Contribution à la modélisation de la tension d'arbre d'alternateurs de forte puissance en vue d'une utilisation pour le diagnostic

Thèse

présentée pour l'obtention du

Doctorat de l'Université de Lille

Spécialité : Génie électrique

par

Kévin Darques

Soutenue le 15 Novembre 2018 devant le jury composé de :

M. Babak Nahid-Mobarakeh	Président, Rapporteur	Professeur à l'Université de Lorraine
M. Anouar Belahcen	Rapporteur	Professeur à l'Université d'Aalto (Finlande)
Mme Mélisande BIET-EVRARD	Examinatrice	Ingénieur de recherche à EDF R&D
M. Lauric Garbuio	Examinateur	Maitre de conférence à l'Université de Grenoble
M. Karim Beddek	Invité	Ingénieur de recherche à EDF R&D
M. Yvonnick Le Menach	Co-directeur de thèse	Professeur à l'Université de Lille
M. Abdelmounaïm Tounzi	Directeur de thèse	Professeur à l'Université de Lille

Table des matières

In	ntroduction générale 13			
1	La 1	tensior	n d'arbre, contexte et état de l'art	16
	1.1	Conte	xte, les turboalternateurs du parc nucléaire	17
		1.1.1	Contexte industriel	17
		1.1.2	Les turboalternateurs	18
	1.2	Les dé	éfauts dans les machines électriques	20
		1.2.1	Les courts-circuits entre tôles	20
		1.2.2	Les excentricités	21
		1.2.3	Les courts-circuits entre spires de l'enroulement rotorique	22
	1.3	Le dia	gnostic des défauts	23
		1.3.1	Les techniques de détection	23
		1.3.2	La mesure de la tension d'arbre	26
	1.4	La ter	nsion d'arbre	27
		1.4.1	Présentation du phénomène	27
		1.4.2	Les origines de la tension et des courants d'arbre	29
			1.4.2.1 Les dissymétries magnétiques	29
			1.4.2.2 Les flux magnétiques axiaux	30
			1.4.2.3 Les charges électrostatiques	31
			1.4.2.4 Les sources extérieures	31
		1.4.3	Les dommages provoqués par les courants d'arbre	32
		1.4.4	La surveillance de la tension d'arbre en vue du diagnostic	33
	1.5	La mo	délisation de la tension d'arbre	35

		1.5.1	Méthode	e analytique	35
		1.5.2	Simulati	on numérique	37
			1.5.2.1	Les modèles	37
			1.5.2.2	La détection de défauts par l'analyse de la tension	
				d'arbre \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots	39
			1.5.2.3	$Démarche \ d'investigation . \ . \ . \ . \ . \ . \ . \ . \ . \ .$	40
	1.6	Conclu	usion		41
2	Ana	dyse d	e la tens	ion d'arbre de structures simplifiées	43
	2.1	Métho	odologie		44
	2.2	Explic	ation du	phénomène par approche analytique	45
		2.2.1	Démarch	ne de modélisation	45
		2.2.2	Machine	saine	47
		2.2.3	Machine	en fonctionnement défectueux $\ldots \ldots \ldots \ldots \ldots$	50
			2.2.3.1	Excentricité statique	50
			2.2.3.2	Excentricité dynamique	52
			2.2.3.3	Court-circuit rotorique	54
		2.2.4	Conclusi	ion	55
	2.3	La mé	thode des	s éléments finis	56
		2.3.1	Les équa	ations de Maxwell	56
		2.3.2	Les lois	de comportement	57
		2.3.3	Les cond	litions aux limites	58
		2.3.4	Les form	nulations fortes	59
			2.3.4.1	Les formulations en magnétostatique \hdots	59
			2.3.4.2	Les formulations en magnétodynamique $\ .$	60
		2.3.5	Les form	nulations faibles	61
		2.3.6	La prise	en compte de la non-linéarité	62
		2.3.7	La prise	en compte du circuit externe	63
		2.3.8	Le mouv	<i>r</i> ement	63
	2.4	Modél	isation de	e structures simplifiées	64
		2.4.1	Modèle	des structures étudiées	64
		2.4.2	Approch	les de calcul de la tension d'arbre $\ldots \ldots \ldots \ldots$	66
			2.4.2.1	Inducteur entre l'arbre et la carcasse \ldots	67
			2.4.2.2	Méthode des bobines virtuelles	67
		2.4.3	Étude de	es structures simplifiées	69
		2.4.4	En cond	itions normales de fonctionnement $\ldots \ldots \ldots \ldots$	70
			2.4.4.1	Structure bipolaire	70

			2.4.4.2	Structure quadripolaire $\dots \dots \dots$
			2.4.4.3	Synthèse
		2.4.5	Excentri	cité statique
			2.4.5.1	Structure bipolaire
			2.4.5.2	Structure quadripolaire $\dots \dots \dots$
			2.4.5.3	Synthèse
		2.4.6	Excentri	cité dynamique
			2.4.6.1	Structure bipolaire $\ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots .$ 79
			2.4.6.2	Structure quadripolaire $\dots \dots \dots$
			2.4.6.3	Synthèse
		2.4.7	Court-ci	$rcuit rotorique \dots \dots$
			2.4.7.1	Structure bipolaire $\ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots 82$
			2.4.7.2	Structure quadripolaire $\dots \dots \dots$
			2.4.7.3	Synthèse
	2.5	Concl	usion	
0	т	, • ,	•	
3	$\frac{100}{2}$	estigat	$\lim_{n \to \infty} \sup_{n \to \infty} \frac{1}{2}$	les turboalternateurs 88
	ა.1 იი	Dema:	rcne d'inv	estigation
	3.2	Model	Cármát	es turboalternateurs
		3.2.1 2.2.2	Geometi	nes
		3.2.2	modeles	Ma:llaga 02
			0.2.2.1 2.0.0.0	Mainage
			0.2.2.2 2 0 0 2	Robinage stategique
			0.2.2.0 2 0 0 4	Conditions do simulation
	<u> </u>	Machi	0.2.2.4	ditions permales
	0.0	3 3 1	Détormi	nation des courants de circulation
		229	Étudo d	a l'alternateur de 1300 MW
		J.J.⊿ 3 3 3	Étude d	$\begin{array}{c} \text{alternateur de 1500 WW} \\ \text{alternateur de 600 WW} \\ \begin{array}{c} 101 \\ 101 \end{array}$
		334	Conclus	102
	3 /	Excen	tricitá sta	tique 103
	0.4	3/1	Détermi	nation des courants de circulation
		349	Impact	du bobinago statoriquo
		0.4.2	3 4 9 1	Étudo de l'alternatour de 1300 MW
			3/99	Étude de l'alternateur de 600 MW
			9.4.2.2 3/192	Synthèse 100
		219	0.4.2.0 Infuona	$\frac{100}{100}$
		J.4.J	muence	e des divers parametres en fonctionnement à vide 109

			3.4.3.1 Sévérité de l'excentricité	09
			3.4.3.2 Localisation de l'excentricité 1	10
			3.4.3.3 Influence des paramètres du circuit 1	11
		3.4.4	Études en charge $\ldots \ldots 1$	12
		3.4.5	Impact des courants induits dans le bobinage amortisseur $\mathbf 1$	16
		3.4.6	Conclusion	18
	3.5	Excen	tricité dynamique	18
		3.5.1	Détermination des courants de circulation $\ldots \ldots \ldots \ldots \ldots 1$	19
		3.5.2	Impact du bobinage statorique	20
			3.5.2.1 Étude de l'alternateur de 1300 MW 1	20
			3.5.2.2 Étude de l'alternateur de 600 MW $\ldots \ldots \ldots \ldots 1$	21
			3.5.2.3 Synthèse $\ldots \ldots \ldots$	22
		3.5.3	Influence des divers paramètres en fonctionnement à vide 1	23
			3.5.3.1 Sévérité de l'excentricité	23
			3.5.3.2 Localisation de l'excentricité	24
			3.5.3.3 Influence des paramètres du circuit	24
		3.5.4	Études en charge $\ldots \ldots \ldots$	25
		3.5.5	Impact des courants induits dans le bobinage amortisseur 1	26
		3.5.6	Conclusion	26
	3.6	Court-	circuit entre spires de l'enroulement rotorique	27
		3.6.1	Détermination des courants de circulation	27
		3.6.2	Impact du bobinage statorique	28
			3.6.2.1 Étude de l'alternateur de 1300 MW 1	29
			3.6.2.2 Étude de l'alternateur de 600 MW $\ldots \ldots \ldots \ldots 14$	30
			3.6.2.3 Synthèse $\ldots \ldots \ldots$	31
		3.6.3	Influence des divers paramètres en fonctionnement à vide 1	32
			3.6.3.1 Influence de la sévérité	32
			3.6.3.2 Impact de la position du court-circuit	32
			3.6.3.3 Influence des paramètres du circuit	34
		3.6.4	Études en charge $\ldots \ldots \ldots$	35
		3.6.5	Impact des courants induits dans le bobinage amortisseur 1	36
		3.6.6	Conclusion	37
	3.7	Conclu	usion sur l'investigation	38
4	Mo	délisat	ion en trois dimensions 13	39
	4.1	Introd	uction à la modélisation en trois dimensions	40
	4.2	Modél	isation en trois dimensions d'un alternateur de grande puissance 1	41

		4.2.1	Maillage	. 141
		4.2.2	Conditions de simulation	. 142
	4.3	En cor	nditions normales de fonctionnement $\ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots$. 142
	4.4	Excent	tricité statique	. 145
	4.5	Excent	tricité dynamique	. 146
	4.6	Court-	-circuit rotorique	. 147
	4.7	Conclu	usion sur la modélisation en 3D	. 148
Co	onclu	sion g	énérale	149
\mathbf{A}	Dév	eloppe	ement mathématique du calcul du flux rotorique sous u	ıe
	ouve	erture	polaire avec une excentricité statique	153
в	Dév	eloppe	ement mathématique du calcul du flux rotorique sous u	ıe
	ouve	erture	polaire avec une excentricité dynamique	155
С	Déte	ermina	ation des composantes d'un court-circuit rotorique p	ar
	déco	omposi	ition en série de Fourier	157
_		_		
D	Dév	eloppe	ement mathématique du calcul du flux rotorique sous un	1e
	ouve	erture	polaire avec un court-circuit entre spires	159
\mathbf{E}	Dév	eloppe	ement mathématique sur la détermination des couran	\mathbf{ts}
	de c	irculat	tion dans le cas d'une excentricité statique	160
_				
F	Dév	eloppe	ement mathématique sur la détermination des couran	ts
	de c	irculat	tion dans le cas d'une excentricité dynamique	163
G	Dév	eloppe	ement mathématique sur la détermination des couran	\mathbf{ts}
	de c	irculat	tion dans le cas d'un court-circuit rotorique	166
			-	

Table des figures

1.1	Coupe d'un alternateur [Verrier et al., 2009]	19
1.2	Illustration d'un court-circuit entre tôles [Biet, 2014]	20
1.3	Excentricité statique (a), excentricité dynamique (b) et excentricité	
	combinée (c)	21
1.4	Illustration d'un court-circuit entre spires [Albright et al., 1999]	22
1.5	Capteur de flux dans l'entrefer [Albright et al., 1970]	24
1.6	Bobine permettant de mesurer le flux de fuite [Cuevas et al., 2016]	24
1.7	méthode RSO [Sumatron, 2004]	25
1.8	Mesure de la tension d'arbre sur un alternateur de 1300 MW	27
1.9	Illustration d'un alternateur avec mesure de la tension d'arbre $\ .\ .\ .$	28
1.10	Flux circonférentiel (à gauche) et localisation de la tension d'arbre (à	
	droite) \ldots	30
1.11	Illustration sur la création d'un flux homopolaire en présence d'ex-	
	centricité	30
1.12	Tension d'arbre due aux sources extérieures	31
1.13	Glaçage (à gauche) et cannelures (à droites) [Aegis, 2016] $\ldots \ldots$	33
1.14	Système de surveillance de la tension d'arbre proposé par Nippes	
	[Nippes and Galano, 2002]	34
1.15	Explication du phénomène par Yucai [Yucai et al., 2012]	36
1.16	Calcul de la tension d'arbre avec un couplage circuit externe $\ . \ . \ .$	38
1.17	Détermination de la tension d'arbre avec l'aide d'une spire virtuelle .	38
1.18	Impact de la rainure de clavette (key way)	39

2.1	Géométrie de la machine quadripolaire	46
2.2	Flux sous plusieurs ouvertures polaires (a) et flux circonférentiel (b) .	47
2.3	Représentation des axes	48
2.4	Induction radiale en fonction du temps lorsque la machine est saine .	49
2.5	Induction radiale en fonction du temps pour la position à 0 $^{\circ}$ (a) et en	
	fonction de la position à un instant donné (b) en cas d'excentricité	
	statique	51
2.6	Induction radiale en fonction du temps pour la position à 0 $^{\circ}$ (a) et en	
	fonction de la position à un instant donné (b) en cas d'excentricité	
	statique, machine bipolaire	51
2.7	Induction radiale en fonction du temps (a) et en fonction de la position	
	(b) en cas d'excentricité dynamique	53
2.8	Induction radiale en fonction du temps (a) et de la position (b) en	
	cas d'excentricité dynamique lorsque p = 1	53
2.9	Induction radiale en fonction du temps (à gauche) et de la position	
	(à droite) avec un court-circuit rotorique, machine quadripolaire $\ . \ . \ .$	55
2.10	Représentation d'un domaine électromagnétique [Bacchus, 2016]	58
2.11	Éléments de discrétisation utilisables par le code	61
2.12	Couplage circuit	63
2.13	Géométries de la machine à deux pôles (à gauche) et à 4 quatre pôles	
	(à droite)	65
2.14	Maillage de la machine simplifiée à quatre pôles	65
2.15	Courbes $B(H)$ au rotor et au stator $\ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots$	66
2.16	Induction radiale dans l'entrefer pour la machine simplifiée à 4 pôles .	66
2.17	Illustration de la boucle de courant générée par un flux circonférentiel	67
2.18	Représentation des bobines virtuelles	68
2.19	Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b)	
	en linéaire, machine bipolaire	71
2.20	Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b)	
	en non linéaire, machine bipolaire	71
2.21	Distribution de l'induction lorsque les caractéristiques des matériaux	
	sont linéaires (a) et non linéaires (b) en conditions normales	71
2.22	Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b)	
	en linéaire, machine quadripolaire	72
2.23	Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b)	
	en non linéaire, machine quadripolaire	72

2.24	Distribution de l'induction lorsque les caractéristiques des matériaux	
	sont linéaires (a) et non linéaires (b) en conditions normales $\ . \ . \ .$	73
2.25	Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b)	
	en linéaire, machine bipolaire	75
2.26	Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b)	
	en non linéaire, machine bipolaire	75
2.27	Décomposition spectrale des forces électromotrices et de la tension	
	d'arbre dans le cas d' une excentricité statique	75
2.28	Distribution de l'induction lorsque les caractéristiques des matériaux	
	sont linéaires (a) et non linéaires (b) dans le cas d'une excentricité	
	statique	76
2.29	Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b)	
	en linéaire, machine quadripolaire	77
2.30	Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b)	
	en non linéaire, machine quadripolaire	77
2.31	Décomposition spectrale des forces électromotrices et de la tension	
	d'arbre dans le cas d'une excentricité statique $\ldots \ldots \ldots \ldots \ldots$	77
2.32	Distribution de l'induction lorsque les caractéristiques des matériaux	
	sont linéaires (a) et non linéaires (b) dans le cas d'une excentricité	
	statique	78
2.33	Visualisation de l'impact d'une excentricité statique à $t=0,t=0.33s$	
	et $t = 0.66s$	78
2.34	Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b)	
	en linéaire, machine bipolaire $\hfill\hf$	79
2.35	Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b)	
	en non linéaire, machine bipolaire	80
2.36	Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b)	
	en linéaire, machine quadripolaire	80
2.37	Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b)	
	en non linéaire, machine quadripolaire	81
2.38	Visualisation de l'impact d'une excentricité dynamique à $t = 0, t =$	
	$0.33s \text{ et } t = 0.66s \dots $	81
2.39	Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b)	
	en linéaire, machine bipolaire	82
2.40	Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b)	
	en non linéaire, machine bipolaire	83

2.41	Distribution de l'induction en linéaire (a) et en non linéaire (b) dans
	le cas d'un court-circuit entre spires
2.42	Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b)
	en linéaire, machine quadripolaire \hdots
2.43	Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b)
	en non linéaire, machine quadripolaire $\hfill \ldots \hfill \ldots \hfill \ldots \hfill \hfi$
2.44	Distribution de l'induction en linéaire (a) et en non linéaire (b) dans
	le cas d'un court-circuit entre spires
2.45	Visualisation de l'impact d'un court-circuit entre spires à $t = 0, t =$
	$0.33s \text{ et } t = 0.66s \dots 85$
3.1	Procédé d'investigation
3.2	Alternateur de 600 MW (a) et de 1300 MW (b) 92
3.3	Zoom sur les maillages du 600 MW (a) et du 1300 MW (b)
3.4	Caractéristiques $B(H)$ de l'alternateur de 600 MW (a) et de 1300 MW
0.1	(b)
3.5	Circuit du turboalternateur de 600 MW
3.6	Circuit du turboalternateur de 1300 MW
3.7	Positionnement des voies pour une machine quadripolaire
3.8	Tension d'arbre en conditions normales de fonctionnement 100
3.9	Distribution de l'induction sur une section de coupe
3.10	Forces électromotrices (a) et courants de circulation (b) 100
3.11	Tension d'arbre lorsque la machine est saine $\hdots \ldots \hdots \ldots \hdots \ldots \hdots \hdots\hdots$
3.12	Forces électromotrices (a) et courant de circulation (b) lorsque l'al-
	ternateur de 600 MW est sain \hdots
3.13	Distribution de l'induction sur une section de coupe en conditions
	normales pour l'alternateur de 600 MW
3.14	Tensions d'arbre dans chaque cas pour l'alternateur de 1300 MW $~$ 106
3.15	Forces électromotrices induites dans chacune des 4 voies
3.16	Courants de circulation
3.17	Distribution de l'induction pour les trois cas $\ldots \ldots \ldots$
3.18	Tensions d'arbre dans chaque cas pour l'alternateur de 600 MW $$ 107
3.19	Forces électromotrices induites dans chacune des 2 voies
3.20	Courant de circulation $\ldots \ldots \ldots$
3.21	Distribution de l'induction pour les trois cas
3.22	Impact de la sévérité de l'excentricité

3.23	Amplitude de l'harmonique à 250 Hz en fonction de la sévérité de
	l'excentricité
3.24	Influence de la localisation de l'excentricité
3.25	Influence de R_1 (a) et de R_2 (b) sur la tension d'arbre
3.26	Influence de L_1 sur les courants de circulation $\ldots \ldots \ldots$
3.27	Influence de L_1 sur la tension d'arbre $\ldots \ldots \ldots$
3.28	Impact de la charge sur la tension d'arbre $\hfill \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots 114$
3.29	Courants de circulation avec une charge résistive (a) et inductive (b) . 114
3.30	Comparaison d'un courant de circulation à vide et en charge $\ . \ . \ . \ . \ 114$
3.31	Distribution de l'induction à vide (a), avec une charge résistive (b)
	ou inductive (c) \ldots
3.32	Comparaison d'un courant de circulation à vide et en charge lorsque
	les matériaux sont supposés à caractéristique B(H) linéaire $\ .\ .\ .\ .\ .$ 115
3.33	Impact de la charge sur la tension d'arbre lorsque les matériaux sont
	supposés à caractéristique B(H) linéaire
3.34	Visualisation des courants induits dans les barres amortisseurs $\ . \ . \ . \ 117$
3.35	Distribution de l'induction sans (a) et avec (b) les courants induits
	dans les barres amortisseurs \hdots
3.36	Comparaison des tensions d'arbre obtenues en magnétostatique et
	magnétodynamique (zoom x100)
3.37	Influence du bobinage statorique du turboalternateur de 1300 ${\rm MW}$
	dans le cas d'une excentricité dynamique \hdots
3.38	$\label{eq:courants} {\rm Courants} \ {\rm de} \ {\rm circulation} \ . \ . \ . \ . \ . \ . \ . \ . \ . \ $
3.39	Influence du bobinage statorique du turboalternateur de 600 $\rm MW$
	dans le cas d'une excentricité dynamique \hdots
3.40	Courants de circulation
3.41	Impact de la sévérité de l'excentricité
3.42	Amplitude de l'harmonique à 300 Hz en fonction de la sévérité de
	$l'excentricité \ldots 123$
3.43	Influence de la localisation de l'excentricité
3.44	Influence de R_1 (a) et de R_2 (b) sur la tension d'arbre
3.45	Influence de L_1 sur la tension d'arbre $\ldots \ldots \ldots$
3.46	Impact de la charge sur la tension d'arbre $\hfill \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots 126$
3.47	Tension d'arbre avec les courants induits dans les amortisseurs (zoom
	$x100)\ldots126$
3.48	Influence du bobinage statorique du turboalternateur de 1300 ${\rm MW}$
	dans le cas d'un court-circuit rotorique

