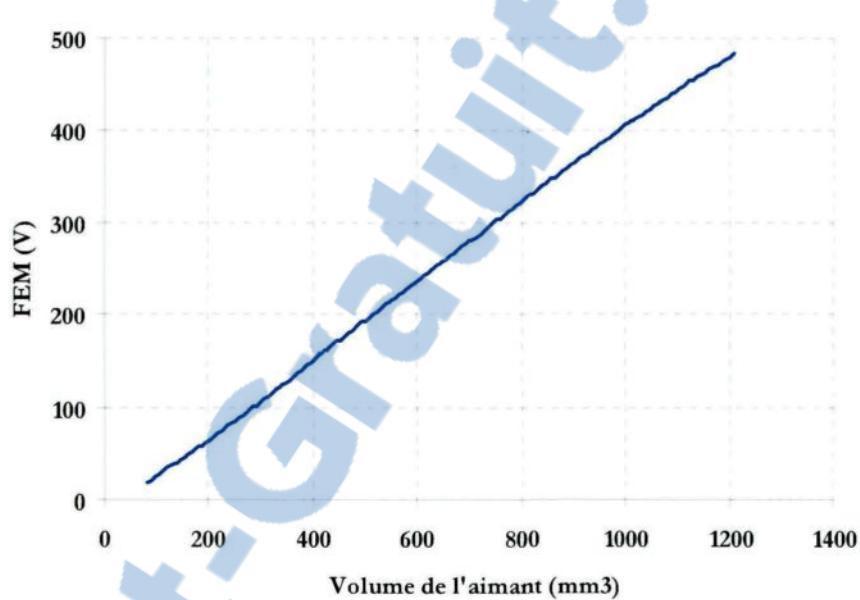


Figure 4-20 : Variation de la force électromotrice en fonction du volume de chaque aimant

En analysant la courbe de la Figure 4-21, on constate que la sensibilité du maximum de la FEM à la variation du L_{aim} et l_{aim} n'est pas pareille. La force électromotrice est plus sensible à la variation de l_{aim} lorsque $l_{aim} < L_{aim}$ et plus sensible à L_{aim} lorsque $l_{aim} > L_{aim}$.

La courbe de la Figure 4-21 est tracée pour des valeurs de L_{aim} (l_{aim}) inférieures à 17 mm. Cela relève simplement du fait que pour les autres valeurs (L_{aim} (l_{aim}) > 17 mm), la machine n'est pas réalisable. En effet, une valeur de L_{aim} (l_{aim}) plus grande reviendrait à faire empiéter chaque aimant sur l'aimant adjacent.

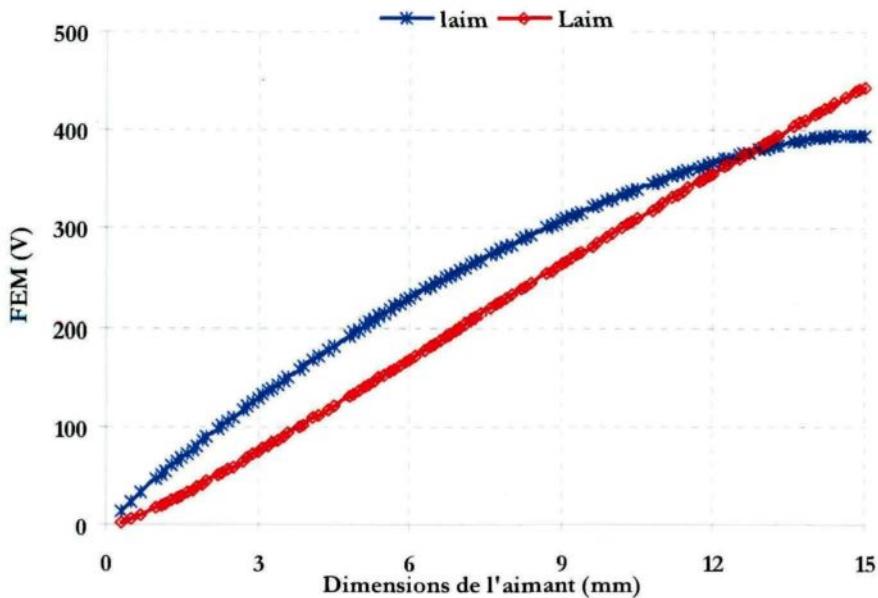


Figure 4-21 : Comparaison entre les variations de la valeur maximale de la FEM en fonction des dimensions des aimants

La courbe de la Figure 4-22 compare la sensibilité de la valeur du maximale de la FEM à la variation de l'épaisseur de l'aimant par rapport à la variation de sa largeur. En comparant les deux courbes, la FEM en fonction de l'épaisseur de l'aimant et la FEM en fonction de la largeur de l'aimant, on constate que le flux à vide est plus sensible à la variation de L_{aim} qu'à celle de e_{aim} . Pour augmenter le flux à vide et donc la force électromotrice, il vaut mieux varier la largeur ou la longueur de l'aimant que son épaisseur.

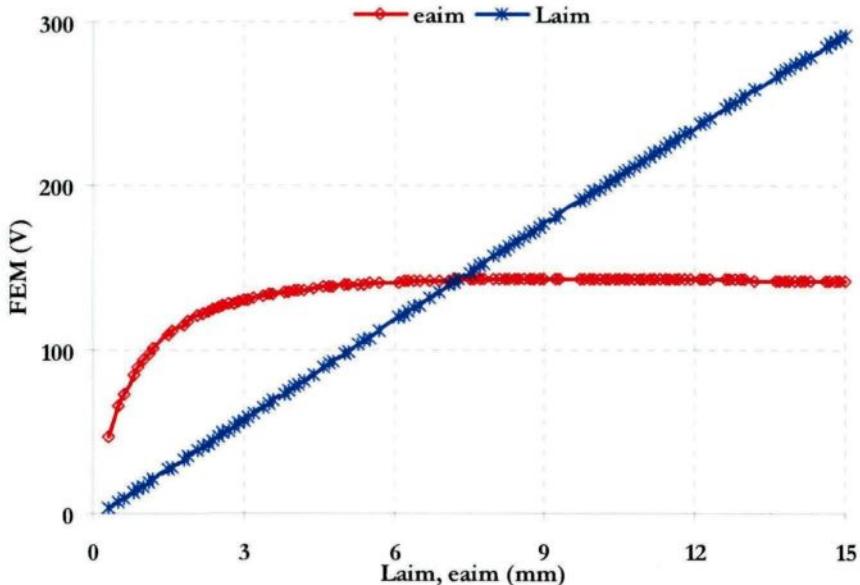


Figure 4-22 : Influence des dimensions des aimants sur la valeur maximale de la FEM

Puisque la force électromotrice est proportionnelle au volume des aimants de la machine, le couple l'est aussi. Intéressons-nous maintenant à la variation de cette FEM en fixant le volume des aimants et en variant leurs épaisseurs. Les dimensions du circuit magnétique du stator restent inchangées. La variation de la force électromotrice en fonction de l'épaisseur de l'aimant en fixant le volume de l'aimant est exposée à la Figure 4-23.

La Figure 4-23 montre qu'une valeur optimale du maximum de la FEM peut être obtenue pour une valeur particulière de l'épaisseur de l'aimant. Au-delà de cette valeur optimale, la force électromotrice décroît avec l'augmentation de e_{aim} . Quant à l'inductance de la machine, elle diminue avec l'augmentation de l'épaisseur de l'aimant (Figure 4-24).

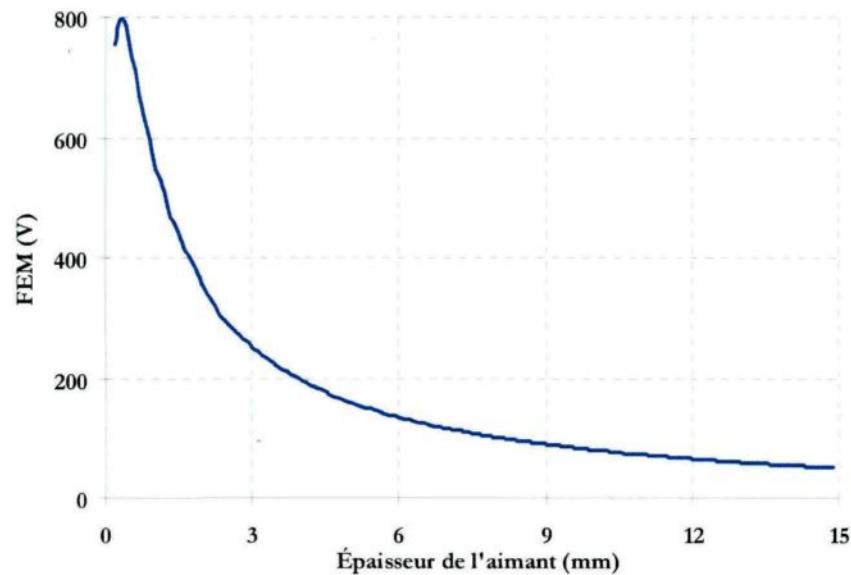


Figure 4-23 : Variation de la FEM en fonction de l'épaisseur de l'aimant à volume d'aimant fixe

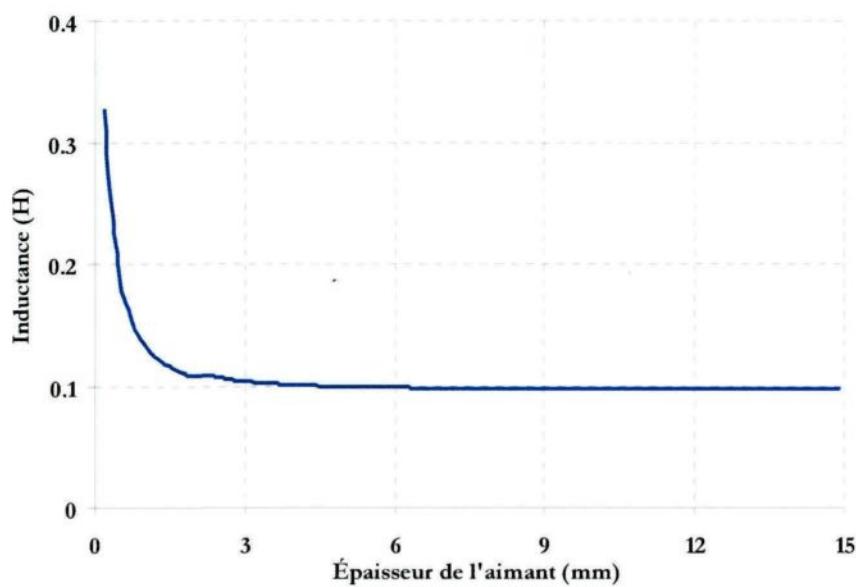


Figure 4-24 : Variation de l'inductance statorique en fonction de l'épaisseur de l'aimant

4.5.3.2 Influence des dimensions du circuit magnétique sur la force électromotrice

Après avoir étudié dans la section précédente la sensibilité des performances de la machine à la variation des dimensions des aimants, dans cette section, il est question, de l'influence des dimensions du circuit statorique. Alors que les dimensions du rotor (aimant) agissent sur la valeur du flux à vide et donc sur la force électromotrice, les dimensions du circuit magnétique du stator agissent à la fois sur le flux à vide et également sur le volume du cuivre. La sensibilité de la force électromotrice et l'inductance aux dimensions du circuit magnétique statorique sera étudiée.

4.5.3.2.1 Influence de la largeur du circuit magnétique

Dans cette partie, l'influence de la largeur du circuit magnétique en forme de « U » à rotor fixe sur les performances de la machine est analysée.

Deux cas se présentent : dans le premier cas, le changement de la largeur du circuit magnétique affecte la surface du cuivre et dans l'autre cas, la variation de la largeur du circuit magnétique n'affecte pas la surface du cuivre.

Les Figures 4-25 et 4-26 illustrent les variations de la force électromotrice et de l'inductance en fonction de la largeur du circuit magnétique lorsque la section du cuivre diminue avec l'augmentation de la largeur du circuit magnétique du stator. On peut diviser la courbe en deux parties. Dans la première partie, la largeur du circuit magnétique du stator (L_{ss}) varie de 0 mm à 2,5 mm, la FEM et l'inductance sont proportionnelles à L_{ss} . Dans l'autre partie, on observe une diminution de la FEM et de l'inductance avec l'augmentation de la largeur du circuit magnétique du stator.

La variation proportionnelle de la FEM et de l'inductance à L_{ss} est expliquée par l'augmentation de la surface où circule le flux magnétique. Cette augmentation compense la diminution du nombre de tours de l'enroulement.

Dans la deuxième partie de la courbe, la variation est inversement proportionnelle. Cela peut être expliqué par la diminution de l'espace réservé à l'enroulement du stator et par conséquence le nombre de tours le constituant.

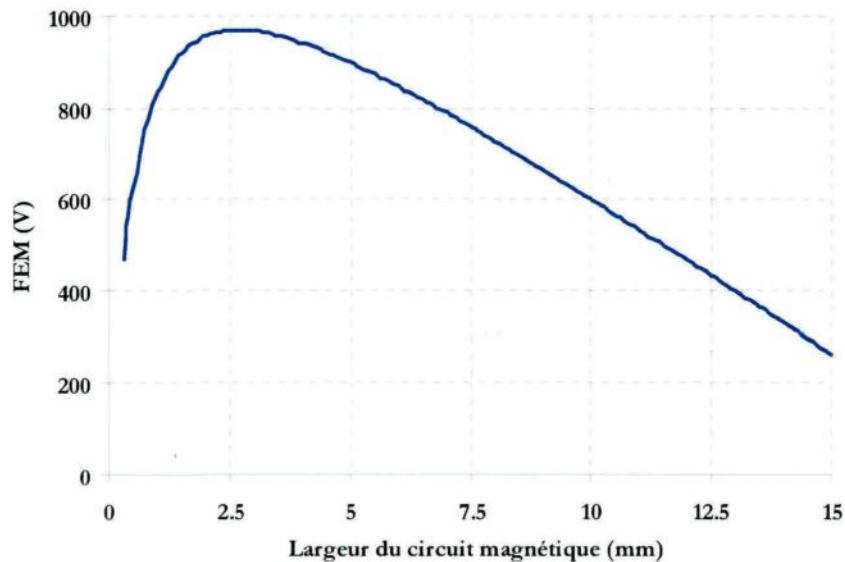


Figure 4-25 : FEM en fonction de la largeur du circuit magnétique du stator

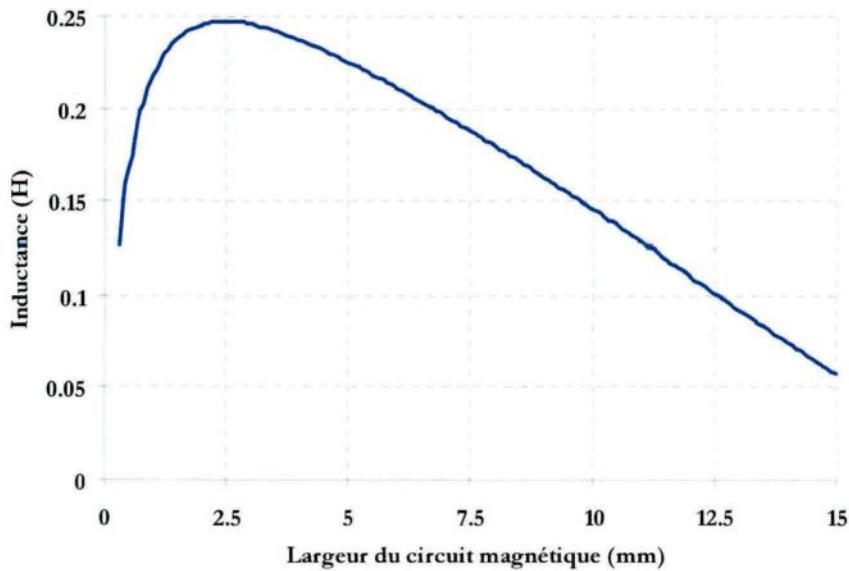


Figure 4-26 : Inductance du bobinage de la machine en fonction de la largeur du circuit magnétique du stator

Les Figures 4-27 et 4-28 illustrent successivement les variations de la force électromotrice et de l'inductance en fonction de la largeur du circuit magnétique lorsque la section du cuivre ne varie pas en fonction de la largeur du circuit magnétique du stator. On observe que la FEM et l'inductance sont proportionnelles à la largeur du circuit magnétique statorique.

Pour des valeurs de la largeur du circuit magnétique statorique L_{ss} inférieurs à 2,5 mm, la FEM augmente avec la variation de L_{ss} . L'augmentation de L_{ss} fait accroître le flux magnétique capté par l'enroulement parce que le circuit est moins saturé. Puisque la FEM est proportionnelle à la valeur du flux magnétique capté par l'enroulement et au nombre de tours de ce dernier (équation 4-23), l'augmentation du flux magnétique explique la variation de la FEM.

Pour des valeurs de L_{ss} supérieurs à 2,5 mm, la FEM se sature progressivement. En effet, le circuit magnétique devient surdimensionné et l'élargissement de la surface du circuit

magnétique statorique ne fait pas augmenter la valeur du flux magnétique capté par l'enroulement.

Pour la courbe de la Figure 4-28, la variation de l'inductance en fonction de la largeur du circuit magnétique est proportionnelle. En effet, le fait d'augmenter la surface du circuit magnétique engendre une diminution de la réluctance du circuit magnétique et donc une augmentation de l'inductance de la machine.

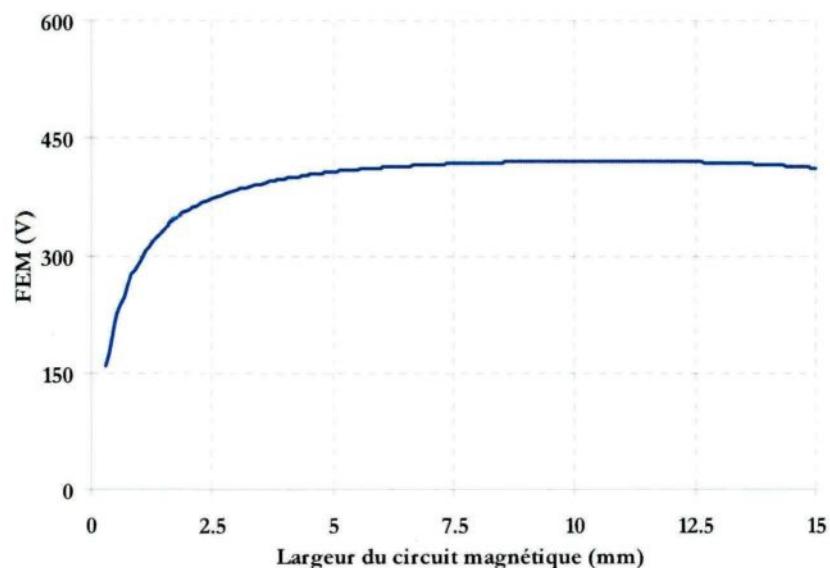


Figure 4-27 : FEM en fonction de la largeur du circuit magnétique du stator

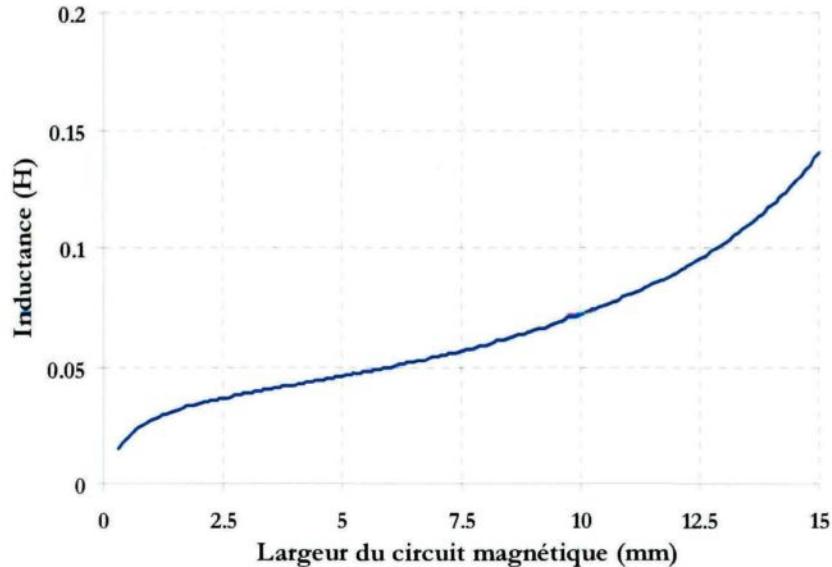


Figure 4-28 : Inductance du bobinage de la machine en fonction de la largeur du circuit magnétique du stator

4.6 CONCLUSION

Ce chapitre a été consacré à l'étude et à la modélisation tridimensionnelle de la machine à flux transverse par la méthode de réseaux de réluctances.

Le chapitre commence par une présentation du cahier des charges, lequel a été imposé par les partenaires du projet. Ensuite, une description de la géométrie de la machine à étudier a été présentée, suivie d'une section consacrée à la détermination de l'expression du couple développé par la machine en fonction de ses paramètres magnétiques et géométriques.

La deuxième partie de ce chapitre a été dédiée à la description de la modélisation de la machine à flux transverse par la méthode des réluctances ainsi qu'à l'étude paramétrique pour déterminer l'influence des différents paramètres géométriques sur ses performances.

Le modèle analytique développé dans ce chapitre nous a permis de varier les différents paramètres électriques, magnétiques ou géométriques de la machine et d'observer leurs effets sur les grandeurs de sortie sans perdre beaucoup de temps. Les conclusions suivantes ressortent de cette étude.

L'augmentation des dimensions des aimants (largeur, longueur et épaisseur) permet, pour une vitesse donnée, d'améliorer le flux à vide produit par les aimants et capté par l'enroulement, ce qui, par conséquent, augmente la force électromotrice de la machine. La proportion de l'augmentation de la force électromotrice n'est pas la même pour la variation des trois dimensions des aimants.

À volume d'aimants fixés, il existe une épaisseur d'aimants optimale permettant de maximiser la force électromotrice et par conséquent le couple.

CHAPITRE 5

5. MODÈLE NUMÉRIQUE DE LA MACHINE À FLUX TRANSVERSE EN VUE DE SA CONCEPTION

Les méthodes numériques pour la résolution des équations des champs électromagnétiques sont communément connues pour être les plus précises dans la modélisation des actionneurs électromagnétiques. Elles permettent la détermination locale et globale des grandeurs électromagnétiques tout en tenant compte des géométries réelles et de la saturation des matériaux ferromagnétiques.

Le présent chapitre est dédié à l'étude numérique par la méthode des éléments finis de la machine à flux transverse. La première section de ce chapitre est consacrée à une introduction portant sur le principe des méthodes d'éléments finis pour la modélisation des systèmes électromagnétiques. On y présente aussi un rappel théorique concernant la modélisation des phénomènes électromagnétiques pour la résolution des équations de Maxwell.

Dans la deuxième section du chapitre, on décrit les différentes étapes nécessaires à la modélisation de la machine à flux transverse par le logiciel éléments finis Flux 3D de CEDRAT, utilisé par l'auteur.

La fin du chapitre est consacrée au calcul par le logiciel Flux 3D des performances de la machine à flux transverse. Deux versions de cette machine seront étudiées. La première version est le fruit d'un calcul utilisant le modèle analytique développé dans le précédent

chapitre. La deuxième version est optimisée par un calcul numérique par le logiciel Flux 3D. Les résultats obtenus seront comparés à ceux calculés analytiquement dans le précédent chapitre. Une conclusion mettra fin au présent chapitre.

5.1 INTRODUCTION À LA MODÉLISATION NUMÉRIQUE

En ingénierie, la plupart des phénomènes qui interviennent dans diverses applications peuvent être définis par des modèles mathématiques le plus souvent conditionnés par des hypothèses. Ces modèles sont écrits avec des équations aux dérivées partielles. La résolution de ces équations est généralement difficile en raison de leur complexité. L'une des méthodes utilisées pour résoudre ces équations est numérique et consiste en la discrétisation du domaine à plusieurs petits éléments en utilisant la méthode des éléments finis. Elle permet, principalement, l'analyse de la distribution des lignes de champ et le calcul de sa valeur partout dans la géométrie du système étudié.

Le principe de fonctionnement de la machine électrique repose sur plusieurs phénomènes. Les principaux phénomènes existants sont magnétiques, électriques et thermiques.

Les phénomènes électromagnétiques sont modélisés par les équations de Maxwell. Dans un régime quasi stationnaire (phénomènes électriques à basse fréquence, la limite se situant aux environs de quelques dizaines de kilohertz) où le courant de déplacement est toujours négligeable vis-à-vis du courant de conduction \vec{J} comme dans la machine électrique, les équations de Maxwell se résument à [JUF-1996]:

$$\text{rot} \vec{H} = \vec{J} \quad (5-1)$$

$$\operatorname{rot} \vec{E} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \quad (5-2)$$

$$\operatorname{div} \vec{B} = 0 \quad (5-3)$$

Les matériaux conducteurs sont caractérisés par la relation entre la densité de courant \vec{J} et le champ électrique \vec{E} :

$$\vec{J} = \sigma \cdot \vec{E} \quad (5-4)$$

Où : σ est la conductivité du matériau.

Le champ magnétique \vec{H} et l'induction magnétique \vec{B} sont liés par la relation (5-5):

$$\vec{B} = \mu \cdot \vec{H} + \vec{B}_r \quad (5-5)$$

Où : μ est la perméabilité du matériau magnétique, B_r est son induction rémanente; elle est nulle pour les ferromagnétiques.

À partir des relations (5-1), (5-2), (5-3), (5-4) et (5-5), le potentiel vecteur sera défini par l'équation (5-6):

$$\operatorname{rot}(\operatorname{rot} \vec{A} - \vec{B}_r) + \mu_0 [\mu_r] [\sigma] \left(\operatorname{grad}(V) + \frac{\partial \vec{A}}{\partial t} \right) = 0 \quad (5-6)$$

\vec{A} est le potentiel vecteur magnétique (Wb/m) ;

V est le potentiel scalaire électrique (V).

L'équation (5-6) est une modélisation des phénomènes électromagnétiques en tout point de la géométrie de la machine. Pour résoudre cette équation, la définition d'un domaine d'étude avec des conditions aux limites est nécessaire.

Dans un domaine comme celui de la Figure 5-1 qui représente une portion d'une machine électrique, les conditions aux limites sont aux frontières de type Dirichlet et Neumann.

- Condition de Dirichlet : le potentiel vecteur \vec{A} est imposé.
- Condition de Neumann : la dérivée du potentiel par rapport à la normale est imposée.

Le champ magnétique est périodique dans l'espace de même que le potentiel vecteur. On peut écrire alors :

$$A(\theta + \Delta\theta) = \pm A(\theta) \quad (5-7)$$

Où : $\Delta\theta$ est la période : le + pour une fonction périodique, le - pour une fonction antipériodique.

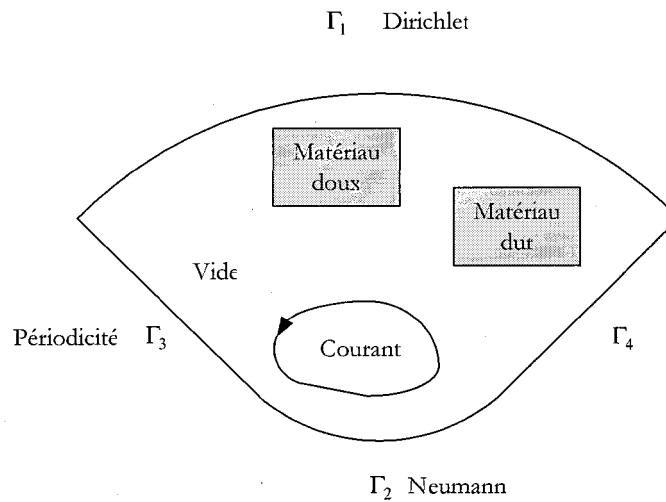


Figure 5-1 : Domaine d'étude et conditions aux limites

Il existe plusieurs logiciels conçus pour la résolution des équations différentielles comme celles de Maxwell. Parmi ces logiciels, Flux 3D a été choisi pour les calculs numériques de cette thèse. Il permet de résoudre l'équation (5-6) en calculant en tout point du domaine les valeurs des

champs contribuant au phénomène électromagnétique (champ magnétique, induction, potentiel, couple, etc.).

5.1.1 Modélisation numérique de la machine à flux transverse

La génératrice à flux transverse est une machine à géométrie complexe compte tenu du stator, où toutes les lignes du champ magnétique ne se trouvent pas dans le plan des tôles statoriques, contrairement aux machines traditionnelles. La Figure 5-2 montre le trajet tridimensionnel du flux dans le circuit magnétique de la génératrice étudiée.

Étant donné la géométrie 3D de la génératrice et la complexité des phénomènes physiques qui en résultent, une modélisation 3D s'impose afin d'analyser correctement ces phénomènes.

Les auteurs dans [ANP-2001] ont démontré l'erreur majeure commise lors de l'application d'une modélisation d'éléments finis 2D pour estimer les performances de la machine à flux transverse.

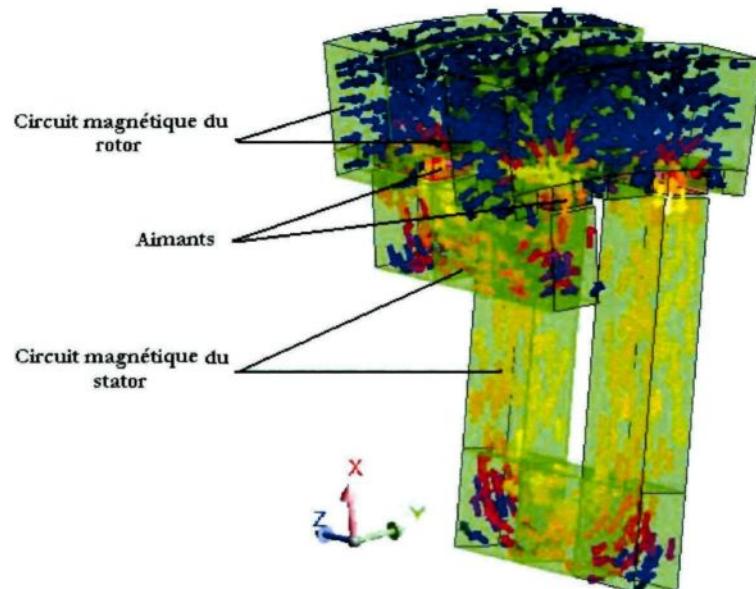


Figure 5-2 : Trajet tridimensionnel du flux magnétique dans la génératrice à flux transverse

Ce chapitre porte sur les calculs numériques des performances de la machine choisie. Les simulations numériques sont effectuées à l'aide du logiciel Flux 3D de CEDRAT. Ce logiciel permet de résoudre l'équation modélisant les phénomènes électromagnétiques en tout point de la machine. Il permet d'imposer des conditions de périodicité symétriques aux frontières du domaine d'étude; de cette façon, il n'y aura qu'une seule paire de pôles de la génératrice qui sera considérée (1 noyau en forme de « C »+ 1 noyau en forme de « I » + 4 aimants), ce qui facilitera la construction graphique de la machine et surtout réduira le temps de calcul.

Les étapes suivies dans la simulation par le logiciel Flux 3D sont les suivantes:

- la description géométrique de la génératrice : génération des surfaces et des volumes;
- le maillage de la géométrie par discréétisation des lignes ou pondérations des points;
- la description de la physique du problème : choix du type de résolution, création des régions surfaciques avec attribution des types de matériaux et des formulations adaptées à la résolution choisie, et insertion des sources de champ;
- la création du circuit électrique associé;
- la création des entités mécaniques (rotor et stator);
- la résolution du problème.

La Figure 5-3 montre les étapes essentielles au calcul numérique à éléments finis.

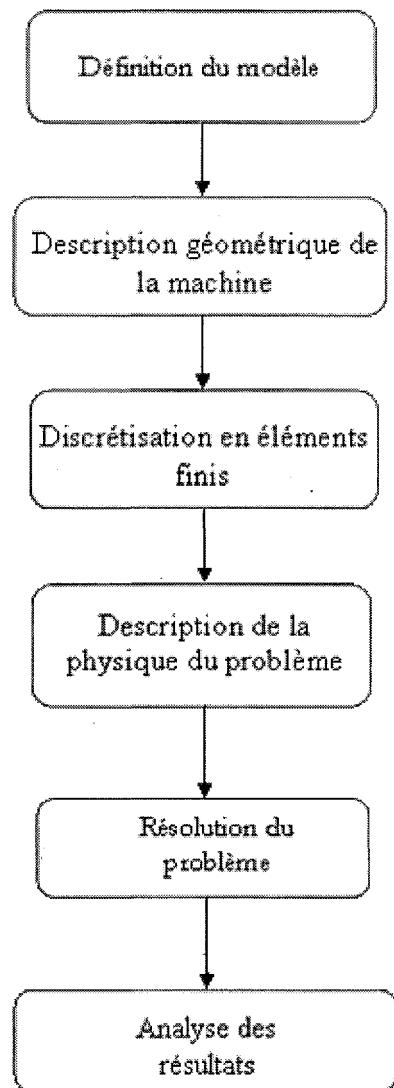


Figure 5-3 : Étapes à suivre pour calculer numériquement les performances de la machine

La section suivante décrit brièvement les étapes suivies pour la modélisation numérique de la génératrice.

5.1.1.1 Description de la géométrie sous Flux 3D

Dans l'étude des phénomènes électromagnétiques, il est nécessaire de modéliser la géométrie de la machine ainsi que l'aire qui l'entoure. En effet, les grandeurs étudiées en électromagnétique (champ magnétique, champ électrique) ne sont pas nulles dans le vide.

Puisque la méthode des éléments finis est basée sur la discréttisation du domaine d'étude en un nombre fini de petits éléments, il faut limiter l'aire entourant la géométrie étudiée et poser des conditions aux limites sur les frontières du domaine. La méthode utilisée sous Flux3D est d'ajouter autour du dispositif étudié une boîte dite infinie où ses faces extérieures représentent l'infini (potentiel et champs nuls). Les dimensions de la boîte infinie, sont fixées par l'utilisateur, ce qui demande une certaine expérience puisqu'il n'y a pas de règles définitives.

Avant de décrire la géométrie entière de la machine sous Flux 3D, une analyse préalable peut mettre en évidence la présence de motifs répétitifs ou des plans de symétrie dans la structure. L'existence de ces motifs permet de présenter une partie de la géométrie et s'avère très bénéfique quant aux temps de calcul.

La création de la géométrie de la machine sous Flux 3D se fait de façon ascendante : les points d'abord, les lignes ensuite, puis les faces et les volumes. Les points et les lignes sont définis essentiellement de manière manuelle par la saisie des coordonnées de points et la désignation des extrémités de lignes. Les faces et les volumes sont identifiés et créés de façon automatique par le logiciel (algorithmes de construction automatique).

Dans cette thèse, la géométrie de la machine servant de base pour les simulations 3D est issue des résultats des simulations analytiques. Les principales dimensions sont le rayon extérieur de 12,7 cm, une longueur de 5 cm et un entrefer de 0,5 mm (Figure 5-4).

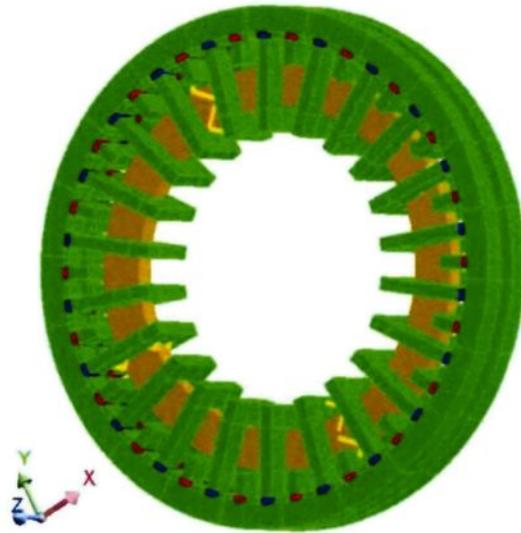


Figure 5-4 : Vue générale de la machine à flux transverse

5.1.1.2 Conditions aux limites

Afin de résoudre les équations différentielles modélisant les phénomènes électromagnétiques dans la machine, il est essentiel d'appliquer des conditions aux limites afin de réduire le modèle numérique et ainsi diminuer le temps de calcul. La périodicité présente dans le modèle numérique de la machine aide à la réduction du modèle. En effet, les phénomènes électromagnétiques dans toutes les régions de la machine engendrés par le bobinage et la polarité des aimants permettent d'appliquer une périodicité cyclique (Figure 5-5). Ainsi, grâce à cette réduction et à l'application de toutes les conditions aux limites, le modèle de base est réduit à seulement $1/p$ de la géométrie.

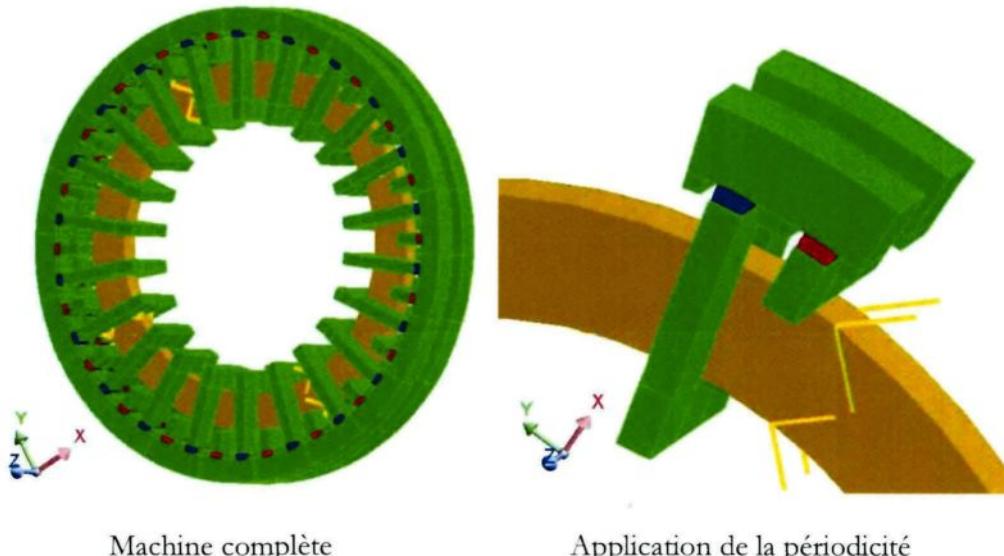


Figure 5-5 : Application de la périodicité

5.1.1.3 Maillage

La simulation se fait par la méthode des éléments finis, qui est, une méthode numérique utilisée pour la résolution d'un système d'équations différentielles non linéaires avec des domaines géométriquement complexes, mais bornés. La simulation s'exécute en deux temps : par une discrétisation du volume en éléments finis tridimensionnels et par une résolution du système d'équations différentielles aux noeuds et mailles donnant les valeurs des champs considérés.

Pour discréteriser spatialement le problème, il est nécessaire de réaliser un maillage du domaine à l'étude (système étudié et boîte infinie). Le maillage est généré par la discrétisation des lignes et la pondération des points. En raison des conditions cycliques, le logiciel Flux 3D exige la similitude du maillage des faces latérales du domaine étudié.

Le nombre d'éléments générés par le maillage varie en fonction des discrétisations de lignes. Dans notre cas, il est de l'ordre de 3×10^5 éléments. Le maillage est affiné au niveau de l'entrefer

en raison de la concentration d'énergie électromagnétique afin de faire un calcul de paramètres plus précis. Ce maillage est satisfaisant pour les simulations envisagées.

La Figure 5-6 présente une illustration du maillage de la géométrie de la génératrice générée par Flux 3D.



Figure 5-6 : Maillage de la géométrie d'une génératrice à flux transverse

5.1.1.4 Matériaux magnétiques et bobinage

La géométrie de la machine est constituée de plusieurs matériaux tels que des matériaux magnétiques, des aimants, du cuivre et enfin d'un autre matériau amagnétique pour maintenir toutes ces parties les unes aux autres.

Dans Flux 3D, à chaque région du modèle doivent être imposées les caractéristiques du milieu correspondant. Sans une bonne définition des matériaux et du bobinage utilisés, les résultats du calcul numérique peuvent être inexacts.

Les pièces magnétiques du stator et du rotor de la machine sont constituées de tôles Fe-Si à grains orientés. Pour réduire les pertes ferromagnétiques et les fuites de flux, ces tôles seront empilées parallèlement à la direction de l'axe de la machine. Le choix des tôles pour le prototype tient compte de la disponibilité sur le marché des pièces prêtes à être utilisées sans oublier leurs caractéristiques physiques.

À partir des données fournies par le fabricant [ATI-2011], il a été possible de déterminer la courbe $B(H)$ décrivant le comportement et la physique de la tôle. Sous flux, il y a plusieurs moyens de décrire la physique des tôles, dont la définition de la loi de comportement $B(H)$. Cette méthode se fait par des couples de valeurs expérimentales B, H .

L'allure de la courbe $B(H)$ est représentée à la Figure 5-7.

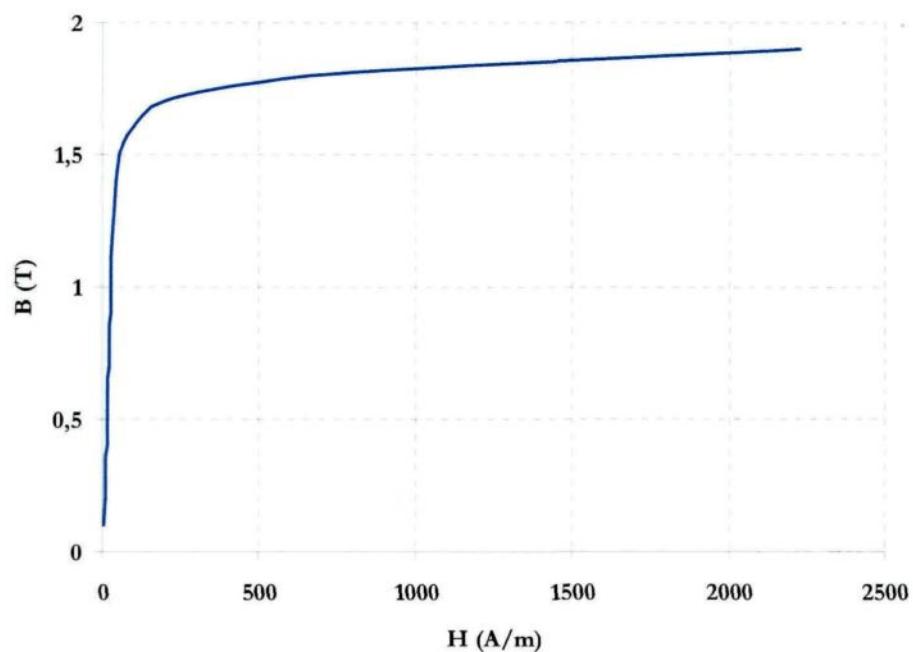


Figure 5-7 : Courbe de caractérisation de la tôle Fe-Si [ATI-2011]

Vu les caractéristiques générales des différents aimants et compte tenu de la puissance désirée pour l'encombrement souhaité, l'aimant privilégié est de nature Néodyme-Fer-Bore. En effet, son champ coercitif et son induction rémanente sont supérieurs aux autres aimants. Les caractéristiques introduites sous Flux 3D sont issues des données du constructeur K&J Magnetics, Inc pour un aimant N42 [K&J-2011]. Sa perméabilité relative est de 1,05 et son induction rémanente est de 1,32 T.

La courbe de démagnétisation d'un aimant Néodyme-Fer-Bore est illustrée à la Figure 5-8.

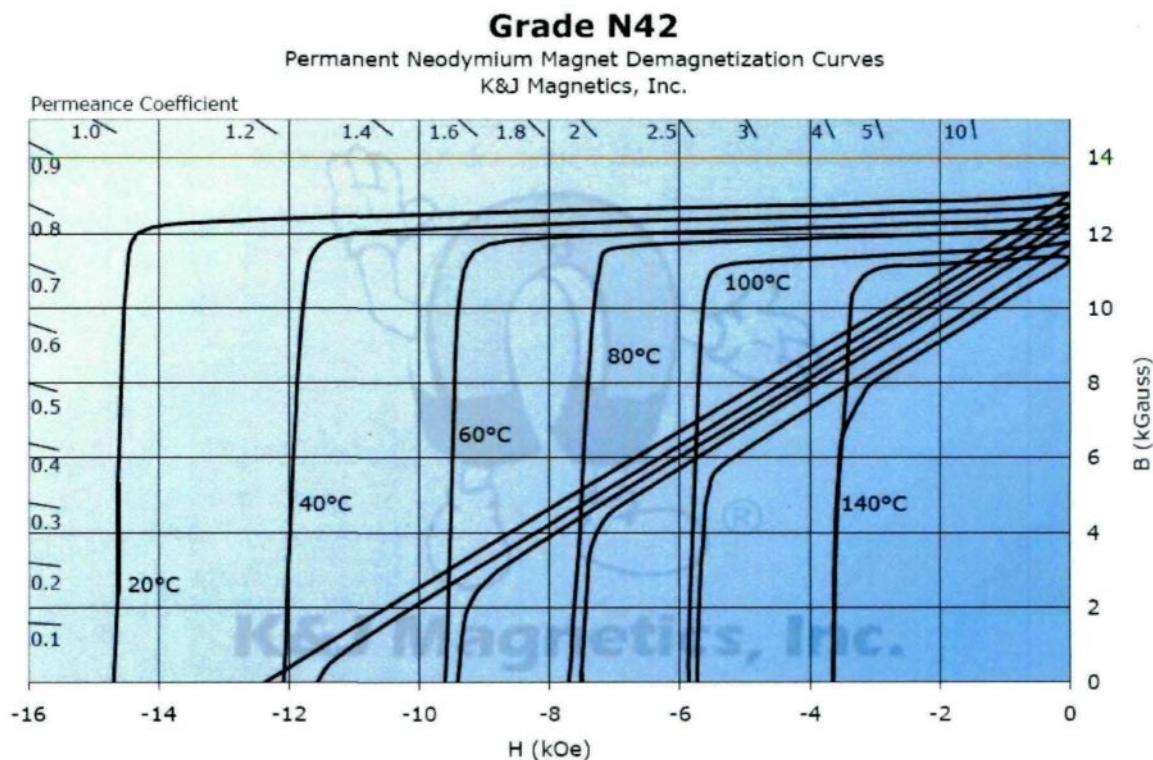


Figure 5-8 : Courbe de désaimantation du Néodyme-Fe-Br [K&J-2011]

Sous Flux 3D, l'enroulement est représenté par une bobine dite non maillée. Sa conception et sa mise en place sont assez simples. La valeur du courant injecté dans l'enroulement est définie par le concepteur pour un fonctionnement moteur. Pour les simulations d'une génératrice, une

résistance peut être connectée aux bornes des bobinages pour pouvoir déterminer la puissance fournie par la génératrice.

5.1.1.5 Solution du modèle

En définissant la précision requise pour le calcul, le processus de résolution se fait sans beaucoup d'interaction de la part de l'utilisateur.

5.1.1.6 Analyse des résultats

L'exploitation et l'analyse des résultats se font principalement en utilisant le post-processeur de Flux 3D. Les supports d'exploitation peuvent être un point de calcul, une ligne, une surface ou un volume, définis à partir d'un ensemble des coordonnées.

En utilisant le post-processeur, les propriétés électromagnétiques telles que les champs magnétiques, l'induction magnétique et les flux peuvent être analysées. Le couple électromagnétique peut être calculé par Flux 3D directement en intégrant les grandeurs locales (champ magnétique, induction, etc.) sur tout ou sur une partie du domaine d'étude.

Les grandeurs locales peuvent :

- être calculées et représentées graphiquement sous différentes formes (dégradé de couleurs, flèche, courbe, etc.), sur différents supports spatiaux (région volumique, plan de coupe, grilles 2D ou 3D, etc.);
- être stockées dans le projet Flux et exportées sous différents formats (Excel par exemple).

5.2 CARACTÉRISTIQUES DE LA STRUCTURE RETENUE ET EXPLOITATION DES RÉSULTATS

L'objectif est d'étudier les performances de la machine de la Figure 5-4. Pour arriver à cela, il faut viser deux sous-objectifs; le premier étant l'étude du circuit magnétique à vide, le deuxième réside dans la détermination des performances de la machine en charge.

Les dimensions de la structure étudiée, issue du calcul analytique du précédent chapitre, sont présentées au Tableau 5-1.

Tableau 5-1 : Paramètres de la machine à concevoir

Paramètres	Valeurs	Paramètres	Valeurs
l_{enr}	12,7 mm	e_{aim}	3,17 mm
h_{enr}	25,4 mm	l_{aim}	6,35 mm
e_{entr}	0,5 mm	L_{aim}	12,7 mm
α_{pole}	16,36°	L_s, L_r	12,7 mm
R_{entr}	124,5 mm	l_s, l_r	7 mm
τ	17,77 mm	h_s	38,1 mm
N_{ts}	180 tours	L_{as}, L_{ar}	38,1 mm
p	22		

L'étude du circuit magnétique consiste en la vérification de la saturation de ce dernier. Le logiciel Flux 3D permet de calculer et de montrer la distribution de l'induction ou le flux magnétique dans les différentes pièces du circuit magnétique de la machine. Les paragraphes suivants détaillent les étapes qui mènent à l'atteinte de cet objectif.

5.2.1 Fonctionnement à vide

L'étude du fonctionnement à vide de la machine permet la détermination de la force électromotrice de la machine, l'étude de la saturation du circuit magnétique et, en même temps, la déduction des dimensions d'aimants nécessaires pour exciter la machine.

5.2.1.1 Étude magnétique

C'est le module magnétostatique du logiciel Flux 3D qui a été utilisé pour étudier magnétiquement la machine à flux transverse. Ce module permet l'étude du comportement de la machine à un instant donné.

Les objectifs de l'étude magnétique résident dans la localisation des points de la structure pour lesquels l'induction magnétique semble élevée au point que le circuit devient saturé, dans l'apport des renseignements sur le chemin emprunté par les lignes du champ et dans la détermination des points géométriques à parfaire. L'autre point à vérifier est le champ magnétique dans les aimants ; la valeur de ce champ ne doit pas atteindre la valeur maximale d'utilisation de l'aimant qui est, pour Nd-Fe-Br, de l'ordre de 650 kA/m, sinon les aimants seront démagnétisés.

5.2.1.1.1 Répartition de l'induction dans le circuit magnétique

La Figure 5-9 présente les niveaux de l'induction magnétique dans les différentes parties constituant la génératrice. Ce dégradé démontre que l'induction dans le stator peut atteindre des niveaux élevés allant jusqu'à 1,3 T. Il montre aussi que la distribution de l'induction est non uniforme sur toute la géométrie de la machine. En effet, le petit pas polaire de la machine et la proximité des pôles créent des trajets de fuites de flux.

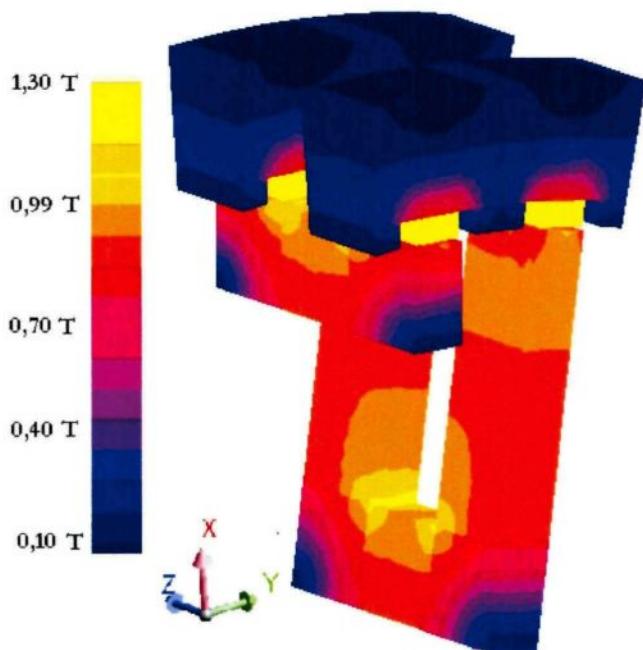


Figure 5-9 : Répartition de l'induction magnétique à vide

5.2.1.1.2 Champ magnétique dans les aimants

Le principal inconvénient des aimants permanents pour l'excitation des machines électriques est le risque de désaimantation. Dans la machine conçue au LIMA, les aimants permanents sont dimensionnés pour exciter suffisamment la machine et le risque de démagnétisation de ces derniers n'est pas atteint; l'étude de la répartition du champ magnétique H dans les aimants (Figure 5-10) démontre que la valeur limite de démagnétisation qui est de l'ordre de 650 kA/m n'est pas atteinte.

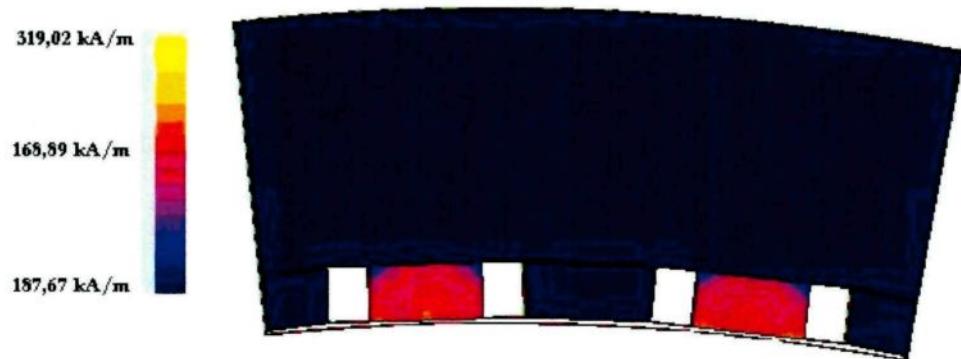


Figure 5-10 : Champ magnétique dans les aimants

5.2.1.1.3 Répartition de l'induction dans la machine

Le trajet du flux magnétique principal est illustré à la Figure 5-11 par des vecteurs qui représentent l'induction. Les parties inactives ne sont pas représentées sur cette figure. Elles sont modelées par des régions qui ont les caractéristiques du vide ; en effet, leur perméabilité relative est proche de celle du vide.

Le premier point que l'on remarque en observant la Figure 5-11 est la non-uniformité de la taille des vecteurs d'induction dans le circuit magnétique de la machine. La non-uniformité du module de l'induction magnétique est justifiée par la réaction magnétique d'induit et les fuites de flux.

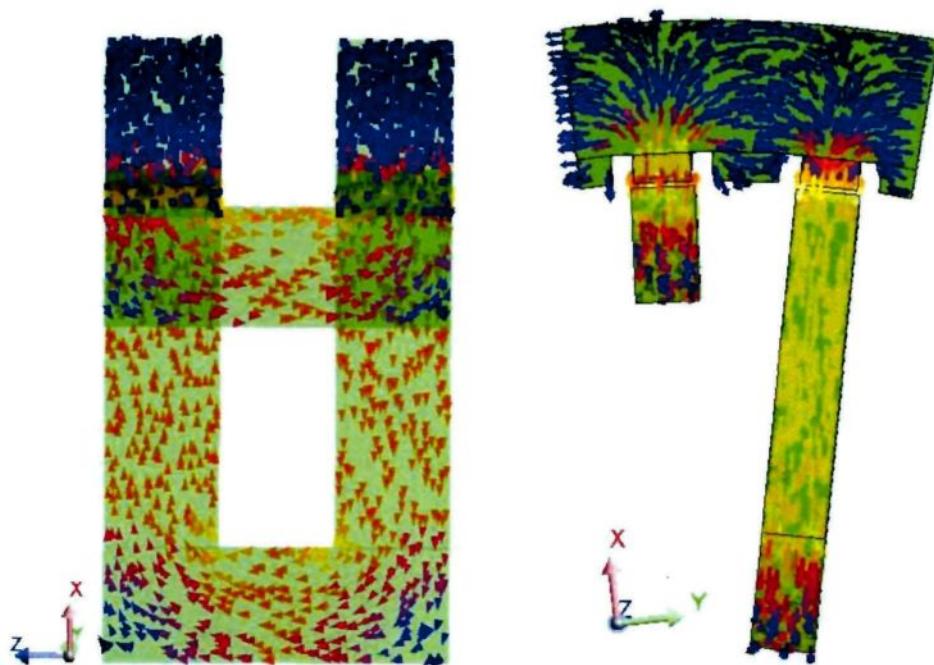


Figure 5-11 : Trajet du flux magnétique

5.2.1.1.4 Étude de l'induction dans l'entrefer

Les Figures 5-12 et 5-13 fournissent les renseignements nécessaires pour étudier l'induction magnétique dans l'entrefer de la machine.

La Figure 5-12 est obtenue le long d'un chemin situé au milieu de l'entrefer et suivant le rayon moyen de la machine. La composante normale de l'induction est représentée pour une période électrique. Dans cette figure, l'allure de l'induction magnétique dans l'entrefer de la machine est montrée ; elle présente une onde alternative d'une valeur maximale de 1 T. C'est l'onde attendue lors de la conception.

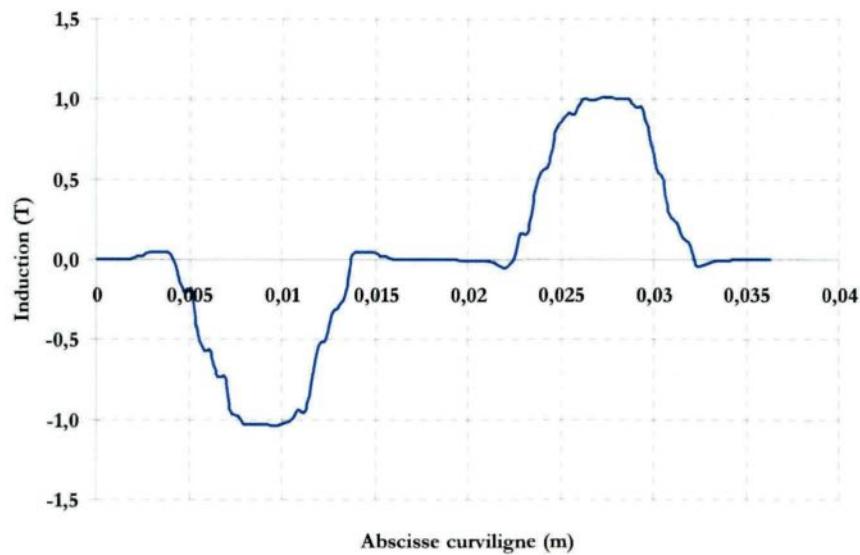


Figure 5-12 : Courbe de la composante radiale de l'induction : B_r

La Figure 5-13 est obtenue sur un plan de coupe situé au milieu de l'entrefer où le module de l'induction magnétique est représenté. Cette figure donne une idée de la répartition de l'induction magnétique dans l'entrefer de la machine et ses alentours. Le module de l'induction magnétique ne dépasse en aucun endroit la saturation du circuit magnétique qui est de l'ordre de 2 T.

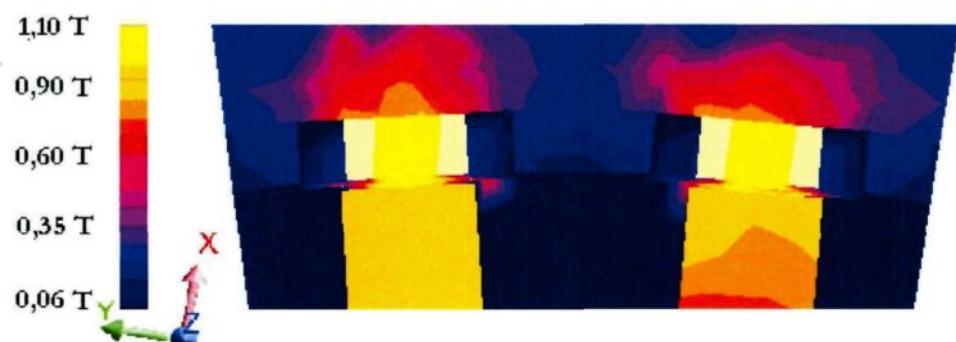


Figure 5-13 : Évolution du module de l'induction dans l'entrefer

5.2.1.2 Étude électrique

Le module magnéto-évolutif du logiciel Flux 3D est utilisé pour déterminer les caractéristiques de la machine à flux transverse à vide, à savoir la force électromotrice. Ce module permet de connecter une résistance de valeur très élevée aux bornes du bobinage de la machine et ainsi simuler son fonctionnement à vide.