3.49	Courants de circulation
3.50	Distribution de l'induction pour les trois cas $\ldots \ldots \ldots$
3.51	Influence du bobinage statorique du turboalternateur de 600 $\rm MW$
	dans le cas d'un court-circuit rotorique \hdots
3.52	${\rm Courant} \ {\rm de} \ {\rm circulation} \ \ \ldots \$
3.53	Impact de la sévérité du court-circuit sur la tension d'arbre 132
3.54	Amplitude de l'harmonique à 300 Hz en fonction de la sévérité du
	$\operatorname{court-circuit}\ .\ .\ .\ .\ .\ .\ .\ .\ .\ .\ .\ .\ .\$
3.55	Défauts étudiés $\dots \dots \dots$
3.56	Impact de la localisation du court-circuit sur la tension d'arbre $.\ 133$
3.57	Courant de circulation pour différentes localisations de court-circuit $% \left(1,1,1,1,1,1,1,1,1,1,1,1,1,1,1,1,1,1,1,$
3.58	Distribution de l'induction au rotor pour deux localisations de court-
	circuit $\ldots \ldots 134$
3.59	Influence de R_1 (a) et de R_2 (b) sur la tension d'arbre
3.60	Influence de L_1 sur la tension d'arbre $\ldots \ldots \ldots$
3.61	Impact de la charge sur la tension d'arbre $\hfill \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots 135$
3.62	Distribution de l'induction sans (a) et avec (b) les courants induits
	dans les barres amortisseurs \hdots
3.63	Tension d'arbre avec les courants induits dans les amortisseurs (zoom
	x100)
4.1	Maillage en 3D du turboalternateur de 1300 MW
4.2	Tension d'arbre en conditions normales \hdots
4.3	Courants de circulation en conditions normales
4.4	Distribution de l'induction au milieu de la machine (a) et sur la partie
	frontale (b) $\ldots \ldots 144$
4.5	Tension d'arbre en cas d'excentricité statique
4.6	Courants de circulation en cas d'excentricité statique $\ .\ .\ .\ .\ .\ .\ .\ .$
4.7	Tension d'arbre avec une excentricité dynamique
4.8	Courants de circulation en cas d'excentricité dynamique
4.9	Tension d'arbre avec un court-circuit entre spires $\hfill\$
4.10	Courants de circulation en cas de court-circuit rotorique 147
C.1	Force magnétomotrice totale (a) et composante due au défaut (b) 158

Introduction générale

L'énergie électrique étant encore aujourd'hui produite, en très grande partie, par des centrales nucléaires ou thermiques [RTE, 2017], la maintenance des grands alternateurs du parc en exploitation est donc primordiale pour assurer la continuité de la fourniture d'énergie. Dans le cas des sites de production nucléaire, les premières machines ont été construites dans les années 70 [Godin and Thoraval, 1994] pour une durée d'exploitation initiale de 40 ans. Depuis, Electricité de France (EDF) a revu cette échéance à la hausse avec pour objectif de prolonger la durée de vie des installations de 20 ans [EDF, 2016] ce qui rend la maintenance prédictive et le suivi de l'évolution de la 'santé' des alternateurs encore plus crucial.

En effet, les turboalternateurs de grande puissance utilisés pour la production de l'énergie sont soumis à d'importantes contraintes thermiques et mécaniques qui peuvent conduire à des défaillances. En règle générale, ces défauts ne sont pas nuisibles au bon fonctionnement de la machine et ne posent pas de réels problèmes quant aux performances. Toutefois, ils peuvent évoluer vers des défaillances plus sévères provoquant, à terme, des dégradations entrainant des réparations très couteuses avec des périodes d'arrêt pénalisantes. Dans ces conditions, il est primordial de pouvoir les détecter afin de protéger l'ensemble de l'installation.

Cela nécessite l'utilisation de diverses méthodes de diagnostic mais également le développement de nouveaux outils permettant de surveiller efficacement les grands alternateurs tout en assurant une meilleure disponibilité [EDF, 1994]. Dans ce contexte, EDF a mis en place un programme visant à élaborer de nouveaux dispositifs de diagnostic afin de détecter, de manière anticipée, différents défauts qui peuvent survenir durant le fonctionnement de la machine. Ainsi, outre les approches basées sur l'exploitation des mesures des grandeurs globales classiques, un intérêt est également porté à l'analyse de l'induction d'entrefer [Iamamura, 2011] ou encore à l'éventuelle utilisation de la tension d'arbre. Cette grandeur a été initialement observée suite à des dégradations, d'origine électrique, au sein des organes mécaniques de machines de production d'électricité [Alger and Samson, 1924]. Différentes études ont alors montré qu'il existait un potentiel non nul entre les deux extrémités de l'arbre qui conduisait à créer des courants importants pouvant, entre autres, provoquer des dégâts par électro-érosion. Depuis, des systèmes de mesures permettent de quantifier, de manière préventive, le potentiel électrique induit le long de l'arbre [EDF, 2014] dans l'objectif de protéger les organes mécaniques des machines.

Parmi les origines de cette tension, qui n'est jamais nulle même dans le cas de machine saine, on dénombre les dissymétries magnétiques [Ammann et al., 1988]. Dès lors, certains défauts provoquant un déséquilibre de l'induction magnétique, l'analyse de la tension d'arbre pourrait éventuellement être utilisée à des fins de diagnostic [Torlay, 1999].

Par conséquent, la compréhension physique des phénomènes à l'origine de la tension d'arbre est primordiale pour pouvoir déterminer l'impact d'un défaut donné. En effet, bien que ces phénomènes soient aujourd'hui bien connus, leurs analyses physiques, quant à elles, restent encore floues et il est difficile de prévoir la contribution spécifique d'un défaut sur la tension d'arbre. Le recours à des outils de simulation numérique, telle la méthode des éléments finis, permettrait de déterminer celle-ci pour ainsi déterminer potentiellement la signature d'un défaut sur une machine donnée.

C'est dans ce contexte que s'inscrit cette thèse, réalisée dans le cadre d'une convention CIFRE entre EDF R&D situé à Palaiseau et le laboratoire L2EP de l'université de Lille. L'objectif des travaux est de contribuer à modéliser la tension d'arbre d'alternateurs de grande puissance en vue d'améliorer la compréhension des phénomènes physiques. Dans ce but, le recours à une approche numérique par éléments finis est indispensable pour pouvoir quantifier, indépendamment, chacune des causes pouvant générer une modification de la tension d'arbre lorsque la machine présente un défaut d'excentricité ou de court-circuit entre spires de l'enroulement rotorique.

Ce manuscrit de thèse est divisé en 4 chapitres :

Le premier est un état de l'art présentant les précédents travaux relatifs à l'étude de la tension d'arbre. La première partie se focalise sur les composants constitutifs d'un turboalternateur ainsi que sur les différents défauts qui peuvent survenir dans les machines électriques. Ensuite, les différentes méthodes de détection issues de la littérature sont explicitées. Les causes générant une tension d'arbre ainsi que les systèmes de mesures sont également présentés. Enfin, une revue des travaux consacrés à la détermination de cette quantité par approche analytique et numérique clôt cette partie.

Le deuxième chapitre est consacré aux études permettant de comprendre les phénomènes à l'origine de la tension d'arbre sur des machines simplifiées. Dans un premier temps, sous l'hypothèse d'une machine idéale, nous déterminerons, qualitativement par une approche analytique, l'impact de défauts communs (excentricités et courts-circuits rotoriques) sur la création d'une potentielle tension d'arbre. Cette approche est basée sur l'analyse de l'induction radiale dans l'entrefer à partir du produit de la force magnétomotrice rotorique et de la perméance. Ensuite, nous nous intéresserons à l'étude de deux machines simplifiées par la méthode des éléments finis. Après une présentation de cette dernière ainsi que des fonctionnalités du code de calcul de champ électromagnétique utilisé, les résultats de simulation obtenus pour les mêmes défauts investigués par l'approche analytique seront présentés et analysés.

La simulation de structures simplifiées ne suffisant pas à étudier tous les phénomènes physiques, le troisième chapitre porte sur la modélisation et l'étude plus réaliste de deux alternateurs de grande puissance à savoir une machine bipolaire de 600 MW et une machine quadripolaire de 1300 MW. L'objectif de cette partie est de mener une investigation sur les causes pouvant contribuer à modifier l'allure de la tension d'arbre à travers une modélisation en deux dimensions. L'influence des voies d'enroulements en parallèle, de la localisation du défaut ou encore de la prise en compte des courants induits dans les amortisseurs sur les effets des défauts précédemment introduits est étudiée.

Le dernier chapitre est dédié à la modélisation en trois dimensions d'un alternateur de grande puissance. Tout d'abord, nous présenterons le maillage de la machine avec la prise en compte simplifiée des têtes de bobines rotoriques et statoriques. Ensuite, les résultats relatifs à une simulation en conditions normales et en cas de défauts seront présentés et comparés aux signaux déterminés dans le chapitre précédent avec une modélisation bidimensionnelle.

Enfin, une conclusion aux travaux menés et différents pistes d'approfondissement closent le manuscrit.

1

La tension d'arbre, contexte et état de l'art

Dans ce chapitre, nous introduirons le contexte des travaux puis nous présenterons les machines électriques équipant les centrales de production. Lors du fonctionnement d'un turboalternateur, plusieurs défauts peuvent survenir. Un rappel de ceux qui sont les plus fréquemment rencontrés sera présenté et nous listerons, de façon non exhaustive, les outils de diagnostic existants qui permettent de surveiller cesdits défauts. Dans la prospection de nouveaux outils de diagnostic, des travaux ont montré l'intérêt d'analyser la tension d'arbre afin de déterminer la signature d'un défaut. Tout d'abord, nous donnerons une définition de la tension d'arbre puis nous présenterons les origines pouvant générer cette dernière. Enfin, nous passerons en revue les systèmes de mesure équipant le parc nucléaire ainsi que les travaux permettant une modélisation de cette tension d'arbre.

Sommaire

1.1	Contexte, les turboalternateurs du parc nucléaire 17
1.2	Les défauts dans les machines électriques 20
1.3	Le diagnostic des défauts
1.4	La tension d'arbre $\ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots 27$
1.5	La modélisation de la tension d'arbre
1.6	Conclusion

1.1 Contexte, les turboalternateurs du parc nucléaire

1.1.1 Contexte industriel

Les centrales de production d'énergie électrique sont équipées de machines synchrones entrainées par une turbine. Ces machines nécessitent une surveillance et une maintenance préventive continue afin de garantir la continuité de la production et la durée de vie des installations. En effet, elles sont soumises à des contraintes mécaniques et thermiques importantes ce qui peut induire l'occurrence de défauts lors de leur fonctionnement. De faible sévérité, ces derniers peuvent être acceptables et ne présentent pas de risques significatifs pour la machine et ses performances. Cependant, à long terme, ces défauts peuvent évoluer et engendrer des complications voire, dans le pire des cas, la destruction de la machine provoquant alors l'arrêt de l'alternateur. Il est donc nécessaire de développer des outils permettant de surveiller, de manière la plus efficace possible, les grands alternateurs de production. Dans ce contexte, EDF a développé un programme dans le but d'élaborer de nouvelles procédures de diagnostic pour suivre l'évolution de quelques défauts et assurer ainsi une maintenance prédictive efficace.

Dans un premier temps, nous présenterons le fonctionnement d'un turboalternateur dont nous rappellerons les principales caractéristiques. Nous introduirons également les défauts les plus fréquents et plus particulièrement les défauts d'excentricités qu'elles soient statiques ou dynamiques et les défauts de courts-circuits. De nombreux travaux ayant porté sur les outils potentiels de diagnostic, une bibliographie non exhaustive des différentes procédures existantes comme l'analyse vibratoire ou l'analyse du flux de fuites, seront présentées.

Dans une seconde partie, nous donnerons une définition de la tension électrique qui existe entre les deux extrémités de l'arbre d'un alternateur puis nous présenterons les causes qui peuvent être à son origine. Cette tension est néfaste pour les paliers car elle peut y induire des courants parfois importants, lesquels génèrent des dégradations dans les organes mécaniques. Néanmoins, étant également sensible aux défauts, son analyse pourrait permettre de les diagnostiquer. Les différents travaux de recherche existants portant sur le diagnostic par la tension d'arbre seront alors présentés puis nous clôturerons ce chapitre par l'introduction de la méthodologie adoptée.

1.1.2 Les turboalternateurs

Dans une centrale de production, les alternateurs permettent d'assurer la conversion de l'énergie mécanique issue de la turbine (eau, vent ou vapeur d'eau) en énergie électrique. Cette énergie est ensuite acheminée vers les points de consommation par les lignes à très hautes tensions.

En règle générale, les machines électriques sont constituées d'une partie tournante appelée rotor et d'une partie fixe nommée stator. Ces machines sont dites réversibles car elles peuvent transformer une énergie électrique en énergie mécanique, on parle alors de fonctionnement moteur. À l'inverse, on parle de fonctionnement générateur ou alternateur (pour les machines synchrones). Dans les installations de productions d'énergie électrique, on distingue deux familles d'alternateurs :

- les alternateurs du parc thermique et nucléaire dont l'énergie de la vapeur d'eau sous pression entraine une turbine qui est couplée au rotor d'un turboalternateur. En France, ces machines tournent généralement à 3000 tr/min (machines à 2 pôles) ou à 1500 tr/min (machines à 4 pôles) et les rotors sont à pôles lisses.
- les alternateurs du parc hydraulique où l'énergie provient de la force des chutes d'eau. Ces machines ont des rotors à pôles saillants à grand nombre de paires de pôles et tournent à des vitesses nettement plus faibles.

En France, l'énergie électrique est produite à hauteur de 72% par des centrales nucléaires [RTE, 2017] lesquelles sont constituées de tranches avec des alternateurs de puissances spécifiques de 900, 1300 et 1450 MW. Actuellement, un nouveau réacteur est en construction à Flamanville avec une puissance nominale de 1600 MW.

Le stator [Verrier et al., 2009] de ces machines synchrones est constitué d'un circuit magnétique composé d'une multitude de tôles à grains orientés isolées par une couche de vernis. L'utilisation de tôles à grains orientés dans le sens tangentiel permet de réduire le diamètre extérieur et la masse du circuit magnétique.

Pour soutenir le stator, on utilise une pièce monobloc appelée carcasse. Dans les machines de grandes puissances, cette pièce est équipée de canaux réfrigérants en hydrogène assurant le refroidissement des inducteurs statoriques.

Les enroulements statoriques des alternateurs sont généralement des enroulements imbriqués afin de réduire au maximum les harmoniques de tensions, mais qui, en contrepartie, rallongent la taille des têtes de bobines. Ils sont constitués de conducteurs creux afin de laisser circuler l'eau déminéralisée nécessaire au refroidissement. Les tensions nominales sont généralement de 20 kV dans les sites de production et, afin de maximiser le rendement de la machine, le bobinage d'une phase est divisé en plusieurs voies d'enroulements qui sont connectées en parallèle dans l'objectif de subdiviser le courant généré sur les différentes voies.

Le rotor est, quant à lui, forgé à partir d'une pièce monobloc et se présente sous la forme d'un cylindre de 2 m de diamètre et d'une longueur de 8 m pour certaines tranches doté de (p = 1 ou p = 2) paires de pôles.

Le bobinage inducteur situé au rotor, qui permet de magnétiser la machine, est alimenté par un courant continu. Dans les installations à très forte puissance, le courant est issu d'une excitatrice alternative redressé avec un système à diodes tournantes. De par l'amplitude élevée du courant d'excitation, le bobinage est refroidi par une circulation d'eau dans les conducteurs voire par hydrogène.

Afin de supporter la masse du rotor, deux paliers sont placés aux extrémités de l'alternateur. Le palier côté turbine sera noté "CT" et le palier côté excitation "COT". La figure 1.1 illustre une coupe longitudinale d'un turboalternateur.



FIGURE 1.1 – Coupe d'un alternateur [Verrier et al., 2009]

1.2 Les défauts dans les machines électriques

Au vu des contraintes exercées sur la machine, des défauts plus au moins importants peuvent apparaître et produire des comportements anormaux provoquant ainsi une usure prématurée des matériaux. Ces dommages nécessitent parfois un arrêt planifié de la machine afin d'effectuer les réparations nécessaires impliquant ainsi des impacts financiers significatifs. Dans cette partie, nous présenterons les défauts les plus courants qui peuvent survenir en fonctionnement ; à savoir les excentricités et les courts-circuits.

1.2.1 Les courts-circuits entre tôles

Nous avons vu précédemment que les stators des turboalternateurs sont constitués d'un ensemble de tôles isolées les unes des autres par une couche de vernis. Au cours de la fabrication, il peut arriver que l'imperfection ou bien l'insuffisance de l'isolation entre deux tôles puisse provoquer, à terme, un court-circuit [Muller, 2012; Ziani, 2017]. Les fortes pressions peuvent également faire rompre l'isolation à certains endroits. Enfin, une erreur humaine, par le biais de l'introduction d'un corps étranger peut aussi créer un contact entre deux tôles. Dans ce cas, des courants de Foucault peuvent alors circuler comme l'illustre la figure 1.2.

Il arrive généralement qu'un alternateur possède quelques défauts de petites tailles sans risques significatifs pour la machine. Cependant, dans les cas les plus extrêmes, bien que très rares, ces défauts peuvent faire fondre une partie du circuit magnétique.



FIGURE 1.2 – Illustration d'un court-circuit entre tôles [Biet, 2014]

1.2.2 Les excentricités

Lorsqu'on considère une machine idéale, les axes de révolution du rotor et du stator sont parfaitement confondus. Cependant, les tolérances lors du processus de fabrication créent des désalignements du rotor par rapport au stator ayant pour conséquence de générer des excentricités inhérentes [Iamamura, 2011; Torlay, 1999]. Le fait que le rotor ne soit jamais un cylindre parfait, que l'alésage du stator ne soit pas circulaire ou encore les erreurs lors du processus d'alignement contribue à la création de petits défauts qui génèrent des vibrations et des contraintes supplémentaires sans que cela nuise aux performances de la machine. Ces petits défauts peuvent toutefois évoluer et exercer, à terme, des contraintes importantes sur la machine.

Les défauts d'excentricités peuvent être classés en plusieurs familles qui sont présentés à la figure 1.3.

- Dans le cas d'une excentricité statique, les axes géométriques du rotor et du stator ne sont plus confondus mais le rotor tourne toujours autour de son propre axe. Par conséquent, pour un point donné dans l'entrefer, l'épaisseur de ce dernier ne varie pas par rapport au temps. Une excentricité statique engendre des contraintes supplémentaires sur le rotor qui peuvent, à terme, provoquer une excentricité dynamique (ou combinée).
- Une excentricité dynamique correspond au cas où le rotor ne tourne plus autour de son propre axe géométrique. Dans ce cas, l'axe de rotation du rotor et l'axe géométrique du stator sont confondus mais pour un point donné à la surface interne du stator, la largeur d'entrefer varie au cours du temps générant des vibrations supplémentaires ainsi qu'un balourd mécanique.
- Enfin, l'excentricité combinée est l'association des deux défauts précédents. Elle correspond au cas où les axes géométriques du rotor et du stator ne sont plus confondus et où le rotor ne tourne pas autour de son propre axe.