5.2.1.2.1 Force électromotrice à vide

La force électromagnétique (FEM) à vide de la génératrice est calculée avec Flux 3D pour différentes positions du rotor sur une période électrique. Le résultat est présenté à la Figure 5-14.

La force électromotrice est de forme alternative d'une valeur maximale de 208 V et de fréquence de 117,7 Hz. La courbe montre une forme trapézoïdale. Lors de la simulation, plusieurs cas ont été évalués, ce qui permet de conclure que la forme de la FEM résultante dépend des dimensions d'aimants montés sur le rotor.

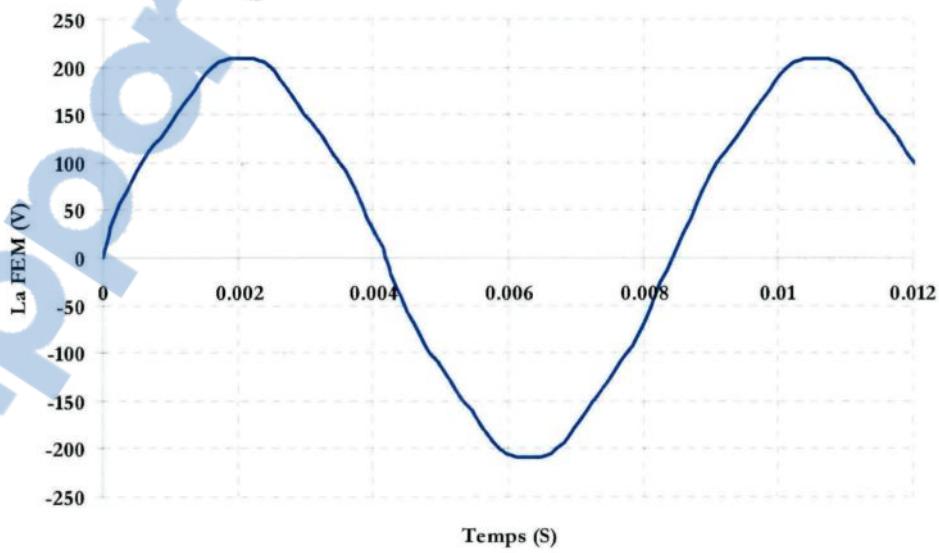


Figure 5-14 : FEM à vide de la génératrice tournant à 320 tr/min

5.2.2 Fonctionnement en charge

Le module magnéto-évolutif du logiciel Flux 3D a été choisi pour simuler le fonctionnement de la génératrice en charge. Ce module permet de faire des simulations en imposant au rotor une vitesse de rotation donnée. Il permet aussi de faire un couplage de l'enroulement de la génératrice avec un circuit électrique et de déterminer l'évolution du couple électromagnétique. Les calculs ont été effectués pour plusieurs vitesses de rotation. La génératrice est simulée en fonctionnement pleine charge.

Deux vitesses de rotation ont été choisies pour l'étude de la machine. C'est avec ces deux vitesses que la génératrice est susceptible de tourner en l'insérant dans le système de dégivrage.

5.2.2.1 Générateur tournant à 320 tr/min

5.2.2.1.1 Étude magnétique

L'étude magnétique consiste à déterminer la répartition de l'induction magnétique dans toutes les parties ferromagnétiques de la machine, à examiner l'allure de l'induction magnétique dans l'entrefer et à superviser le champ magnétique dans les aimants permanents.

5.2.2.1.2 Répartition de l'induction dans le circuit magnétique

Les résultats des simulations à faible vitesse (320 tr/min) présentés à la Figure 5-15 apportent des informations sur la répartition de l'induction magnétique dans les différentes parties de la génératrice; elle est de l'ordre de 1,30 Tesla au niveau des aimants et de l'entrefer, et d'une moyenne de 0,46 Tesla dans les autres régions. Il est à noter que les zones les plus saturées à cette vitesse sont les parties du circuit magnétique à côté de l'entrefer et que le circuit

magnétique du stator est peu saturé. Dès lors, il est possible de produire plus de flux magnétiques afin d'augmenter la puissance de sortie en augmentant le volume des aimants.

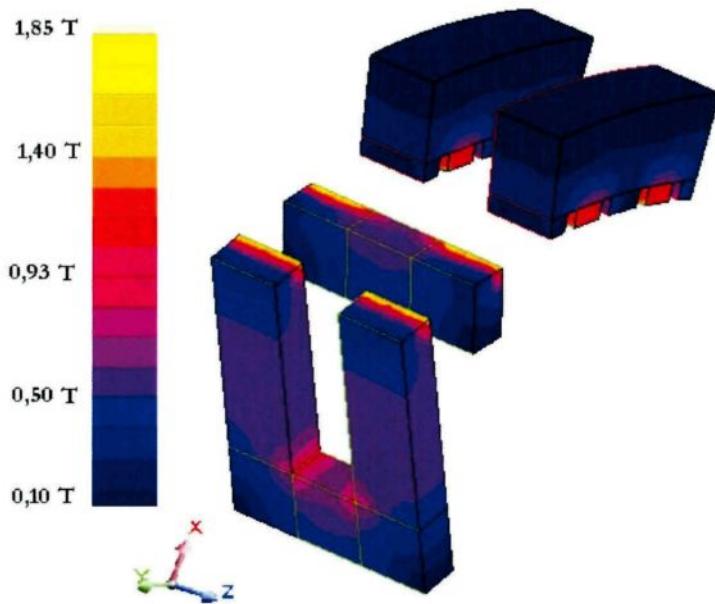


Figure 5-15 : Répartition de l'induction magnétique en charge (320 tr/min)

5.2.2.1.3 Champ magnétique dans les aimants

Au rotor de la machine, les aimants permanents sont les pièces les plus importantes à étudier. Le risque de démagnétisation est toujours présent. En effet, les aimants sont sujets à la démagnétisation dès qu'il y a présence de fortes inductions autour de leur environnement. La vérification du champ magnétique dans les aimants est très importante.

La Figure 5-16 montre clairement que le risque de démagnétisation des aimants est écarté puisque la valeur maximale atteinte est de l'ordre de 500 kA/m. Pour ne pas les démagnétiser, le champ maximal acceptable pour les aimants utilisés (Nd-Fe-Br) est de l'ordre de 650 kA/m.

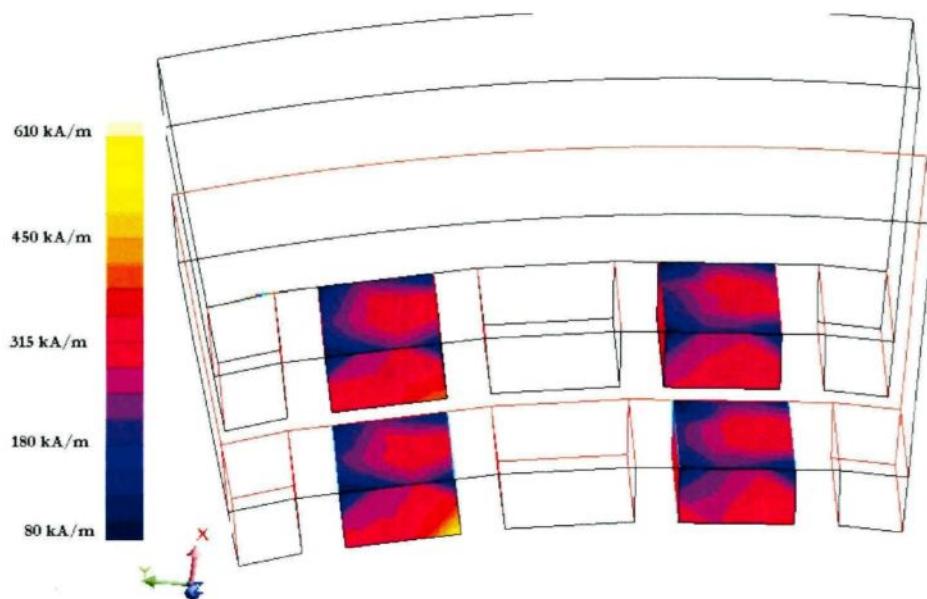


Figure 5-16 : Champ magnétique dans les aimants de la machine

5.2.2.1.4 Étude de l'induction dans l'entrefer

La Figure 5-17 montre la forme de la composante radiale de l'induction magnétique dans l'entrefer de la machine à flux transverse. L'allure de cette composante présente un profil en créneau avec des pics. L'allure attendue était plus proche d'une sinusoïde que d'un créneau.

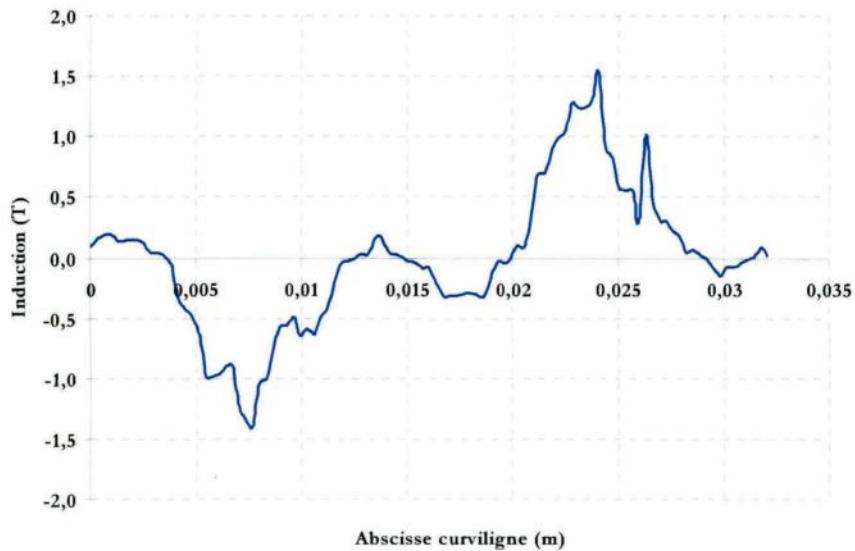


Figure 5-17 : Forme de la composante radiale de l'induction dans l'entrefer

5.2.2.1.5 Étude électrique

L'étude électrique consiste en la détermination des formes du courant et de la tension fournies par la génératrice ainsi qu'en l'évolution de la puissance en fonction de la charge.

Les formes d'ondes de la tension et du courant simulé sont représentées aux Figures 5-18 et 5-

19. La tension ainsi que le courant sont de forme sinusoïdale avec une fréquence de 117,64 Hz.

En ce qui concerne la tension, sa valeur maximale est de 139,23 V avec une valeur efficace de

98,45 V, tandis que le courant a comme valeur maximale 2,53 A et une valeur efficace de

1,79 A.

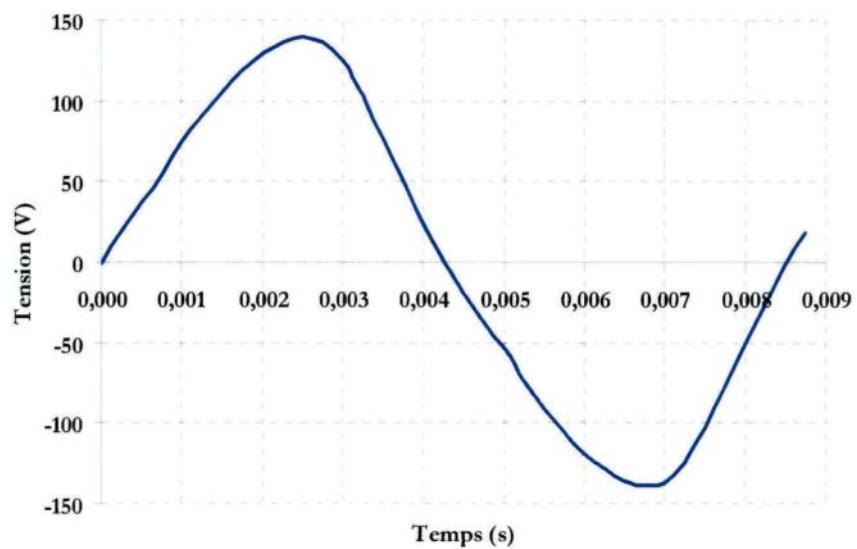


Figure 5-18 : Forme de la tension aux bornes de la génératrice à 320 tr/min

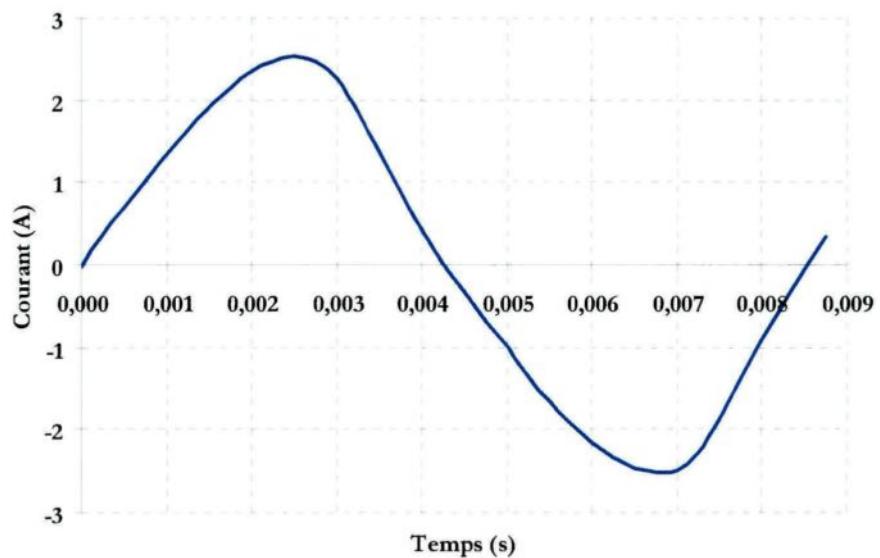


Figure 5-19 : Forme du courant généré par la génératrice à 320 tr/min

La puissance électrique de la génératrice calculée à partir d'un modèle à éléments finis est représentée à la Figure 5-20. Cette courbe indique qu'à partir d'une valeur de courant de 1,7 A où la puissance est maximale, le circuit magnétique se sature rapidement. La saturation se traduit par une chute de la puissance fournie par la génératrice.

Le calcul de la puissance n'est pas effectué directement par le logiciel d'analyse par éléments finis. À partir des tensions et des courants, la puissance maximale fournie par la génératrice a été calculée et est de l'ordre de 176,22 W.

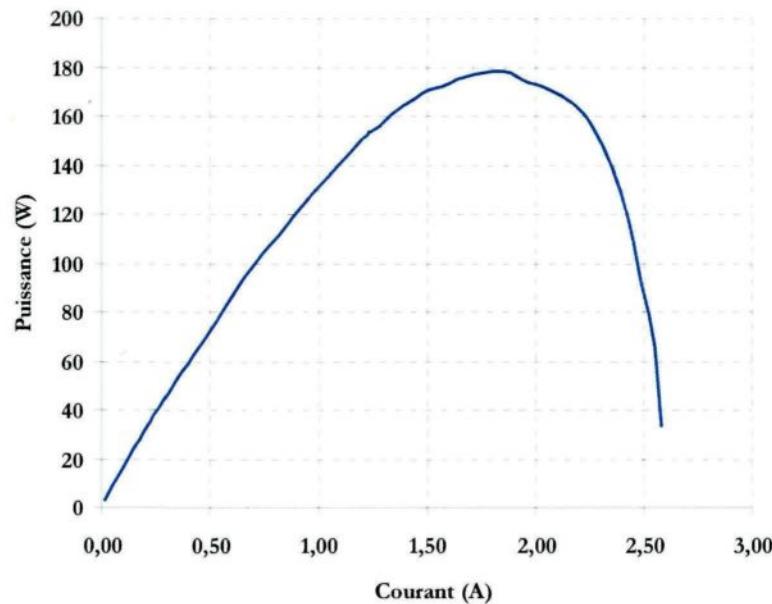


Figure 5-20 : Évolution de la puissance en fonction du courant dans le bobinage à 320 tr/min

La puissance débitée par la génératrice est donnée par l'expression :

$$P = VI \cos(\varphi) \quad (5-8)$$

Puisque la génératrice débite sur une charge résistive, la relation précédente sera :

$$P = VI \quad (5-9)$$

Selon la Figure 4-2 et pour une génératrice débitant sur une charge résistive ($\varphi = 0$), on peut écrire :

$$I = \frac{E \sin(\delta)}{X_s} \quad (5-10)$$

À partir des équations (5-9) et (5-10) on peut écrire :

$$P = \frac{EV}{X_s} \sin(\delta) \quad (5-11)$$

À partir de cette équation, on peut expliquer la courbe de la Figure 5-20. La puissance a une valeur maximale quand le produit $V \sin(\delta)$ est maximal.

5.2.2.2 Générateur tournant à 1200 tr/min

5.2.2.2.1 Étude magnétique

Les résultats de simulation à une vitesse plus élevée (1200 tr/min) démontrent que la saturation est plus faible sur la surface près de l'entrefer (Figure 5-21). En effet, à grande vitesse, la réaction magnétique d'induit est plus importante; elle contribue à désaturer le circuit magnétique de la machine.

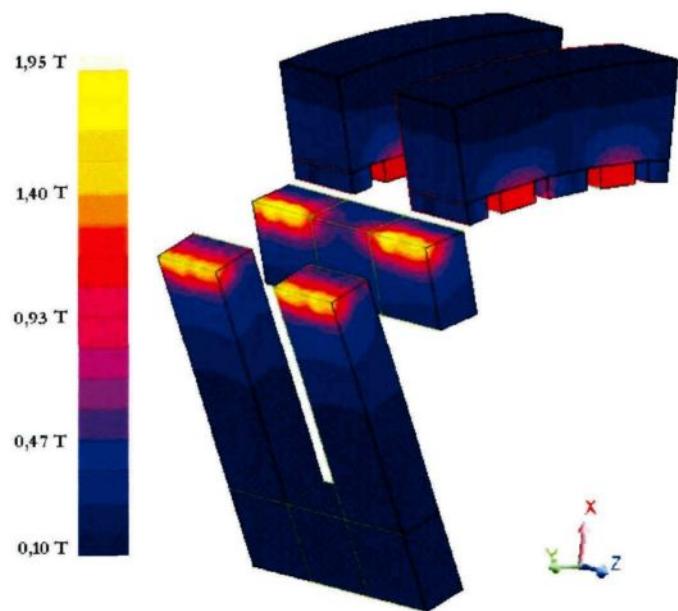


Figure 5-21 : Répartition de l'induction magnétique en charge (1200 tr/min)

Le dégradé du champ magnétique dans les aimants de la Figure 5-22 montre clairement que le maximum de ce champ ne dépasse pas la valeur de 500 kA/m, une valeur loin de la valeur de démagnétisation des aimants.

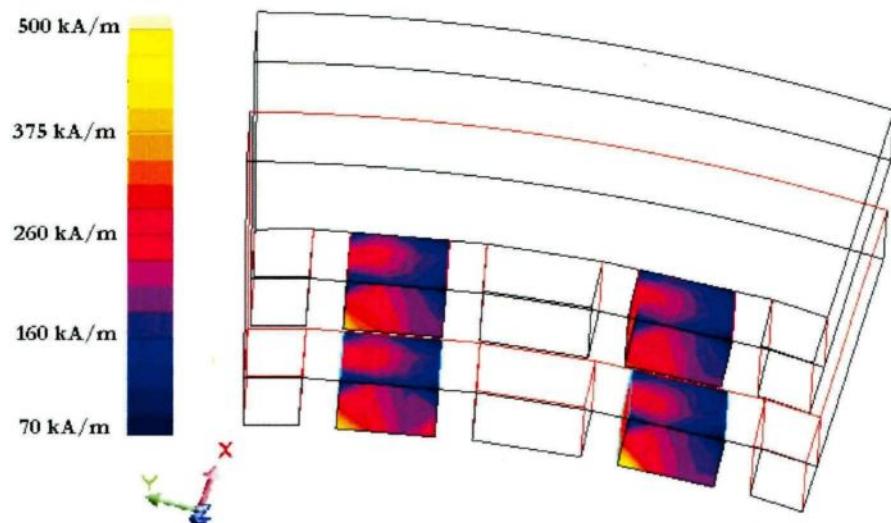


Figure 5-22 : Champ magnétique dans les aimants de la machine

5.2.2.2.2 Étude électrique

Les formes d'ondes de la tension et du courant simulés sont représentées aux Figures 5-23 et 5-24. Ces grandeurs prennent des formes sinusoïdales de fréquence 438,6 Hz et de valeurs maximales de 247,37 V pour la tension, de 3,53 A pour le courant et de valeurs efficaces de 167,20 V pour la tension et de 2,39 A pour le courant.

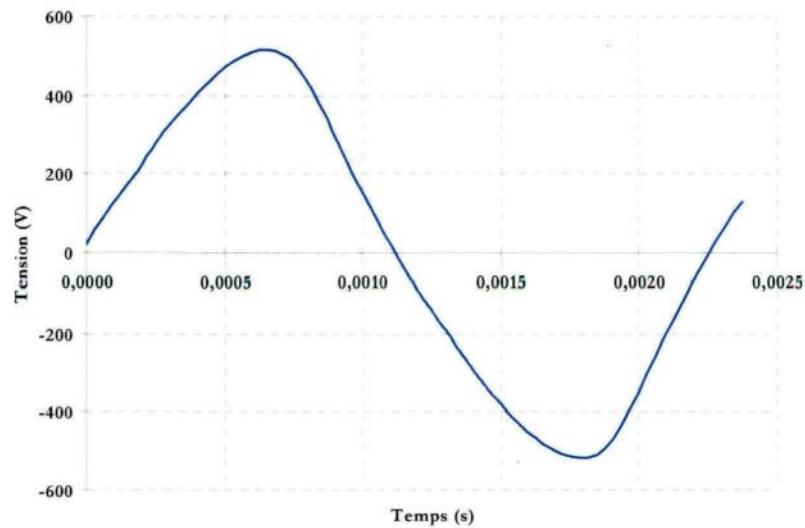


Figure 5-23 : Forme de la tension aux bornes de la génératrice à 1200 tr/min

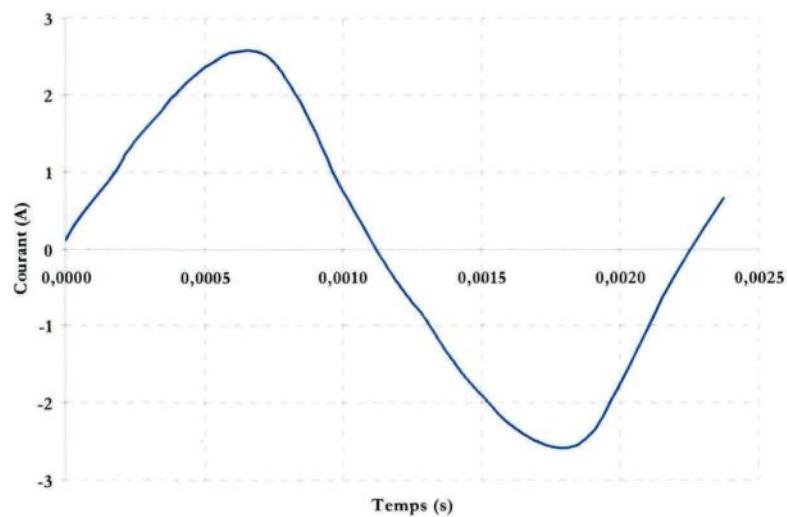


Figure 5-24 : Forme du courant générée par la génératrice à 1200 tr/min

Les fréquences des signaux de sortie de la génératrice correspondent au calcul analytique $f = n \times 60 / p$ où n est la vitesse de rotation en tr/min et p est le nombre de paires de pôles.

Comme dans le cas où la génératrice tourne à 320 tr/min, la puissance électrique fournie par celle-ci tournant à 1200 tr/min est calculée à partir d'un modèle à éléments finis. Elle est présentée à la Figure 5-25. Cette courbe est de forme semblable à celle de la Figure 5-20. Elle indique qu'à partir d'une valeur de courant de **1,7 A** où la puissance est maximale, le circuit magnétique se sature rapidement et se traduit par une chute de puissance.

Le fonctionnement optimal de la génératrice à 1200 tr/min donne une puissance électrique de l'ordre de **675 W**.

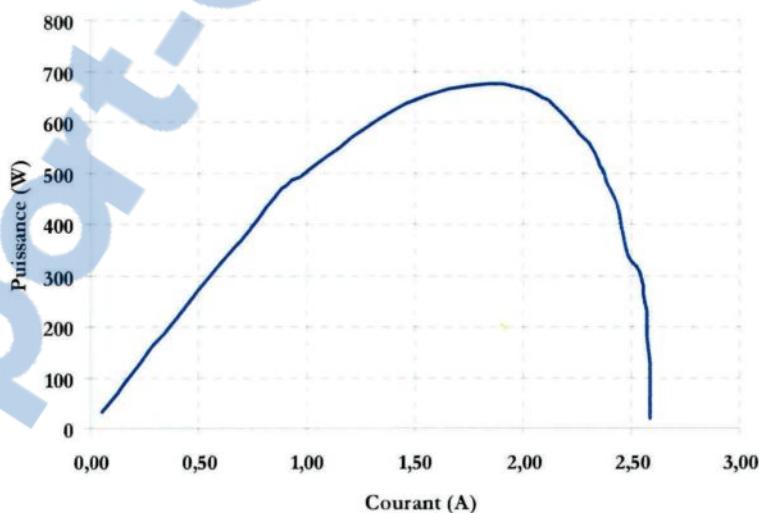


Figure 5-25 : Évolution de la puissance en fonction du courant dans le bobinage à 1200 tr/min

5.2.3 Inductance synchrone

Dans Flux 3D, il n'y a pas de module ou de commande pour calculer directement l'inductance du bobinage de la machine. La détermination de cette caractéristique se fait par l'injection d'un courant dans l'enroulement, les aimants étant remplacés par le vide (même perméabilité magnétique), et la variation du flux embrassé par l'enroulement par rapport à la variation du courant injecté donne la valeur de l'inductance.

$$L_s = \frac{\Delta\phi}{\Delta i} \quad (5-12)$$

Dans le cas de la machine du Tableau 5-1, la valeur de l'inductance est quasiment constante quelle que soit la position du rotor, ce qui confirme l'absence de variation de la réluctance. Elle est de l'ordre de 0,07 H.

5.3 AMÉLIORATION DES PERFORMANCES DE LA STRUCTURE

Les résultats obtenus par des simulations numériques faites sous Flux 3D sont révélateurs. Le circuit magnétique de la génératrice peut supporter des champs magnétiques beaucoup plus importants que ceux de la présente structure. En effet, les aimants produisent des flux magnétiques qui sont loin de saturer le circuit magnétique ($B_{Fesat} = 2,03T$). La structure est surdimensionnée.

Le but de cette section étant d'améliorer les caractéristiques de la structure en conservant le même circuit magnétique du stator, des modifications sur les dimensions des aimants sont proposées. L'objectif est de maximiser le flux inducteur embrassé par le bobinage.

Les nouvelles dimensions ont été choisies parmi les produits commercialisés sur le marché. Les dimensions géométriques des autres pièces restent inchangées.

Les dimensions de la génératrice proposée sont présentées au Tableau 5-2.

Tableau 5-2 : Dimensions de la génératrice améliorée

Paramètres	Valeurs
Diamètre extérieur de la machine	254 mm
Pas polaire τ_p	17,70 mm
Nombre de paires de pôles	22
Nombre de tours de l'enroulement statorique	180
Épaisseur de l'aimant e_{aim}	6,35 mm
Longueur de l'aimant L_{aim}	12,7 mm
Largeur de l'aimant l_{aim}	12,7 mm
Épaisseur du circuit statorique en forme de « c » l_s	7 mm
Épaisseur de l'entrefer e_{entr}	0,5 mm
Largeur du circuit statorique en forme de « c » L_{ss}	12,7 mm

5.3.1 Caractéristiques de la structure améliorée

5.3.1.1 Fonctionnement à vide

L'étude du fonctionnement à vide est généralement consacrée au dimensionnement de l'excitation (les aimants) et du circuit magnétique qui canalise le flux produit par les aimants autour de l'enroulement. Le but de cette partie de l'étude est de surveiller l'état de saturation du circuit magnétique ainsi que la forme de la force électromotrice aux bornes du bobinage de la machine.

5.3.1.1.1 Étude magnétique

La Figure 5-26 montre la répartition de l'induction magnétique dans les parties ferromagnétiques de la machine optimisée. Cette caractéristique reflète l'état de saturation des

différentes parties de la machine en donnant une idée quantitative sur la répartition du module de l'induction.

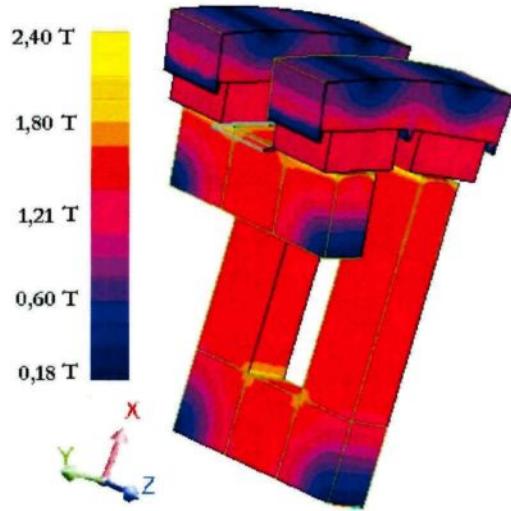


Figure 5-26 : Répartition de l'induction magnétique dans les parties ferromagnétiques de la machine

La comparaison de ces résultats avec ceux de la précédente géométrie montre que les parties ferromagnétiques de la structure optimisée sont mieux utilisées. L'induction est plus proche à l'induction de saturation du matériau utilisé (2,2 T).

Le calcul du flux à vide par le logiciel Flux 3D permet de déterminer la valeur du flux magnétique capté par l'enroulement statorique. Cent simulations ont été faites pour cent positions du rotor, par un pas de 3,6° électrique. La Figure 5-27 montre l'allure des courbes obtenues.

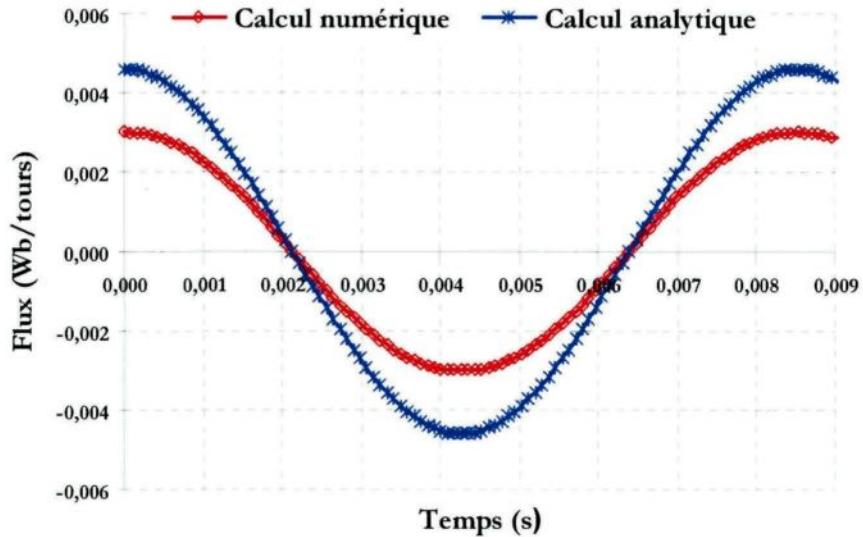


Figure 5-27 : Évolution spatiale du flux dans le circuit magnétique

Le flux produit par les aimants et capté par l'enroulement de la machine est de forme sinusoïdale avec un maximum de 0,0045 Wb.

Pour valider le modèle analytique du précédent chapitre, le flux capté par le bobinage et estimé par Flux 3D est comparé avec celui estimé analytiquement.

Ce dernier est supérieur à celui calculé numériquement. Cette différence est due à l'erreur commise lors de la modélisation analytique. En effet, dans les calculs analytiques, la modélisation des caractéristiques des matériaux est insuffisante ; la saturation n'est pas définie. L'inexactitude des caractéristiques des matériaux dans le modèle analytique influe directement sur l'induction dans les circuits magnétiques, et donc sur le flux capté par le bobinage.

La Figure 5-28 présente le contenu en harmoniques de la forme du flux. L'analyse de ce contenu montre que cette quantité ne contient que très peu d'harmoniques. L'amplitude de l'harmonique trois représente 4 % du fondamental, alors que l'harmonique cinq ne représente

que 1,5 %. Ce point est un bon signe vis-à-vis des ondulations du couple pour une génératrice triphasée.

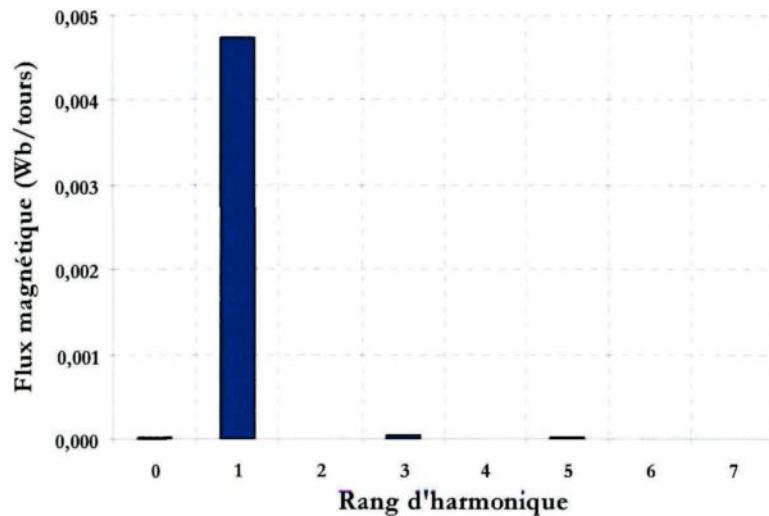


Figure 5-28 : Contenu harmonique du flux magnétique dans le circuit statorique

5.3.1.1.2 Étude électrique

À partir de l'allure du flux capté par le bobinage (Figure 5-27), la force électromotrice de la machine peut être déduite en utilisant la relation (5-13).

$$e = -N_{ts} \frac{d\phi}{dt} \quad (5-13)$$

La Figure 5-29 montre la force électromotrice à vide calculée pour une vitesse de rotation de 320 tr/min. Elle est de forme sinusoïdale d'une valeur maximale de 370 V et d'une fréquence de 117,33 Hz. Une amélioration considérable est notable par rapport à la force électromotrice de la précédente configuration.

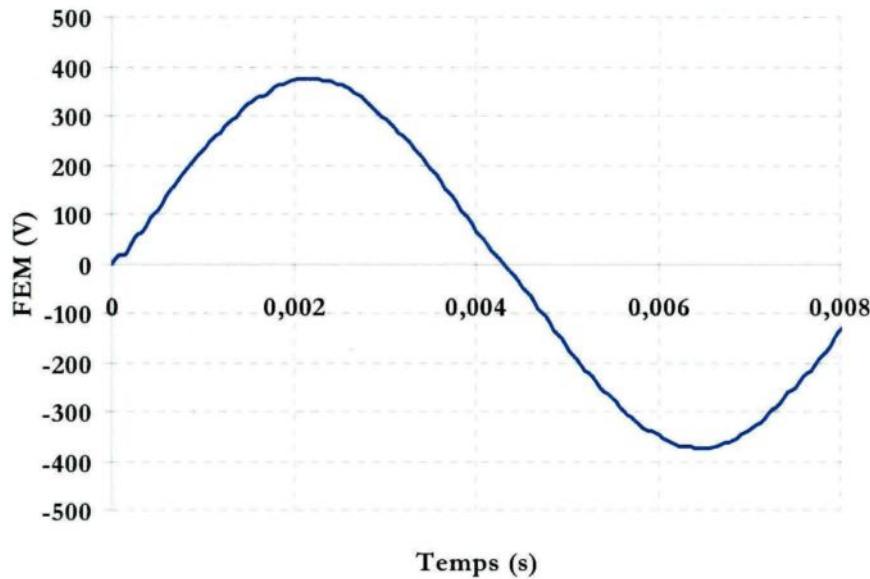


Figure 5-29 : Force électromotrice de la génératrice

5.3.1.2 Fonctionnement en charge

En utilisant toujours le module magnéto-évolutif du logiciel Flux 3D, la génératrice à flux transverse est simulée en fonctionnement pleine charge. Les calculs ont été effectués pour une vitesse de rotation de 320 tr/min.

5.3.1.2.1 Flux en charge

Le calcul du flux en charge embrassé par l'enroulement statorique permet de déterminer la tension de sortie de la génératrice.

La forme du flux calculé est présentée et comparée à chaque instant à celle du flux à vide à la Figure 5-30.

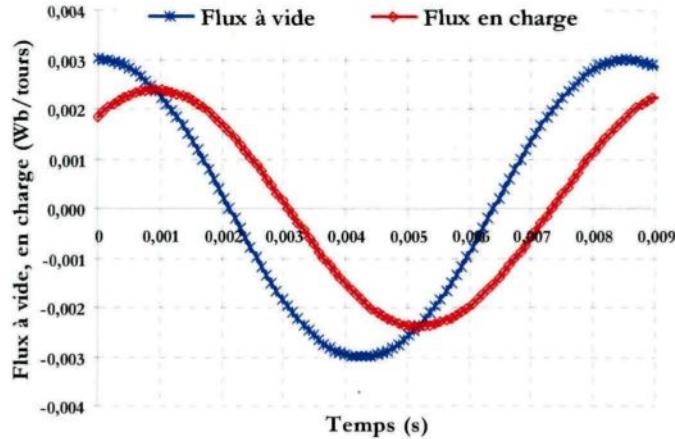


Figure 5-30 : Évolution temporelle du flux dans le circuit magnétique à vide et en charge

En analysant la courbe de la Figure 5-30, un décalage entre l'allure du flux à vide et celui en charge est visible. La cause principale de ces chutes de flux est l'existence du champ magnétique créé par le courant statorique. En effet, lorsque l'induit (le stator) débite du courant, il crée un champ magnétique, appelé « réaction magnétique d'induit », qui vient modifier le champ issu des aimants.

5.3.1.2.2 FEM en charge

En dérivant les valeurs du flux magnétique par rapport au temps, les formes de la force électromotrice et de la tension en charge peuvent être calculées (Figure 5-31).

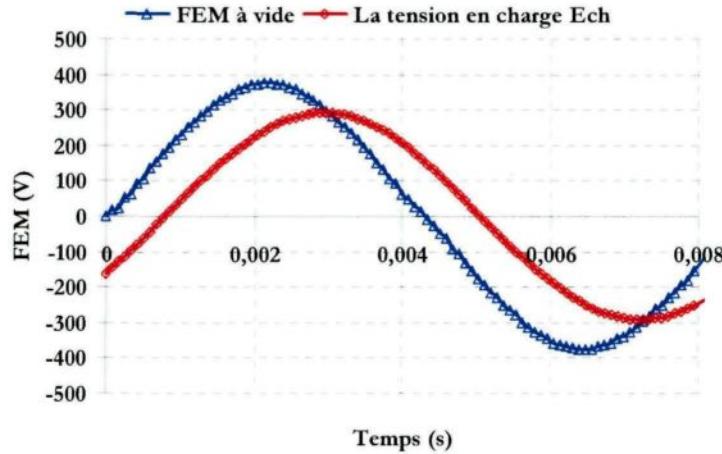


Figure 5-31 : Tension (E_{ch}) de la génératrice en charge

La résistance de l'enroulement statorique de la machine est calculée en utilisant la formule de l'équation (5-14).

$$R_s = \frac{\rho_{cu} l_{cu}}{s_{cu}} \quad (5-14)$$

Où ρ_{cu} , l_{cu} et s_{cu} sont respectivement la résistivité du cuivre, la longueur du cuivre et sa section.

Connaissant la tension en charge et la résistance connectée, le courant peut être calculé. Il est

exprimé par la relation $i = \frac{E_{ch}}{R_{ch} + R_s}$.

5.3.1.2.3 Inductance synchrone

Le fonctionnement d'une génératrice qui débite sa puissance dans une charge résistive peut être représenté par le diagramme de Behn-Eschenbourg illustré à la Figure 5-32. Cette section présente une autre méthode du calcul de l'inductance de l'enroulement par Flux 3D.

Le modèle Behn-Eschenbourg est assez simple, il suppose que le matériau magnétique de la machine est linéaire. La Figure 5-32 montre un schéma équivalent de la machine et son diagramme vectoriel. L_s est l'inductance synchrone définissant la proportionnalité entre le courant d'induit et le flux magnétique d'induit.

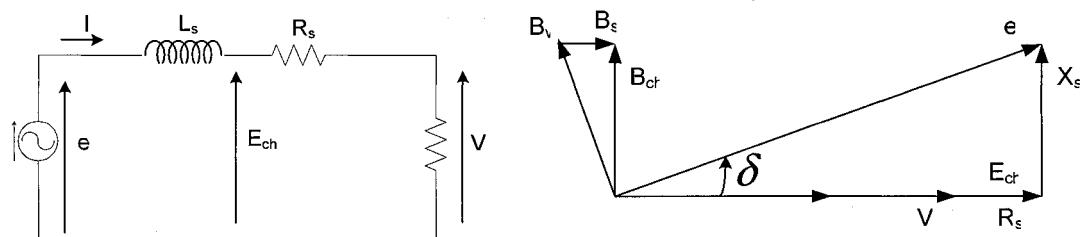


Figure 5-32 : Schéma équivalent de la machine et son diagramme de fonctionnement dans le modèle de Behn-Eschenbourg

Selon le circuit de la Figure 5-32, l'équation (5-15) peut être écrite :

$$e - v = L_s \frac{di}{dt} + R_s i \quad (5-15)$$

D'où :

$$e = -N_{ts} \frac{d\phi_v}{dt}, \quad v = -N_{ts} \frac{d\phi_{ch}}{dt} \quad (5-16)$$

Donc, l'inductance du stator peut être exprimée par :

$$L_s = N_{ts} \frac{d(\phi_{ch} - \phi_v)}{di} - R_s \frac{i}{di} dt \quad (5-17)$$

L'inductance synchrone de la machine optimisée est calculée par Flux 3D. Elle est de l'ordre de 0,07 H.

Cette valeur est quasiment constante, quelle que soit la position du rotor. L'augmentation du volume d'aimants dans une machine diminue la réactance d'induit et les fuites électromagnétiques représentées par l'inductance.

5.3.1.2.4 Puissance électrique

Le but de l'optimisation de la structure est l'amélioration de la puissance massique de la génératrice. La puissance produite par cette dernière est calculée numériquement par le logiciel Flux 3D et montrée à la Figure 5-33.

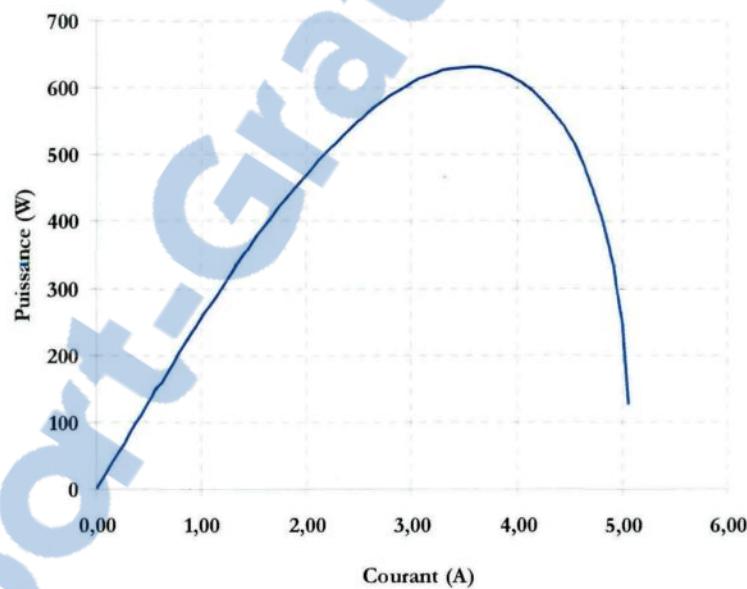


Figure 5-33 : Puissance de la génératrice optimisée en fonction du courant

Une amélioration de la puissance est notable pour cette structure. En effet, la puissance optimale de la première structure est de 176,22 W, tandis que celle de la présente structure est de 630 W.

5.4 CONCLUSION

Le but principal de ce chapitre était d'étudier numériquement une structure de la machine à flux transverse pour en quantifier et en estimer ses performances.

L'étude de la machine par un modèle analytique (chapitre 4) est nécessaire pour le pré-dimensionnement, mais elle n'est pas suffisante pour une étude plus précise. Le modèle numérique par éléments finis sous Flux 3D apporte des compléments, en particulier dans le domaine magnétique de la machine. Les comparaisons entre les résultats analytiques et numériques montrent l'importance du calcul numérique de ce genre de machine.

Dans ce chapitre et afin d'analyser les caractéristiques de la machine avec précision, différentes simulations du modèle de la machine à flux transverse ont été développées et analysées. Les analyses des isovaleurs et autres courbes locales faites sur le premier prototype montrent que le dimensionnement de cette structure n'est pas optimal. Le module d'induction dans le circuit magnétique est très loin de la valeur de saturation du matériau. La structure est alors surdimensionnée.

Les changements apportés sur les dimensions des aimants ont été très fructueux. L'optimisation de la structure a donné une augmentation significative de la puissance fournie par la génératrice.

La méthode des éléments finis s'est avérée indispensable à la conception de ce genre de machine électrique. La réalisation de prototypes apportera d'autres renseignements sur ses performances (coût de fabrication, poids général, difficulté de réalisation, etc.).

Le chapitre suivant détaille les étapes de la fabrication du prototype.

CHAPITRE 6

6. RÉALISATION DU PROTOTYPE DE LA MSAP À FLUX TRANSVERSE ET CARACTÉRISATION

6.1 INTRODUCTION

Les chapitres 4 et 5 ont été consacrés aux études théoriques de la machine à flux transverse.

Dans le prochain chapitre, l'opportunité d'étudier expérimentalement cette machine sera présentée. Le présent chapitre est donc réservé à l'exposé du prototype de la machine conçue et fabriqué au LIMA, à ses différentes pièces ainsi qu'à la description de sa réalisation.

Pourquoi les matériaux utilisés et le bobinage choisi sont-ils les plus adaptés à la structure de la machine ? Voilà une des questions qui peut être posée par les lecteurs. La première partie de ce chapitre tente de répondre à cette question et d'apporter les explications nécessaires. Cette partie présente aussi la description détaillée du banc d'essai et les apports de la réalisation du prototype (collage, assemblage, rectification, etc.).

Dans cette thèse, on a choisi de construire une machine à aimants permanents à flux transverse monophasée au lieu d'une machine triphasée. Ce choix se justifie par la réduction des coûts de fabrication et de réalisation pour obtenir les mêmes résultats. En effet, à partir des résultats obtenus lors des essais en monophasé, les caractéristiques de la structure triphasée peuvent être déduites.

La deuxième partie de ce chapitre est consacrée à la caractérisation de deux prototypes de la machine à aimants permanents à flux transverse construits au laboratoire LIMA. On y trouve aussi une comparaison des résultats de mesures à ceux obtenus par simulation. Le deuxième prototype est fabriqué dans le but de valider les conclusions dégagées de l'étude paramétrique du chapitre 4. En effet, on a augmenté la largeur et l'épaisseur des aimants pour étudier leur impact sur les performances de la génératrice.

La dernière partie de ce chapitre représente une réflexion au sujet de l'installation de la génératrice sur le mât tournant d'un hélicoptère ainsi que les différentes possibilités comme l'embrayage ou non de la génératrice.

6.2 DESCRIPTION DE LA GÉOMÉTRIE DE LA MACHINE

Pour déterminer les caractéristiques de la machine à flux transverse dimensionnée dans les précédents chapitres, un prototype a été conçu et fabriqué au laboratoire LIMA. Les différentes parties de cette machine sont montrées à la Figure 6-1.

La génératrice est constituée d'un stator intérieur, d'un rotor extérieur et d'un entrefer situé entre les deux qui donne à ce dernier une liberté de rotation. Le stator est composé d'une pluralité de noyaux magnétiques en fer doux « Fe-Si », qui sont deux genres de circuits, un circuit en forme de « C » et un autre en forme de « I ». Un fil de cuivre est enroulé autour du circuit en forme de « C », formant l'enroulement statorique de la génératrice.

Le rotor comporte une multitude d'aimants permanents de type Néodyme-Fer-Bore collés sur la surface intérieure des deux anneaux en matériau magnétique « Fe-Si ».

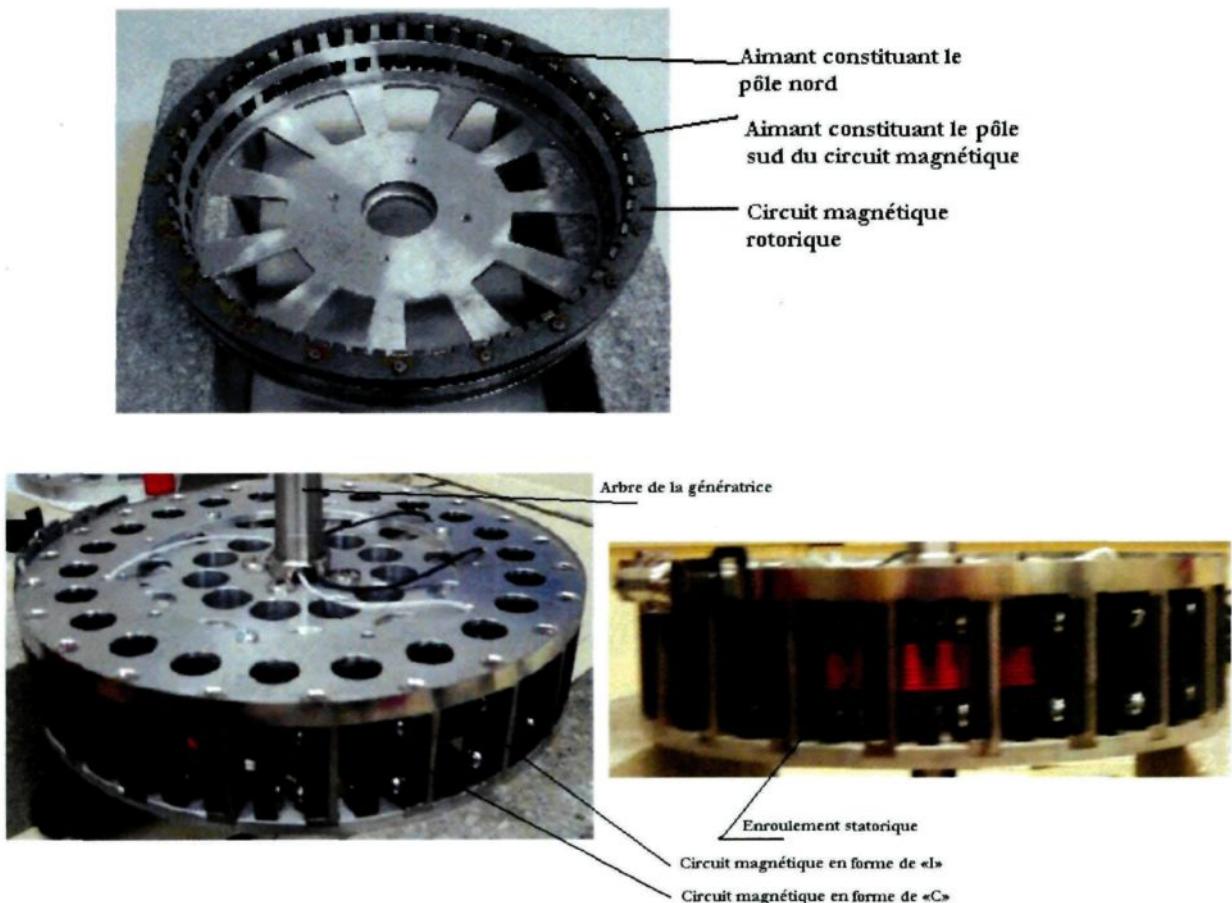


Figure 6-1 : Vue générale du stator et du rotor de la génératrice

Dans le modèle réalisé sous Flux 3D, les dimensions de la génératrice utilisées comme éléments de base ont été calculées analytiquement avec le logiciel Matlab (chapitre 4).

Les dimensions principales de la génératrice sont présentées au Tableau 6-1.

Tableau 6-1 : Dimensions de la génératrice améliorée

Paramètres	Valeurs
Diamètre extérieur de la machine	254 mm
Pas polaire τ_p	17,70 mm
Nombre de paires de pôles	22
Nombre de tours de l'enroulement statorique	180
Épaisseur de l'aimant e_{aim}	3,17 mm
Longueur de l'aimant L_{aim}	12,7 mm
Largeur de l'aimant l_{aim}	6,35 mm
Épaisseur du circuit statorique en forme de « c » l_s	7 mm
Épaisseur de l'entrefer e_{entr}	0,5 mm
Largeur du circuit statorique en forme de « c » L_{ss}	12,7 mm

6.3 CHOIX DES MATERIAUX

Afin d'optimiser les performances de la génératrice, le choix des matériaux magnétiques au stator et au rotor est déterminant. Dans cette section, ce choix sera justifié. En effet, par souci d'augmenter la puissance massique de la génératrice à construire, le choix a été porté sur des aimants Néodyme-Fer-Bore et des tôles ferromagnétiques en Fer-Silicium.

Afin d'économiser du temps et de réduire les coûts de fabrication, des aimants et des formes de circuits magnétiques disponibles sur le marché ont été choisis pour la fabrication de ce prototype.

6.3.1 Stator

Dans le deuxième chapitre de cette thèse, les avantages et les inconvénients de trois types de matériaux magnétiques ont été discutés : matériaux laminés, matériaux magnétiques composites et matériaux amorphes. En raison de leurs avantages, le choix a été porté sur des tôles Fe-Si à grains orientés (matériau laminé). Vu la fréquence des phénomènes électromagnétiques dans la machine (de l'ordre de 120 Hz), ces tôles ont été sélectionnées afin de limiter les pertes ferromagnétiques du stator.

Des tôles en forme de « U » et de « I » sont disponibles sur le marché pour la fabrication des transformateurs. Ces pièces ont été récupérées pour la construction du prototype de la génératrice (Figure 6-2).

Le choix de ce genre de tôles est discutable. En effet, si le rotor a besoin d'une mise à la cote, ces paquets de tôles seront directement visés. Dans ce cas, l'effort de coupe sera perpendiculaire au plan de laminage, ce qui peut effeuiller les paquets et altérer leurs caractéristiques.

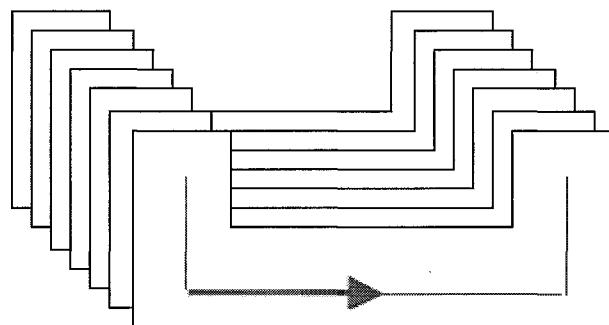


Figure 6-2 : Tôles constituant le circuit magnétique

Les pièces de tôles en Fer-Si doivent être fixées par une ou plusieurs pièces amagnétiques de façon à les maintenir dans une configuration souhaitée. Les pièces de fixation sont choisies de nature amagnétique pour réduire les fuites de flux et les pertes par courants de Foucault. Le choix a été porté sur des pièces en aluminium.

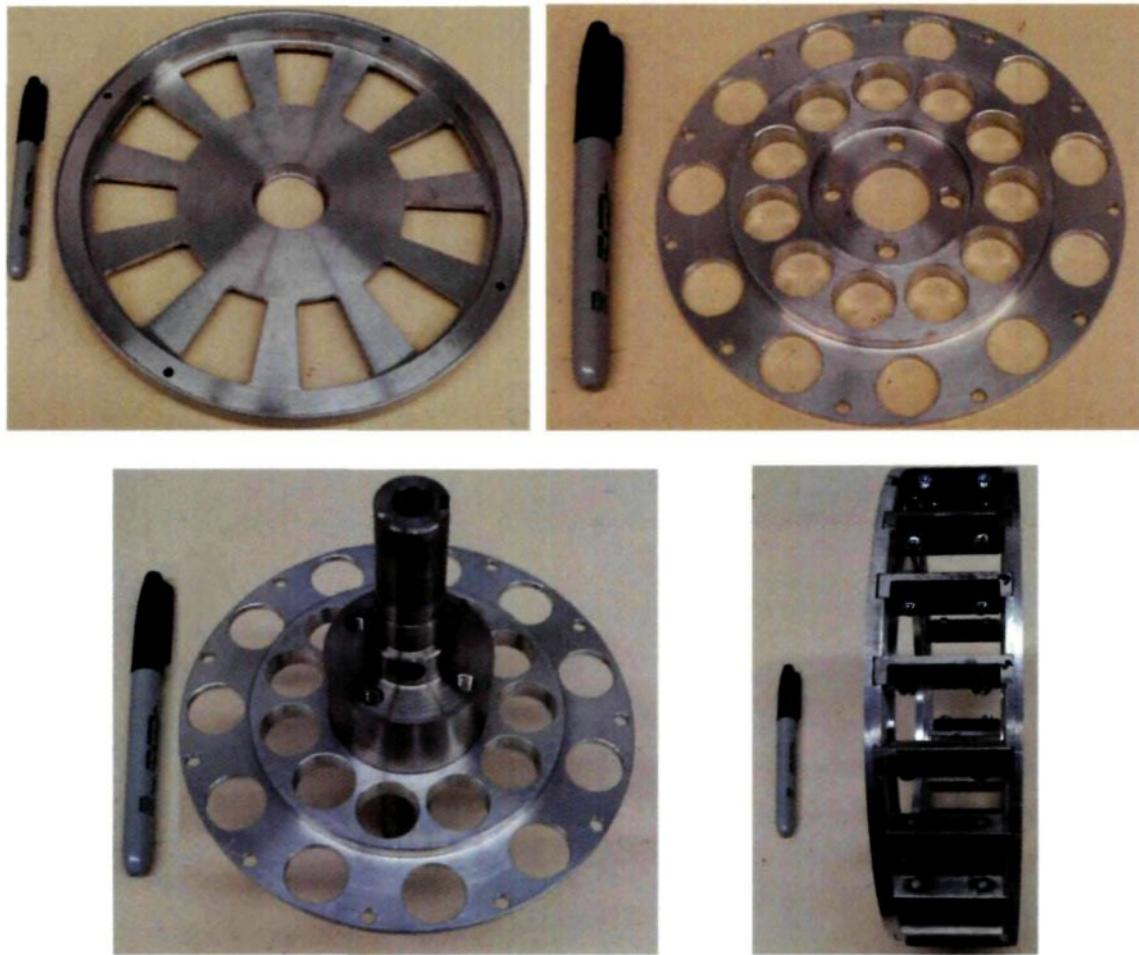


Figure 6-3 : Différentes pièces en aluminium constituant le stator

L'aluminium est un matériau amagnétique. Il est le métal dont la masse volumique est la plus faible parmi les métaux usuels après le magnésium. Il est relativement malléable, conduit bien

la chaleur et apporte une tenue mécanique correcte. Ses propriétés sont reprises dans le Tableau 6-2.