FIGURE 1.3 – Excentricité statique (a), excentricité dynamique (b) et excentricité combinée (c)

1.2.3 Les courts-circuits entre spires de l'enroulement rotorique

Un échauffement de l'isolement ou un déplacement de l'isolant peut être à l'origine d'un court-circuit rotorique. Dans ce cas, deux barres de cuivre de l'enroulement rotorique sont en contact l'une avec l'autre (voir figure 1.4) provoquant une diminution des ampères-tours du pôle. En général, ce défaut ne présente que peu de risque pour la machine et les performances sont sensiblement les mêmes que celles d'une machine saine. Il est même d'ailleurs courant qu'un alternateur fonctionne avec ce type de défaut [Albright, 1971; Stein, 2006] de manière 'permanente' sans que cella soit rédhibitoire.

De la même manière que les deux défauts précédents, les dégâts provoqués par un court-circuit entre spires peuvent devenir importants suite aux vibrations et aux échauffements supplémentaires qui s'exercent sur l'enroulement. À terme, si le défaut n'est pas traité, cela peut se traduire par une aggravation du phénomène et générer d'autres courts-circuits jusqu'à provoquer l'arrêt de la machine. Dans le pire des cas, il est parfois nécessaire de remplacer le bobinage rotorique dans son intégralité.



FIGURE 1.4 – Illustration d'un court-circuit entre spires [Albright et al., 1999]

Dans les grands alternateurs, au vu des différents désagréments, financiers et autres, que peuvent causer ces défauts suite à l'arrêt de la production, il est primordial de développer des outils permettant de reconnaitre et suivre éventuellement l'évolution de ces défauts afin de garantir une maintenance efficace. Dans la partie suivante, nous introduirons certaines procédures qui permettent de diagnostiquer ces défauts.

1.3 Le diagnostic des défauts

En vue de prolonger la durée de vie des installations de production, il est nécessaire de développer des méthodes permettant de détecter des défauts lors du fonctionnement des machines. La volonté d'EDF d'élaborer de nouveaux outils de diagnostic a conduit à divers travaux au laboratoire [Iamamura, 2011; Muller, 2012; Bacchus, 2016]. En règle générale, ces outils peuvent être subdivisés en deux familles :

- les méthodes hors-ligne nécessitant l'arrêt de l'alternateur. Parmi ces méthodes, on peut citer la mesure de l'impédance d'une spire au rotor ou l'analyse de la tension simple.
- les méthodes en ligne lors du fonctionnement de la machine. L'analyse vibratoire ou l'analyse du flux de fuite par exemple font partie de cette classification.

D'un point de vue industriel, les méthodes en ligne sont beaucoup plus intéressantes car elles ne nécessitent pas d'arrêt et peuvent donc être mises en œuvre en temps réel. Par la suite, seules certaines de ces méthodes seront introduites.

1.3.1 Les techniques de détection

Les travaux menés par Albright [Albright et al., 1970; Albright, 1971] dans les années 70 ont montré qu'un défaut de court-circuit entre spires de l'enroulement rotorique pouvait être détecté à l'aide une sonde de flux placée dans l'entrefer (voir figure 1.5). Lors de la rotation, la variation du champ d'excitation induit une force électromotrice (f.e.m.) dans le capteur dont l'amplitude est proportionnelle au courant dans chaque encoche. Lorsque la machine est saine, comme le courant dans le bobinage d'excitation est constant, le capteur mesure la même amplitude du flux (en module) et l'amplitude de la f.e.m. ne varie pas pour chaque encoche. Un court-circuit entre spires de l'enroulement rotorique revient à une diminution du courant dans une encoche. Le flux embrassé n'est donc plus symétrique. Un traitement numérique de la f.e.m. du capteur permet alors de détecter la présence d'un défaut de court-circuit entre spires et éventuellement déterminer la localisation de ce dernier sous condition d'un traitement numérique plus approfondi [Iamamura, 2011; Bacchus, 2016]. L'utilisation des sondes de flux peut également être utile pour détecter des excentricités. Dans ce cas, deux capteurs au minimum sont nécessaires pour pouvoir détecter une excentricité dynamique [Iamamura, 2011] alors qu'un seul suffit pour le cas d'une excentricité statique [Bacchus, 2016].



FIGURE 1.5 – Capteur de flux dans l'entrefer [Albright et al., 1970]

D'autres travaux [Frosini et al., 2011; Cuevas et al., 2016] ont montré que les défauts de courts-circuits pouvaient également être détectés au travers de l'analyse du flux de fuite mesuré à l'extérieur de la carcasse. Le comportement de ce champ est modifié avec ces défauts et une bobine placée au bout de la carcasse permet de mesurer le flux pour ensuite le comparer à une référence. Cette méthode est très intéressante puisque non-intrusive et donc pouvant être mise en œuvre sans difficulté et sans nécessité de l'arrêt de la machine comme l'illustre la figure 1.6. En outre, d'autres recherches ont montré que l'analyse du flux de fuite pouvait s'avérer pertinente pour détecter d'autres défauts notamment les excentricités ou des barres cassées dans le cas de machines asynchrones [Negrea, 2006; Romary et al., 2005; Ceban et al., 2010].



FIGURE 1.6 – Bobine permettant de mesurer le flux de fuite [Cuevas et al., 2016]

Les méthodes vibratoires sont également intéressantes pour détecter des défauts de court-circuit [Mao et al., 2016; Bessous et al., 2017]. En effet, ce type de défaut générant des harmoniques supplémentaires dans l'entrefer, la composante radiale du flux va ainsi créer des forces s'exerçant entre le rotor et le stator. Dans le cas d'une excentricité dynamique, Mao a montré que, malgré les faibles amplitudes des signaux vibratoires, ce type de défaut introduit des modes vibratoires pouvant servir à la détection. Néanmoins, il est important de souligner que les sources générant des vibrations supplémentaires pouvant être de nature mécanique ou électromagnétique, il est parfois difficile de différencier l'impact d'un véritable défaut et établir ainsi un diagnostic. De plus, ces procédures sont généralement intrusives et la localisation exacte du défaut est bien souvent délicate.

La technique développée par [Wood and Hindmarch, 2005] et nommée RSO pour "Repetitive Surge Oscilloscope" est basée sur l'injection de deux signaux sur les extrémités de l'enroulement d'excitation. Lorsque la machine est saine et ne présente pas d'anomalies, les signaux en sortie sont identiques et leur différence est donc nulle. Cependant, dans le cas d'un défaut de court-circuit entre spires, cette résultante n'est plus nulle et permet d'attester la présence de ce défaut. Néanmoins, pour pouvoir utiliser cette technique, il est nécessaire d'accéder au bobinage d'excitation, ce qui n'est pas tout le temps le cas puisque la plupart des alternateurs du parc nucléaire possèdent des excitatrices à diodes tournantes. La figure 1.7 présente cette méthode de détection.



FIGURE 1.7 – méthode RSO [Sumatron, 2004]

L'analyse du courant d'excitation peut également s'avérer utile pour détecter des défauts de courts-circuits rotoriques [Penman and Jiang, 1996] voire des excentricités. En présence de l'un de ces défauts, le rotor capte un champ variable induisant ainsi des variations sur le courant d'excitation. De par la forme d'onde de ce dernier, Penman montre que la comparaison de l'énergie de la décomposition du signal par un signal de référence en utilisant la transformée en ondelettes discrète [Young-Jun et al., 2006] peut permettre de détecter ce défaut. Lorsque la machine présente un défaut, la variation de la force magnétomotrice et de la perméance génèrent des variations dans les grandeurs statoriques à savoir la f.e.m. et les courants [Khosrowshahli et al., 2002]. La simulation par éléments finis a mis en évidence la contribution d'un court-circuit rotorique sur les courants du stator et les travaux ont montré que, dans ce cas, certains harmoniques sont susceptibles d'être modifiés. Cependant, dans les alternateurs équipant les centrales de production, ces grandeurs et notamment les f.e.m. sont difficilement accessibles.

Enfin, l'utilisation de sondes capacitives peuvent permettre à la détection d'excentricités [Pollock and Lyles, 1992]. Ces capteurs, alimentés en haute fréquence et situés au centre de l'entrefer permettent de donner une indication quant à la largeur de l'entrefer grâce à l'analyse du courant de sortie. Par conséquent, l'utilisation de plusieurs capteurs permettent, à la manière des sondes de flux, de donner une indication sur l'occurrence d'une éventuelle excentricité.

1.3.2 La mesure de la tension d'arbre

Chacune des procédures présentées possède des avantages et des inconvénients. Ces méthodes peuvent être intrusives et/ou nécessiter de placer un capteur dans la machine. Par ailleurs, il est parfois nécessaire de connaître un signal de référence afin de le comparer en vue de diagnostiquer un défaut donné.

Au sein du parc, la tension électrique induite dans l'arbre des alternateurs est systématiquement mesurée puisqu'elle permet de donner une indication quant à la qualité de l'isolation du palier côté excitation (COT). L'utilisation d'une tresse métallique appliquée sur l'arbre en rotation puis fixée à une perche isolante, de balais positionnés côté excitation ou de brosses métalliques, fait partie des procédures standards d'EDF pour déterminer la tension d'arbre. Cette grandeur est ainsi mesurée via un oscilloscope et un multimètre correctement isolés afin d'améliorer la qualité du signal [EDF, 2014]. La figure 1.8 illustre une mesure de la tension d'arbre sur un alternateur de 1300 MW.

Sur ces alternateurs, le courant d'arbre est également mesuré par le biais d'un coffret dédié du côté turbine (CT) et permet de donner une indication quant à la qualité de la mise à la terre du palier.



FIGURE 1.8 – Mesure de la tension d'arbre sur un alternateur de 1300 MW

Au sein des installations de production d'EDF, la tension d'arbre est donc systématiquement mesurée mais n'est actuellement pas utilisée pour détecter des défauts dans les alternateurs. Une volonté d'EDF est d'élaborer un nouvel outil de diagnostic à partir de cette mesure [Biet, 2014]. En effet, des travaux ont montré que cette grandeur pouvait également être utile pour détecter des excentricités ou des courts-circuits [Hsu and Stein, 1994; Rankin and Wilson, 1995; Torlay, 1999; De Canha et al., 2007b]. Les données inexploitées de cette grandeur pourraient ainsi permettre de détecter certains défauts ce qui serait très intéressant pour EDF au vu des systèmes de mesures présents sur tous les alternateurs du parc.

1.4 La tension d'arbre

Dans un premier temps, nous présenterons le phénomène de la tension d'arbre puis nous expliciterons les origines magnétiques et capacitives qui l'induisent. Ensuite, nous mettrons en évidence les différents dommages parfois irréversibles que peuvent subir les paliers suite aux courants conséquents à cette tension. Enfin, plusieurs travaux antérieurs ayant permis de mettre en évidence la modélisation de cette tension en vue de son analyse, une synthèse de ces études sera présentée et commentée.

1.4.1 Présentation du phénomène

Les phénomènes à l'origine de la tension et des courants induits dans l'arbre sont connus depuis le début du XXe siècle [Berger, 1910; Alger and Samson, 1924]. Dès lors, les industriels ont constaté des courants anormaux, parfois importants, circulant dans les paliers pouvant endommager voire détruire ces derniers [Vance et al., 1987; Verma, 1993]. Des travaux ont alors montré que les dissymétries du champ magnétique pouvaient conduire à générer une tension entre les deux extrémités de l'arbre et aboutir à des courants dans les paliers [Rosenberg, 1955]. Alger et Samson ont ainsi démontré que le sectionnement du stator en plusieurs secteurs de tôles contribuait ainsi à l'apparition d'une différence de potentiel entre les deux extrémités de l'arbre. Aujourd'hui, ces travaux ont permis d'élaborer des stratégies visant à réduire les effets de ces courants indésirables. Les constructeurs ont connaissance de ce phénomène et adoptent des solutions visant à réduire les courants d'arbre [Ammann et al., 1988].

Néanmoins, cette tension d'arbre n'est jamais nulle puisqu'une machine électrique n'est jamais idéale au vu des processus de fabrication et de l'imperfection des matériaux. De nouvelles sources de tensions d'arbre ont fait leur apparition notamment suite à l'utilisation des composants d'électronique de puissance dans les systèmes d'excitation. Dans un autre registre, pour une machine en fonctionnement moteur et en vitesse variable, l'arrivée de la Modulation par Largeur d'Impulsion (MLI) contribue également à générer des courants d'arbre [Muetze, 2004].

Par définition, la tension d'arbre est la différence de potentiel qui existe entre les deux extrémités de ce dernier. Au sein du parc en exploitation, plusieurs techniques permettent de mesurer l'image de cette tension que nous expliciterons par la suite. Cette mesure de la tension notée Ua_{mesure} dans la figure 1.9 est à différencier de la tension véritable de l'arbre Ua. D'après cette figure, il est important de noter que Ua_{mesure} dépend également de la tension de la carcasse et des paliers car l'arbre est relié électriquement au palier CT.

Les phénomènes à l'origine d'une tension et des courants induits dans l'arbre peuvent être complexes. Dans le paragraphe suivant, nous introduirons les principales causes induisant des tensions "basses fréquences".



FIGURE 1.9 – Illustration d'un alternateur avec mesure de la tension d'arbre

1.4.2 Les origines de la tension et des courants d'arbre

Comme spécifié précédemment, la tension d'arbre n'est jamais nulle même si la machine est saine. Elle est due à diverses imprécisions de fabrication qui n'engendrent pas d'effets significatifs lors d'un fonctionnement normal mais également à de véritables défauts. Les travaux issus d'études précédentes ont permis de mettre en évidence divers phénomènes pouvant induire une tension d'arbre et des courants dans les paliers. Ces causes peuvent être aussi bien d'origine magnétique que capacitive [Ammann et al., 1988; Plazenet et al., 2016]. De même, elles peuvent être internes ou externes à l'alternateur. D'après la littérature, nous pouvons les classer en quatre catégories.

1.4.2.1 Les dissymétries magnétiques

Les deux premières causes à l'origine de la tension induite dans l'arbre sont liées à des phénomènes magnétiques et sont internes à l'alternateur. Lorsque la répartition de l'induction n'est pas uniforme, un flux de déséquilibre noté ϕ_d vient entourer l'arbre et induire une tension entre ses deux extrémités [Pratt, 1995; Ammann et al., 1988; Buckley et al., 1988]. Sur la figure 1.10 représentant un défaut d'excentricité statique, la différence d'induction entre les deux pôles conduit à la génération d'un flux circonférentiel à la vitesse électrique. Ce flux de défaut va alors induire une tension entre les deux extrémités de l'arbre (cf. équation 1.1).

$$U_a(t) = -\frac{d\phi_d}{dt} \tag{1.1}$$

Cette source de tension d'arbre est inévitable en fonctionnement normal puisque, dans la réalité, la répartition de la réluctance n'est jamais uniforme. En effet, la géométrie non idéale du rotor ou la présence d'encoches créent des variations locales de réluctance et contribuent à la création d'une tension d'arbre. De plus, les centres géométriques du rotor et du stator ne sont jamais confondus à cause des imprécisions lors de l'alignement, ce qui revient à générer des excentricités. Enfin, au niveau du stator, le découpage du circuit magnétique en secteurs de tôles ou les imperfections d'alésage du stator sont également sources de dissymétries magnétiques.

En fonctionnement défectueux, cette grandeur peut être due aux excentricités (statique ou dynamique), aux courts-circuits entre tôles ou encore aux courts-circuits entre spires de l'enroulement rotorique.



FIGURE 1.10 – Flux circonférentiel (à gauche) et localisation de la tension d'arbre (à droite)

1.4.2.2 Les flux magnétiques axiaux

D'après Ammann [Ammann et al., 1988; Torlay, 1999], la deuxième cause à l'origine de courants dans l'arbre est due à la circulation d'un flux homopolaire ϕ_0 qui passe dans l'arbre, puis dans les paliers pour enfin se refermer via la carcasse.

En condition normale de fonctionnement, il avance que ce flux peut être dû à une aimantation résiduelle, à la saturation magnétique ou aux excentricités inhérentes.

En fonctionnement défectueux, seules les excentricités peuvent être à l'origine de courants dans l'arbre. Sur la figure 1.11, nous avons représenté un défaut d'excentricité. Dans ce cas, les flux de fuites ne sont pas équilibrés et contribuent à créer un flux homopolaire ϕ_0 . D'après [Tual and Torra, 1974], la tension induite expose les paliers et peut, pour des défauts importants, provoquer des amorçages générant ainsi des courants importants.



FIGURE 1.11 – Illustration sur la création d'un flux homopolaire en présence d'excentricité

1.4.2.3 Les charges électrostatiques

Cette troisième catégorie est externe à l'alternateur et résulte de phénomènes capacitifs. Dans les turboalternateurs, lorsque la vapeur d'eau frotte sur les pales de la turbine, elle transmet une partie de sa charge électrique, ce qui charge et décharge des capacités parasites et génère ainsi une tension qui est constante tout au long de l'arbre [Sohre and Nippes, 1978]. Les paliers étant exposés à ce type de source peuvent subir des dégradations par électroérosion lorsque la tension induite charge suffisamment l'arbre pour atteindre le champ disruptif du film d'huile. Cette source peut être limitée par la mise à la masse de l'arbre côté turbine afin de limiter cette circulation de charges.

1.4.2.4 Les sources extérieures

Enfin, la dernière source de tension et de courants dans les paliers est issue des sources extérieures, notamment par le biais du circuit d'excitation. Cette origine est apparue plus récemment suite à l'emploi de composants d'électronique de puissance [Nippes, 2004; Adabi et al., 2010; Datta et al., 2012]. En effet, les commutations des interrupteurs génèrent des phénomènes capacitifs et contribuent à la création d'une tension. Cette dernière expose également les paliers et peut les détériorer par électroérosion. Dans la figure ci-dessous, nous avons représenté un alternateur dont le bobinage inducteur est alimenté par une excitation statique. Ce système, statique, est composé d'un transformateur et d'un redresseur triphasé à thyristors qui convertit le courant alternatif en courant continu lequel est transmis au bobinage via des balais. Le potentiel dû aux sources extérieures est la conséquence de la tension de mode commun Vc qui est retransmise dans l'arbre par couplage capacitif.



FIGURE 1.12 – Tension d'arbre due aux sources extérieures

Sur la figure 1.12, :

- C_w est la capacité entre l'enroulement inducteur et l'arbre
- C_t est la capacité entre le transformateur et la masse
- C_a est la capacité entre l'arbre et la masse

Ces dernières années, de nombreux auteurs ont rapporté l'effet de la modulation à largeur d'impulsion (MLI), largement utilisée pour la commande des onduleurs des moteurs électriques, sur les courants d'arbre [Erdman et al., 1996; Busse et al., 1997; Muetze and Binder, 2007]. Cette grandeur est également d'origine capacitive et elle est aussi liée à la tension de mode commun.

A la différence des autres sources de tension d'arbre, ce phénomène génère des composantes hautes fréquences de l'ordre du kilohertz jusqu'au mégahertz.

1.4.3 Les dommages provoqués par les courants d'arbre

La présence de courants dans les paliers peut engendrer des dégâts importants, de différentes natures, pouvant provoquer l'arrêt de la machine [Boyanton, 1995]. L'utilisation d'analyses microscopiques ou de traitements chimiques sont parfois nécessaires pour pouvoir les différencier. De manière générale, ces dommages peuvent être subdivisés en cinq catégories [Costello, 1993]. La figure 1.13 permet d'en visualiser quelques exemples.

- Le glaçage, très courant dans les organes mécaniques équipant les moteurs électriques résulte de décharges électriques qui aboutissent à des dégâts sous forme de petits cratères.
- Les piqûres qui ressemblent à de plus gros cratères que ceux engendrés par le glaçage.
- Les rayures qui apparaissent suite à des étincelles.
- Les soudures qui sont dues à des courants très importants traversant le palier.
- Les cannelures qui sont dues aux sources extérieures et notamment à l'utilisation de la MLI dans les onduleurs [Costello, 1993; Lawson, 1993].

En vue de réduire ces dommages provoqués par le passage des courants dans les paliers, des procédures ont été mises en place pour protéger les organes mécaniques. Ainsi, pour prévenir les courants dus aux dissymétries magnétiques, le palier côté excitatrice des centrales de forte puissance est donc systématiquement isolé [Alger and Samson, 1924; Ammann et al., 1988]. Cette isolation a pour objectif de réduire au maximum l'amplitude du courant mais ne permet pas, à cause d'une isolation non parfaite, de le supprimer complètement. La mesure en temps réel de la tension et des courants d'arbre permet de donner une indication sur la qualité de l'isolation.