Tableau 6-2 : Principales caractéristiques de l'aluminium [VAR- 2005]

Propriétés	Valeurs
Densité	2,7 g/cm ³
Coefficient de dilatation linéique	23.10 ⁻⁶ K ⁻¹
Conductivité thermique	237 W.m ⁻¹ .K ⁻¹
Module d'élasticité	70000 MPa
Température de fonctionnement maximal	657° C

En plus des circuits en forme de « C » et de « I » et les pièces en aluminium pour maintenir en place ces pièces à la configuration souhaitée, le stator est constitué d'une autre pièce qui est l'arbre. Le montage du stator s'est fait en plusieurs étapes, la première étant de coller les pièces magnétiques sur un support en aluminium et ensuite de fixer ce dernier sur l'arbre.

6.3.2 Rotor

Le rotor est constitué de plusieurs aimants collés de manière alternée sur deux anneaux en matériaux magnétiques (Figure 6-4). Ces anneaux sont réalisés par des empilements de tôles pour limiter le développement des courants induits. En effet, le flux circulant dans le rotor est variable, ce qui peut générer des courants dans le circuit magnétique. La solution pour limiter la circulation et la création de ces courants est d'utiliser des tôles laminées.

Dans la deuxième version du prototype et pour des considérations de moindre coût de fabrication, le rotor a été fabriqué par un monobloc de matériaux ferromagnétiques, ce qui est possible parce que la génératrice développe une puissance moyenne. Pour des puissances

élevées, il faut impérativement utiliser des tôles pour minimiser les pertes ferromagnétiques au rotor.



Figure 6-4 : Rotor du prototype de la machine à flux transverse

6.3.3 Aimants

Les dernières décennies ont apporté des avancées technologiques dans le domaine des aimants permanents; ainsi, des aimants permanents à haute énergie sont alors apparus.

Le choix de la nature d'aimants permanents a un impact considérable sur la puissance massique de la génératrice. Les machines utilisant les aimants permanents comme excitation ont des puissances massiques élevées.

L'utilisation des aimants dans les machines comporte aussi des inconvénients. Le flux produit par les aimants peut varier sous l'influence de plusieurs facteurs tels que la réaction d'induit et la température. Lorsque l'enroulement statorique est alimenté, le champ créé s'oppose au champ produit par les aimants. Le point de fonctionnement des aimants peut alors traverser le

point limite de désaimantation réversible. Une fois produite, la réduction irréversible de l'induction rémanente de l'aimant réduit de façon permanente les performances de la machine. Ces inconvénients peuvent être évités en dimensionnant convenablement la machine.

Dans le but d'investiguer la possibilité d'augmenter la puissance de la machine à flux transverse en minimisant son poids, le choix est porté sur les aimants Néodyme-Fer-Bore.

6.3.4 Roulements

Le déplacement du rotor de la machine selon l'axe de rotation n'est pas autorisé. Afin d'assurer le seul déplacement autorisé qui est la rotation et d'éviter le déplacement axial, l'arbre de la machine choisi est de forme cylindrique avec des roulements circulaires. Différents roulements existent. Beaucoup d'entre eux offrent la possibilité d'empêcher le déplacement dans la direction axiale.

L'entrefer électromagnétique de la machine est de l'ordre de 1 mm. Il est difficile de réaliser avec précision un entrefer de cette taille. Il est important de garder au maximum cet ordre de grandeur d'entrefer, et c'est aux roulements de préserver leurs tolérances, peu importe la vitesse de rotation.

6.4 DESCRIPTION DU BANC D'ESSAI

Pour caractériser aux mieux le prototype de la machine à flux transverse fabriqué au LIMA, un banc d'essai a été mis au point. Il est illustré à la Figure 6-5.

Le banc d'essai est équipé d'une machine asynchrone de 2,24 kW qui sert comme moteur d' entraînement.

La génératrice est donc entraînée directement (sans multiplicateur) à la vitesse voulue par ce moteur. Un variateur de vitesse permet de piloter ce dernier.

Le moteur d'entraînement est assemblé à un couplemètre pour mesurer le couple mécanique fourni, afin de déterminer la puissance mécanique.

La génératrice débite sa puissance sur un ensemble de charges purement résistives modélisant le tapis chauffant de l'application visée ($R=70\Omega$).

Les appareils de mesure utilisés lors des essais sont des voltmètres et des ampèremètres numériques. Un tachymètre est utilisé pour contrôler et mesurer la vitesse de rotation de l'ensemble.

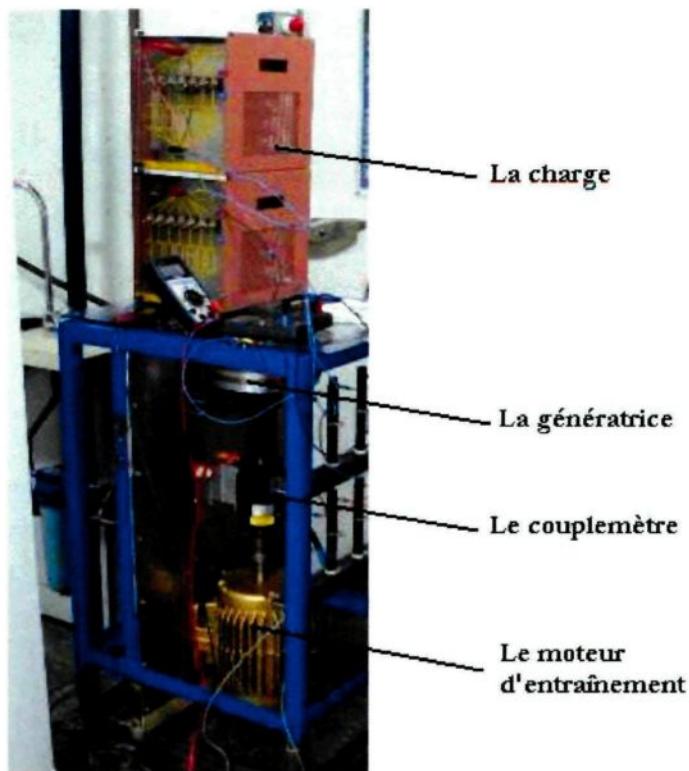


Figure 6-5 : Générateur au banc d'essai

6.5 APPORTS DE LA RÉALISATION

La fabrication du prototype au laboratoire LIMA a été particulièrement intéressante. Elle a été bénéfique pour découvrir les défauts naturels des matériaux utilisés et leurs impacts sur les performances. Cela soulève des réflexions sur l'approche de la structure et sur la faisabilité des machines à flux transverse en général.

La réalisation du prototype a été également intéressante pour découvrir les artefacts qu'on ne peut pas prévoir lors de la conception. Il faut les prendre en considération pour affiner les prédictions des simulations.

Les conclusions de la réalisation du prototype sont mentionnées dans la section suivante.

6.5.1 Matériaux

6.5.1.1 Matériaux magnétiques

Des tôles Fe-Si feuilletées ont été choisies pour les deux circuits magnétiques, statorique et rotorique. Ce choix est justifié par leurs excellentes propriétés magnétiques, mais il implique un certain nombre de contraintes telles des difficultés liées à la mise en cote du rayon extérieur du stator souvent nécessaire; les rectifications ne sont pas toujours évidentes à réaliser (section 6.3.1). Le risque de court-circuiter les tôles lors de la mise en cote du rayon peut conduire à une diminution des performances de la machine.

6.5.1.2 Matériaux amagnétiques

L'aluminium a un faible coefficient de dilatation. Cette caractéristique rend la structure non déformable malgré les montées de températures lors du montage et aussi lors de son fonctionnement en charge.

L'aluminium est un bon conducteur thermique, ce qui aide à l'évacuation de la chaleur générée par les pertes ferromagnétiques ou les pertes Joules. En contrepartie, l'aluminium est un bon conducteur électrique. Cette caractéristique peut aider à la génération et au développement de courants induits, et donc engendrer des pertes supplémentaires.

6.5.2 Structure

La structure de la machine comporte un stator et un rotor. Le stator est formé par plusieurs noyaux magnétiques localisés autour de l'axe de rotation. L'assemblage de plusieurs pièces peut être un handicap pour une industrialisation facile et une fabrication en série. Cet assemblage peut se révéler bloquant pour des applications soumises à des normes vibratoires strictes [GRE-2003].

Les deux extrémités des noyaux magnétiques en forme de « U » sont suffisamment éloignées pour enrouler le bobinage. Cette configuration ne permet pas aux deux extrémités de capter autant de flux magnétique provenant du rotor que dans le cas où le circuit magnétique en forme de « U » se referme autour du bobinage, sans toutefois que les deux extrémités soient en contact.

Le bobinage est l'un des points forts de la structure à flux transverse. Il est facile de faire enrouler le fil de cuivre autour des circuits magnétiques en forme de « U ».

6.5.3 Premières améliorations envisageables

Le module doit être imprégné de vernis, lequel sert à améliorer l'échange thermique entre la bobine et le milieu extérieur. Il sert aussi à solidifier l'assemblage de toutes les parties de la machine.

6.6 RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

La présente section a pour but de mesurer les performances du prototype de la génératrice à flux transverse, conçu et fabriqué au LIMA. Dans cet objectif, les résultats obtenus par mesures seront comparés à ceux obtenus par simulation numérique et présentés au chapitre 4. Cela permettra ainsi de valider la démarche entretenue pour concevoir le prototype.

Les objectifs visés par la construction du prototype de la génératrice sont :

- analyser et étudier le comportement de la machine à flux transverse;
- comparer les résultats de mesures à ceux obtenus lors du calcul numérique avec le logiciel Flux 3D.

L'objectif principal de l'ensemble des essais est de déterminer les caractéristiques réelles du prototype. Pour ce faire, des essais dynamiques en génératrice à vide et en charge sont nécessaires.

Deux prototypes de la génératrice à flux transverse ont été construits afin de vérifier les résultats de simulation exposés au chapitre 5 et valider les conclusions dégagées de l'étude paramétrique du chapitre 4. Les sections suivantes rapportent les résultats des essais effectués sur ces deux prototypes.

6.6.1 Prototype I

Avant de parler de ces essais, nous procéderons au relevé de quelques caractéristiques dimensionnelles.

6.6.1.1 Mesures préliminaires

La connaissance des vrais paramètres de la machine est très importante. La valeur de la résistance du bobinage statorique apporte des informations sur les pertes Joules et sur la chute de tension dans la machine. Habituellement, le calcul ou la mesure de la résistance sont des processus relativement simples.

La résistance varie avec la température. Cette variation ne doit pas poser de difficultés aux concepteurs et peut être facilement prédite avec une bonne précision.

6.6.1.1.1 Masse

Les masses suivantes ont été relevées :

Tableau 6-3 : Masse des constituants du prototype de la génératrice

Éléments	Masse (kg)
Circuit magnétique statorique et rotorique	4,06
Aimants	0,17
Bobine	1,09
Total masse active	5,32
Générateur assemblé (tout compris)	10

La première remarque tirée de ce tableau est que la masse des parties non active de la machine représente 46,8 % de sa masse totale.

6.6.1.1.2 Résistance

La première caractéristique de la machine à déterminer est la résistance du bobinage. Elle a été mesurée par un Ohmmètre, à température ambiante. La valeur mesurée de la résistance est $1,2 \Omega$.

6.6.1.2 Essais en génératrice

Les essais en mode générateur déterminent quelques caractéristiques du prototype, en particulier le calcul de la constante de la force électromotrice, la puissance nominale ainsi que l'inductance synchrone de son bobinage.

6.6.1.2.1 Essais à vide

Les premiers essais réalisés sont les essais à vide de la machine. Ils permettent de déterminer la force électromotrice, d'en déduire le coefficient K_e puis de comparer et de valider le modèle théorique. Ces essais à vide ont été effectués en mode génératrice.

Force électromotrice

La génératrice à flux transverse étant entraînée par un moteur asynchrone et commandé par un variateur de vitesse, la tension aux bornes de l'enroulement est relevée quand ce dernier ne débite sur aucune charge (Figure 6-6).

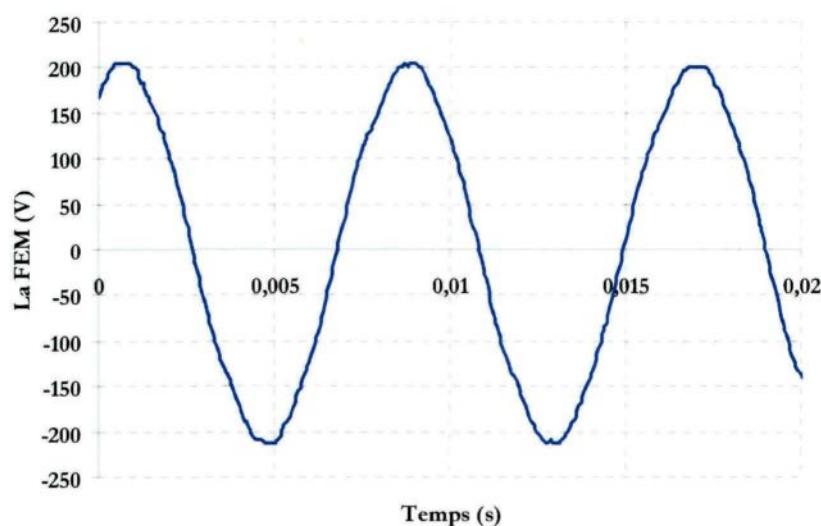


Figure 6-6 : Relevé de la FEM à vide de la génératrice

La force électromotrice de la génératrice est pratiquement sinusoïdale; elle dispose d'un taux de distorsion d'harmonique de 6,04 %. Cette distorsion est la cause des dimensions des aimants et de leurs répartitions sur la surface du rotor.

Analyse comparative

La comparaison des résultats expérimentaux à celles des simulations présentée à la Figure 6-7 montre qu'il y a une légère différence entre la courbe de la force électromotrice obtenue expérimentalement et celle calculée numériquement.

Le maximum de la FEM mesurée est de 204 V tandis que celle simulée est de 208 V. Cette différence se justifie par des imprécisions dans la fabrication du prototype. En effet, dans la simulation, les couches de colles utilisées pour fixer les aimants dans le circuit magnétique ne sont pas prises en considération. En raison de la précision de fabrication, l'épaisseur de l'entrefer peut être différente de la simulation.

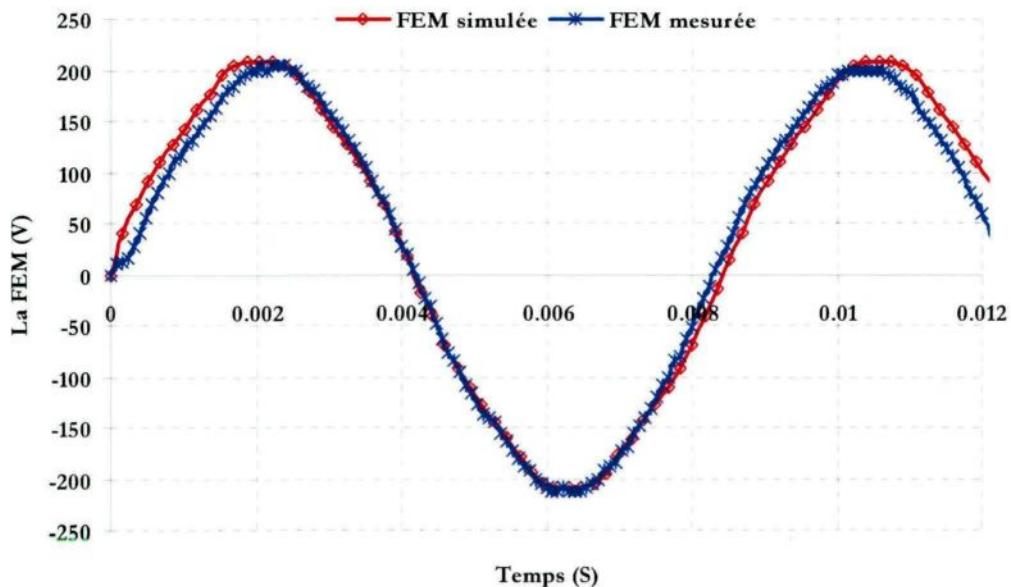


Figure 6-7 : Comparaison de la courbe de la FEM mesurée et celle de la FEM simulée

Un autre point est à remarquer : les fréquences des deux courbes de la Figure 6-7 sont légèrement différentes. Ce décalage peut être justifié par des imprécisions de fabrication; les aimants n'ont pas été collés sur la surface du rotor avec une répartition équitable.

Constante de la force électromotrice

Quelle que soit la vitesse de rotation de la machine, les tensions à vide entre les bornes du bobinage sont quasi sinusoïdales et donc d'allures proches de celles attendues.

L'essai à vide permet de déterminer la constante de la force électromotrice k_e . Cette dernière est définie comme le rapport de la valeur efficace de la force électromotrice (en volts) sur la vitesse de rotation (en tr/min). Ce rapport exprime la variation de la tension de la machine en fonction de sa vitesse de rotation (équation (6-1)).

$$k_e = \frac{E_{eff}}{\Omega} \quad (6-1)$$

La Figure 6-8 présente la variation de la force électromotrice en fonction de la vitesse de rotation de la génératrice et sa courbe de tendance. La constante de la force électromotrice est déterminée en calculant la pente de cette courbe.

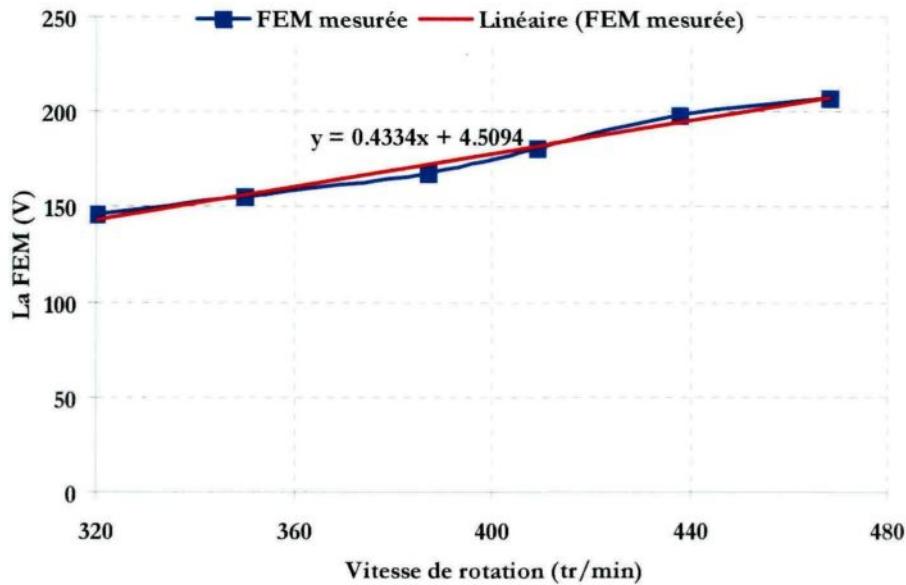


Figure 6-8 : Force électromotrice en fonction de la vitesse de rotation

La constante de la force électromotrice est calculée par la relation (6-1) et égale à 0,43 $V/(tr/min)$.

6.6.1.2.2 Essais en charge

La génératrice est entraînée par un moteur asynchrone, lequel est accouplé à la génératrice à travers un couplémètre. La vitesse du moteur est contrôlée par un variateur de vitesse afin d'étudier la machine à diverses vitesses.

La tension

La génératrice est entraînée à une vitesse de 320 tr/min et les bornes de son enroulement sont connectées à une résistance de 70Ω . Le relevé de la tension aux bornes de l'enroulement est présenté à la Figure 6-9.

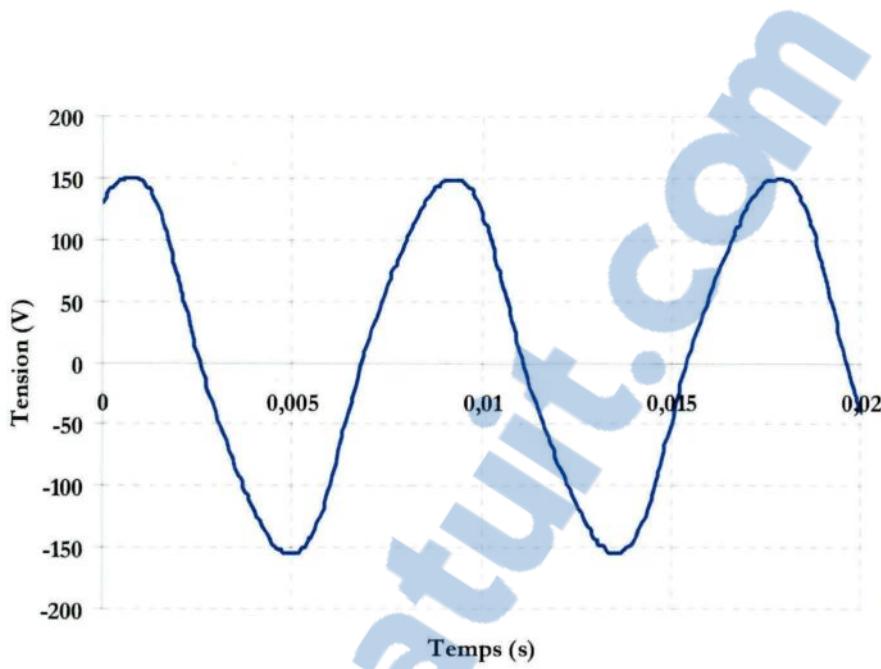


Figure 6-9 : Forme de la tension fournie par la génératrice à 320 tr/min en charge

L'étude de la tension aux bornes de la charge permet de comparer les résultats de simulation aux résultats expérimentaux. La tension de la Figure 6-9 est quasi sinusoïdale, donc d'allure proche de celle attendue. Elle a un maximum de 150 V et une période de 0,0085 S.

La puissance

La Figure 6-10 présente l'évolution de la puissance de sortie de la génératrice en fonction de la vitesse de rotation. La tension et le courant ont été mesurés respectivement avec un voltmètre et un ampèremètre. Les valeurs de puissances présentées à la Figure 6-10 proviennent du produit de la valeur efficace de la tension et de celle du courant (la charge est résistive). Cette puissance augmente avec la vitesse de rotation jusqu'à la saturation qui est causée par la réaction d'induit.

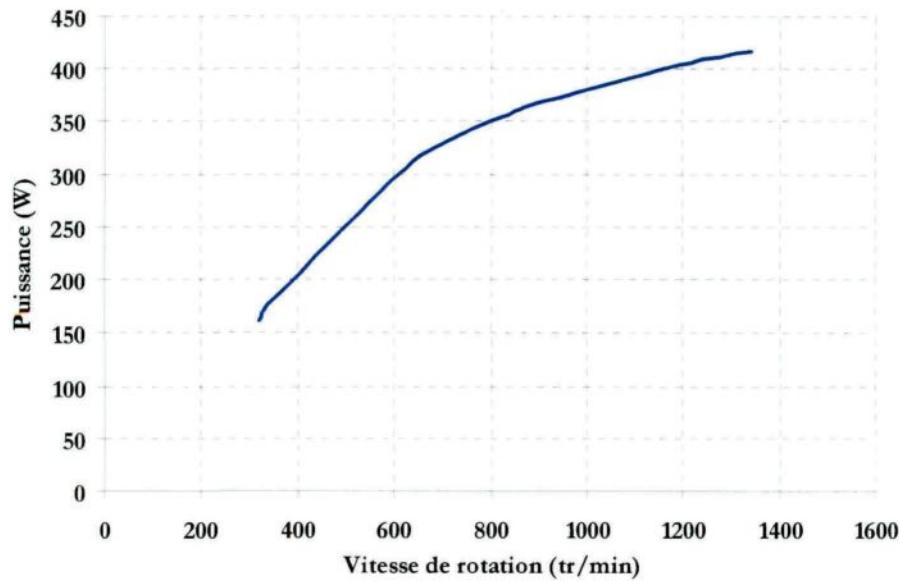


Figure 6-10 : Puissance de la génératrice en fonction de la vitesse de rotation

Étude comparative

D'après le Tableau 6-4, l'erreur entre le calcul numérique et les valeurs obtenues expérimentalement est acceptable. L'écart entre ces deux valeurs est plus important à faible vitesse.

Tableau 6-4 : Comparaison entre les valeurs mesurées et les valeurs simulées par Flux 3D

Vitesse de rotation (tr/min)	Puissance électrique mesurée (W)	Puissance électrique simulée (W)	Erreur du calcul de la puissance (%)
320	162,34	193,41	19,14
350	180,16	195,92	8,75
623	350,55	295,56	3,27
735	335,72	317,11	5,54
863	361,38	340,86	5,6
884	364,80	350,03	4,04

La Figure 6-11 présente la comparaison entre la puissance simulée et la puissance mesurée de la génératrice en fonction de sa vitesse de rotation.

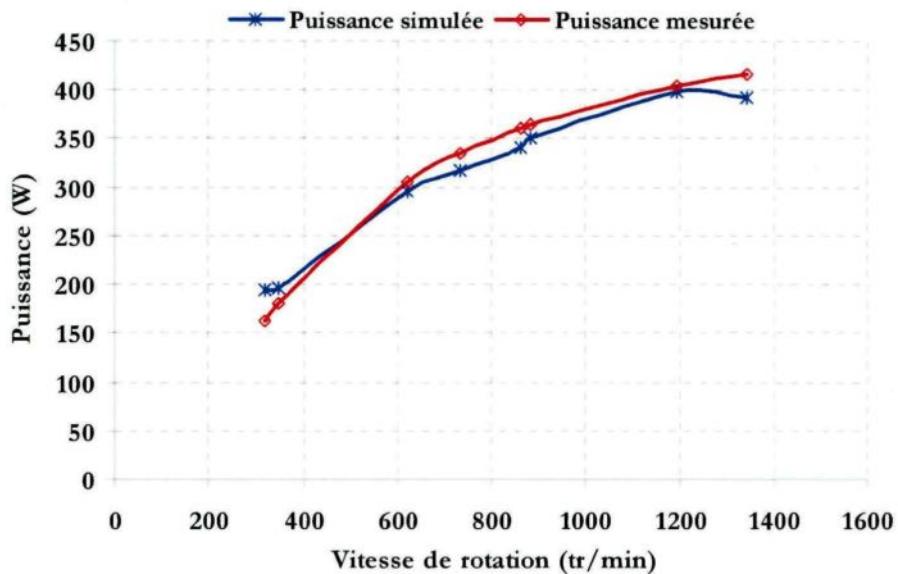


Figure 6-11 : Comparaison entre la puissance simulée et la puissance mesurée

Le rendement

Le

Tableau 6-5 présente quelques résultats de mesure. La puissance mécanique fournie par le moteur d'entraînement et absorbée par la génératrice à flux transverse est mesurée à l'aide d'un couplemètre et un tachymètre. Cette puissance permettra de déterminer le rendement de la génératrice.

La puissance absorbée par la génératrice s'exprime selon l'équation (6-2), avec Γ le couple transmis à la génératrice en N.m et Ω sa vitesse de rotation en rad/s.

$$P_a = \Gamma \cdot \Omega \quad (6-2)$$

Tableau 6-5 : Rendement de la machine

Vitesse de rotation (tr/min)	Puissance mécanique mesurée (W)	Puissance électrique mesurée (W)	Rendement
320	215,81	162,34	0,75
350	243,49	180,16	0,74
623	441,53	350,55	0,69
735	502,64	335,72	0,67
863	563,63	361,38	0,64
884	573,17	364,80	0,63

La Figure 6-12 présente le rendement de la génératrice en fonction de la vitesse de rotation. Il est à noter que l'efficacité de la génératrice diminue avec l'augmentation de la vitesse de rotation. En effet, les pertes magnétiques augmentent en fonction de la vitesse de rotation. Par conséquent, le fonctionnement optimal de cette machine est conçu pour des vitesses proches de 320 tr/min, ce qui est normal, car la génératrice a été développée pour cette vitesse.

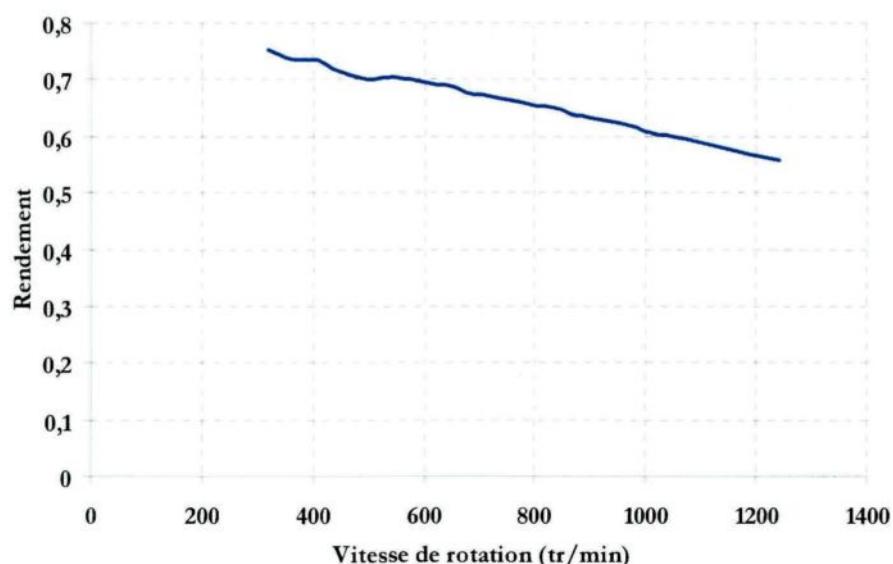


Figure 6-12 : Rendement de la génératrice en fonction de la vitesse

6.6.1.2.3 Inductance synchrone

Comme mentionnée au début du chapitre, la connaissance des vrais paramètres de la machine est très importante. Parmi ces valeurs, l'inductance est une caractéristique englobant l'inductance de fuite et l'inductance qui traduit la chute de tension due à la réaction magnétique d'induit. La connaissance de cette caractéristique apporte des informations sur la réaction magnétique d'induit.

L'inductance synchrone de la génératrice dépend de la saillance de son rotor. La présence des aimants sur la surface du rotor réduit la variation de la réluctance vue par l'enroulement statorique. En effet, la perméabilité magnétique des aimants est proche de celle du vide.