FIGURE 1.13 – Glaçage (à gauche) et cannelures (à droites) [Aegis, 2016]

Les charges électrostatiques peuvent de leur côté être limitées par la mise à la terre de l'arbre côté turbine. Enfin, pour préserver les paliers des détériorations issues des sources extérieures, des travaux ont permis d'élaborer des solutions permettant de réduire cette contribution notamment par l'ajout de filtres RC visant à atténuer l'impact de la tension de mode commun [Maytham Sabeeh et al., 2013].

Par ailleurs, des seuils ont été définis afin de prévenir tout risque de dommages dans les paliers. D'après [NEMA, 2014], pour des moteurs à faible puissance (quelques kW), une tension d'arbre ne doit pas dépasser 500 mV voir 1 V au risque d'endommager les organes mécaniques. Pour des machines de plus grande puissance et fonctionnant à des tensions plus importantes, il est conseillé d'isoler les paliers.

Concernant les tensions issues de sources extérieures, les travaux ne permettent pas en tant que tel de définir ces seuils, mais il est d'usage pour les fabricants de veiller à ne pas dépasser une limite définie entre 2V et 5V pour des machines moyennes tensions [NEMA, 2014].

À propos des seuils du courant d'arbre au sein du parc nucléaire, les valeurs attendues sont de l'ordre du mA [EDF, 2014]. Une amplitude de quelques ampères est alors synonyme d'un défaut de la mise à la terre.

1.4.4 La surveillance de la tension d'arbre en vue du diagnostic

Dans les années 70, Nippes et Sohre [Sohre and Nippes, 1978] ont été les premiers auteurs à s'intéresser aux systèmes de surveillance via l'analyse de la tension et des courants induits dans l'arbre. Par la suite, leurs travaux ont abouti à la création d'un système de surveillance (SCM) dans le but de détecter les défauts liés au circuit d'excitation, aux défauts d'isolements des paliers, à l'aimantation résiduelle ou encore aux charges électrostatiques. De plus, ce système est utile pour détecter les tensions d'arbre dues aux dissymétries magnétiques comme les courtscircuits entre spires de l'enroulement rotorique. Ce système de surveillance [Stone et al., 2014] est composé de plusieurs balais placés sur l'arbre côté turbine haute pression (HP) et sur les deux paliers de l'alternateur (voir figure 1.14).

Dans ces systèmes de surveillance, les données sont analysées et décomposées en plusieurs fréquences par transformée de Fourier. L'intérêt de cette méthode est de connaître, en temps réel, les amplitudes de chaque harmonique afin de prédire l'apparition ou de suivre l'évolution d'un défaut particulier. Par conséquent, ces systèmes permettent de visualiser "l'état de santé" de la machine.

Toutefois, à l'heure actuelle, le diagnostic par la tension d'arbre avec l'aide d'un tel système résulte uniquement de l'expérience des industriels et non d'analyses physiques. Les phénomènes à l'origine de la tension d'arbre étant complexes, il est très difficile de caractériser l'impact d'un défaut isolé sur cette dernière.

Le recours à la modélisation est alors nécessaire dans l'objectif de :

- reproduire le plus fidèlement possible le comportement de la machine
- comprendre certains phénomènes physiques
- simuler certains états autrement impossibles à étudier comme des défauts
- déterminer la signature d'un défaut isolé



FIGURE 1.14 – Système de surveillance de la tension d'arbre proposé par Nippes [Nippes and Galano, 2002]

1.5 La modélisation de la tension d'arbre

Les phénomènes générant une tension d'arbre étant complexes, il est difficile de déterminer les harmoniques générés par un défaut par une approche analytique. Néanmoins, certains travaux ont tenté de trouver une explication à l'aide de l'analyse de la force magnétomotrice rotorique (f.m.m.) ou de l'induction radiale dans l'entrefer dont nous ferons la présentation de certains ci-dessous.

Pour pouvoir déterminer précisément la contribution d'un défaut sur cette tension, les méthodes numériques semblent plus adaptées. Dans une seconde partie, nous présenterons les travaux effectués en exposant également les modèles utilisés.

1.5.1 Méthode analytique

Les méthodes analytiques sont intéressantes car elles permettent de comprendre, sous des hypothèses simplificatrices parfois relativement fortes, des phénomènes complexes. De manière générale, peu de recherches ont été menées sur la détermination analytique des effets d'un défaut sur la tension d'arbre et les travaux existants ne permettent pas d'établir directement cette dernière. En effet, en supposant une perméabilité relative infinie dans les matériaux magnétiques, ces études se basent sur l'analyse de la force magnétomotrice rotorique (f.m.m.) voire de l'induction radiale dans l'entrefer qui est le produit de la f.m.m. et de la perméance lorsque la machine fonctionne à vide.

Les travaux de [Hsu and Stein, 1994] tentent d'expliquer la tension d'arbre dans le cas d'un court-circuit entre spires pour des alternateurs hydrauliques. D'après cette référence, pour une machine à pôles saillants hexapolaire et pour une fréquence de réseau f = 60 Hz, ce défaut génère des harmoniques à 20 Hz et 160 Hz sur l'induction radiale et montre que ces harmoniques sont également présents sur la tension d'arbre à partir d'essais expérimentaux. Toutefois, l'analyse se révèle peu claire et aucun lien formel n'est démontré entre ces deux grandeurs.

Xiao-hua [Xiao-hua et al., 2009] s'est également intéressé aux défauts de courtscircuits mais pour des machines à pôles lisses et par l'analyse de la f.m.m. Ce défaut pouvant être représenté par une diminution des ampères-tours dans une encoche, la f.m.m. totale peut être décomposée par une somme entre la f.m.m. relative à une machine saine et d'une composante représentant le défaut. Cette dernière, dont les termes sont calculés à l'aide d'une décomposition en série de Fourier, révèle l'apparition d'harmoniques pairs. L'auteur explique ainsi que ces derniers sont à l'origine de la tension d'arbre. Les essais réalisés sur une machine hexapolaire (p = 3) avec $f = 50 \ Hz$ montrent que le court-circuit entraine des variations sur les harmoniques de rang $2f_r$, $4f_r$ et $6f_r$ soient respectivement 33.33 Hz, 66.67 Hz et $100 \ Hz$ où $f_r = f/p$. Une nouvelle fois, aucune corrélation claire n'est effectuée entre la f.m.m. et la tension d'arbre.

Enfin, Yucai [Yucai et al., 2012] va plus loin dans l'analyse et propose une compréhension physique du phénomène à partir des harmoniques supplémentaires générés dans l'entrefer en cas de courts-circuits entre spires mais également pour un défaut d'excentricité statique. D'après lui, en conditions normales de fonctionnement, l'induction est purement radiale et le flux pointe directement vers le centre du rotor (figure 1.15a). En cas de défaut, des composantes particulières de l'induction perturbent la distribution du champ (figure 1.15b) et tendent à créer un flux circonférentiel (figure 1.15c). Ainsi, il avance que les harmoniques qui sont à l'origine de cette perturbation sont les mêmes que ceux de la tension d'arbre. Cette analyse, bien qu'elle satisfait la loi de conservation du flux, ne propose pas une concordance claire entre l'induction et la tension d'arbre et l'explication physique du phénomène décrite par l'auteur ne permet pas en tant que telle de donner une expression de la tension d'arbre.



FIGURE 1.15 – Explication du phénomène par Yucai [Yucai et al., 2012]

Pour conclure, la compréhension physique des phénomènes à l'origine de la tension d'arbre par la méthode analytique semble laborieuse. En effet, il est clair qu'au vu des hypothèses simplificatrices nécessaires à la mise en équation de l'induction radiale de l'entrefer, l'impact d'un défaut sur la génération d'une tension d'arbre est difficile. Par conséquent, la simulation numérique et, en particulier la méthode des éléments finis, peut donner des indications quant aux phénomènes physiques mais également de déterminer la signature d'un défaut.
1.5.2 Simulation numérique

Les méthodes numériques permettent de déterminer avec une grande précision l'induction dans la machine en prenant en compte les phénomènes de saturation, au détriment du temps de calcul parfois important. Dans de très nombreux travaux [Iamamura, 2011; Bacchus, 2016; Torlay, 1999], les auteurs ont eu recours à la simulation, et en particulier à la méthode des éléments finis, pour déterminer la signature d'un défaut.

Ainsi, l'analyse par éléments finis peut s'avérer utile pour connaitre les contributions d'un défaut sur l'amplitude et les fréquences de la tension d'arbre. Toutefois, le principal inconvénient de cette méthode est le temps de calcul important qui résulte de la discrétisation de la géométrie en plusieurs éléments générant ainsi un grand nombre d'inconnues. Une simulation aboutissant à des résultats précis tout en prenant en compte des matériaux conducteurs peut parfois nécessiter des semaines de calculs. Dans la littérature [Doorsamy, 2015; De Canha et al., 2007a; Torlay et al., 1999; Li et al., 2016], plusieurs travaux ont été menés sur la contribution des défauts d'excentricités et de courts-circuits entre spires de l'enroulement rotorique sur la tension d'arbre en utilisant la méthode des éléments finis.

Tout d'abord, nous nous intéresserons aux démarches de modélisation introduites par les différentes auteurs pour déterminer numériquement cette tension d'arbre. Ensuite, nous expliciterons les conclusions des différents auteurs quant à la détection de défauts par l'analyse de cette grandeur.

1.5.2.1 Les modèles

Le premier modèle utilisé est basé sur la modélisation d'un turbo alternateur par éléments finis en 2D en utilisant un couplage circuit externe au modèle pour quantifier la tension d'arbre. L'arbre et la carcasse sont alors considérés comme des inducteurs et sont reliés en série afin de prendre en compte le chemin du courant créé par une dissymétrie magnétique. La tension d'arbre est alors déterminée aux bornes d'une résistance de grande valeur modélisant le film d'huile du palier côté excitation [Torlay, 1999]. Ainsi, la présence d'une dissymétrie magnétique et donc d'un flux circonférentiel induit une force électromotrice aux bornes de cet inducteur. Cette procédure, illustrée à la figure 1.16 a également été utilisée par De Canha [De Canha et al., 2007b] pour simuler les mêmes défauts sur un alternateur de test de faible puissance (20 kVA).



FIGURE 1.16 – Calcul de la tension d'arbre avec un couplage circuit externe

Doorsamy [Doorsamy and Cronje, 2014a] a proposé une méthode originale pour calculer ce flux circonférentiel notamment par l'utilisation d'une spire virtuelle. En effet, la modélisation d'une spire placée du centre de l'arbre (a) jusqu'au bord du circuit magnétique (b) permet de mesurer la différence de flux créée par une dissymétrie magnétique. Dans la figure 1.17, nous avons représenté une machine présentant une excentricité avec le tracé d'une spire "ab".



FIGURE 1.17 – Détermination de la tension d'arbre avec l'aide d'une spire virtuelle

Le flux $\phi_d(t)$ capté par cette bobine peut alors se mettre sous la forme :

$$\phi_d(t) = \iint_S \vec{B}.\vec{dS}$$

$$\vec{dS} = dr \, dl.\vec{u_t}$$
(1.2)

Le plan formé par cette spire permet uniquement de capter la composante tangentielle de l'induction que nous noterons B_t . De plus, comme l'induction est invariante suivant la longueur de la machine, l'équation précédente peut être simplifiée en introduisant uniquement l'intégrale entre les deux extrémités de la spire [Doorsamy and Cronje, 2014b].

$$\phi_d(t) = L \int_a^b B_t(r, t) \mathrm{d}r \tag{1.3}$$

D'après Doorsamy, cette spire étant fixe, elle permet de mesurer la différence d'induction entre le rotor et le stator et donc de capter un flux non nul lorsque la machine présente un défaut dont la résultante est représentative du flux circonférentiel.

1.5.2.2 La détection de défauts par l'analyse de la tension d'arbre

La modélisation par éléments finis d'un turboalternateur de 1300 *MW* par Torlay [Torlay, 1999] a permis de ressortir des harmoniques susceptibles d'être modifiés en présence de défauts d'excentricités ou de courts-circuits. Il montre ainsi qu'il est possible de les différencier en analysant les harmoniques de la tension d'arbre. Lorsque la machine présente une excentricité statique, il a montré que les composantes essentielles étaient situées à 50 Hz et 100 Hz. En présence d'une excentricité dynamique et d'un court-circuit, les signaux des tensions d'arbre présentent des signatures similaires avec la génération d'harmoniques multiples de 25 Hz.

Dans ses travaux, De Canha [De Canha et al., 2007a] a principalement étudié l'impact des excentricités sur la tension d'arbre sur un alternateur de 20 kVA. Cette machine à p = 1 est une version miniature d'un alternateur de 660 MW. Il montre d'abord que la rainure de clavette ou la présence de points de soudures peuvent générer des dissymétries inhérentes et contribuer ainsi à l'élaboration d'une tension d'arbre lorsque la machine est saine. En fonctionnement défectueux, il constate alors que ce défaut provoque une augmentation ou une diminution de l'amplitude de l'harmonique de rang 5 (250 Hz) suivant la position du défaut par rapport à la rainure de clavette (voir figure 1.18).



FIGURE 1.18 – Impact de la rainure de clavette (key way)

Les travaux de Doorsamy [Doorsamy, 2015] ont porté sur le même alternateur que précédemment mais proposent en plus d'étudier l'impact d'un défaut du pont redresseur constituant le circuit d'excitation et celui d'un court-circuit entre spires. Il montre ainsi que l'absence d'une diode dans le pont redresseur contribue à la modification des harmoniques à 200 Hz et 250 Hz et qu'un court-circuit rotorique génère un harmonique un 300 Hz. Cependant, contrairement à De Canha, il montre qu'une excentricité statique contribue à générer un harmonique à 300 Hz, au lieu de 250 Hz, sur la même machine sans donner plus d'informations quant à cette différence.

Enfin, les travaux de [Wei et al., 2017] ont permis de quantifier l'impact des matériaux, de la vitesse de rotation ou encore du rayon de l'arbre sur la tension d'arbre pour une machine à commutation de flux lorsque celle-ci est en conditions normales de fonctionnement. Il constate que, dans le cas de la géométrie particulière de la machine, une excentricité modifie très peu l'allure du signal.

Pour résumer, dans ces différents travaux, il est possible de connaitre la contribution d'un défaut isolé sur la tension d'arbre. Cependant, les machines étant simulées dans leur intégralité, il est toujours difficile de différencier les causes inhérentes des véritables défauts. Les allures des tensions d'arbre peuvent-elles être la conséquence d'autres phénomènes (bobinage statorique, saturation, ...) pouvant modifier la forme d'onde de la tension d'arbre ? En outre, de par le manque d'informations concernant les modèles utilisés, les conditions de simulations qui ne sont pas toujours explicitées ou des résultats qui diffèrent d'un auteur à un autre, il devient difficile de conclure quant à l'impact d'un défaut sur cette grandeur. Pour tenter d'expliquer physiquement le phénomène, il est nécessaire de revenir aux fondamentaux afin de déterminer l'origine de la tension d'arbre. Pour ce faire, nous avons choisi d'effectuer une démarche d'investigation des différentes causes pouvant modifier l'impact d'un défaut sur cette grandeur.

1.5.2.3 Démarche d'investigation

Dans l'objectif de comprendre les phénomènes physiques à l'origine de la tension d'arbre, nous avons adopté une démarche d'investigation qui consiste à essayer de quantifier, de manière isolée et systématique, l'effet de chacun des défauts courants, à savoir les excentricités statique et dynamique et les courts-circuits rotoriques, sur la tension d'arbre. Cette procédure permettra de comprendre physiquement la contribution individuelle de chaque défaut et son interaction avec différents paramètres de la machine. Le but étant d'effectuer une analyse approfondie qui pourrait être généralisée à la majorité des turbo-alternateurs. Pour ce faire, nous étudions, dans un premier temps, des structures simplifiées afin d'analyser les phénomènes à l'origine de la tension d'arbre en présence d'un défaut tout en évitant toute interaction avec d'autres paramètres. On appellera cela l'effet inhérent d'un défaut sur la tension d'arbre. Ces études permettront également de définir des hypothèses de modélisation utiles pour l'étude d'une machine réelle.

Dans une seconde phase, nous modéliserons des alternateurs de production de centrales en introduisant au fur et à mesure diverses grandeurs et paramètres de la machine (voies d'enroulements, charges, amortisseurs, ...) afin d'analyser l'impact de chacun sur les effets inhérents des 3 défauts.

1.6 Conclusion

Dans ce premier chapitre, nous avons présenté le contexte en rappelant les enjeux de la maintenance des alternateurs de grande puissance. En effet, des défauts comme des excentricités ou des courts-circuits peuvent apparaître à n'importe quel moment dans les alternateurs ce qui rend leur détection cruciale pour assurer la continuité de la production. Nous avons alors présenté les outils de diagnostic existants permettant de les détecter.

Dans la littérature, les travaux qui ont porté sur l'étude de la tension d'arbre ont permis de mettre en avant la contribution de certains défauts en vue de les diagnostiquer. Un état de l'art des différentes origines permettant de générer des tensions et des courants d'arbre a été effectué. À l'origine, ces courants indésirables pouvaient provoquer des dommages aux paliers des machines électriques. Les industriels et chercheurs ont alors trouvé des solutions pour protéger les organes mécaniques. Cependant, ces signaux étant également sensibles aux défauts, ces données inexploitées peuvent permettre d'élaborer un potentiel outil pour surveiller les installations. Dans la suite de ce travail, nous étudierons principalement les tensions dues aux phénomènes magnétiques en vue de détecter et caractériser les signatures des défauts.

Des recherches antérieures ont permis d'appréhender en partie la contribution d'un défaut sur la tension d'arbre. Bien que les méthodes analytiques permettent de déterminer les harmoniques supplémentaires générées dans l'entrefer, il est toujours difficile d'établir une corrélation claire avec la variable d'intérêt. Par conséquent, les méthodes numériques semblent les plus propices à l'analyse des origines physiques de ces phénomènes.

Des modèles proposés dans de précédents travaux ont rendu possible la détermination d'harmoniques susceptibles d'être générés par des défauts, principalement les excentricités et les courts-circuits, sur la tension d'arbre. Toutefois, ces travaux ne permettent pas de quantifier la contribution de chaque phénomène pouvant altérer la distribution de l'induction dans la machine et donc modifier la forme d'onde de la tension d'arbre. L'objectif est par conséquent de caractériser et d'examiner toutes les causes pouvant modifier les harmoniques de cette tension.

Dans la suite de ce travail, nous avons choisi d'adopter une démarche d'investigation systématique afin d'étudier l'impact des différents phénomènes inhérents pouvant contribuer à modifier l'allure de la tension d'arbre en présence de défauts. Dans un premier temps, la modélisation de ces derniers sur des machines simplifiées permettra de comprendre les phénomènes physiques à l'origine de la tension d'arbre. Ensuite, nous quantifierons l'impact des sources de tensions d'arbre sur deux alternateurs de grande puissance. L'impact des voies en parallèle, de la charge ou encore des amortisseurs sera analysé à travers une modélisation en deux dimensions. Enfin, nous examinerons les phénomènes 3D pouvant modifier la tension d'arbre.

2

Analyse de la tension d'arbre de structures simplifiées

Dans le chapitre précédent, nous avons montré que les phénomènes à l'origine d'une tension et de courants induits dans l'arbre pouvaient être complexes. Les travaux antérieurs permettent effectivement de connaître la contribution d'un défaut sur une machine spécifique, mais ne permettent pas de comprendre physiquement l'impact de celui-ci. Ces harmoniques sont-ils dus uniquement au défaut ou est-ce que d'autres causes pourraient expliquer leur apparition ? Afin de pouvoir expliquer l'origine de la tension d'arbre, nous avons choisi d'étudier deux machines simplifiées. Dans un premier temps, nous mettrons l'accent sur l'impact des défauts sur la distribution de l'induction par une approche analytique. Ensuite, nous présenterons la méthode des éléments finis tout en rappelant les équations régissant les systèmes électrotechniques. Enfin, nous étudierons l'impact de certains défauts sur des machines simplifiées à l'aide de la simulation numérique.

Sommaire

2.1	Méthodologie
2.2	Explication du phénomène par approche analytique $\ . \ . \ 45$
2.3	La méthode des éléments finis
2.4	Modélisation de structures simplifiées 64
2.5	Conclusion

2.1 Méthodologie

Dans le chapitre précédent, nous avons proposé une démarche d'investigation visant à connaître l'origine de la tension d'arbre. Les phénomènes pouvant donner naissance à cette dernière étant complexes, les précédents travaux ne permettent pas d'isoler l'impact d'un défaut par rapport aux autres sources de dissymétries magnétiques. Par conséquent, la première étape avant d'entreprendre la modélisation d'une machine réelle est d'analyser les phénomènes en se basant sur des structures simplifiées.

Nous avons également exposé les difficultés à déterminer une expression analytique de la tension d'arbre. En effet, cette dernière étant dépendante de l'induction tangentielle, les hypothèses simplificatrices classiquement utilisées pour déterminer l'induction dans une coupe transversale d'une machine électrique (très forte perméabilité magnétique du fer) ne permettent de quantifier que l'induction radiale dans l'entrefer. Nous montrerons toutefois qu'à partir de l'analyse de cette grandeur, il est possible de déterminer l'impact d'un défaut sur le champ sous un pas polaire au rotor.

Dans un premier temps, une approche qualitative du phénomène à l'origine de la tension d'arbre par méthode analytique sera exposée sur la base d'une machine idéale. Nous montrerons qu'un flux variable sous une ouverture polaire rotorique peut être corrélé à un flux circonférentiel lequel engendre une tension d'arbre. L'objectif de cette partie est de montrer quels sont les défauts qui sont susceptibles de générer une telle tension.

Enfin, pour pouvoir déterminer la tension présente entre les deux extrémités de l'arbre, il est nécessaire d'avoir recours à des méthodes numériques et en particulier à la méthode des éléments finis. Nous rappellerons alors les équations de Maxwell régissant les phénomènes électromagnétiques, les formulations classiquement utilisées pour les résoudre et les fonctionnalités du code utilisé. La compréhension des phénomènes physiques s'effectuera à l'aide de deux structures simplifiées à deux et quatre pôles. Tout d'abord, nous présenterons la géométrie de ces structures ainsi que le maillage utilisé. Puis, nous déterminerons l'impact des excentricités et des courts-circuits entre spires de l'enroulement rotorique sur la tension d'arbre. Cette dernière partie permettra également de confronter les conclusions émises entre l'approche analytique et la simulation numérique.

2.2 Explication du phénomène par approche analytique

Comme soulevé précédemment, l'utilisation d'une approche analytique pour analyser finement l'effet d'un défaut sur la tension d'arbre est très délicate car elle nécessite la connaissance de l'induction tangentielle qui ne peut pas être déterminée aisément sous les hypothèses simplificatrices à la base de ces méthodes. Néanmoins, à l'instar de travaux antérieurs, il est possible d'utiliser une approche analytique basée sur l'induction radiale d'entrefer pour comprendre, de manière qualitative, les phénomènes physiques à l'origine de la tension d'arbre. L'idée est de déterminer le flux rotorique sous une ouverture polaire. Dans le cas d'un fonctionnement normal, le rotor ne subit pas de variation de l'induction et ce flux est constant. Toutefois, si un défaut génère un flux circonférentiel alors c'est que le flux rotorique est variable et donc que ce défaut peut contribuer à générer une tension d'arbre.

2.2.1 Démarche de modélisation

Des travaux antérieurs ont proposé des approches pour illustrer et éventuellement aboutir à des expressions de la tension d'arbre à partir d'approches analytiques. Ainsi, Torlay [Torlay et al., 1999] a illustré et explicité le phénomène au travers de tracés de champ dans le cas de machines à pôles saillants soumises à diverses dissymétries magnétiques. D'après les tracés de la distribution de l'induction en cas de défaut en considérant une spire du centre de l'arbre jusqu'au bord du stator, il est possible de déterminer la variation et donc la fréquence du flux circonférentiel. Yucai [Yucai et al., 2008] a, quant à lui, tenté de corréler la tension d'arbre à l'analyse de l'induction radiale dans l'entrefer. Néanmoins, les explications données par l'auteur s'avèrent peu claires.

L'idée que nous avons retenue est de montrer, à l'aide d'une méthode analytique et de façon qualitative, la corrélation entre la variation du flux rotorique sous une ouverture polaire et le flux circonférentiel dans le cas d'une machine idéale pour déterminer quels sont les défauts qui peuvent générer une tension d'arbre.

En effet, dans le cas d'une machine synchrone et en conditions normales, en dehors de l'effet potentiel des encoches statoriques, le flux rotorique sous une ouverture polaire est constant. L'occurrence d'un défaut modifie la perméance d'entrefer ou la force magnétomotrice générant ainsi des harmoniques sur l'induction radiale. Si ce dernier provoque des variations du flux sous une ouverture polaire rotorique alors il y a un flux circonférentiel et ce défaut est donc susceptible de créer une tension d'arbre. Afin de montrer le lien entre ce flux rotorique et celui circonférentiel, un modèle éléments finis basique d'une machine quadripolaire, de taille équivalente à un alternateur de grande puissance, à une encoche par pôle et à stator lisse a été élaboré (voir figure 2.1). Cela permet de s'affranchir des variations de la perméance d'entrefer qui pourraient induire une fluctuation du flux polaire non liée à un quelconque défaut.

Pour expliciter la corrélation entre les deux flux, un cas de figure qui génère un flux rotorique variable en fonction du temps a été simulé et nous avons visualisé le flux circonférentiel à l'aide de la méthode classiquement utilisée dans la littérature [Torlay et al., 1999] en considérant l'arbre comme un inducteur. Pour ce faire, un courant variable a été imposé dans une encoche rotorique dont l'expression est :

$$i(t) = I_{max} + I_{def} \cos(2\pi f_r t) \tag{2.1}$$

Où I_{max} a été choisi pour avoir une valeur maximale de l'induction dans l'entrefer de 1 T, I_{def} correspond à l'amplitude du défaut et la fréquence a été choisie égale à 50 Hz.

Les courants dans les autres encoches sont constants à I_{max} ou $-I_{max}$. Par ailleurs, le rotor est bloqué et la caractéristique des matériaux magnétiques est supposée linéaire.

Le flux rotorique a été déterminé sous trois ouvertures polaires (figure 2.1) situées à 3 emplacements différents (de 0 à $\pi/2$, de $\pi/9$ à $11\pi/18$ et de $8\pi/9$ à $25\pi/18$) afin de montrer que la corrélation est effective quel que soit le choix de l'ouverture polaire rotorique retenue.



FIGURE 2.1 – Géométrie de la machine quadripolaire

Les figures 2.2a et 2.2b présentent respectivement le tracé des flux rotoriques et l'allure du flux circonférentiel. La figure 2.2a montre que le choix de l'ouverture polaire n'a aucune incidence sur la forme d'onde du signal. À la manière du courant variable imposé dans une encoche rotorique, une composante sinusoïdale s'ajoute aux flux rotoriques. Le flux circonférentiel associé montre également une forme d'onde similaire. Cet exemple simple montre que, si une machine présente une dissymétrie de l'induction magnétique qui provoque une variation du flux sous une ouverture polaire rotorique alors il y a un flux circonférentiel et donc une tension d'arbre.



FIGURE 2.2 – Flux sous plusieurs ouvertures polaires (a) et flux circonférentiel (b)

Bien entendu, cette interprétation ne permet pas en tant que telle de définir une expression de cette quantité, mais permet uniquement de déterminer les défauts qui peuvent générer une tension d'arbre dans le cas d'une machine idéale.

2.2.2 Machine saine

Cette partie est dédiée à l'étude d'une structure simplifiée idéale dans le sens de la réluctance d'entrefer c'est-à-dire que les encoches statoriques et rotoriques sont négligées. La structure est donc tout simplement constituée d'un cylindre creux (le stator) dans lequel est inséré un second cylindre (le rotor). Ce dernier est magnétisé afin de créer un champ magnétique dans l'entrefer. Les autres hypothèses simplificatrices adoptées sont données ci-dessous :

- Perméabilité magnétique infinie des matériaux ferromagnétiques
- Absence de courants induits
- Répartition spatiale sinusoïdale de la force magnétomotrice rotorique (f.m.m.)
- Fonctionnement à vide

Le but d'une telle démarche est de pouvoir s'affranchir de tout effet 'non maîtrisé' afin d'essayer d'approcher l'effet intrinsèque d'un défaut (excentricité ou courtcircuit) au travers d'expressions analytiques.

Sous les hypothèses énumérées ci-dessus, il est possible d'établir l'expression de l'induction radiale dans l'entrefer à partir de la force magnétomotrice rotorique et de la perméance d'entrefer notées respectivement \mathbf{f}_{mm} et Λ telle que :

$$B_r(\theta_s, \theta) = f_{mm}(\theta_s, \theta) \cdot \Lambda(\theta_s, \theta)$$
(2.2)

L'angle θ_s définit la position d'un point M dans l'entrefer par rapport à l'axe statorique δ_s (figure 2.3) et θ l'angle entre l'axe rotorique, δ_r , et δ_s . Ce dernier n'est autre que l'angle mécanique de rotation qui est lié à la vitesse mécanique Ω et au temps t par la relation :

$$\theta = \Omega.t \tag{2.3}$$

Dans une machine synchrone, le rotor tourne à la même vitesse que le champ tournant. Ainsi, la vitesse angulaire est proportionnelle à la fréquence des courants statoriques f et au nombre de paires de pôles p:

$$\Omega = \frac{2\pi f}{p} \tag{2.4}$$

Le même point M dans l'entrefer (figure 2.3) peut être localisé par rapport à l'axe de référence rotorique δ_r par l'angle θ_r . Les trois angles introduits ci-dessus sont liés à tout instant par la relation suivante :

$$\theta_r = \theta_s - \theta \tag{2.5}$$



FIGURE 2.3 – Représentation des axes

Sous l'hypothèse d'une répartition spatiale parfaitement sinusoïdale de la force magnétomotrice, cette dernière s'exprime par :

$$f_{mm}(\theta_s, \theta) = f_{mm1} \cos(p(\theta_s - \theta))$$
(2.6)

Où f_{mm1} représente son amplitude.

Le rotor et le stator étant lisses, la perméance d'entrefer est constante et dépend uniquement de e, l'épaisseur de l'entrefer, et de la perméabilité du vide μ_0 :

$$\Lambda(\theta_s, \theta) = \Lambda = \frac{\mu_0}{e} \tag{2.7}$$

Par conséquent, l'induction radiale au milieu de l'entrefer se présente sous la forme d'un signal purement sinusoïdal :

$$B_{r,sain}(\theta_s,\theta) = \frac{f_{mm1}\mu_0}{e}\cos(p\left(\theta_s - \theta\right)) = B_{1,sain}\cos(p\left(\theta_s - \theta\right))$$
(2.8)

La figure 2.4 illustre un exemple d'une telle induction radiale, en fonction du temps pour une position donnée dans l'entrefer, dans le cas d'une fréquence de 50 Hz .



FIGURE 2.4 – Induction radiale en fonction du temps lorsque la machine est saine

L'expression du flux rotorique sous une ouverture polaire noté $\phi_{\mathbf{r}}$ s'écrit sous la forme :

$$\phi_r(\theta) = R_e L \int_x^{x+\pi/p} B_r(\theta_r) \, d\theta_r \tag{2.9}$$

Où R_e représente le rayon moyen de l'entrefer et L, la longueur active du circuit magnétique.

Dans notre choix d'effectuer le calcul entre 0 et π/p , ce flux en plus d'être constant est nul. Comme le rotor ne subit pas de variation de l'induction, il n'y a pas de flux circonférentiel au stator et la tension d'arbre associée est nulle également.

2.2.3 Machine en fonctionnement défectueux

Dans cette partie, trois défauts seront investigués soit ; une excentricité statique, une excentricité dynamique et un court-circuit entre spires de l'enroulement rotorique.

2.2.3.1 Excentricité statique

Dans le cas d'une excentricité statique, la perméance d'entrefer n'est plus constante, mais admet en plus un terme sinusoïdal fonction de θ_s . Ce dernier est indépendant de la position du rotor et son amplitude, K_{stat} , traduit la sévérité du défaut [Iamamura, 2011]. En supposant que l'épaisseur la plus faible de l'entrefer est sur l'axe horizontal, la perméance d'entrefer s'exprime alors par :

$$\Lambda_{stat}(\theta_s, \theta) = \frac{\mu_0}{e} \left(1 + K_{stat} \cos(\theta_s) \right)$$
(2.10a)

$$K_{stat} = \frac{2E_{stat}}{e_{min} + e_{max}} \tag{2.10b}$$

Où e_{min} et e_{max} correspondent respectivement aux épaisseurs minimale et maximale de l'entrefer. La grandeur E_{stat} ; $E_{stat} = e_{max} - e$ ou $e - e_{min}$; représente le déplacement du rotor.

L'induction radiale totale en cas d'excentricité statique, $B_{r,stat-tot}$, peut alors s'exprimer comme la somme de deux termes ; celui relatif à l'induction d'une machine saine, noté $B_{r,sain}$, et la composante due au défaut $B_{r,stat}$ tel que :

$$B_{r,stat-tot}(\theta_s, \theta) = B_{r,sain}(\theta_s, \theta) + B_{r,stat}(\theta_s, \theta)$$
(2.11a)

$$B_{r,stat}(\theta_s,\theta) = \frac{K_{stat}f_{mm1}\mu_0}{2e} \left(\cos(\theta_s(p-1)-p\theta) + \cos(\theta_s(p+1)-p\theta)\right) \quad (2.11b)$$

La figure 2.5 présente respectivement l'évolution de l'induction radiale en fonction du temps t pour une position donnée (2.5a) et en fonction de θ_s à un instant donné (2.5b) pour une machine quadripolaire.



FIGURE 2.5 – Induction radiale en fonction du temps pour la position à 0° (a) et en fonction de la position à un instant donné (b) en cas d'excentricité statique

Dans le cas particulier où p = 1, les hypothèses simplificatrices adoptées ne permettent pas de transcrire la réalité physique. La distribution du champ sous chaque pôle n'est pas symétrique d'où l'apparition d'une composante continue (figure 2.6). La conservation du flux nécessiterait de faire appel à des développements plus fastidieux qui enlèveraient tout intérêt à l'approche analytique d'autant plus que cette quantité n'a pas d'incidence sur la méthode proposée. Cet écueil disparaît lorsque p est supérieur à 1, car la multiplicité des paires de pôles introduit un degré de liberté qui permet de respecter la loi de conservation du flux.



FIGURE 2.6 – Induction radiale en fonction du temps pour la position à 0 $^{\circ}$ (a) et en fonction de la position à un instant donné (b) en cas d'excentricité statique, machine bipolaire

Le flux ϕ_r étant nul dans le cas d'une machine saine et comme l'induction radiale dans le cas du présent défaut peut être décomposée en une somme de deux termes, ainsi la génération d'un flux variable ne peut être attribuée qu'à la composante due au défaut soit $B_{r,stat}$. Ainsi :

$$\phi_{r,stat}(\theta) = R_e L \int_0^{\pi/p} B_{r,stat}(\theta_r, \theta) \, d\theta_r \tag{2.12}$$

Après développement (voir Annexe A), l'expression du flux $\phi_{r,stat}$, pour p>1, s'écrit :

$$\phi_{r,stat}(\theta) = \frac{K_{stat} f_{mm1} \mu_0 R_e L}{2e}.$$

$$\left[\frac{1}{p-1} \left(\cos(\theta) \sin(\frac{\pi(p-1)}{p}) + \sin(\theta)(1 - \cos(\frac{\pi(p-1)}{p}))\right) + \frac{1}{p+1} \left(\cos(\theta) \sin(\frac{\pi(p+1)}{p}) + \sin(\theta)(\cos(\frac{\pi(p+1)}{p}) - 1)\right)\right]$$
(2.13)

Dans le cas d'une machine bipolaire, la limite de l'expression précédente aboutit au flux $\phi_{r,stat}$ suivant :

$$\phi_{r,stat}(\theta) = \frac{K_{stat} f_{mm1} \mu_0 R_e L \pi}{2e} \cos(\theta) = \Phi \cos(\frac{2\pi f}{p}t)$$
(2.14)

D'après les expressions 2.13 et 2.14, une excentricité statique génère un flux rotorique $\phi_{r,stat}$ qui dépend du temps et, a priori, ce dernier flux est de fréquence f/p c'est à dire du 50 Hz pour une machine bipolaire et 25 Hz pour une machine quadripolaire. Par conséquent, ce défaut peut générer un flux circonférentiel et donc une tension d'arbre.

2.2.3.2 Excentricité dynamique

Dans le cas d'une excentricité dynamique, la perméance Λ_{dyn} d'entrefer n'est également plus constante, mais contient un terme additionnel qui est une fonction de θ_s et de θ puisque le rotor ne tourne plus autour de son propre axe de rotation générant ainsi des composantes qui dépendent de la position et du temps telles que :

$$\Lambda_{dyn}(\theta_s, \theta) = \frac{\mu_0}{e} \left(1 + K_{dyn} \cos(\theta_s - \theta) \right)$$
(2.15a)

$$K_{dyn} = \frac{2E_{dyn}}{e_{min} + e_{max}}$$
(2.15b)

En appliquant la même méthodologie que dans le cas du défaut précédent, l'induction radiale totale dans l'entrefer en cas d'excentricité dynamique se met sous la forme :

$$B_{r,dyn-tot}(\theta_s,\theta) = B_{r,sain}(\theta_s,\theta) + B_{r,dyn}(\theta_s,\theta)$$
(2.16a)

$$B_{r,dyn} = \frac{K_{dyn} f_{mm1} \mu_0}{2e} \left(\cos((p-1)(\theta_s - \theta)) + \cos((p+1)(\theta_s - \theta)) \right)$$
(2.16b)

Les figures 2.7a et 2.7b montrent respectivement l'allure des inductions radiales en fonction du temps et de θ_s pour ce type de défaut.



FIGURE 2.7 – Induction radiale en fonction du temps (a) et en fonction de la position(b) en cas d'excentricité dynamique

Le même problème que dans le cas du défaut précédent apparait lorsqu'une machine bipolaire est considérée, l'induction radiale admet une composante continue comme l'illustre la figure 2.8. Là encore, celle-ci n'influe pas sur le calcul de ϕ_r .



FIGURE 2.8 – Induction radiale en fonction du temps (a) et de la position (b) en cas d'excentricité dynamique lorsque p = 1

L'induction radiale totale étant également une somme de deux termes, le calcul du flux $\phi_{r,dyn}$, dont le développement mathématique est décrit en Annexe B, se résume à l'intégrale sur la composante due au défaut notée $B_{r,dyn}$. Il aboutit à :

$$\phi_{r,dyn} = \frac{K_{dyn} f_{mm1} \mu_0 R_e L}{2e} \left(\frac{\sin(\frac{\pi(p-1)}{p})}{p-1} + \frac{\sin(\frac{\pi(p+1)}{p})}{p+1} \right)$$
(2.17)

Pour le cas où p = 1, un calcul aux limites donne :

$$\phi_{r,dyn} = \frac{K_{dyn} f_{mm1} \mu_0 R_e L \pi}{2e} \tag{2.18}$$

Les expressions 2.17 et 2.18 montrent que le flux rotorique sous une ouverture polaire est constant quel que soit la position du rotor. Ceci se comprend facilement étant donné que l'épaisseur de l'entrefer reste constante pour un point donné sur le rotor. Par conséquent, d'après le raisonnement explicité au paragraphe 2.2.1, une excentricité dynamique ne semble pas générer de flux circonférentiel et donc de tension d'arbre.

2.2.3.3 Court-circuit rotorique

Un court-circuit entre spires de l'enroulement rotorique induit une diminution des ampères-tours dans les encoches aller et retour ayant ainsi un impact sur un pôle donné plus les deux adjacents dans la cas d'une machine à p>1. Ce défaut affecte donc uniquement la force magnétomotrice rotorique et la détermination des harmoniques peut être réalisée à partir des coefficients de la série de Fourier qui est présentée en Annexe C. Après résolution, la f.m.m. s'exprime par :

$$f_{mm,cc}(\theta_S, \theta) = f_{mm,sain} - \frac{A_{cc}}{\pi} - \sum_{n=1}^{\infty} K_{cc} \cos(n(\theta_s - \theta))$$
(2.19a)

$$K_{cc} = \frac{A_{cc}}{\pi} \left(\frac{\sin(\frac{\pi(n-p)}{2p})}{(n-p)} + \frac{\sin(\frac{\pi(n+p)}{2p})}{(n+p)} \right)$$
(2.19b)

Où Acc représente l'amplitude du court-circuit.