Connaissant la résistance de l'enroulement, deux essais sont nécessaires pour déterminer la valeur de l'inductance synchrone soit l'essai à vide et l'essai en court circuit. Lors de l'essai à vide, la génératrice est entraînée à la vitesse nominale. On note alors la valeur de la tension à ses bornes. Ensuite, les bornes du stator sont mises en court-circuit, un ampèremètre est introduit dans le circuit du stator afin de mesurer le courant de court-circuit. La génératrice tourne toujours à la vitesse nominale, on mesure le courant de court-circuit I_{cc} . La valeur de l'inductance est alors donnée par l'expression :

$$L_{s\exp} = \frac{E_{eff}}{I_{cc}} = 0,09 H$$

Cette valeur est relativement élevée, ce qui est la cause des flux de fuites et du nombre élevé de tours constituant l'enroulement. En effet, la présente structure est surdimensionnée au niveau du circuit magnétique ainsi qu'au niveau du cuivre.

Dans le but de valider les conclusions dégagées de l'étude paramétrique du chapitre 4, un deuxième prototype a été fabriqué au laboratoire LIMA. La section suivante est consacrée à la mesure de ses performances ainsi qu'à la comparaison de ces dernières aux résultats numériques du chapitre 5.

6.6.2 Prototype II

Produire plus de puissance avec cette structure est possible en exploitant les circuits magnétiques et électriques au maximum. Cela est réalisable en augmentant le volume des aimants pour produire plus de flux magnétique.

6.6.2.1 Caractéristiques de la structure améliorée

6.6.2.1.1 Constante de force électromotrice

La génératrice à flux transverse étant entraînée par un moteur asynchrone commandé par un variateur de vitesses, la tension aux bornes de l'enroulement est relevée quand ce dernier ne débite sur aucune charge.

La force électromotrice de la génératrice est pratiquement sinusoïdale, d'une valeur maximale de 344 V ($V_{eff}=238,3$) (Figure 6-13); elle dispose d'un taux de distorsion d'harmoniques de 5 %. Cette distorsion est la cause des dimensions des aimants et leurs répartitions sur la surface du rotor. En effet, la forme de la force électromotrice simulée numériquement dispose d'un taux d'harmoniques de 4%.

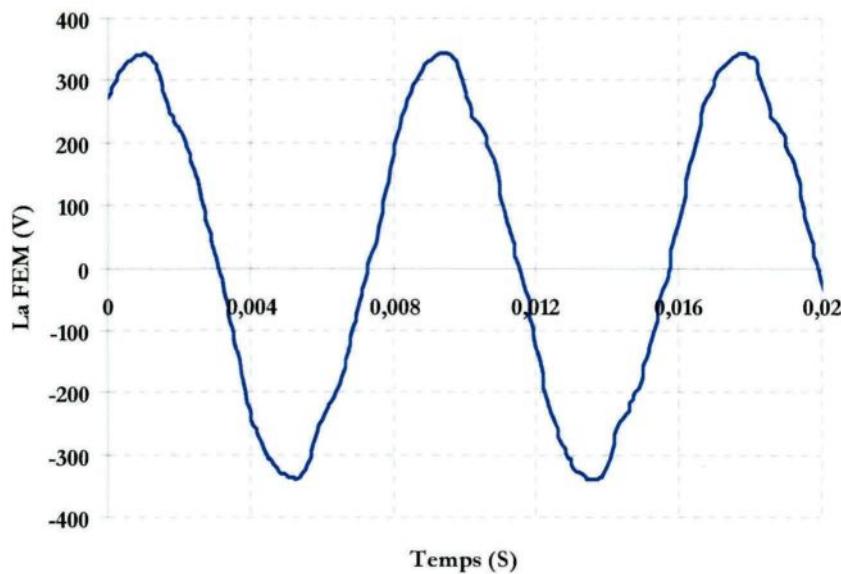


Figure 6-13 : Relevé de la FEM à vide de la génératrice

Cette forme de la FEM est comparée à celle obtenue par calcul numérique et représentée à la Figure 6-14. Le calcul numérique prédit une valeur maximale de 370 V, soit une valeur proche de celle mesurée.

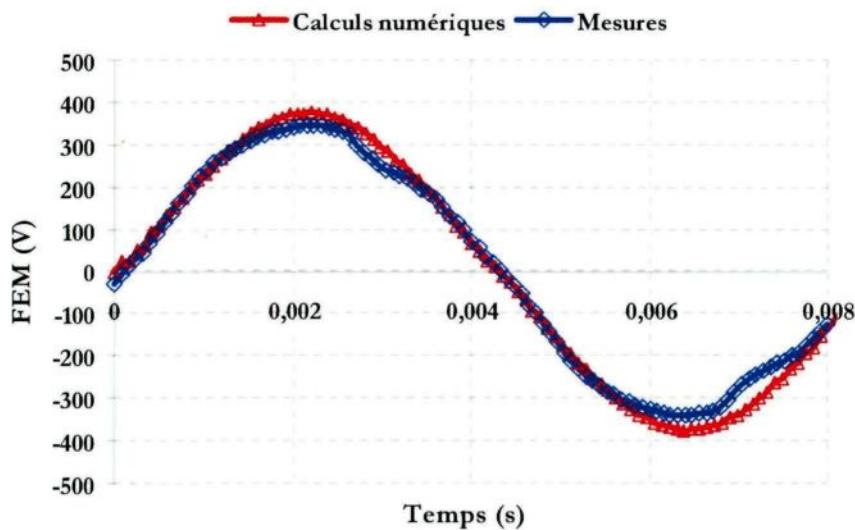


Figure 6-14 : Comparaison de la FEM mesurée et de celle simulée du prototype II

Quelle que soit la vitesse de rotation de la machine, les tensions à vide entre les bornes du bobinage sont quasisinusoïdales et donc d'allures proches de celles attendues.

L'essai à vide permet de déterminer la constante de force électromotrice k_e , qui est le rapport de la valeur efficace de force électromotrice sur la vitesse de rotation (en tr/min). Ce rapport permet d'évaluer la variation de la tension de la machine en fonction de sa vitesse de rotation.

$$k_e = \frac{E_{\text{eff}}}{\Omega} = 0,74 \text{ V / (tr / min)}$$

6.6.2.1.2 La puissance

La génératrice est ensuite connectée à une charge de 70Ω . La Figure 6-15 montre les formes d'ondes du courant et de la tension en charge. La puissance générée par la génératrice à flux transverse sous ses conditions est de 600 W.

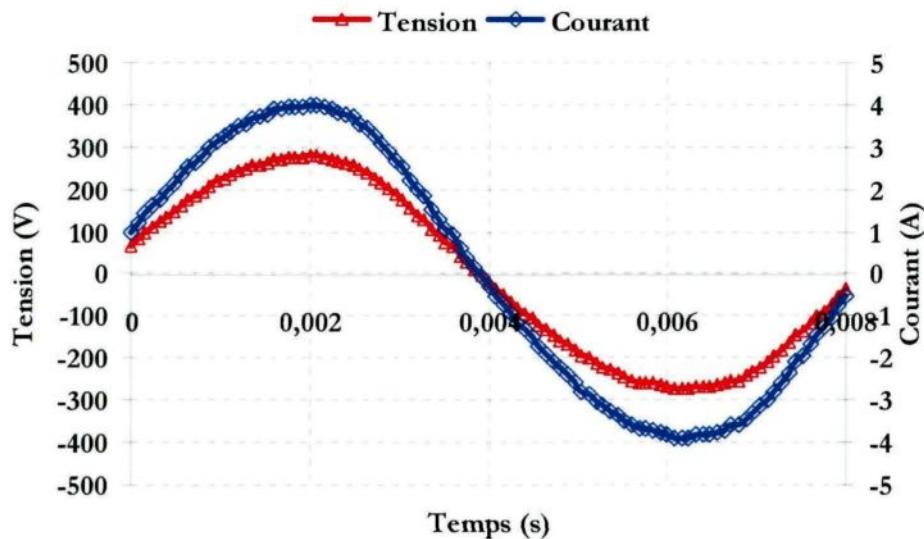


Figure 6-15 : Forme de la tension fournie par la génératrice à 320 tr/min en charge

Les mesures effectuées sur la nouvelle structure et pour plusieurs vitesses de rotation sont présentées à la Figure 6-16. On remarque une importante amélioration sur la puissance de sortie de la génératrice.

Ces résultats confirment les conclusions du chapitre 4; l'augmentation du volume d'aimants contribue à l'amélioration des performances de la génératrice.

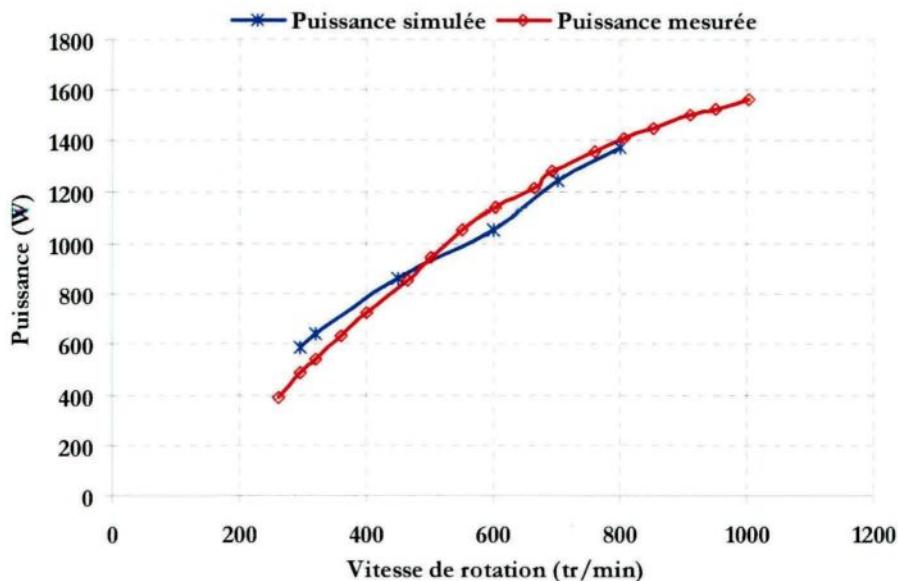


Figure 6-16 : Comparaison entre la puissance simulée et la puissance mesurée de la structure améliorée

6.6.2.1.3 Inductance synchrone

En procédant de la même manière que sur le premier prototype, l'inductance synchrone a été calculée en effectuant deux essais, le premier à vide et l'autre en court-circuit. La valeur obtenue est :

$$L_{s\text{exp}} = 0,06H$$

La valeur de l'inductance de ce deuxième prototype est de 44 % plus faible que celle du premier. L'augmentation du volume des aimants dans la machine induit une diminution de l'inductance de son bobinage. Cela s'explique par la réduction des flux de fuites dans le stator de la machine.

L'absence d'un banc d'essai adéquat pour caractériser ce genre de génératrice nous a handicapé au niveau de la détermination du rendement. Effectivement, pour une génératrice à flux transverse monophasée, le couple de démarrage est très important, car on ne dispose pas au laboratoire de couplemètre capable de mesurer le couple mécanique fourni à la génératrice.

6.7 LA GÉNÉRATRICE DANS LE SYSTÈME DE DÉGIVRAGE

Les systèmes de dégivrage des pales des gros hélicoptères en cours de vol existants utilisent des bagues pour transmettre la puissance entre la partie tournante et la partie fixe de ces appareils. L'utilisation de ces bagues crée des problèmes d'entretien et des surcoûts d'utilisation. Comme mentionné dans le premier chapitre, le présent travail a pour but de chercher une alternative pour régler ce problème.

La puissance générée par la génératrice à flux transverse est disponible directement sur la partie tournante. Le système de dégivrage proposé est composé, en plus de la génératrice, des éléments chauffants insérés dans la surface des pales à dégivrer et d'un embrayage.

L'utilisation de l'embrayage a pour objectif d'optimiser la puissance transmise aux éléments chauffants en activant ou en désactivant le système de dégivrage par l'accouplement ou le désaccouplement de la génératrice du mât de l'hélicoptère.

L'activation du système provoque une augmentation du couple résistant sur l'arbre de la partie tournante de l'hélicoptère. Pour minimiser l'impact de cette augmentation sur l'appareil, deux solutions sont envisageables : augmenter le temps de réponse du moteur d'entraînement par le biais d'une commande robuste, ou insérer un volant d'inertie sur l'arbre de l'appareil. Le dimensionnement du volant d'inertie ou l'étude de commande du moteur ne sont pas concernés par cette étude.

6.8 CONCLUSION

Les principaux objectifs de ce chapitre étaient de décrire les étapes de fabrication du prototype de la machine à flux transverse, de justifier le choix des matériaux utilisés, de décrire le banc d'essai adopté pour sa caractérisation et, enfin, de caractériser le prototype de la génératrice construit au laboratoire LIMA et de comparer ces performances à celles obtenues par simulation.

La fabrication du prototype de la génératrice à flux transverse au laboratoire LIMA a été très bénéfique dans la compréhension des interférences entre performances de la machine, épaisseur d'entrefer et choix des matériaux.

Le montage des différents modules a mis en évidence la difficulté de positionner avec précision et rapidité les nombreuses pièces pour une éventuelle fabrication en série de la machine.

Les essais effectués au laboratoire LIMA ont permis de déterminer les caractéristiques de la génératrice. Les résultats des essais ont été comparés à la fois à ceux obtenus analytiquement et numériquement.

La comparaison des résultats d'essais et ceux de simulations montre qu'il est possible de prédire les résultats d'une machine en la simulant par une méthode à éléments finis. Les résultats de simulation sont en accord avec ceux des mesures.

Vu sa puissance massique, la génératrice à flux transverse, malgré ses difficultés de fabrication, reste une bonne candidate pour fournir la puissance nécessaire au système de dégivrage des pales d'aéronefs en cours de vol.

Les résultats obtenus sont encourageants pour continuer de concevoir, de réaliser et d'intégrer une génératrice de 40 kW sur le mât des petits hélicoptères afin d'alimenter les systèmes électrothermiques pour leur protection contre le givre.

Le prochain chapitre portera sur l'étude d'une nouvelle topologie qui présente de meilleures caractéristiques.

CHAPITRE 7

7. ÉTUDE D'UNE NOUVELLE TOPOLOGIE DE LA MACHINE À FLUX TRANSVERSE

7.1 INTRODUCTION

Dans ce chapitre, une nouvelle configuration de la machine à flux transverse, inspirée de la littérature, fruit de nos réflexions, sera étudiée. Cette configuration apporte des améliorations aux caractéristiques de la structure conçue dans les précédents chapitres. Elle a une meilleure puissance massique comparativement aux autres configurations grâce à la géométrie du circuit magnétique du stator. Cette dernière permet de limiter les fuites du flux magnétique.

Les caractéristiques de cette structure seront calculées numériquement par le logiciel à éléments finis, Flux 3D.

7.1.1 Description de la géométrie

La Figure 7-1 représente un schéma de la nouvelle configuration proposée de la machine à flux transverse. Cette machine comporte un stator interne et un rotor externe. Le bobinage circulaire, dans lequel circule le courant d'alimentation, est composé de fils de cuivre enroulés autour des circuits magnétiques du stator. Le rotor est constitué d'une pluralité de pièces identiques d'aimants permanents (aimantés de manière radiale), de forme parallélépipédique et de type Néodyme-Fer-Bore, disposées de manière à concentrer le flux produit par les aimants

et à le diriger dans la direction de l'entrefer. Ce flux traverse l'entrefer pour pénétrer dans les noyaux statoriques. Ces derniers orientent ce flux autour des conducteurs électriques.

Les principales dimensions de la génératrice sont le diamètre extérieur de 225 mm, le diamètre à l'entrefer de 200 mm et la hauteur de la machine monophasée de 40 mm (Figure 7-1).

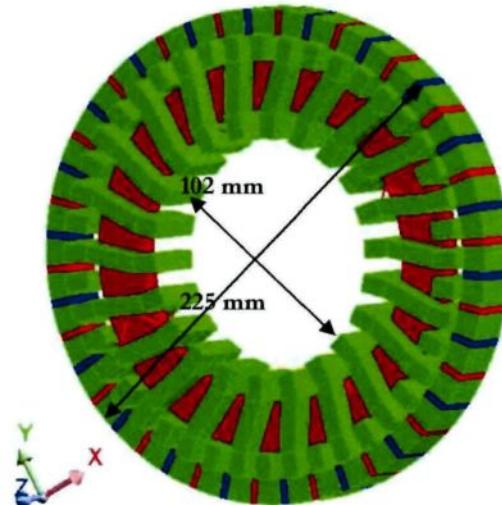


Figure 7-1 : Vue générale de la machine à flux transverse

7.1.2 Conditions aux limites

Grâce à la présence de la périodicité dans les phénomènes électromagnétiques de cette structure de machines, la simulation d'une paire de pôles de la machine (portion) est suffisante pour déterminer ses caractéristiques. Cette paire de pôles est illustrée à la Figure 7-2.

Des conditions de périodicité sont placées sur les deux côtés de la portion entrée sur Flux 3D. Ces conditions exigent un maillage similaire des deux surfaces limitant la portion.

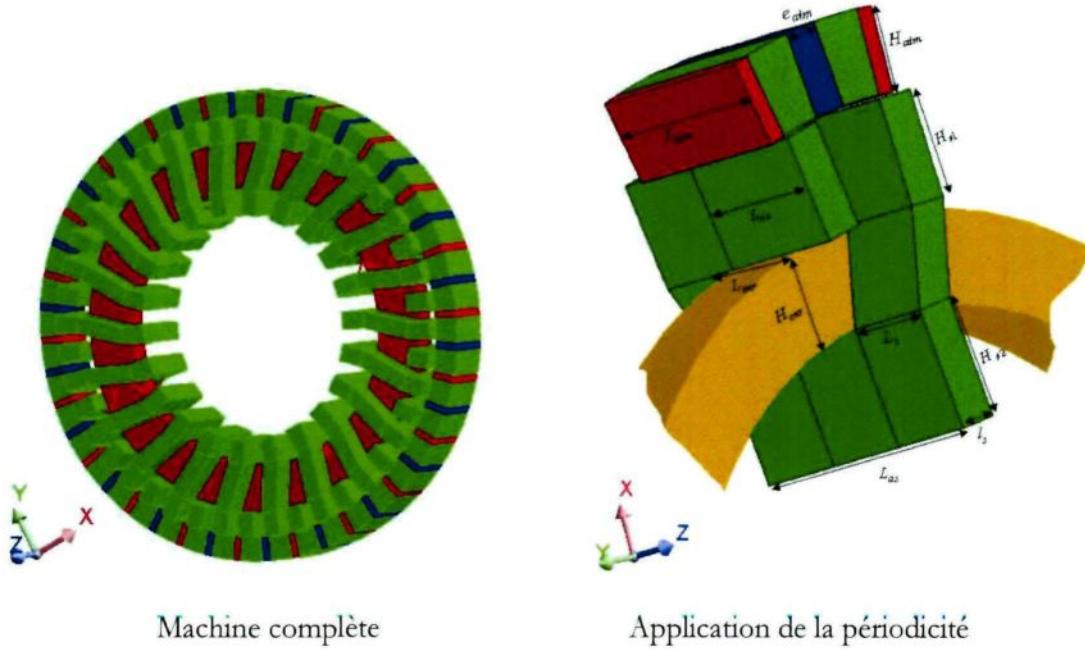


Figure 7-2 : Application de la périodicité

7.1.3 Maillage

Le maillage est une étape très importante dans les simulations numériques. Un mauvais maillage peut conduire à des résultats erronés.

Les formes des différentes parties de la machine sont variées. Certaines de ces formes sont minces (aimants, entrefer) et d'autres, épaisses (pièces polaires). C'est pourquoi, pour mailler ces régions au plus fin, le maillage utilisé est réglé par le concepteur.

Le maillage obtenu pour cette géométrie a créé 2 453 241 éléments volumiques. La Figure 7-3 illustre le maillage du modèle de la machine.



Figure 7-3 : Maillage des parties actives de la machine

7.1.4 Matériaux magnétiques et bobinage

La machine comporte un stator intérieur et un rotor extérieur. Le stator est composé de 22 pièces indépendantes et semblables en matériau ferromagnétique laminé (Figure 7-2). Les conducteurs composant le bobinage sont constitués d'un fil de cuivre enroulé autour de ces pièces statoriques. Le rotor de la machine est également feuilleté en tôle Fe-Si. Il est constitué de 22 pièces insérées entre les aimants permanents. De plus, 44 aimants Néodyme-Fer-Bore d'aimantation $1,32\text{ T à }20^\circ\text{C}$ sont collés d'une manière à concentrer le flux dans les circuits rotoriques. Le tout est placé dans une carcasse en aluminium.

7.2 CARACTÉRISTIQUES DE LA NOUVELLE STRUCTURE

Étant donné que les phénomènes déterminant le fonctionnement de la machine à flux transverse sont tridimensionnels, une étude en trois dimensions par éléments finis est nécessaire. Dans cette étude numérique, et pour que d'éventuelles modifications puissent être apportées ultérieurement, le modèle numérique mentionné plus haut doit être entièrement paramétré sous Flux 3D.

Les dimensions de la structure étudiée sont présentées au Tableau 7-1.

Tableau 7-1 : Dimensions de la génératrice proposée

Paramètres	Valeurs
Diamètre extérieur de la machine	225 mm
Pas polaire τ_p	14,27 mm
Nombre de paires de pôles	22
Nombre de tours de l'enroulement statorique	100
Épaisseur de l'aimant e_{aim}	6,35 mm
Longueur de l'aimant L_{aim}	25,4 mm
Largeur de l'aimant H_{aim}	12,7 mm
Largeur de l'enroulement L_{enr}	12,7 mm
Hauteur de l'enroulement H_{enr}	14 mm
Épaisseur de l'entrefer e_{entr}	0,5 mm
Épaisseur du circuit magnétique statorique l_s	7 mm
Largeurs du circuit statorique L_{as}, L_{c+}	12,7 mm, 19,05 mm
Hauteurs du circuit magnétique H_{s1}, H_{s2}	16 mm, 16 mm

Pour caractériser aux mieux la machine à flux transverse, deux études sont primordiales : l'étude de son fonctionnement à vide et celle de son fonctionnement en charge. L'étude à vide a pour but de valider le dimensionnement du circuit magnétique tandis, que l'étude en charge valide le dimensionnement du circuit électrique constitué par l'enroulement statorique.

7.2.1 Fonctionnement à vide

Cette section est réservée à l'étude du fonctionnement à vide de la génératrice. Cette étude est décomposée en deux parties : une étude magnétique et une étude électrique.

Dans l'étude magnétique, le module de l'induction dans les circuits statorique et rotorique sera vérifié. Il est important que ce module ne dépasse pas l'induction de saturation du matériau utilisé.

Dans l'étude électrique, il sera question de l'allure de la force électromotrice aux bornes de l'enroulement de la machine.

7.2.1.1 Étude magnétique

Si la machine est mal dimensionnée, c'est le circuit magnétique du stator qui est le plus concerné. Cette partie est la pièce active qui sature rapidement. En effet, c'est la partie qui conduit le flux magnétique autour de l'enroulement. Dans l'autre sens, si la valeur du module de flux est loin du flux de saturation du matériau utilisé, la machine est également mal dimensionnée.

7.2.1.1.1 Répartition de l'induction dans le circuit magnétique

La Figure 7-4 montre le module de l'induction dans les parties actives de la machine. Il atteint des valeurs de l'ordre de 2 Tesla. Il est à remarquer que les parties de circuits magnétiques du

côté entrefer sont les zones où l'induction est élevée. En s'éloignant de l'entrefer, le module de l'induction diminue et retrouve des valeurs proches de 1,5 Tesla

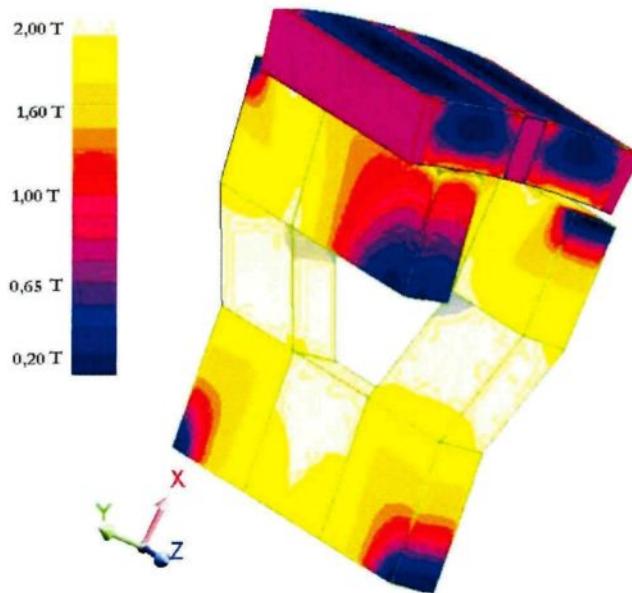


Figure 7-4 : Répartition de l'induction magnétique à vide

7.2.1.1.2 Champ magnétique dans les aimants

Les aimants permanents sont des pièces importantes de la machine. Ils produisent l'excitation rotorique nécessaire à son bon fonctionnement. La vérification du risque de démagnétisation des aimants est très importante. La Figure 7-5 présente la répartition du champ magnétique « H » dans les aimants. Elle montre que la valeur limite de démagnétisation, qui est de l'ordre de 650 kA/m, n'est pas atteinte.

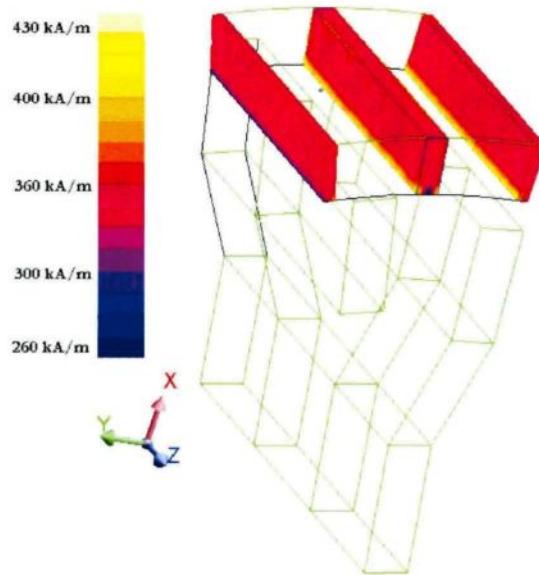


Figure 7-5 : Champ magnétique dans les aimants

7.2.1.1.3 Répartition de l'induction dans la machine

La Figure 7-6 montre le chemin du flux magnétique dans les différentes parties de la machine à flux transverse. Cette partie de l'étude est très intéressante, car elle donne une idée générale sur le chemin principal du flux magnétique. Ce dernier, produit par les aimants, se concentre dans le circuit magnétique rotorique et passe dans l'entrefer avant de parcourir le circuit magnétique statorique dans deux directions : radiale puis axiale. C'est ce flux qui sera capté par l'enroulement du stator et transformé en une force électromotrice à ses bornes.



Figure 7-6 : Trajet du flux magnétique

7.2.1.1.4 Étude de l'induction dans l'entrefer

Les figures 7-7 et 7-8 permettent de comprendre l'évolution de l'induction dans l'entrefer. Les observations faites sur ces deux courbes montrent que la principale composante de l'induction dans l'entrefer est la composante radiale. Il est à noter que les zones où l'induction a de fortes valeurs se situent au moment où les aimants permanents arrivent vis-à-vis des circuits magnétiques du stator. Dans ce cas, l'induction radiale atteint un maximum de 1,6 Tesla.

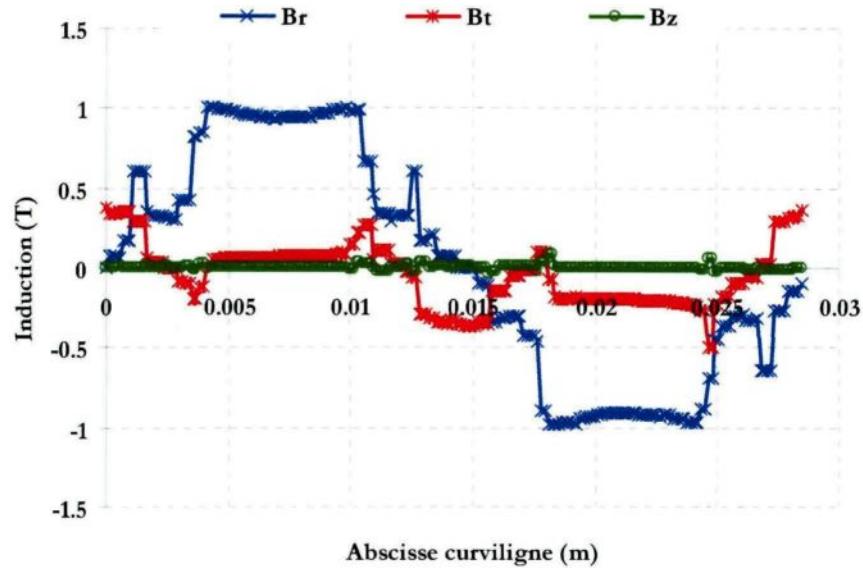


Figure 7-7 : Courbe de l'induction : la composante radiale Br, tangentielle Bt et selon l'axe Oz,

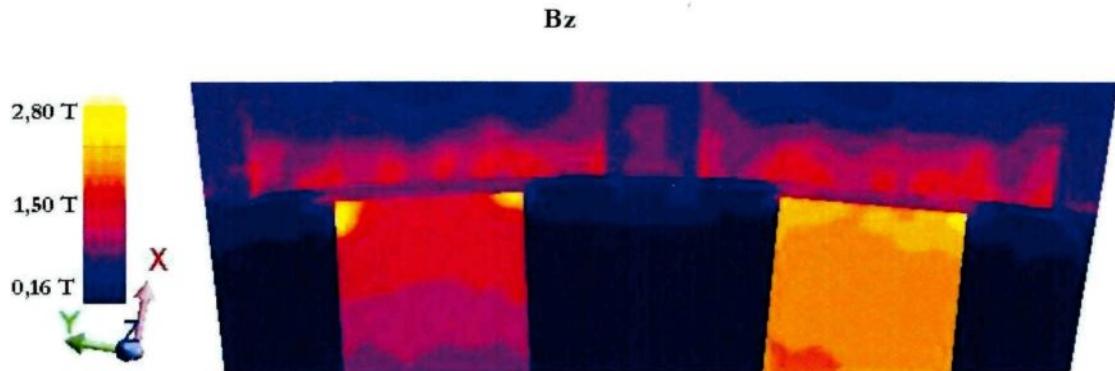


Figure 7-8 : Évolution du module de l'induction dans l'entrefer.