L'induction radiale dans l'entrefer peut alors s'écrire :

$$B_{r,cc-tot}(\theta_s,\theta) = B_{r,sain}(\theta_s,\theta) - B_{r,cc}(\theta_s,\theta)$$
(2.20a)

$$B_{r,cc} = \frac{\mu_0}{e} \left(\frac{A_{cc}}{\pi} + \sum_{n=1}^{\infty} K_{cc} \cos(n(\theta_s - \theta)) \right)$$
(2.20b)

D'après les tracés de l'induction radiale en figure 2.9, nous pouvons remarquer que les comportements des signaux sont très proches d'une excentricité dynamique. En effet, pour un point donné au rotor, il n'y a aucune variation de la force magnétomotrice. Par conséquent, les fréquences supplémentaires induites par ce défaut sont une nouvelle fois invariantes de la position et du temps.



FIGURE 2.9 – Induction radiale en fonction du temps (à gauche) et de la position (à droite) avec un court-circuit rotorique, machine quadripolaire

Tout comme dans le cas de l'excentricité dynamique, le flux sous une ouverture polaire rotorique quelconque est également constant, quelle que soit la position du rotor, et s'écrit après développements donnés à l'Annexe D sous la forme :

$$\phi_{r,cc} = \frac{\mu_0 R_e L}{e} \Big(\frac{A_{cc}}{p} + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{K_{cc}}{n} sin(\frac{n\pi}{p}) \Big)$$
(2.21)

Par conséquent, un court-circuit entre spires de l'enroulement rotorique d'une machine idéale ne semble pas induire de tension d'arbre.

2.2.4 Conclusion

Dans cette partie, nous avons cherché à étudier l'impact d'un défaut sur la génération d'une tension d'arbre avec une approche analytique. A notre connaissance, aucune expression exacte de la tension d'arbre n'a été déterminée par une approche analytique. De par les hypothèses simplificatrices de ce genre d'approches, seule l'induction radiale dans l'entrefer peut être obtenue de manière aisée. Nous avons alors montré que la présence d'un flux circonférentiel était corrélée avec la variation du flux rotorique à vide sous une ouverture polaire en fonction de la position, et donc du temps. Nous avons alors étudié le flux sous un pas polaire au rotor dans la cas sain et dans celui des 3 défauts les plus courants sachant que cette étude permet uniquement de déterminer les défauts qui sont susceptibles de créer une tension d'arbre. Les résultats issus de cette approche qualitative se résument de la façon suivante :

- une excentricité statique génère un flux sous un pas polaire qui dépend du temps. Par conséquent, ce défaut peut potentiellement créer une tension d'arbre.
- les expressions de l'induction en présence d'une excentricité dynamique et d'un court-circuit rotorique présentent des similitudes. Ces deux défauts ne

génèrent pas de variation du champ pour un point donné au rotor et le flux sous un pas polaire reste constant. Aussi, ces deux défauts ne semblent, à priori, pas générer de tension d'arbre.

Comme la méthode analytique ne permet qu'une appréhension qualitative de la tension d'arbre, la simulation numérique et en particulier la méthode des éléments finis semble plus adaptée. La compréhension du phénomène sur des machines simplifiées est nécessaire en vue de pouvoir caractériser l'impact d'un défaut isolé sur la tension d'arbre.

Dans la partie suivante, nous rappellerons brièvement la méthode des éléments finis et présenterons les machines étudiées.

2.3 La méthode des éléments finis

Dans l'objectif de comprendre les phénomènes physiques à l'origine d'une tension d'arbre, il est nécessaire d'accéder à l'évolution des grandeurs locales de la machine dans divers régimes de fonctionnement. Cela nécessite l'utilisation d'une modélisation numérique dont la plus répandue est celle par éléments finis.

Les simulations ont été réalisées à l'aide du logiciel code_Carmel (Code Avancé de Recherche en Modélisation Électromagnétique) qui est un code de recherche développé par le L2EP et le département ERMES de EDF R&D dans le cadre du laboratoire commun, le LAMEL (Laboratoire Avancé de Modélisation en Matériel Électrique).

Dans cette partie, nous présenterons le système d'équations qui régit le fonctionnement des dispositifs électromagnétiques. Nous rappellerons également les conditions aux limites nécessaires pour bien poser les problèmes à résoudre ainsi que les lois de comportement des matériaux. Ensuite, nous rappellerons les formulations utilisées dans code_Carmel ainsi que les techniques permettant de prendre en considération la non-linéarité des matériaux et le mouvement.

2.3.1 Les équations de Maxwell

Dans la plupart des applications électrotechniques, il est possible de se placer dans le cadre d'un régime quasi stationnaire. Dans ce cas, les équations de Maxwell s'expriment sous la forme suivante :

$$\overrightarrow{\mathbf{rot}} \,\overrightarrow{\mathbf{E}} = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} \tag{2.22a}$$

$$\overrightarrow{\mathbf{rot}} \overrightarrow{\mathbf{H}} = \overrightarrow{\mathbf{J}_{\mathbf{tot}}} = \overrightarrow{\mathbf{J}} + \overrightarrow{\mathbf{J}_{\mathbf{s}}}$$
(2.22b)

 $\operatorname{div} \vec{\mathbf{B}} = 0 \tag{2.22c}$

$$\operatorname{div} \vec{\mathbf{D}} = \rho \tag{2.22d}$$

Avec :

- $\vec{\mathbf{E}}$ le champ électrique [V/m]
- $\vec{\mathbf{H}}$ le champ magnétique [A/m]
- $\vec{\mathbf{D}}$ la densité du champ électrique $[C/m^2]$
- $\vec{\mathbf{B}}$ l'induction magnétique [T]
- $\overrightarrow{\mathbf{J}_{\mathrm{tot}}}$ la densité de courant totale $[A/m^2]$
- $\vec{\mathbf{J}_{s}}$ la densité de courant issue du terme source $[A/m^{2}]$
- $\vec{\mathbf{J}}$ la densité des courants induits $[A/m^2]$

Généralement, dans les applications électrotechniques, et notamment dans notre étude, la densité de charges ρ est considérée nulle et l'équation 2.22d se résume à **div** $\vec{\mathbf{D}} = 0$.

2.3.2 Les lois de comportement

Aux quatre équations de Maxwell ci-dessus, on ajoute les lois de comportement des matériaux qui permettent de tenir compte de la présence éventuelle de différents matériaux dans le dispositif. Ainsi, on formalise le lien entre l'induction $\vec{\mathbf{B}}$ et le champ magnétique $\vec{\mathbf{H}}$ au travers de la perméabilité magnétique $\mu(H/m)$. Le champ électrique $\vec{\mathbf{E}}$ et la densité de courant $\vec{\mathbf{J}}$ sont quant à eux, liés par la conductivité électrique $\sigma(S/m)$. Enfin, la permittivité électrique $\epsilon(F/m)$ établit le lien entre $\vec{\mathbf{D}}$ et $\vec{\mathbf{E}}$. En considérant des milieux isotropes, ces relations se mettent sous la forme :

$$\vec{\mathbf{B}} = \mu \vec{\mathbf{H}} \tag{2.23a}$$

$$\vec{\mathbf{J}} = \sigma \vec{\mathbf{E}} \tag{2.23b}$$

 $\vec{\mathbf{D}} = \epsilon \vec{\mathbf{E}} \tag{2.23c}$

2.3.3 Les conditions aux limites

Afin de bien poser le problème à résoudre, il est nécessaire d'imposer des conditions aux limites à la frontière du domaine D que nous noterons Γ . Cette dernière peut se décomposer en deux parties avec Γ_b relative aux conditions sur l'induction magnétique et Γ_h celle sur le champ magnétique. Ces dernières vérifient $\Gamma = \Gamma_b \cup \Gamma_h$ et $\Gamma_b \cap \Gamma_h = 0$. La figure 2.10 représente un exemple simplifié d'un système électromagnétique délimité par son domaine.

Les conditions aux limites sont homogènes sur le champ magnétique et sur l'induction. Ainsi, en introduisant \vec{n} comme étant le vecteur normal à la surface étudiée, elles se mettent sous la forme :

$$\vec{n} \times \vec{\mathbf{H}}|_{\Gamma_h} = 0 \tag{2.24a}$$

$$\vec{n}.\vec{\mathbf{B}}|_{\Gamma_b} = 0 \tag{2.24b}$$

Si le domaine présente des milieux conducteurs pour lesquels la conductivité électrique $\sigma \neq 0$ alors la frontière Γ_c de cette zone conductrice se décompose également en deux parties où Γ_j est relative aux conditions sur les courants induits et Γ_e sur celles du champ électrique. Là aussi, les deux parties de la frontière vérifient $\Gamma_c = \Gamma_j \cup \Gamma_e$ et $\Gamma_j \cap \Gamma_e = 0$.

Avec l'équation de Maxwell 2.22b et la condition aux limites 2.24a écrites précédemment, il est possible d'établir les relations pour délimiter les zones conductrices. De la même manière, les conditions aux limites pour les grandeurs électriques peuvent s'écrire à partir des équations 2.22a et 2.24b telles que :

$$\vec{n} \times \vec{\mathbf{E}}|_{\Gamma_e} = 0 \tag{2.25a}$$

$$\vec{n} \cdot \vec{\mathbf{J}}|_{\Gamma_j} = 0 \tag{2.25b}$$



FIGURE 2.10 – Représentation d'un domaine électromagnétique [Bacchus, 2016]

2.3.4 Les formulations fortes

La résolution des équations de Maxwell dans le cas de l'approche par éléments finis s'effectue rarement en champs. On introduit plutôt les potentiels magnétiques scalaire ou vectoriel. Dans la suite, nous aborderons succinctement les approches magnétostatique et magnétodynamique.

2.3.4.1 Les formulations en magnétostatique

En l'absence de zone conductrice dans le domaine modélisé, et donc de possibles courants induits, le problème est dit "magnétostatique". La densité de courant $\overrightarrow{J_{tot}}$ (équation 2.22b) est alors uniquement égale à $\overrightarrow{J_s}$ correspondant au terme source. Le système à résoudre se résume à :

$$\operatorname{div} \vec{\mathbf{B}} = 0 \tag{2.26a}$$

$$\overrightarrow{\mathbf{rot}} \, \overrightarrow{\mathbf{H}} = \overrightarrow{\mathbf{J}_{\mathbf{s}}}$$
 (2.26b)

Comme indiqué ci-dessus, ces équations sont généralement résolues en introduisant des potentiels vecteur \vec{A} ou scalaire Ω magnétiques.

Dans le cas de la formulation en $\vec{\mathbf{A}}$, la conservation du flux (équation 2.26a) implique que l'induction magnétique $\vec{\mathbf{B}}$ découle du rotationnel d'un potentiel $\vec{\mathbf{A}}$. Ainsi, la première formulation peut se mettre sous la forme :

$$\vec{\mathbf{B}} = \overrightarrow{\mathbf{rot}} \vec{\mathbf{A}}$$
(2.27a)

$$\overrightarrow{\operatorname{rot}}\left(\frac{1}{\mu}\,\overrightarrow{\operatorname{rot}}\,\overrightarrow{\mathbf{A}}\right) = \overrightarrow{\mathbf{J}_{s}}$$
(2.27b)

L'équation à résoudre est donc 2.27b.

Dans le cas de la seconde formulation, la démarche est inversée dans le sens où on utilise d'abord la relation 2.26b. La densité de courant $\vec{J_s}$ étant le terme source connu, on introduit un champ $\vec{H_s}$, source au sens mathématique, tel que :

$$\overrightarrow{\operatorname{rot}} \overrightarrow{\operatorname{H}}_{\operatorname{s}} = \overrightarrow{\operatorname{J}}_{\operatorname{s}}$$
(2.28)

Comme le rotationnel de $(\vec{\mathbf{H}} - \vec{\mathbf{H}_s})$ est nul, cela implique que cette différence est assimilée au gradient d'un potentiel scalaire magnétique qu'on note Ω . L'introduction de 2.29a ci-dessous dans 2.26a aboutit à la formulation en potentiel scalaire magnétique avec l'équation à résoudre qui s'écrit sous la forme 2.29b.

$$\vec{\mathbf{H}} = \vec{\mathbf{H}_{s}} - \mathbf{grad}\,\Omega \tag{2.29a}$$

$$\operatorname{div}\left(\mu(\overline{\mathbf{H}_{\mathbf{s}}} - \operatorname{\mathbf{grad}}\Omega)\right) = 0 \tag{2.29b}$$

2.3.4.2 Les formulations en magnétodynamique

Lorsque des milieux conducteurs font partie du domaine modélisé, des courants induits \vec{J} peuvent être générés. Dans ce cas, il est nécessaire de résoudre un système d'équations relatif à la magnétodynamique à savoir :

$$\overrightarrow{\mathbf{rot}} \,\overrightarrow{\mathbf{E}} = -\frac{\partial \overrightarrow{\mathbf{B}}}{\partial t} \tag{2.30a}$$

$$\overrightarrow{\operatorname{rot}} \overrightarrow{\mathbf{H}} = \overrightarrow{\mathbf{J}} + \overrightarrow{\mathbf{J}}_{\mathbf{s}}$$
(2.30c)

De la même manière qu'en magnétostatique, on introduit des formulations en potentiel, électrique $A - \varphi$ ou magnétique $T - \Omega$, pour résoudre ces équations.

Les relations 2.27a et 2.30a permettent de lier le champ électrique $\vec{\mathbf{E}}$ au potentiel vecteur magnétique $\vec{\mathbf{A}}$ (équation 2.31a) et d'introduire par la suite le potentiel électrique noté φ (équation 2.31b).

$$\overrightarrow{\mathbf{rot}}(\vec{\mathbf{E}} + \frac{\partial \vec{\mathbf{A}}}{\partial t}) = 0$$
 (2.31a)

$$\vec{\mathbf{E}} = -\frac{\partial \vec{\mathbf{A}}}{\partial t} - \overrightarrow{\mathbf{grad}} \varphi \qquad (2.31b)$$

Les relations 2.27a, 2.23b et 2.31b permettent d'aboutir à la formulation électrique, $A - \varphi$ qui s'écrit sous la forme de l'équation à résoudre suivante :

$$\overrightarrow{\mathbf{rot}}\left(\frac{1}{\mu}\,\overrightarrow{\mathbf{rot}}\,\overrightarrow{\mathbf{A}}\right) + \sigma\left(\overrightarrow{\mathbf{grad}}\,\varphi + \frac{\partial\overrightarrow{\mathbf{A}}}{\partial t}\right) = \overrightarrow{\mathbf{J}_{\mathbf{s}}}$$
(2.32)

Dans un milieu conducteur, la densité des courants induits, $\vec{\mathbf{J}}$, est à divergence nulle. Par conséquent, on peut introduire T qui représente le potentiel vecteur électrique tel que :

$$\overrightarrow{\operatorname{rot}} \overrightarrow{\mathbf{T}} = \overrightarrow{\mathbf{J}} \tag{2.33}$$

La combinaison des équations 2.29a et 2.33 aboutit à :

$$\vec{\mathbf{H}} = \vec{\mathbf{H}_{s}} + \vec{\mathbf{T}} - \vec{\mathbf{grad}}\Omega$$
(2.34)

Enfin, en combinant les équations 2.22a et 2.34 avec les lois de comportement 2.23a et 2.23b, l'expression régissant la formulation $T - \Omega$ s'écrit :

$$\overrightarrow{\mathbf{rot}} \frac{1}{\sigma} \left(\overrightarrow{\mathbf{rot}} \, \overrightarrow{\mathbf{T}} + \overrightarrow{\mathbf{rot}} \, \overrightarrow{\mathbf{H}}_{\mathbf{s}} \right) + \mu \frac{\partial}{\partial t} (\overrightarrow{\mathbf{H}}_{\mathbf{s}} + \overrightarrow{\mathbf{T}} - \overrightarrow{\mathbf{grad}} \Omega) = 0 \tag{2.35}$$

2.3.5 Les formulations faibles

Lorsque le domaine d'étude est facile à appréhender et le problème simple, alors il est possible de résoudre le système d'équations de Maxwell sans utiliser de méthodes numériques. Néanmoins, si les phénomènes et les géométries sont complexes, ce qui est généralement le cas dans les convertisseurs d'énergie, alors il est nécessaire d'utiliser des approches de résolution numériques dont la plus répandue est la méthode des éléments finis.

Pour cela, il est nécessaire de discrétiser la géométrie du système en plusieurs éléments de géométrie simple composés de nœuds et d'arêtes. Ces éléments peuvent être de plusieurs ordres et de dimensions différentes. Généralement, pour les problèmes électrotechniques, les éléments du premier ordre sont suffisants. La figure 2.11 illustre les différents types d'éléments pouvant être utilisés dans le code de recherche code_Carmel.

Pour résumer, avec la méthode des éléments finis, le domaine d'étude en trois dimensions est décomposé en plusieurs éléments eux-mêmes constitués de nœuds, arêtes et facettes qui sont les inconnues de ces éléments [Bastos and Sadowski, 2003].



FIGURE 2.11 – Éléments de discrétisation utilisables par le code

Aux formulations présentées précédemment, on applique la méthode des résidus pondérés et la méthode de Galerkin [Johnson, 1987; Ida and Bastos, 1997]. Ces méthodes permettent de transformer les équations aux dérivées partielles sous des formes intégrales. À titre d'exemple, en magnétostatique et avec la formulation en potentiel vecteur magnétique, si l'on considère W_a , une fonction de test appliquée aux inconnues d'arêtes, cette formulation se met de la forme :

$$\int_{D} \frac{1}{\mu} \overrightarrow{\text{rot}} \vec{\mathbf{A}} \cdot \overrightarrow{\text{rot}} \vec{\mathbf{W}}_{\mathbf{a}} dD = \int_{D} (\vec{\mathbf{J}}_{\mathbf{s}} \cdot \mathbf{W}_{\mathbf{a}}) dD$$
(2.36)

De la même manière, la formulation $A - \varphi$ de la magnétodynamique peut être écrite sous la forme d'un système à deux équations :

$$\int_{D} \left[\frac{1}{\mu} \left(\overrightarrow{\mathbf{rot}} \, \overrightarrow{\mathbf{A}} . \overrightarrow{\mathbf{rot}} \, \overrightarrow{\mathbf{W}_{\mathbf{a}}} \right) + \sigma \left(\frac{\partial \overrightarrow{\mathbf{A}}}{\partial t} + \overrightarrow{\mathbf{grad}} \, \varphi \right) . \overrightarrow{\mathbf{W}_{\mathbf{a}}} \right] . dD = \int_{D} \left(\overrightarrow{\mathbf{J}_{\mathbf{s}}} . \mathbf{W}_{\mathbf{a}} \right) dD \quad (2.37a)$$

$$\int_{D} \sigma \left(\frac{\partial \vec{\mathbf{A}}}{\partial t} + \overrightarrow{\mathbf{grad}} \varphi \right) \cdot \overrightarrow{\mathbf{grad}} \overrightarrow{\mathbf{W}_{\mathbf{n}}} \cdot dD = 0$$
 (2.37b)

Où W_n représente la fonction de test appliquée aux inconnues nodales. La détermination des solutions numériques approchées du système est effectuée en projetant les inconnues A et φ dans le domaine discrétisé. Après discrétisation de ces formulations au sens faible, ces équations peuvent s'écrire sous forme matricielle tout en introduisant une matrice X représentant les inconnues du système en se mettant sous la forme :

$$[A].[X] = [B] \tag{2.38}$$

2.3.6 La prise en compte de la non-linéarité

Pour tenir compte de manière la plus proche possible de la réalité de la caractéristique B(H) des milieux magnétiques, il serait idéal d'inclure le cycle d'hystérésis dans le logiciel par éléments finis. Néanmoins, une telle modélisation est très complexe et nécessiterait des temps de calcul très importants. Par conséquent, on se limite classiquement à la prise en compte de la non-linéarité des matériaux magnétiques au travers de la courbe moyenne du cycle B(H).