7.2.1.2 Étude électrique

L'étude électrique en fonctionnement à vide consiste en la détermination de la forme de la FEM de la machine ainsi qu'en son facteur.

7.2.1.2.1 Force électromotrice à vide

La force électromotrice de la génératrice a été simulée numériquement par le logiciel Flux3D.

La Figure 7-9 montre sa forme. Cette dernière n'est pas sinusoïdale.

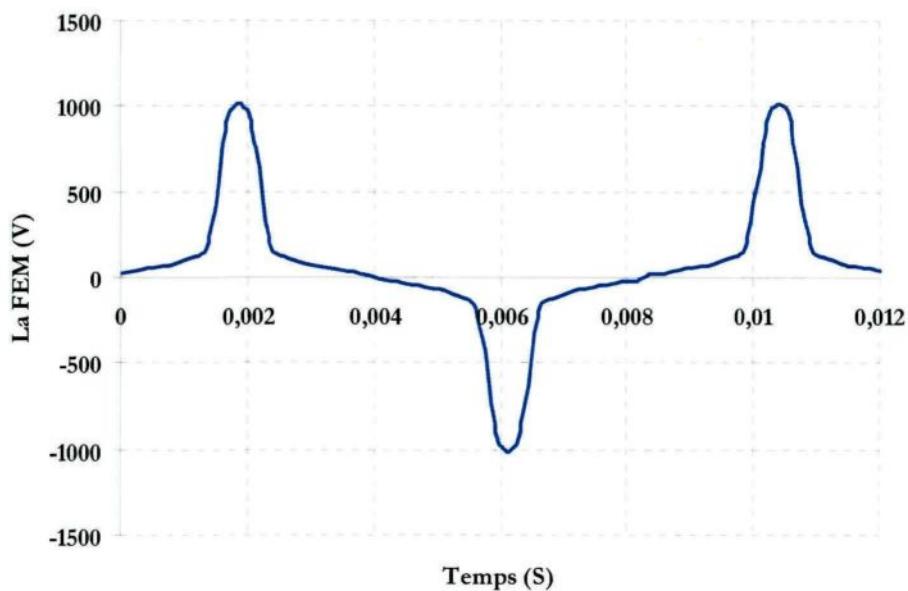


Figure 7-9 : FEM à vide de la génératrice tournant à 320 tr/min

Vu que l'enroulement de la machine à flux transverse est circulaire, la réduction des harmoniques de la FEM passe par un agencement différent des aimants au rotor.

7.2.2 Fonctionnement en charge

Pour compléter la caractérisation de la génératrice, une étude de la machine en fonctionnement « en charge » est nécessaire. Dans cette étude, il sera question de vérifier l'état de saturation des différentes pièces magnétiques ainsi que les valeurs du champ magnétique dans les aimants.

Les courbes de la tension et du courant seront simulées; ainsi, la puissance fournie par la génératrice sera déterminée.

7.2.2.1 Étude magnétique

L'état magnétique des parties actives de la machine en fonctionnement « à vide » a déjà fait l'objet de la section 7.2.1.1. En fonctionnement « en charge », cette étude a pour but de confirmer que le circuit magnétique reste hors saturation. La vérification des valeurs du champ magnétique dans les aimants est très importante. En effet, en charge, les aimants sont vulnérables au champ magnétique produit par le courant circulant dans le bobinage statorique.

7.2.2.1.1 Répartition de l'induction dans le circuit magnétique

Les résultats de simulation à 320 tr/min sous Flux 3D donnent une idée quantitative de la répartition de l'induction magnétique dans les parties actives de la machine (Figure 7-10). L'induction peut atteindre un maximum de 2 T et une moyenne de l'ordre de 1,2 T. Cette figure montre que le circuit magnétique de la machine n'est pas saturé.

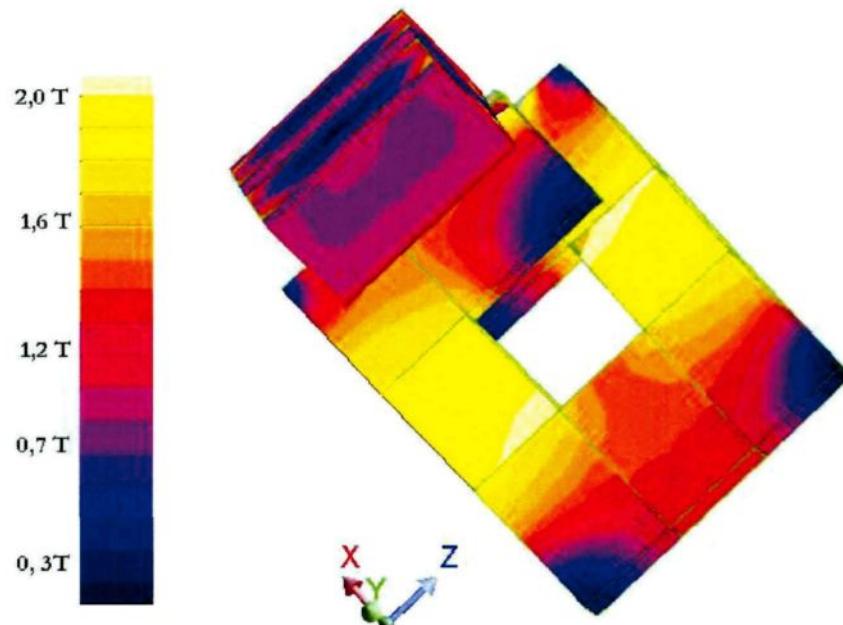


Figure 7-10 : Répartition de l'induction magnétique en charge (320 tr/min)

7.2.2.1.2 Champ magnétique dans les aimants

Les valeurs du champ magnétique dans les aimants de la machine à flux transverse tournant à 320 tr/min sont montrées à la Figure 7-11. Elles varient entre une valeur minimale de 130 kA/m et une valeur maximale de 620 kA/m. La valeur maximale est inférieure à la limite de démagnétisation qu'il ne faut pas atteindre pour ne pas démagnétiser les aimants.

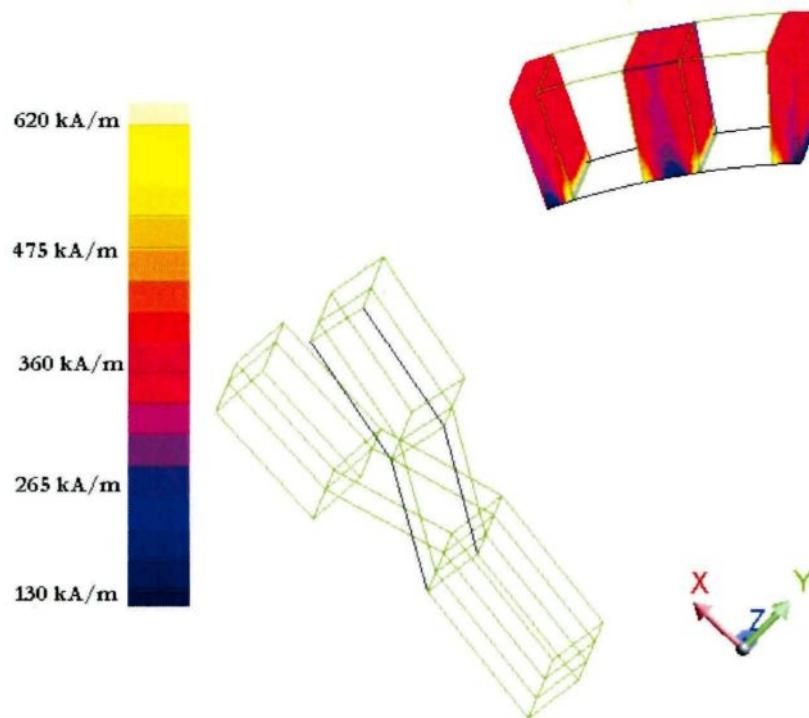


Figure 7-11 : Champ magnétique dans les aimants de la machine

7.2.2.1.3 Étude électrique

Les simulations précédentes, magnétiques et électriques à vide et magnétique en charge, ont permis de déterminer certains paramètres (k_e , le module du champ magnétique dans les différentes parties actives de la machine) et de valider les dimensions des circuits magnétiques et des aimants. Mais cela n'est pas suffisant pour déterminer toutes les caractéristiques de la

machine. Il est essentiel de simuler son comportement électrique « en charge » pour évaluer la puissance de sortie de la génératrice, son couple électromagnétique ainsi que son couple de détente.

Le présent paragraphe expose donc les résultats de simulations de la génératrice en charge. Il avance les formes des tensions aux bornes des enroulements et des courants circulant dans ces derniers.

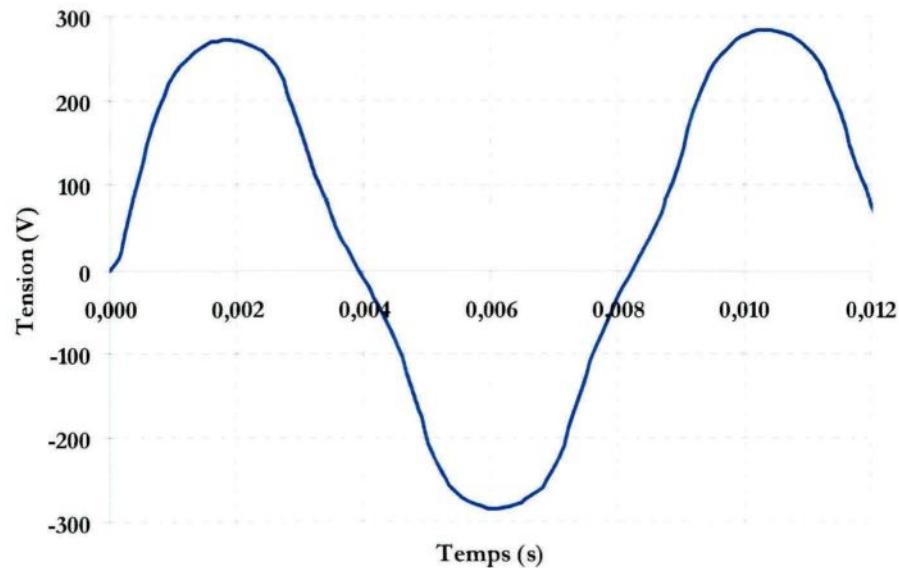


Figure 7-12 : Forme de la tension aux bornes de la génératrice à 320 tr/min

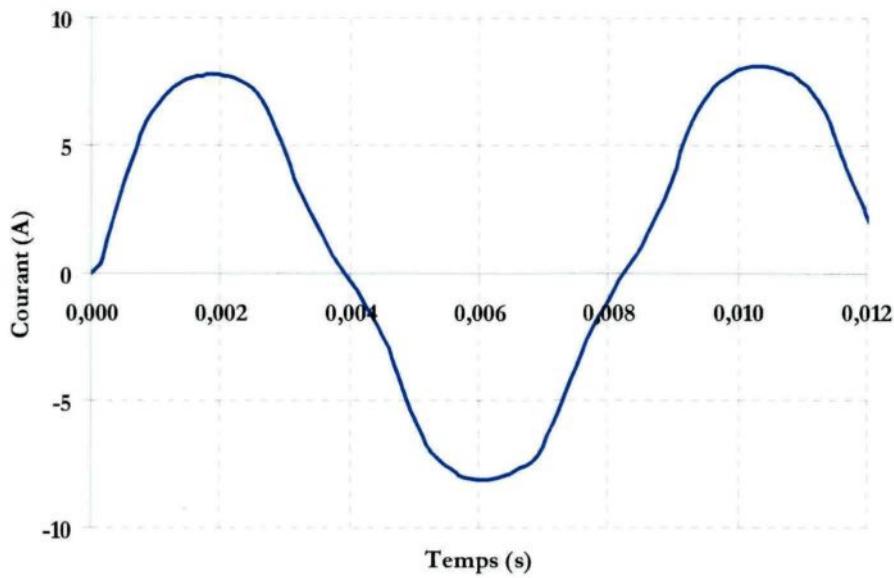


Figure 7-13 : Forme du courant généré par la génératrice à 320 tr/min

Lors d'une première analyse rapide des résultats, on observe que les allures globales des différentes courbes de tensions à toutes les vitesses sont semblables et quasisinusoïdales. À 320 tr/min, la courbe obtenue de la tension (figure 7-12) a pour valeur efficace 201,70 V, alors que celle du courant (figure 7-13) est de 5,76 A.

Puissance électrique

La puissance électrique de la génératrice calculée à partir d'un modèle à éléments finis est représentée à la Figure 7-14.

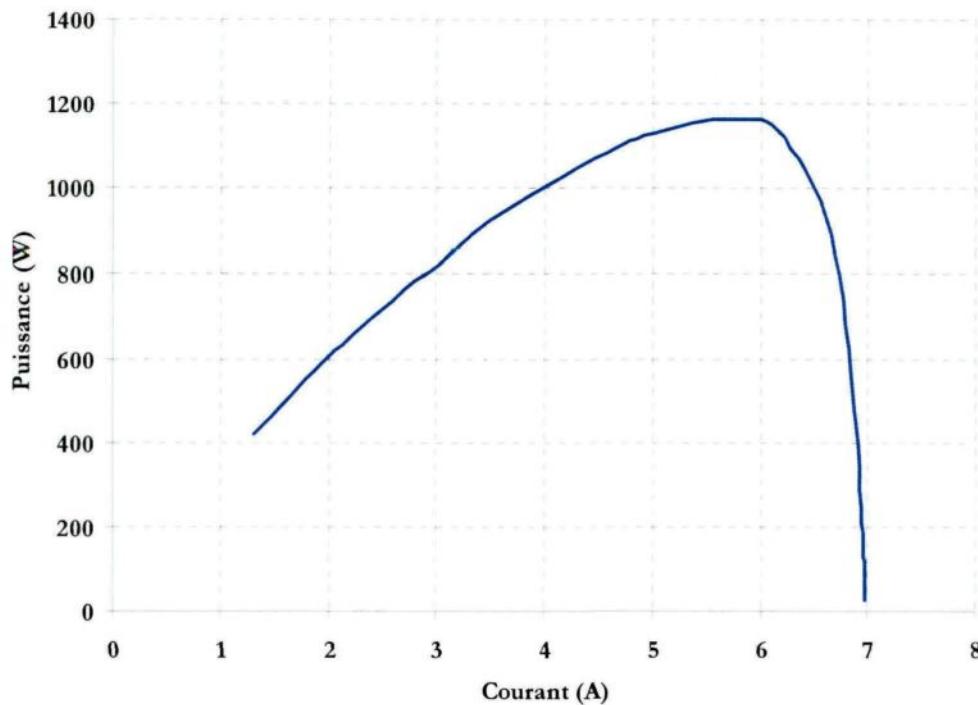


Figure 7-14 : Évolution de la puissance en fonction du courant dans le bobinage à 320 tr/min

La comparaison des performances de cette configuration avec celle d'une génératrice traditionnelle à aimants permanents (à flux radial) tournant à 320 tr/min montre que la génératrice à flux transverse simulée sur Flux 3D produit une puissance massique supérieure à cette dernière. En effet, une phase de la génératrice à flux transverse qui pèse 4,4 kg produit une puissance de 1,16 kW (La machine triphasée produit une puissance de 3,48 kW pour un poids de 13,2 kg) tandis que la génératrice traditionnelle pèse 18 kg et produit une puissance de 3 kW [ALX-2012].

7.2.2.2 Étude des performances globales : le couple électromagnétique

Le couple électromagnétique est une grandeur globale qui peut être estimée par le logiciel Flux 3D. L'allure de ce couple en fonction du temps apporte des informations sur le couple de détente.

La qualité du couple électromagnétique est l'une des importantes propriétés qu'il faut surveiller pour les machines à entraînement direct. Un faible couple de détente est nécessaire pour laisser les pales libres de tourner, même avec des vitesses de rotation faibles.

La Figure 7-15 décrit l'évolution du couple électromagnétique de la génératrice à flux transverse triphasée tournant à 320 tr/min. La figure montre que cette machine peut atteindre une valeur moyenne de couple de l'ordre de 110 N.m.

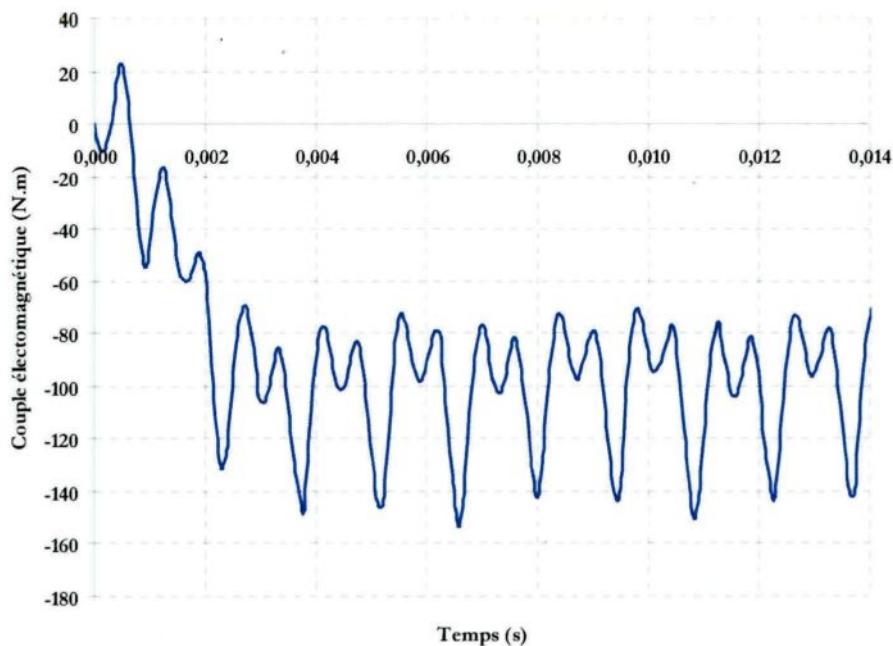


Figure 7-15 : Évolution du couple électromagnétique

En analysant la Figure 7-15, on constate que le couple électromagnétique a un taux d'ondulation de 25%. Cette valeur, qui doit être améliorée, est la conséquence des harmoniques (3, 5, 7 et 9) composants la force électromotrice.

7.3 CONCLUSION

À partir de la structure étudiée dans le troisième chapitre de cette thèse et des différentes configurations contenues dans la littérature, une configuration de la machine à flux transverse a été proposée.

Les premiers résultats de simulation sont encourageants et laissent croire que des puissances massiques de l'ordre de 300 W/kg peuvent être atteintes.

Malheureusement, le manque de fonds a été un obstacle à la réalisation d'un prototype de cette machine au laboratoire LIMA.

CHAPITRE 8

8. CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS

8.1 CONCLUSIONS

Le givrage des aéronefs en cours de vol est un problème majeur dans les régions où le climat hivernal est extrême tel que le Nord canadien. Pendant l'hiver, plusieurs compagnies arrêtent leurs opérations à cause des conditions givrantes.

Le laboratoire LIMA, en collaboration avec le LICOME et d'autres partenaires industriels travaille dans le but de concevoir un système de dégivrage destiné aux pales des petits hélicoptères en cours de vol. L'introduction d'une génératrice à bord de ces appareils s'avère nécessaire afin de fournir l'énergie électrique nécessaire au bon fonctionnement du système. La génératrice devrait être installée sur le mât de l'hélicoptère pour alimenter directement les éléments chauffants et donc éliminer les auxiliaires utilisés dans les systèmes existants.

En raison de son couple massique élevé, démontré dans plusieurs études, cette thèse a exploré la possibilité d'utiliser la machine à aimants permanents à flux transverse pour alimenter des éléments chauffants placés sur les pales des petits hélicoptères. Ce choix n'était pas seulement basé sur la réduction du poids du système de dégivrage : il résultait aussi du fait que la puissance exigée par les éléments chauffants est adaptable, quelle que soit la fréquence des phénomènes électromagnétiques dans la machine.

L'intégration d'une génératrice à flux transverse sur le mât de l'hélicoptère pour dégivrer ses pales représente un concept très innovateur et prometteur. En effet, il a été constaté que le

système de dégivrage, tel que proposé dans cette thèse, n'a jamais fait l'objet d'une étude, d'une application dans un hélicoptère ou d'un projet de recherche faisant état de la conception ou des performances d'un tel système.

La disponibilité de l'énergie électrique sur le rotor de l'hélicoptère a pour but principal d'éliminer des composantes auxiliaires pour son transfert. Parmi ces auxiliaires, mentionnons les bagues collectrices, dont l'utilisation pour transférer la puissance générée au rotor est complexe et coûteuse.

La présente thèse a exposé l'approche adoptée pour aboutir à la réalisation d'une génératrice électrique et à son intégration sur le mât de l'hélicoptère pour alimenter un système de dégivrage des pales. Une configuration de la machine à flux transverse a été proposée et sa construction a été simplifiée.

Cette thèse a aussi fourni les résultats des simulations analytiques et numériques de la conception de la génératrice à flux transverse, ainsi qu'un résumé de la réalisation et une description des impacts que celle-ci pourrait avoir sur les performances de la génératrice. Les résultats des essais ont été comparés aux simulations. Enfin, la comparaison des résultats a mené à des analyses et à des conclusions sur le prototype et sur les machines à flux transverse.

Les recommandations qui ont été soulignées et qui peuvent améliorer les performances du système de dégivrage mettront fin à ce rapport.

La revue de la littérature a confirmé nos choix vis-à-vis du type de génératrice à choisir pour le système de dégivrage. En effet, à basse vitesse, la machine à flux transverse a une puissance massique élevée. Cependant, ces machines ne se fabriquent pas en série dans l'industrie. L'inconvénient majeur de ces machines reste leur grande réactance principalement due aux importants flux de fuite.

Malgré cet inconvénient, elle reste compétitive dans une application comme celle visée dans cette thèse : le dégivrage des pales d'hélicoptères en cours de vol.

Le modèle analytique proposé dans cette thèse nous a permis d'estimer rapidement les performances de la machine à flux transverse en fonction de ses différents paramètres géométriques. L'étude de l'influence des ces paramètres sur les performances de la machine a apporté des informations sur la structure de la machine à flux transverse qui peut respecter le cahier des charges et qui est la mieux adaptée à l'application.

La simulation numérique à l'aide du logiciel d'éléments finis Flux 3D de CEDRAT a déterminé avec précision l'erreur commise dans le calcul analytique. La différence entre la simulation numérique et le calcul analytique est la conséquence de l'omission des fuites du flux magnétique lors du calcul analytique. Cette partie du calcul est donc primordiale dans la conception d'une machine de ce type.

La méthode des éléments finis s'est avérée parfaitement adaptée à cette phase de calcul. La modélisation sous Flux 3D de la structure initialement calculée analytiquement a permis d'apporter des améliorations dans la géométrie afin d'atteindre les performances souhaitées.

Le prototype de la génératrice à flux transverse conçu au sein du LIMA a été modélisé et simulé d'abord avec le logiciel Flux 3D. Ce logiciel offre de grandes possibilités pour évaluer plusieurs matériaux et paramètres des différentes parties de la machine pour ensuite optimiser sa conception du point de vue des matériaux et des performances.

Les simulations nous ont permis de comprendre que les fuites de flux sont la cause du petit pas polaire qui caractérise la machine, ce qui facilite l'interaction entre les différents circuits magnétiques du stator.

L'apport de la réalisation de ce prototype au sein du LIMA est particulièrement intéressant en matière de retour d'expérience. Le support des résultats de simulation permet de critiquer les résultats obtenus lors des essais et d'en tirer un certain nombre de conclusions. En effet, il est très important de ne pas négliger la conception mécanique de la génératrice et de faciliter l'assemblage des nombreux éléments qui la constituent.

La masse de la génératrice est composée de parties actives et de parties inactives. La masse des parties inactives représente pratiquement la moitié de la masse totale. Pour réduire la masse de la génératrice, l'utilisation des matériaux qui ont de petites masses volumiques pour construire les parties inactives est nécessaire. L'aluminium constitue un bon matériau pour la construction de ces parties.

Les essais sur ce prototype nous ont permis de prendre conscience de l'importance de la conception d'une génératrice triphasée pour éliminer ou réduire au minimum le couple de détente de ce genre de machine.

Le banc d'essai conçu au LIMA a permis de confirmer et de valider expérimentalement les attentes concernant les performances de ce genre de génératrice. D'un point de vue général, ces performances sont intéressantes en terme de puissance massique.

Ce travail apporte une contribution réelle à la définition d'un nouveau type d'alimentation des systèmes électrothermiques de dégivrage des pales en cours de vol.

8.2 RECOMMANDATIONS ET PERSPECTIVES

Cette thèse représente seulement une étude de conception et de réalisation d'un petit prototype d'une génératrice à flux transverse pour une application de dégivrage des pales d'hélicoptères en cours de vol.

Plusieurs problèmes d'intégration de la génératrice dans le système de dégivrage restent encore à résoudre, notamment la façon de déconnecter la génératrice du mât de l'hélicoptère dans les cas où on n'a pas besoin de dégivrer les pales, comment et à quelle place elle doit être fixée sur le mât de l'hélicoptère et la validation de ce choix par des expérimentations.

Dans le système réel de dégivrage des pales d'hélicoptères, il est question d'une puissance demandée de 40 kW. Un grand prototype de génératrice est nécessaire pour produire cette énergie. Pour concevoir une génératrice ayant une puissance beaucoup plus élevée atteignant des dizaines de kilowatts, les mêmes démarches, adoptées dans cette étude, seront utilisées. L'approche à adopter pour réaliser ce but est de mettre davantage l'accent sur le choix des matériaux et les dimensions des différentes parties constituant la machine sans avoir à toucher à la forme fondamentale géométrique adoptée au début des travaux de cette thèse.

Dans cette thèse, il était question de concevoir, de construire et de caractériser une machine monophasée à flux transverse. Les résultats obtenus de cette machine peuvent être généralisés pour une version triphasée en multipliant la puissance de sortie par trois.

Contrairement aux travaux effectués pendant la période de cette thèse où un prototype d'une génératrice monophasée a été étudié et conçu, et pour une application réelle, une génératrice à flux transverse triphasée est souhaitable afin de réduire les ondulations du couple. Il s'agit d'un

assemblage des trois phases sur le même axe, décalées entre elles d'un angle de 120° électrique.

L'ondulation du couple de ce genre de machine est quasi nulle.

Les simulations et les essais expérimentaux menés dans le cadre de cette thèse ont montré l'importance de la réactance synchrone de la génératrice, qui est la cause des fuites magnétiques. Dans le cadre d'une recherche ultérieure, il serait intéressant d'étudier l'utilisation d'autres matériaux ferromagnétiques tels que les amorphes. En effet, grâce à leurs caractéristiques magnétiques exceptionnelles, leur utilisation permettra d'éliminer les fuites interpolaires.

ANNEXE 1

PRINCIPALES CARACTÉRISTIQUES GÉOMÉTRIQUES DES CONDUCTEURS RONDS USUELS

Tableau A1-1 : Principales caractéristiques géométriques des conducteurs ronds usuels

AWG	Propriétés du fil rond en cuivre sans isolation									Propriétés du fil rond en cuivre avec isolation « Heavy Build »					
	Diamètre à nu (mm)			Section (mm ²)	Masse (g/km)	Résistance à 20°C (ohms/km)			Ohms/g	Épaisseur minimale d'isolation (mm)	Diamètre total (mm)			Masse (m/g)	Ohms/g
	Min.	Nom.	Max.	Nom.	Nom.	Min. Dia.	Nom. Dia.	Max. Dia.	Nom.		Min.	Nom.	Max.	Nom.	Nom.
0	8,171	8,252	8,334	53,456	475298	0,3286	0,3222	0,3159	0	0,052	8,275	8,367	8,458	0,00209	0
1	7,275	7,348	7,422	42,383	376845	0,4147	0,4064	0,3984	0	0,051	7,376	7,457	7,544	0,00264	0
2	6,477	6,543	6,609	33,603	298784	0,5231	0,5126	0,5024	0	0,050	6,576	6,652	6,728	0,00332	0
3	5,768	5,827	5,885	26,649	236948	0,6595	0,6464	0,6336	0	0,048	5,865	5,933	6,002	0,00419	0
4	5,138	5,189	5,240	21,136	187933	0,8311	0,815	0,7992	0	0,047	5,232	5,281	5,329	0,00529	0
5	4,575	4,620	4,666	16,755	148981	1,048	1,028	1,008	0	0,046	4,666	4,709	4,755	0,00667	0
6	4,072	4,115	4,155	13,290	118167	1,322	1,296	1,27	0,00001	0,044	4,163	4,201	4,244	0,0084	0,00001
7	3,630	3,665	3,701	10,544	93756	1,665	1,633	1,602	0,00001	0,043	3,713	3,752	3,787	0,01058	0,00001
8	3,231	3,264	3,297	8,362	74348	2,102	2,06	2,019	0,00002	0,042	3,315	3,348	3,383	0,01334	0,00002
9	2,878	2,906	2,934	6,627	58927	2,649	2,599	2,549	0,00004	0,041	2,959	2,990	3,020	0,01682	0,00004
10	2,563	2,588	2,614	5,258	46753	3,341	3,276	3,212	0,00007	0,039	2,642	2,667	2,695	0,02118	0,00006
11	2,281	2,304	2,327	4,166	37040	4,218	4,135	4,054	0,00011	0,038	2,357	2,383	2,408	0,02671	0,00011
12	2,032	2,052	2,073	3,306	29396	5,315	5,21	5,108	0,00017	0,037	2,106	2,129	2,151	0,03363	0,00017

13	1,811	1,829	1,847	2,025	23341	6,691	6,561	6,436	0,00028	0,036	1,882	1,902	1,923	0,04231	0,00027
14	1,613	1,628	1,643	2,080	13500	8,436	8,279	8,126	0,00044	0,041	1,694	1,713	1,732	0,05318	0,00044
15	1,435	1,450	1,466	1,651	14680	10,65	10,43	10,21	0,00071	0,038	1,511	1,529	1,547	0,06698	0,00069
16	1,278	1,290	1,303	1,307	11619	13,44	13,18	12,92	0,00113	0,037	1,351	1,368	1,384	0,08447	0,00111
17	1,138	1,151	1,163	1,039	9239	16,94	16,57	16,21	0,00179	0,036	1,209	1,224	1,240	0,106	0,00175
18	1,013	1,024	1,034	0,822	7312	21,36	20,94	20,53	0,00286	0,033	1,080	1,095	1,110	0,1338	0,0028
19	0,901	0,912	0,922	0,652	5803	26,99	26,39	25,81	0,00454	0,032	0,965	0,979	0,993	0,1684	0,00444
20	0,805	0,813	0,820	0,519	4610	33,85	33,21	32,6	0,0072	0,029	0,864	0,877	0,892	0,2115	0,00702

ANNEXE 2

LES CARACTÉRISTIQUES DES DIFFÉRENTS MATÉRIAUX CONSTITUANT LA MACHINE CONÇUE

Pour l'aimant :

- Induction rémanente de l'aimant : $B_r = 1,32T$;
- Perméabilité relative de l'aimant : $\mu_{rm} = 1,13$;
- Masse volumique de l'aimant : $\rho_a = 7400kg/m^3$.