Dans la littérature, plusieurs travaux permettent d'approcher cette caractéristique par des modèles polynomiaux ou hyperboliques. Dans code_Carmel, elle est représentée par la loi de Marrocco [Marrocco, 1977; Le Menach, 1999].

$$\mathbf{H} = \frac{\mathbf{B}}{\mu_0} \left[\frac{\mathbf{B}^{2\alpha}}{\mathbf{B}^{2\alpha} + \tau} (c - \epsilon) + \epsilon \right]$$
(2.39)

Avec α, c, τ et ϵ des coefficients déterminés à partir de la courbe B(H) du matériau magnétique considéré. La résolution du système non linéaire obtenu s'effectue par l'ajout d'une boucle itérative, généralement par la méthode de Newton-Raphson.

2.3.7 La prise en compte du circuit externe

La modélisation de divers dispositifs électromagnétiques nécessite de prendre en compte le bobinage électrique. La prise en compte du circuit s'effectue alors par couplage entre les équations magnétiques déterminées précédemment et les équations électriques [Piriou and Razek, 1992]. Une des fonctionnalités du code de recherche code_Carmel est de pouvoir dessiner un circuit électrique grâce au logiciel Qucs. Concrètement, le logiciel permet de lier un inducteur issu du code éléments finis à des composants passifs tels que des résistances, des inductances ou des condensateurs. La figure 2.12 présente un exemple de couplage.

À partir de ce circuit, un fichier texte regroupant les liaisons entre les différents composants est généré. Enfin, le code de calcul exporte ces données et détermine les équations supplémentaires à résoudre.



FIGURE 2.12 – Couplage circuit

2.3.8 Le mouvement

Dans certaines applications électrotechniques et en particulier dans le cas des machines électriques, il est nécessaire de prendre en compte le mouvement. Plusieurs méthodes existent [Shi, 2005] pour tenir compte de cet aspect. Dans code_Carmel, c'est la procédure du "pas bloqué" qui est utilisée. Cette méthode est basée sur la permutation des inconnues présentes sur une surface au milieu de l'entrefer qui permet de s'abstenir d'un éventuel remaillage pouvant générer du bruit numérique. Cette méthode induit par contre une contrainte sur le maillage qui doit être régulier sur cette surface de glissement.

Par ailleurs, pour une vitesse de rotation donnée Ω , le pas de temps est directement lié au pas de maillage de la surface de mouvement. Il est donc important de bien choisir ces grandeurs pour obtenir une modélisation précise du système.

$$\Delta \theta = \Omega \, \Delta t \tag{2.40}$$

2.4 Modélisation de structures simplifiées

La méthode analytique ne permettant pas de déterminer explicitement l'impact d'un défaut sur la tension d'arbre, deux structures simplifiées seront modélisées à l'aide de la méthode des éléments finis. L'isolement d'un défaut par rapport aux autres éléments constitutifs d'une machine électrique (bobinage par exemple) est nécessaire pour pouvoir analyser l'effet intrinsèque afin de comprendre les origines de la tension d'arbre. Ainsi, pour découpler les phénomènes physiques, ces structures ont été conçues dans le but de limiter les variations de la perméance. Dans cette partie, les caractéristiques de ces dernières, les maillages ainsi que les conditions de simulations seront présentés. Nous présenterons également les différentes méthodes utilisées pour déterminer la tension d'arbre puis nous étudierons l'impact des excentricités et des courts-circuits rotoriques tout en analysant de manière approfondie le phénomène.

2.4.1 Modèle des structures étudiées

Deux structures simplifiées à deux et quatre pôles, de dimensions géométriques (longueurs du circuit magnétique et diamètres) égales à celles d'un turboalternateur de 1300 MW (voir tableau 2.1), sont étudiées. Leur principale caractéristique est l'absence d'encoches statoriques (stator lisse) afin d'éviter l'impact éventuel des harmoniques d'induction magnétique pouvant être générées par ces dernières. Le rotor, pratiquement lisse, est doté de trois encoches par pôle en vue de diminuer l'impact de la réluctance introduite par ces dernières au détriment d'une induction sinusoïdale dans l'entrefer. Ces encoches portent le bobinage d'excitation. Enfin, afin de ne pas confiner le champ, une cage d'air dont le rayon est égal à deux fois celui de la carcasse est considérée autour de la machine. La figure 2.13 présente les géométries de ces structures.

	Diamètre extérieur du stator	Diamètre du rotor	Largeur d'entrefer	Longueur active
Valeur $(en m)$	3.25	2.00	0.1	8.00

TABLE 2.1 – Tableau résumant les dimensions géométriques des structures simplifiées



FIGURE 2.13 – Géométries de la machine à deux pôles (à gauche) et à 4 quatre pôles (à droite)

Dans l'objectif de simuler ces machines par éléments finis avec des résultats les plus précis possible, il est nécessaire de les mailler finement. Par ailleurs, il est préconisé d'utiliser un maillage régulier de sorte que le déplacement de la partie mobile n'induise pas de modification notable. Nous avons alors imposé un nombre d'éléments régulièrement repartis au rotor et au stator afin de réduire au maximum les erreurs numériques pouvant survenir.

Code_Carmel étant un code 3D, les calculs 2D sont effectués en utilisant des prismes. Les deux machines possèdent exactement le même maillage qui est composé de 100 000 prismes réalisés à partir d'un maillage 2D extrudé sur une seule couche. La figure 2.14 l'illustre sur une coupe 2D de la machine simplifiée à quatre pôles.



FIGURE 2.14 – Maillage de la machine simplifiée à quatre pôles

La prise en compte des matériaux non linéaires est réalisée à partir de l'expression de Marrocco explicitée précédemment. En connaissant la courbe B(H) des matériaux, la détermination des différents coefficients est faite par une régression non linéaire qui permet d'identifier les meilleurs paramètres. La figure 2.15 illustre les courbes B(H) des matériaux rotoriques et statoriques.



FIGURE 2.15 – Courbes B(H) au rotor et au stator

La première étape consiste à valider le modèle numérique en fonctionnement 'sain' en analysant diverses grandeurs dont l'induction dans l'entrefer. La Figure 2.16 montre cette dernière dans le cas de la machine quadripolaire. Comme escompté, au vu du faible nombre d'encoches par pôle au rotor, son allure a une forme trapézoïdale.



FIGURE 2.16 – Induction radiale dans l'entrefer pour la machine simplifiée à 4 pôles

2.4.2 Approches de calcul de la tension d'arbre

Dans le premier chapitre, nous avions présenté les démarches de modélisation permettant de calculer la tension d'arbre par la simulation numérique. Dans nos travaux, nous utiliserons l'approche la plus courante dans la littérature, mais introduirons également une seconde approche basée sur la quantification du flux circonférentiel dans la totalité de la machine. Les résultats issus des deux approches dans différents cas de fonctionnement seront comparés et analysés.

2.4.2.1 Inducteur entre l'arbre et la carcasse

La première procédure s'inspire de celle proposée par Torlay [Torlay et al., 1999] où la tension d'arbre est déterminée au travers d'un couplage circuit externe au modèle éléments finis (cf. Chapitre 1). Ce dernier permet de modéliser la boucle de courant due à la génération d'un flux circonférentiel (figure 2.17).



FIGURE 2.17 – Illustration de la boucle de courant générée par un flux circonférentiel

Dans notre cas, ce modèle a été simplifié en considérant l'arbre et la carcasse comme étant respectivement des inducteurs aller et retour. Cela permet de calculer directement la force électromotrice induite entre ces deux inducteurs.

2.4.2.2 Méthode des bobines virtuelles

La deuxième approche que nous proposons est une extension de la méthode de la spire virtuelle développée par Doorsamy [Doorsamy and Cronje, 2014a] où la tension d'arbre est obtenue à partir du flux circonférentiel traversant une spire de surface de coupe radiale entre le centre de la machine et la carcasse.

L'idée est de considérer la machine dans son ensemble comme un tore. Dans ce cas, un bobinage régulièrement réparti autour de ce tore permet de capter le flux circonférentiel de la machine. Dans le cas d'une modélisation bidimensionnelle, les bobines virtuelles sont constituées de deux inducteurs. Le premier est l'élément au centre de l'arbre et le second est un élément au bord de la cage d'air. La figure 2.18 illustre la méthode des bobines virtuelles.



FIGURE 2.18 – Représentation des bobines virtuelles

En disposant n bobines virtuelles régulièrement réparties et décalées d'un angle $\alpha = \frac{2\pi}{n}$ [Darques et al., 2016], chaque bobine virtuelle d'indice i capte alors un flux $\phi_i(t)$ calculé à partir de la composante tangentielle de l'induction tel que :

$$\phi_i(t) = L \int_0^{R_c} B_t(r, t) \mathrm{d}r \tag{2.41}$$

L étant la longueur du circuit magnétique (longueur active) et R_c le rayon de la carcasse. Par conséquent, une force électromotrice potentielle fem_i y est induite :

$$fem_i = -\frac{\mathrm{d}\phi_i(t)}{\mathrm{d}t} \tag{2.42}$$

La tension d'arbre est ensuite déterminée en faisant la moyenne des forces électromotrices générées dans chaque bobine virtuelle.

$$U_{shaft}(t) = -\frac{\mathrm{d}\,\Phi_{shaft}(t)}{\mathrm{d}t} = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}fem_{i}(t)$$
(2.43)

Dans le cas d'une machine saine, les f.e.m. induites sont polyphasées équilibrées et donc leur somme est nulle. Dans le cas de l'occurrence d'un défaut, la f.e.m. résultante devrait être non nulle représentant directement la tension d'arbre.

2.4.3 Étude des structures simplifiées

Afin de déterminer l'impact intrinsèque des défauts communs sur la tension d'arbre et valider en même temps les approches de calcul de cette dernière, 4 cas sont investigués; le régime 'sain' et 3 fonctionnements défectueux. Les défauts qui seront étudiés sont les mêmes que ceux issus de la méthode analytique à savoir :

- une excentricité statique de 20%
- une excentricité dynamique de 20%
- un court-circuit rotorique de 12% des spires dans un pôle

La gravité de ces défauts est évidemment très exagérée, mais permettra de bien visualiser l'impact respectif de ces derniers.

Code_Carmel utilisant la méthode du pas bloqué pour simuler un mouvement, nous avons appliqué la méthode développée par [Iamamura, 2011] pour modéliser un défaut d'excentricité statique ou dynamique en déplaçant les nœuds du stator ou du rotor. Avec la méthode du pas bloqué, les nœuds situés au milieu de l'entrefer sont disposés régulièrement et constituent la surface de glissement qui est parfaitement cylindrique et centrée au milieu de l'entrefer. Aussi, pour simuler une excentricité statique ou dynamique, il suffit de déplacer les noeuds qui sont respectivement à l'extérieur ou à l'intérieur de cette surface. Les seuls éléments qui seront déformés seront ceux qui sont sur la couche interne ou externe de l'entrefer. Cette méthode permet d'éviter tout remaillage de la structure et d'utiliser ainsi le même maillage pour étudier tous les cas de figure. Il faut toutefois veiller à ce que la modélisation des deux cas d'excentricités n'induise pas de déformations significatives du maillage qui généreraient quelques erreurs numériques. Les cas étudiés ici ne présentent pas de déformations conséquentes. Un défaut de court-circuit entre spires du circuit d'excitation provoque une diminution des ampères-tours sous un pôle. Des tests effectués par [Iamamura, 2011] ont montré que ce défaut peut être modélisé en modifiant tout simplement le nombre de conducteurs dans une encoche.

Afin d'évaluer l'éventuel impact de la non-linéarité des matériaux sur les tensions d'arbre, les simulations sont d'abord menées en supposant la caractéristique des matériaux magnétiques linéaire puis en tenant compte du caractère non linéaire de cette dernière.

Enfin, comme indiqué précédemment, les deux approches de calcul de la tension d'arbre (paragraphes 2.4.2.1 et 2.4.2.2) sont utilisées et les simulations ont été réalisées en utilisant la formulation en potentiel vecteur. Dans le cas de l'approche proposée, 72 bobines virtuelles sont régulièrement réparties autour de la machine (1 bobine tous les 5 degrés).

2.4.4 En conditions normales de fonctionnement

L'analyse de la tension d'arbre lors du fonctionnement sain de la machine est une étape nécessaire pour analyser les différents résultats et valider notre approche de modélisation. Les tensions d'arbre issues des deux structures permettront de caractériser des signaux de référence à comparer à ceux en présence de défauts.

Les résultats relatifs à la structure simplifiée bipolaire en utilisant les signaux déterminés par la méthode de l'inducteur entre l'arbre et la carcasse, "méthode n°1", et avec les bobines virtuelles, "méthode n°2", sont d'abord analysés. La dernière approche mettant en œuvre plusieurs bobines, nous exposerons les signaux des f.e.m. induites dans trois d'entre elles à savoir : 0°, 90° et 180°. Concernant les décompositions spectrales, pour des raisons de lisibilité, seules les fréquences les plus intéressantes seront visualisées. Enfin, la même méthodologie de présentation des résultats sera adoptée en présence de défauts.

2.4.4.1 Structure bipolaire

La figure 2.19 présente les f.e.m. dans chaque bobine ainsi que les tensions d'arbre lorsque la caractéristique des matériaux est supposée linéaire. Comme la machine est saine, les spires captent les mêmes variations temporelles du flux déphasées de 1/nf (en seconde) où n est le nombre de bobines (72 dans le cas présent) et f, le fondamentale à 50 Hz. La tension d'arbre étant la moyenne des 'n' f.e.m. induites dans les bobines virtuelles, son amplitude est très faible de l'ordre du dixième de mV (en noir). La procédure avec l'inducteur reliant l'arbre et la carcasse donne une tension d'arbre encore plus faible (en rouge). De par les amplitudes des signaux et les dimensions de la machine, on peut considérer ces tensions comme nulles.

La prise en considération de la non-linéarité des matériaux a pour conséquence une forte augmentation de l'amplitude des f.e.m. dans les mêmes bobines avec également l'apparition d'harmoniques supplémentaires à 150 Hz et 250 Hz comme l'illustre la figure 2.20a. Néanmoins, les phases des signaux ne sont pas modifiées et les tensions d'arbre avec les deux méthodes restent faibles (figure 2.20b). L'apparition de ces harmoniques est due au courant très important circulant dans les inducteurs conjugué au faible nombre d'encoches rotoriques ce qui aboutit à une saturation locale du rotor (voir figure 2.21). Cette saturation génère des dissymétries de l'induction qui impactent les f.e.m. dans les bobines virtuelles ainsi que la tension d'arbre.



FIGURE 2.19 – Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b) en linéaire, machine bipolaire



FIGURE 2.20 – Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b) en non linéaire, machine bipolaire



FIGURE 2.21 – Distribution de l'induction lorsque les caractéristiques des matériaux sont linéaires (a) et non linéaires (b) en conditions normales

2.4.4.2 Structure quadripolaire

Dans le cas de la structure quadripolaire, les f.e.m. générées aux bornes des bobines virtuelles ont des allures similaires quelle que soit l'hypothèse adoptée sur la caractéristique des matériaux magnétiques (figures 2.22a et 2.23a). Elles ont une évolution sinusoïdale avec un déphasage de p/nf (en seconde) entre deux f.e.m. successives et leurs amplitudes sont très proches dans les deux cas. Ces faibles différences entre le cas linéaire et non linéaire peuvent s'expliquer par une faible saturation du rotor comme nous pouvons le remarquer en figure 2.24.

Les tensions d'arbre obtenues sont alors pratiquement nulles comme le montrent les figures 2.22b et 2.23b. Enfin, par rapport au cas de la machine bipolaire, les résultats entre l'approche proposée pour le calcul de la tension d'arbre et celle utilisée dans des travaux antérieurs sont pratiquement superposés.



FIGURE 2.22 – Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b) en linéaire, machine quadripolaire



FIGURE 2.23 – Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b) en non linéaire, machine quadripolaire


FIGURE 2.24 – Distribution de l'induction lorsque les caractéristiques des matériaux sont linéaires (a) et non linéaires (b) en conditions normales

2.4.4.3 Synthèse

Cette étude sur des structures simplifiées en conditions normales de fonctionnement permet de valider notre approche de modélisation par une absence de tension d'arbre, quelle que soit la méthode utilisée. Néanmoins, la méthode des bobines virtuelles permet d'obtenir des informations supplémentaires et ainsi visualiser localement les phénomènes à l'origine de la tension d'arbre. En effet, les f.e.m. induites aux bornes des bobines virtuelles présentent des formes d'ondes similaires, mais sont déphasées par rapport à la bobine située à l'origine d'un terme γ (en seconde) qui dépend du nombre de paires de pôles p, du nombre de bobines n et de la fréquence fondamentale f (ici 50 Hz) tel que :

$$\gamma = \frac{ip}{nf} \tag{2.44}$$

La moyenne de ces signaux qui correspond à la tension d'arbre est très faible et peut être considérée nulle et ce, que la non-linéarité des matériaux magnétiques soit prise en compte ou pas.

2.4.5 Excentricité statique

L'analyse analytique qualitative menée au début de ce chapitre indiquait qu'une excentricité statique pouvait potentiellement générer une tension d'arbre. Le but est d'abord de vérifier la présence éventuelle de cette quantité dans le cas des deux structures étudiées et, si c'est le cas, analyser les fréquences des harmoniques.

Comme précédemment, on analysera les résultats de la structure bipolaire puis la quadripolaire tout en investiguant l'effet de la non-linéarité de la caractéristique des matériaux magnétiques.

2.4.5.1 Structure bipolaire

La figure 2.25 illustre le tracé des f.e.m. et de la tension d'arbre avec une excentricité statique dans l'hypothèse de linéarité de la courbe B(H). En comparaison avec une machine fonctionnant en conditions normales, ce défaut génère un flux circonférentiel à la vitesse électrique. Les f.e.m. induites dans les bobines virtuelles sont pratiquement identiques (figure 2.25a) et induisent de ce fait une tension d'arbre sinusoïdale de même amplitude (figure 2.25b). Par ailleurs, les deux approches de calcul donnent des valeurs de tensions quasi identiques.

Comme dans le cas du fonctionnement 'sain', la prise en compte de la caractéristique non linéaire des matériaux modifie notoirement l'allure des f.e.m. captées par les différentes bobines. En effet, les dissymétries supplémentaires liées à la saturation et la variation de l'entrefer engendrent des différences significatives sur les flux captés par les bobines virtuelles (figure 2.26a). Cette saturation importante des matériaux (figure 2.28) favorise alors l'apparition d'harmoniques à 150 Hz et 250 Hz comme l'illustre la figure 2.27. Néanmoins, ces harmoniques sont "moyennés" et seule subsiste la composante relative au défaut d'excentricité sur le signal de la tension d'arbre. Par conséquent, bien que la saturation engendre des harmoniques supplémentaires, la tension d'arbre reste pratiquement sinusoïdale de fréquence 50 Hz, mais avec une amplitude atténuée en comparaison au cas linéaire (figure 2.26b).



FIGURE 2.25 – Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b) en linéaire, machine bipolaire



FIGURE 2.26 – Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b) en non linéaire, machine bipolaire



 $\label{eq:Figure 2.27} Figure 2.27 - Décomposition spectrale des forces électromotrices et de la tension d'arbre dans le cas d'une excentricité statique$



FIGURE 2.28 – Distribution de l'induction lorsque les caractéristiques des matériaux sont linéaires (a) et non linéaires (b) dans le cas d'une excentricité statique

2.4.5.2 Structure quadripolaire

Sous l'hypothèse de caractéristiques linéaires des matériaux, des comportements similaires à l'étude précédente sont obtenus dans le cas de la machine quadripolaire. Des f.e.m. de bobines virtuelles et une tension d'arbre sinusoïdales avec des amplitudes très proches (voir figure 2.29a et 2.29b), mais avec des amplitudes plus faibles comparées à la machine bipolaire. Les résultats obtenus sur l'étude des deux machines montrent également que l'amplitude de la tension d'arbre diminue si le nombre de paires de pôles augmente. En considérant des matériaux linéaires, cette assertion est également confirmée par la méthode analytique (équation 2.13).