Pour les matériaux constituant le stator et le rotor:

- Perméabilité relative du fer : $\mu_{rFe} = 1820$;
- Induction de saturation du fer : $B_{Fesat} = 2,03T$;
- Masse volumique du fer : $\rho_{fe} = 7600kg/m^3$.

ANNEXE 3

RÉSULTATS DES DEUX PROTOTYPES FABRIQUÉS AU LIMA

Résultats du premier prototype

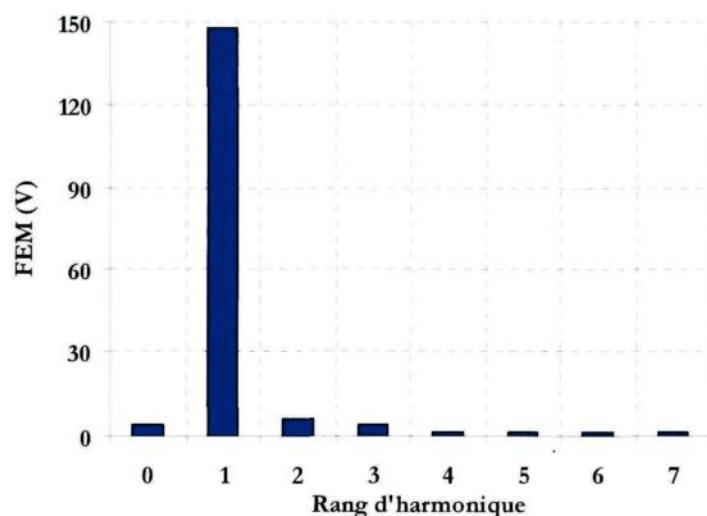


Figure A1- 1 : Rang d'harmonique de la FEM à vide mesurée à 320 tr/min (1^{er} prototype)

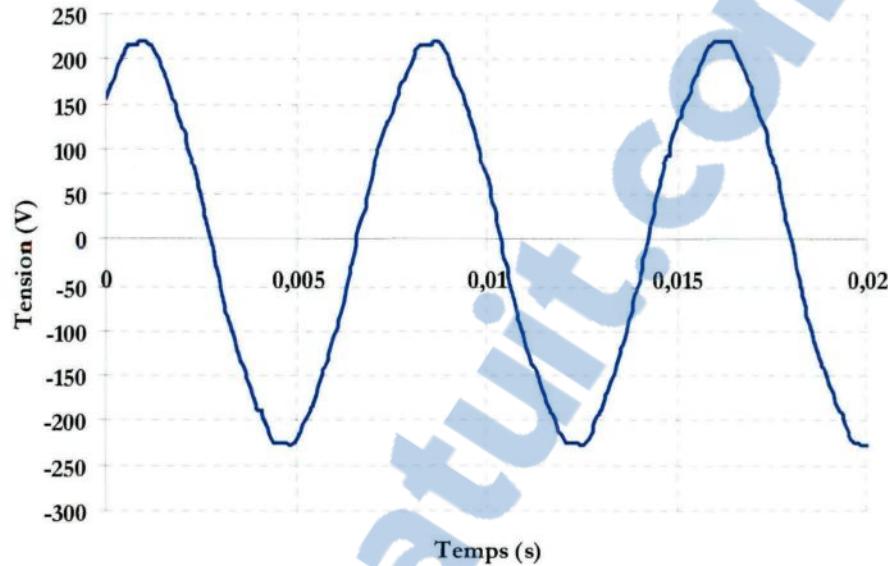


Figure A1- 2 : Relevé de la FEM mesurée de la génératrice à 350 tr/min (1^{er} prototype)

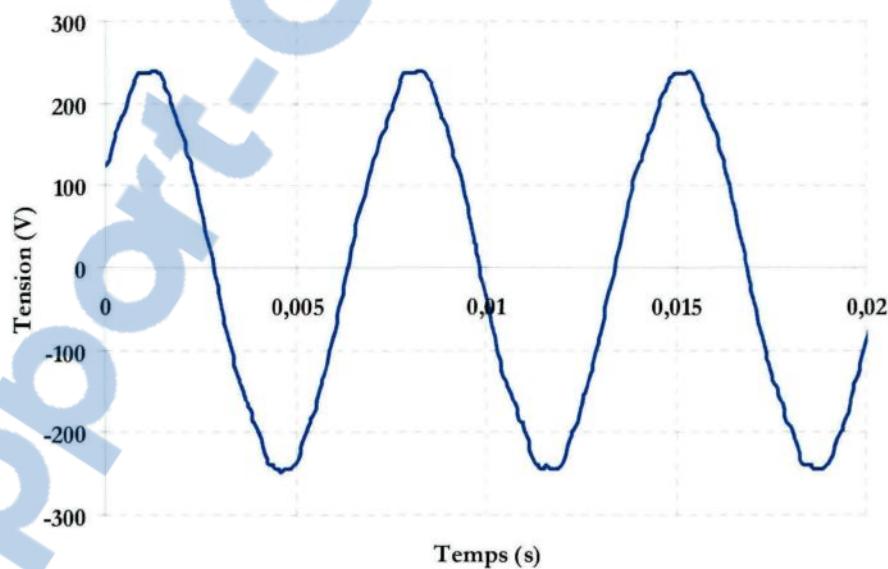


Figure A1- 3 : Relevé de la FEM mesurée de la génératrice à 387 tr/min (1^{er} prototype)

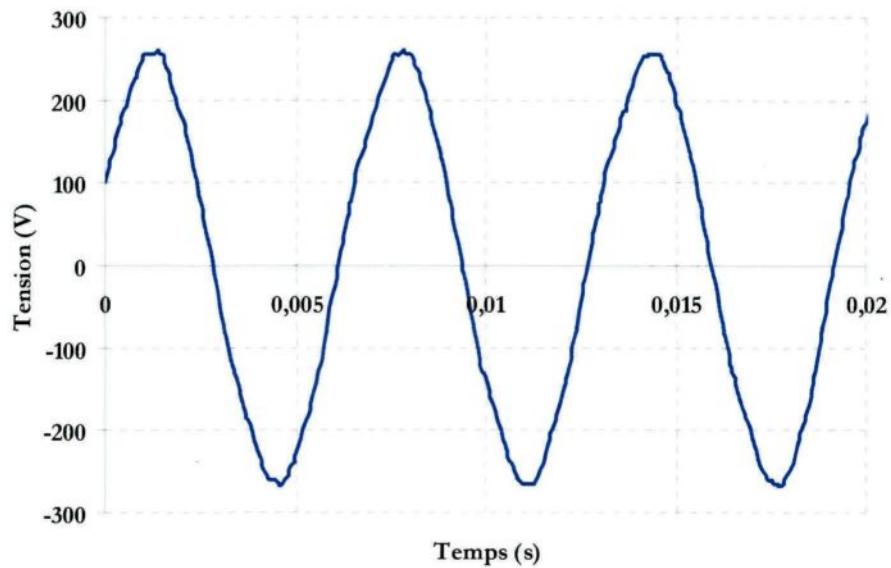


Figure A1- 4 : Relevé de la FEM mesurée de la génératrice à 409 tr/min (1^{er} prototype)

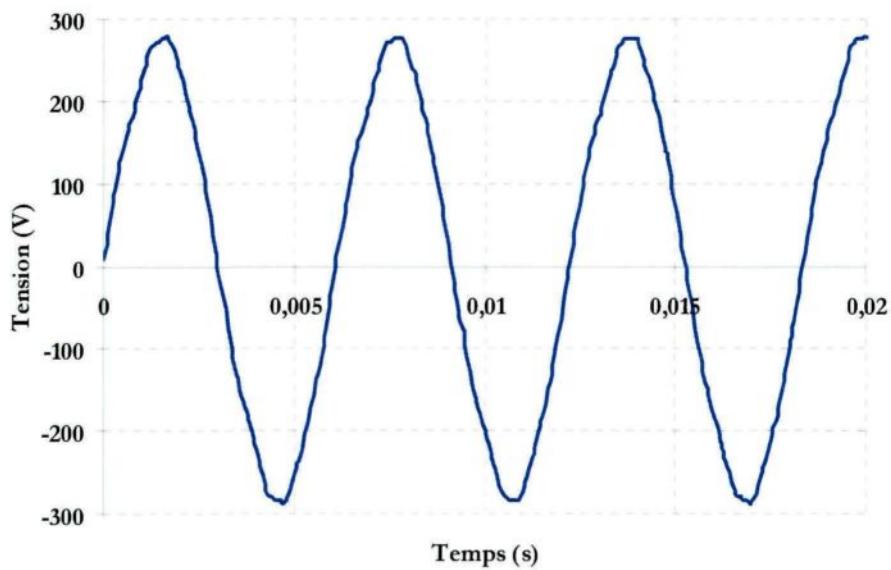


Figure A1- 5 : Relevé de la FEM mesurée de la génératrice à 438 tr/min (1^{er} prototype)

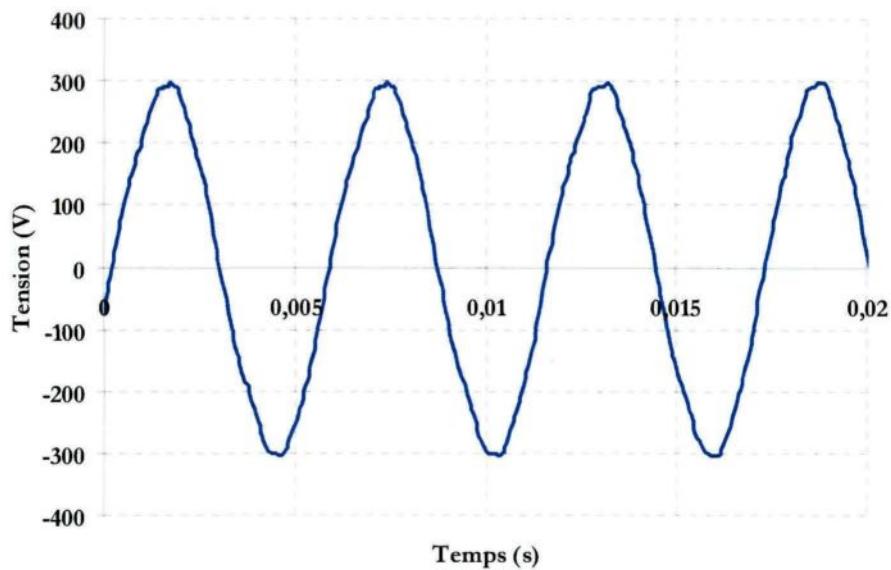


Figure A1- 6 : Relevé de la FEM mesurée de la génératrice à 468 tr/min (1^{er} prototype)

Résultats du deuxième prototype

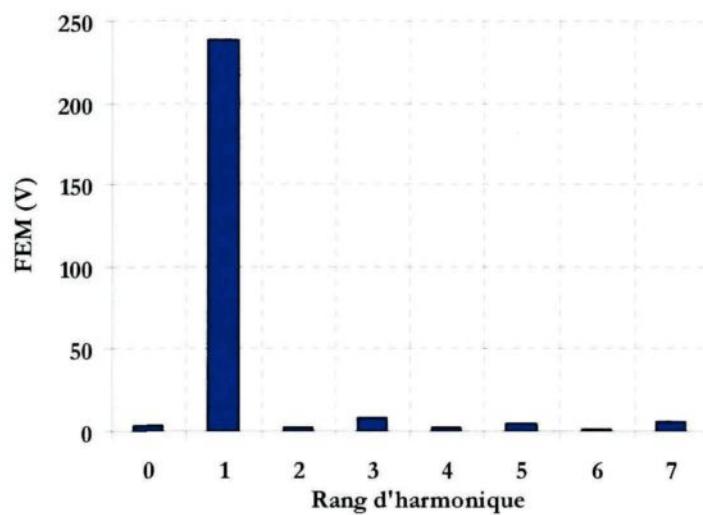


Figure A1- 7 : Rang d'harmonique de la FEM à vide mesurée à 320 tr/min (2^{eme} prototype)

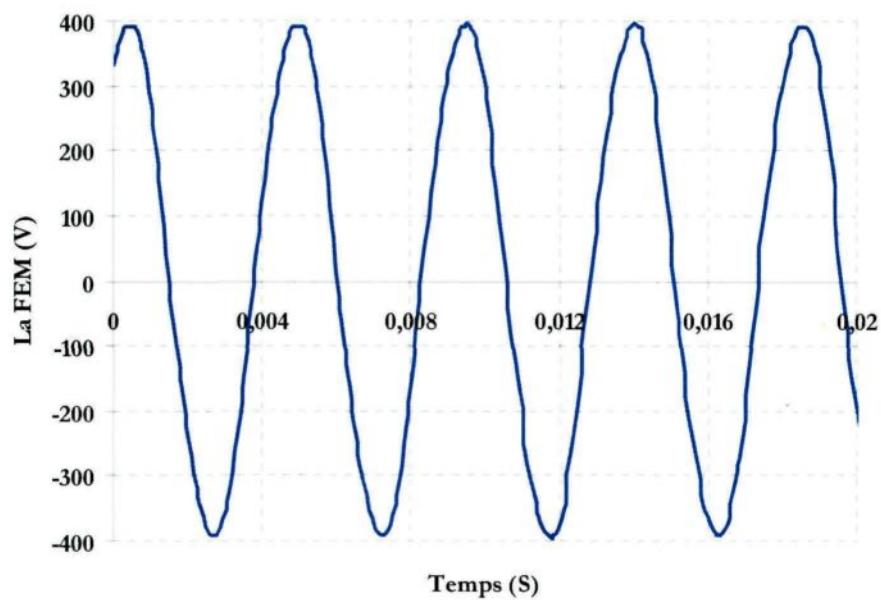


Figure A1- 8 : Forme de la tension fournie par la génératrice à 630 tr/min en charge (70 Ω)
(2^eme prototype)

RÉFÉRENCES

- [ALL-1995] **S. Allano**, "Petits moteurs Électriques", Technique de l'Ingénieur, Traité de Génie électrique, D3720, pp.1-23, 1995.
- [ALX-2012] **Alxion.**, "Catalogue : Gamme d'alternateurs Alxion STK pour éoliennes", <http://www.alxion.com/produit/94.pdf>.
- [ANP-2001] **P. Anpalahan**, "Design of Transverse Flux Machines using Analytical Calculations & Finite Element Analysis", Thèse de doctorat, Royal Institute of Technology, Stockholm 2001.
- [ANP-2001-1] **P. Anpalahan**, J. Soulard and H.-P. Nee, "Design steps towards a high power factor transverse flux machine", In Proc. European Conf. On Power Electronics and Applications, Graz, Austria, 2001.
- [ARS-2002] **W. Arshad, T. Backstrom, C. Sadarangani**, "Investigating a Transverse Flux Machine with Intermediate Poles", IEE International conference on Power Electronics and Electrical Machines, pp. 325-328, April 2002.
- [ATI-2011] **ATI Allegheny Ludlum**, "<http://www.alleghenytechnologies.com>".
- [AUB-2003] **Roger J. Aubert**, "History of Ice Protection System Design at Bell Helicopter", FAA In-Flight Icing/Ground De-icing International Conference and Exhibition, Chicago, Illinois, USA, Juin 2003.
- [AYD-2002] **M. Aydin, S. Huang and T.A. Lipo**, "A new axial flux surface mounted permanent magnet machine capable of field control", IEEE Industry Applications Annual Meeting, pp.1250-1257, Oct 2002.

- [AYD-2004] **M. Aydin, S. Huang and T.A. Lipo**, "Axial Flux Permanent Magnet Disc Machines : A Review", Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation, and Motion (SPEEDAM), pp.61-71, Capri Italy, 2004.
- [BAS-2009] **S. Baserrah, K. Rixen, B. Orlik**, "Transverse Flux Machines with Distributed Windings for In-Wheel Applications", The Eighth International Conference on Power Electronics and Drive Systems. Taipeh, November 2009.
- [BIN-1978] **Earle T. Binckley**, "Helicopter blade ice protection systems", U.S.Patent No 4.131.250, 1978.
- [CAL-2000] **M. P. Cals, R. Henry and D. Guffond**, "Icing simulation in 3D duct: experiments and numerical simulation", 38th AIAA Aerospace Sciences Meeting Exhibit, Reno, Nevada, USA, 2000.
- [CED-2004] **CEDRAT**, "FLUX 3D technical paper : Permanent magnet machine", Mai 2004.
- [CED-2005] **CEDRAT**, "FLUX 3D User's Guide", Mars 2005.
- [CHE-2008] **L. Chen, B. Li, C. Liu and R. Tang**, "Design and study of novel transverse flux permanent magnet synchronous motor", Proc. IEE Conference on Electrical Machines & Systems, Wuhan, China, pp. 3554-3558, 2008.
- [COF-1987] **Jr. Coffman H. J**, "Helicopter Rotor Icing Protection Methods", Journal of the American Helicopter Society, pp. 34-39, 1987.
- [CRI-2006] **CRIAQ**, "Low-Energy Ice Protection system applied To Small Rotorcraft", Rapport interne, P.29-61, 2006.

- [DEH-2007] **N. Dehlinger**, “Étude des performances d'une machine à flux transverse à noyaux ferromagnétiques amorphes”, Mémoire de maîtrise, Université de Laval Québec, 2007.
- [DUB-2000] **M. R. Dubois, H. Polinder, and J. A. Ferreira**, “Comparison of generator topologies for direct-drive wind turbines”, In Proceedings of the Nordic Countries Power and Industrial Electronics Conference (NORPIE), Aalborg, Denmark, pp. 22-26, June 2000.
- [DUB-2004-1] **M. R. Dubois, H. Polinder**, “Study of TFPM machines with toothed rotor applied to direct-drive generators for wind turbines”, Nordic Workshop on power and Industrial Electronics- NORPIE, Norway, 2004.
- [DUB-2004-2] **M. R. Dubois**, “Optimized Permanent Generator Topologies for Direct-Drive Wind Turbine”, Thèse de doctorat Technische Universiteit Delft, The Netherlands, janvier 2004.
- [DUB-2006] **M.R. Dubois, N. Dehlinger, H. Polinder, D. Massicotte**, “Clawpole Transverse-Flux Machine with Hybrid Stator”, In Proceedings of the International Conference on Electrical Machines (ICEM06), Chania, September 2006.
- [ELF-2005] **A. M. EL-Refaie and T. M. Jahns**, “Comparaison of synchronous PM machine types for wide constant-power speed operation”, In Conf. Rec. 2005 IEEE Ind. App. Soc. Annu. Meeting, Hong Kong, Oct 2005.
- [FLE-1991] **R. J. Flemming and A. Saccullo**, “Tests of a Model Main Rotor in the Lewis Research Center Icing Research Tunnel”, NASA CR 189071, December, 1991.

- [FLE-2003] **R. J. Flemming**, "History of Ice Protection System Development at Sikorsky Aircraft", FAA In-Flight Icing/Ground De-icing International Conference and Exhibition, Chicago, Illinois, USA, 2003.
- [FLE-2007] **R. J. Flemming, P. J. Alldridge**, "Sikorsky S-92Aand S-76D Rotor Ice Protection Systems", SAE Aircraft & Engine Icing International Conference & Exhibition, Seville, Spain, 2007.
- [FOR-2011] **G. Fortin, M. Adomou, and J. Perron** "Experimental Study of Hybrid Anti-Icing Systems Combining Thermoelectric and Hydrophobic Coatings" SAE 2011 International Conference on Aircraft and Engine Icing and Ground Deicing, Chicago, Illinois, USA, juin 2011.
- [GAS-2004] **L. Gasc**, "Conception d'un actionneur à aimants permanents à faible ondulations de couple pour assistance de direction automobile", Thèse de Doctorat, Institut National Polytechnique de Toulouse, France, 2004.
- [GCC-2012] **Garde Côtière Canadienne**, "Pourquoi le GCC a-t-elle besoin d'hélicoptères?", <http://www.ccg-gcc.gc.ca/f0001599>.
- [GRA-1996] **A. Grauers**, "Design of Direct-driven Permanent-magnet Generatrors for Wind Turbines", Ph. D. dissertation, School Elect. And Computer Eng., Chalmers Univ. Tech. Göteborg, Sweden, 1996.
- [GRE-2003] **S. Grehant**, "Contribution à l'étude de moteur à flux transverse", Thèse de Doctorat, Institut National Polytechnique de Grenoble, pp. 367-386, 2003.
- [GUO-2004] **Y. G. Guo, J. G. Zhu**, "Study of Permanent Magnet Transverse Flux Motors with Soft Magnetic Composite Cores", Power Eng. Conf., Austr. Univer. Brisbane, Australia, 2004.

- [HAD-2000] **D. Hadjidj, A. Miraoui and J.M. Kauffmann**, "Optimization of a transverse Vernier Individual Hybrid Reluctance Motor for an electrical wheel", Proc. IEE Conf. Elec. Mach. And Drives, pp.1768, 2000.
- [HAD-2000-1] **D. Hadjidj, A. Miraoui and J.M. Kauffmann**, "Modelling of a transverse Vernier hybrid reluctance motor", The European Physical Journal Applied Physics, Vol. 11, pp. 183-188, 2000
- [HAR-1989] **M.R. Harris and T.J.E. Miller**, "Comparaison of Design and Performance Parameters in Switched Réductance and Induction Motors", Proc. IEE Conf. Elec. Mach. And Drives, pp. 303-307, 1989.
- [HAR-1996] **M.R. Harris, G.H. Pajooman and S.M.A. Sharkh**, "Performance and Design Optimisation of Electric Motors with Heteropolar surface Magnets and Homopolar Windings", Proc. IEE Conference on Electrical Power Appl., Vol. 143 No.6, pp. 429-436, November 1996.
- [HAR-1997] **M.R Harris, G.H. Pajooman and S.M.A. Sharkh**, "The Problem of Power Factor in VRPM (Transverse-Flux) Machines", Proc. IEE Conference on Electrical Machines & Drives, Cambridge, pp. 386-390, 1997.
- [HEN-1997] **G. Henneberger, M. Bork**, "Development of a new transverse flux motor", IEE Colloquium on New Topologies for Permanent Magnet Machines Digest 1997-2090, 1997.
- [HUA-1997] **S. Huang, J. Luo, and T.A. Lipo**, "Analysis and evaluation of the transverse flux circumferential current machine", in Proc. IEEE Industry Application Soc. Annu. Meeting, New Orleans, LA, pp. 241-247, 1997.

- [HUA-1997-1] **S. Huang, J. Luo, and T.A. Lipo**, “Evaluation of the transverse flux circumferential current machine by the Use of Sizing Equations”, IEEE Intern. Elec. Mach. And Drives conf., Milwaukee, 1997.
- [JUF-1996] **M. Jufer**, “Circuits magnétiques”, Technique de l’Ingénieur, Traité de Génie électrique, D1050, pp. 1-30, 1996.
- [K&J-2011] **K&J Magnetics, Inc.**, “<http://www.kjmagnetics.com/bhcurves.asp>”.
- [LAF-2008] **C. Laforte**, “Déformation à la rupture adhésive par traction, flexion et torsion d’un substrat givré”, Thèse de Doctorat, Université du Québec à Chicoutimi, Chicoutimi, 2008.
- [LAM-2000] **P. Lampola**, “Directly Driven, Low-Speed Permanent-Magnet Generators for Wind Power Applications”, Ph. D. dissertation, Lab. Electromechanics, Helsinki Univ. Tech., Finland, 2000.
- [LAN-2000] **A. Lange, W.-R. Canders, F. Laube and H. Mosebach**, “Comparison of different drive systems for a 75kW electrical vehicle drive”, In Proc. Int. Conf. on Elec. Mach., pp. 1308-1312, 2000.
- [LAN-2006] **A. Lange**, “Traction Drive Technology at Voith—Design Aspects and Solutions”, Int. Conf. on Elec. Mach., paper 273.
- [LAT-2006] **R. LATEB**, “Modélisation des machines asynchrones et synchrones à aimants avec prise en compte des harmoniques d’espace et de temps : Application à la propulsion marine par POD”, Thèse de Doctorat, Institut National Polytechnique de Lorraine, 2006.

- [LAW-1980] **P.J. Lawrenson, J.M. Stephenson, P.T. Blenkinsop, J.Corda, And N.N. Fulton**, “Variable-speed switched réluctance motors”, Proc. IEE, Vol.127, No. 4, pp. 253-265, 1980.
- [LEP-1996] **F. Leprince-Ringuet**, “Aimants permanents : Matériaux et applications”, Technique de l’Ingénieur, Traité de Génie électrique, D2100, pp.1-30, 1996.
- [LIB-2003] **F. Libert, J. Soulard**, “Design Study of a Direct-Driven Surface Mounted Permanent Magnet Motor for Low Speed Application”, Journal Electromotion, vol. 10, n. 4, pp. 252-257, 2003.
- [LOR-1983] **H. Loran A, O. Randall G, and W. Ralph**, “JUH-1H Pneumatic Boot Deicing System Flight Test Evaluation”, Final report, Army Aviation Engineering Flight Activity Edwards AFB CA, pp. 103, May 1983.
- [LOV-2004] **E. Lovelace, T. M. Jahns, T. A. Keim and J. H. Lang**, “Mechanical Design Considerations For Conventionally Laminated, High-Speed, Interior PM Synchronous Machine Rotors”, IEEE Transaction on Industry Applications, vol. 40, n. 3, pp. 806-812, 2004.
- [MAS-2000] **A. Masmoudi and A. Elantably**, “An approach to sizing high power density TFPMS intended for hybrid bus electric propulsion”, Elect. Mach. Power Syst., Vol.28, No. 28, pp. 341-354, 2000.
- [MAS-2004] **A. Masmoudi, A. Njeh, A. Mansouri, H. Trabelsi and A. Elantably**, “Optimizing the Overlap Between the Stator Teeth of a Claw Pole Transverse-Flux Permanent-Magnet Machine”, in Proc. IEEE Transaction on Magnetics., Vol.40, No. 3, pp. 1573-1577, 2004.

- [MAS-2005] **A. Masmoudi**, “On the attempts to optimize the performance and cost-effectiveness of TFPM drives : a crucial challenge for the automotive industry”, European transaction on electrical power, pp. 481-495, 2005.
- [MAT-1995] **D. Matt, J. F. Llibre**, “Performances comparées des machines à aimants et à réluctance variable. Maximisation du couple massique ou volumique”, Journ. Phys. III, vol. 5, n. 10, pp. 1621-1641, oct. 1995.
- [MIT-1995] **A. J. Mitcham and J. J. A. Cullen**, “Motors and drives for surface ship propulsion : comparaison of technologies”, in proc. Electric Propulsion Conf., paper 4, 1995.
- [MOR-2005] **L. Moreau**, “Modélisation, conception et commande de génératrices à réluctance variable basse vitesse”, Thèse de Doctorat, École polytechnique de l'université de Nantes, 2005.
- [NJE-2003] **A. Njeh, A. Masmoudi, A. Elantably**, “3D FEA based investigation of the cogging torque of a claw pole transverse flux permanent magnet machine”, IEEE International Conference on Electrical Machines and Drives, Madison/Wisconsin/ USA, 2003.
- [PAL-2008] **J. L. Palacios**, “Design, fabrication, and testing of an ultrasonic de-icing system for helicopter rotor blades”, Thèse de doctorat, The Pennsylvania State University, USA, Mai 2008.
- [PER-1997] **J-C. Perron**, “Matériaux magnétiques – Matériaux ferromagnétiques amorphes et nanocristallins”, Technique de l'Ingénieur, Traité de Génie électrique, D2150, pp.1-26, 1997.

- [PRO-2009] **Proto Laminations**, "Magnetic Materials Comparisons", Excel document,
<http://www.protolam.com>, 2009.
- [SEN-1997] **P.C. Sen**, "Principles of Electric Machines and Power Electronics", (2^{eme} Édition), New York : Wiley, p 21, 1997.
- [SVE-2006] **D. Svechkarenko, J. Soulard, C. Sadarangani**, "A novel Transverse Flux Generator in Direct-Drive Wind Turbines", ICEM Chania, Greece, 2006.
- [TIM-1998] **James A. Timothy S.**, "Electrical power generators", U.S.Patent No 5.793.137, 1998.
- [TIM-2001] **James A. Timothy S.**, "Rotary apparatus", U.S.Patent No 6.181.235, 2001.
- [VAR-2005] **Christian Vargel**, "Propriétés générales de l'aluminium et de ses alliages", Technique de l'Ingénieur, M 4661, pp.1-16, 2005.
- [WEH-1986] **H. Weh, H. May**, "achievable force densities for permanent magnet excited machines in new configurations", Proc. Int. Conf. On Elec. Mach., pp. 1107-1111, 1986.
- [WIL-2005] **T. Wildi et G. Sybille**, "Électrotechnique", (4^{cme} Édition), Édition de Boeck Université, Bruxelles, p 1215, 2005.
- [WU-2000] **W. Wu, V. S. Ramsden, T. Crawford, G. Hill**, "A Low-Speed, High-Torque, Direct-Drive Permanent Magnet Generator For Wind Turbines", IEEE Industry Application Conference, Rome Italy, pp. 147-154, 2000.