Comme dans le cas de la machine bipolaire, la saturation entraine là aussi des différences sur les f.e.m. notamment par l'apparition d'un harmonique à 150 Hz comme l'illustre la figure 2.30a. Toutefois, la saturation demeure moins prononcée (figure 2.32), et les f.e.m. induites dans les bobines sont toujours très similaires et donc pratiquement identiques à la tension d'arbre (voir figure 2.31). De ce fait, l'harmonique à 150 Hz est toujours visible contrairement à la structure bipolaire où seul subsistait le fondamental à 50 Hz.



FIGURE 2.29 – Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b) en linéaire, machine quadripolaire



FIGURE 2.30 – Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b) en non linéaire, machine quadripolaire



FIGURE 2.31 – Décomposition spectrale des forces électromotrices et de la tension d'arbre dans le cas d'une excentricité statique



FIGURE 2.32 – Distribution de l'induction lorsque les caractéristiques des matériaux sont linéaires (a) et non linéaires (b) dans le cas d'une excentricité statique

2.4.5.3 Synthèse

Ce paragraphe dédié à l'étude de l'effet intrinsèque d'une excentricité statique sur la tension d'arbre de structures simplifiées a permis de mettre en évidence la génération d'un flux magnétique circonférentiel par ce défaut dans le cas des deux machines bipolaire et quadripolaire. Le fondamental de ce flux se déplace à la vitesse électrique de la machine et conduit à créer une tension d'arbre. L'intérêt d'un modèle numérique réside également dans sa capacité à pouvoir illustrer des phénomènes physiques pour les comprendre et les analyser. La distribution de l'induction pour trois positions données en figure 2.33 permet de montrer la variation de l'amplitude du champ magnétique au rotor. Cela permet par la même occasion de valider l'approche analytique développée au paragraphe 2.2.3.1.



FIGURE 2.33 – Visualisation de l'impact d'une excentricité statique à $t=0,\,t=0.33s$ et t=0.66s

En résumé, les résultats montrent qu'une excentricité statique entraine l'apparition d'une tension d'arbre avec un signal fondamental à 50 Hz et des harmoniques impairs pour tout type de machine [Darques et al., 2017].

2.4.6 Excentricité dynamique

Le deuxième défaut investigué est une excentricité dynamique de 20%. Il sera étudié en adoptant la même méthodologie que celle utilisée dans le paragraphe précédent.

2.4.6.1 Structure bipolaire

La figure 2.34 illustre le tracé des f.e.m. et des tensions d'arbre lorsque les perméabilités des matériaux sont supposées constantes. Hormis un léger harmonique additionnel, les formes d'ondes des f.e.m. sont semblables à celles déduites d'un fonctionnement en conditions normales où les bobines captent un même flux déphasé du même terme γ défini précédemment. La seule différence réside dans l'amplitude de ces f.e.m. qui est significativement plus élevée à cause de la variation de l'entrefer générée par l'excentricité du rotor. Toutefois, les tensions d'arbre, obtenues par les deux approches introduites, sont quasiment nulles.

La prise en compte de la saturation des matériaux magnétiques confirme les similitudes relevées ci-dessus entre le cas d'un fonctionnement normal et celui avec une excentricité dynamique. Bien que la saturation génère des dissymétries magnétiques qui contribuent à amplifier le flux dans chaque bobine virtuelle, les phases ne sont en rien modifiées (figure 2.35a) ce qui a pour conséquence d'induire une tension d'arbre de la même allure et ordre de grandeur que lors du fonctionnement 'sain' comme montré à la figure 2.35b. Cela indique que seule la saturation des matériaux génère cette tension et non le défaut en lui-même.



FIGURE 2.34 – Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b) en linéaire, machine bipolaire



FIGURE 2.35 – Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b) en non linéaire, machine bipolaire

2.4.6.2 Structure quadripolaire

De même que ci-dessus, les allures des f.e.m. présentées en figure 2.36a relatives à la structure quadripolaire montrent des similitudes avec un fonctionnement sain. Bien que la variation de la largeur de l'entrefer introduite par ce défaut induise un harmonique à 25 Hz, les amplitudes ne sont que très peu modifiées. La visualisation de la tension d'arbre permet de conforter la quasi absence de tension d'arbre dans le cas d'une excentricité dynamique (figure 2.36b).

La non-linéarité des matériaux conduit à créer des dissymétries supplémentaires de l'induction magnétique engendrant une augmentation des amplitudes des f.e.m. comme l'illustre la figure 2.37. Cependant, la tension d'arbre reste toujours faible, et ce quelle que soit la méthode utilisée pour les calculer.



FIGURE 2.36 – Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b) en linéaire, machine quadripolaire



FIGURE 2.37 – Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b) en non linéaire, machine quadripolaire

2.4.6.3 Synthèse

Pour résumer, bien qu'un défaut d'excentricité dynamique conduise à la création d'harmoniques supplémentaires sur la perméance d'entrefer, ce défaut n'induit pas de flux circonférentiel. Cette absence de variation du champ au rotor peut être visualisée à la figure 2.38 où nous avons représenté le module de l'induction pour trois positions rotoriques à différents instants. En fait, dans le cas d'une excentricité dynamique et pour un point situé sur le rotor, comme la perméance reste toujours la même (cf. équation 2.15a), le flux capté par les bobines virtuelles est également le même, déphasé, quelle que soit la bobine considérée. Par conséquent, la somme de toutes les tensions induites est pratiquement nulle, d'où l'absence de tension d'arbre dans le cas de structures simplifiées avec un stator lisse [Darques et al., 2017]. Cela rejoint la conclusion de l'approche analytique effectuée en début de chapitre.



FIGURE 2.38 – Visualisation de l'impact d'une excentricité dynamique à t = 0, t = 0.33s et t = 0.66s

2.4.7 Court-circuit rotorique

Le troisième défaut dont l'impact est analysé est le court-circuit rotorique qui est un des défauts fréquemment rencontrés dans les turboalternateurs. Les simulations ont été menées avec un court-circuit de 12% des spires dans un pôle.

2.4.7.1 Structure bipolaire

La figure 2.39 présente les f.e.m. induites dans les bobines virtuelles $(0^{\circ}, 90^{\circ} \text{ et } 180^{\circ})$ ainsi que la tension d'arbre dans le cas d'une courbe B(H) linéaire. Ces courbes montrent des formes d'ondes de f.e.m. qui présentent là aussi des similitudes par rapport aux signaux en conditions normales. De ce fait, la tension d'arbre est très proche de zéro et peut être considérée comme nulle.

Par analogie avec les signaux dans le cas d'une d'excentricité dynamique, la prise en compte de la caractéristique non linéaire des matériaux avec un courtcircuit rotorique entraine une augmentation des amplitudes des signaux et l'apparition d'harmoniques supplémentaires qui sont dus à la saturation (figure 2.41) laquelle génère des dissymétries de l'induction (voir figure 2.40a). Une nouvelle fois, les f.e.m. entre deux bobines successives sont toujours déphasées du même angle constant ce qui implique une tension d'arbre très faible malgré la présence de ce défaut (figure 2.40b). Par ailleurs, la forme d'onde du signal est très proche de celle de l'excentricité dynamique, ce qui laisse penser que ce signal est uniquement dû à la saturation locale des matériaux magnétiques.



FIGURE 2.39 – Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b) en linéaire, machine bipolaire



FIGURE 2.40 – Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b) en non linéaire, machine bipolaire



FIGURE 2.41 – Distribution de l'induction en linéaire (a) et en non linéaire (b) dans le cas d'un court-circuit entre spires

2.4.7.2 Structure quadripolaire

Comme dans le cas de la structure bipolaire, l'étude de la structure quadripolaire aboutit à des f.e.m. des bobines qui présentent de fortes similitudes avec une excentricité dynamique (figure 2.42a). En effet, les signaux sont sinusoïdaux de fréquence 50 Hz et le défaut de court-circuit génère un harmonique à 25 Hz dû à la variation de la force magnétomotrice. Par ailleurs, les phases sont également semblables induisant ainsi une tension d'arbre très faible, que l'on peut considérer comme nulle (figure 2.42b). La prise en compte des matériaux non linéaires entraine une nouvelle fois, une légère augmentation des amplitudes des f.e.m. et l'apparition d'harmoniques à 150 Hz et 250 Hz, mais une invariance des phases. Bien que la non-linéarité génère des dissymétries supplémentaires (figure 2.44), la tension d'arbre avec les deux modèles est toujours faible comme l'illustre la figure 2.43.



FIGURE 2.42 – Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b) en linéaire, machine quadripolaire



FIGURE 2.43 – Forces électromotrices dans trois bobines (a) et tensions d'arbre (b) en non linéaire, machine quadripolaire



FIGURE 2.44 – Distribution de l'induction en linéaire (a) et en non linéaire (b) dans le cas d'un court-circuit entre spires

2.4.7.3 Synthèse

Un court-circuit entre spires de l'enroulement rotorique a donc un impact similaire à celui d'une excentricité dynamique. En effet, même si ce défaut génère des harmoniques supplémentaires sur la force magnétomotrice et donc sur l'induction, il ne conduit pas à la création d'un flux circonférentiel et donc à une tension d'arbre [Darques et al., 2017]. La figure 2.45 expose la distribution de l'induction magnétique sur une surface de coupe de la structure quadripolaire pour trois pas de temps. L'amplitude de l'induction au rotor ne varie pas pour ce type de défaut d'où un impact limité sur la tension d'arbre ce qui est aussi confirmé par la méthode analytique au paragraphe 2.2.3.3 où le flux rotorique sous une ouverture polaire est constant.



FIGURE 2.45 – Visualisation de l'impact d'un court-circuit entre spires à t = 0, t = 0.33s et t = 0.66s

2.5 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons cherché, dans un premier temps, à étudier l'impact de certains défauts à partir de l'induction radiale au milieu de l'entrefer par approche analytique tout en considérant une machine idéale. Cette méthode ne permet pas de déterminer de manière explicite la tension d'arbre, mais peut aider à y accéder de manière qualitative ou détournée en montrant l'influence potentielle d'un défaut sur la création de cette grandeur. De cette approche, il apparait que seule une excentricité statique peut générer une tension d'arbre puisque le flux rotorique sous une ouverture polaire est variable. Une excentricité dynamique et un courtcircuit rotorique ne permettent pas de créer de champ variable et le flux associé est constant.

Nous avons ensuite présenté brièvement les méthodes numériques et plus particulièrement la méthode des éléments finis. Les phénomènes régissant les dispositifs électrotechniques étant décrits à partir des équations de Maxwell et des lois de comportement. Par conséquent, une discrétisation de la géométrie en plusieurs éléments permet d'obtenir des informations sur les variables locales. Le code de recherche Code_Carmel, développé au sein du laboratoire, est capable d'effectuer des simulations par éléments finis en utilisant diverses formulations. Par ailleurs, nous avons également explicité les différentes fonctionnalités du code à travers la prise en compte des matériaux non linéaires par la loi de Marrocco, le mouvement, mais également les circuits externes.

Afin de corroborer ces résultats préliminaires et comme les phénomènes en relation avec la création d'une tension entre les deux extrémités de l'arbre sont complexes, nous avons étudié, à l'aide d'un modèle numérique basé sur la méthode des éléments finis, l'impact d'un défaut particulier de manière isolée. Deux machines simplifiées ont constitué les dispositifs de tests de ces défauts. Le choix de la polarité est relatif aux polarités des turbo-alternateurs utilisés dans les centrales de production. Un maillage régulier a été adopté afin de minimiser les possibles erreurs numériques pouvant perturber les résultats. Par ailleurs, deux approches de quantification de la tension d'arbre ont été utilisées. La première, classique, est issue de travaux de recherches antérieurs et une que nous proposons et qui appréhende de manière plus formelle le flux circonférentiel créé par des dissymétries magnétiques. Les résultats ont montré que les signaux obtenus par les deux méthodes étaient proches. Des différentes simulations effectuées, il est possible de tirer les conclusions suivantes dans le cas des structures simplifiées étudiées :

- En conditions normales de fonctionnement, les tensions d'arbre sont nulles. Néanmoins, la saturation des matériaux magnétiques contribue à l'apparition d'un résidu à cause des dissymétries de l'induction.
- Une excentricité statique génère un flux circonférentiel à la vitesse électrique avec éventuellement quelques harmoniques impairs. L'analyse de la distribution du champ magnétique sur une surface de coupe à différentes positions montre clairement la variation du champ au rotor en fonction de la position. L'analyse de la tension d'arbre a révélé la présence d'un signal dont l'amplitude est plus importante si le nombre de paires de pôles diminue (en linéaire uniquement). Cette assertion n'est plus valable lorsque les caractéristiques des matériaux sont non-linéaires au vu des saturations locales de l'induction qui créent des dissymétries supplémentaires.
- Les défauts d'excentricités dynamiques et de courts-circuits rotoriques ne créent pas intrinsèquement de tension d'arbre. De plus, la distribution de l'induction au rotor à chaque pas de temps montre que celle-ci reste fixe ce qui est d'ailleurs confirmé par la méthode analytique.

Ces études ont donc montré qu'un défaut isolé ne conduit pas nécessairement à une tension entre les deux extrémités de l'arbre. Néanmoins, des travaux antérieurs avaient constaté qu'une excentricité dynamique et un court-circuit pouvaient impacter cette grandeur. Par conséquent, il est possible qu'un autre phénomène puisse interagir avec le défaut pour créer cette tension et la simulation de structures simplifiées ne suffit plus.

Dans le prochain chapitre, nous tâcherons de mener une démarche d'investigation sur les causes pouvant modifier le comportement de la tension d'arbre sur des machines réelles à savoir deux turboalternateurs.

3

Investigation sur des turboalternateurs

Les études des machines simplifiées ont montré que certains défauts ne contribuaient pas nécessairement à la création d'une tension d'arbre contrairement à certaines références bibliographiques. D'autres phénomènes peuvent expliquer ces différences et il devient alors nécessaire de modéliser des machines réelles. Dans ce chapitre, nous présenterons les études liées à la modélisation de deux turboalternateurs équipant les sites de production électrique. L'objectif de ce chapitre est d'analyser toutes les causes pouvant générer une modification de l'induction pouvant, à terme, modifier l'allure de la tension d'arbre. À titre d'exemple et de manière non exhaustive, nous étudierons l'impact du bobinage statorique, de la charge et des courants induits dans les amortisseurs.

Sommaire

3.1	Démarche d'investigation	
3.2	Modélisation des turboalternateurs	
3.3	Machine en conditions normales	
3.4	Excentricité statique $\dots \dots \dots$	
3.5	Excentricité dynamique	
3.6	6 Court-circuit entre spires de l'enroulement rotorique 127	
3.7	Conclusion sur l'investigation $\dots \dots \dots$	

3.1 Démarche d'investigation

L'étude des machines simplifiées à deux et à quatre pôles a permis de mettre en évidence l'incidence d'un défaut isolé sur la tension d'arbre. Pour rappel, seule une excentricité statique avait un impact significatif sur cette dernière avec l'apparition d'un signal à 50 Hz. Cependant, certains auteurs [Torlay, 1999; Doorsamy, 2015] ont indiqué que les excentricités dynamiques et les courts-circuits entre spires contribuaient également à la génération d'un flux circonférentiel. Dès lors, cette tension serait-elle la conséquence du défaut couplé à un autre phénomène ? Pour répondre à cette question, l'étude de machines simplifiées ne suffit plus et il devient nécessaire de modéliser des machines réelles.

Dans ce chapitre, deux turboalternateurs de grande puissance à 2 et 4 pôles seront étudiés. Comme dans le cas des structures simplifiées, nous modéliserons ces machines en "deux dimensions". Leurs maillages respectifs seront constitués d'éléments disposés régulièrement du rotor au stator dans l'objectif d'éviter de potentielles erreurs numériques qui pourraient être dues au maillage.

L'originalité de ce travail consiste à modéliser puis quantifier indépendamment toutes les causes pouvant interagir avec un des trois défauts étudiés et, à terme, générer une tension d'arbre. Par conséquent, à partir d'un modèle de référence, nous tâcherons de complexifier ce dernier pour ainsi tester de nouvelles hypothèses de modélisation. La figure 3.1 illustre la démarche d'investigation.

À titre d'exemple, ces machines présentant un circuit statorique avec plusieurs voies d'enroulement en parallèle, les variations des forces électromotrices induites dans chaque voie génèrent des courants de circulation qui modifient la distribution de l'induction. Il est possible que ces courants, déterminables par approche analytique dont nous détaillerons la méthode par la suite, puissent générer de nouveaux harmoniques sur la tension d'arbre.



FIGURE 3.1 – Procédé d'investigation

3.2 Modélisation des turboalternateurs

Cette partie est dédiée à la présentation des géométries et des modèles des deux turboalternateurs issus du parc. La modélisation des voies d'enroulements étant nécessaire pour déterminer l'impact des courants de circulation, nous détaillerons le circuit de ces alternateurs. Enfin, nous présenterons les conditions de simulations ainsi que les défauts que nous étudierons.

La première machine est un alternateur quadripolaire dont la puissance est de 1300 MW, cette dernière constituera notre machine principale. Par analogie avec le précédent chapitre, les travaux relatifs à une machine bipolaire seront également présentés. Cette machine est un alternateur de 600 MW.

3.2.1 Géométries

Les alternateurs utilisés dans les sites de production sont des machines synchrones à rotor bobiné, lisse, avec des caractéristiques géométriques spécifiques pour répondre à des impératifs liés à leur utilisation. Ainsi, ils doivent fournir une tension purement sinusoïdale. Pour répondre à ce besoin, la largeur de l'entrefer est généralement importante (environ 100 mm) afin de filtrer les harmoniques de la perméance au détriment d'un courant d'excitation plus important. Par ailleurs, ces machines doivent fournir de grandes puissances tout en respectant des contraintes thermiques. De ce fait, les bobinages statoriques sont divisés en plusieurs voies d'enroulements qui sont connectées en parallèle pour une même phase afin de subdiviser le courant généré sur les différentes voies et limiter ainsi l'échauffement de chacune. Ainsi, les bobinages statoriques des alternateurs de 1300 MW sont constitués de quatre voies d'enroulements pour une même phase alors que les enroulements des machines de 600 MW ne sont composés que de deux voies.

Enfin, ces structures sont équipées d'un 'bobinage' amortisseur, constitué de conducteurs mis en courts-circuits à la manière d'une cage (entière) d'écureuil pour une machine asynchrone. Ce dernier a pour fonction d'atténuer les effets transitoires et permet à la machine de mieux supporter les fonctionnements anormaux telles les oscillations autour de la vitesse de synchronisme ou celles dues aux variations de la fréquence du réseau autour des 50Hz.

Les coupes transversales des turboalternateurs modélisés de 1300 MW et de 600 MW avec leur bobinage amortisseur (en noir) sont illustrées en figure 3.2. Le tableau 3.1 présente les principales caractéristiques de ces deux machines. Pour des raisons de confidentialité, les données présentées dans ce tableau ne sont pas représentatives des valeurs réelles.



a



 \mathbf{b}

FIGURE 3.2 – Alternateur de 600 MW (a) et de 1300 MW (b)

	Diamètre extérieur du stator	Diamètre du rotor	Largeur d'entrefer	Longueur active
Données 600 MW (en <i>m</i>)	2.5	1.15	0.1	6.00
Données 1300 MW (en <i>m</i>)	3.25	2.00	0.1	8.00

TABLE 3.1 – Tableau résumant les dimensions géométriques des deux alternateurs

3.2.2 Modèles

3.2.2.1 Maillage

Dans l'optique d'obtenir des résultats précis en limitant d'éventuelles erreurs numériques qui pourraient être dues au maillage, les modèles éléments finis de ces deux turboalternateurs sont inspirés des structures simplifiées du précédent chapitre. En effet, ils possèdent tous deux un maillage constitué de prismes résultant d'une modélisation en deux dimensions qui a été extrudée sur une seule couche d'éléments. À l'exemple des machines lisses, les éléments sont disposés régulièrement du rotor au stator et la surface de glissement, située au milieu de l'entrefer, est composée de 1080 nœuds. En outre, comme les excentricités modifient la variation de la largeur de l'entrefer, nous considérerons des machines complètes à savoir que toute la partie axiale de la machine sera modélisée. Enfin, nous avons imposé une cage d'air dont le rayon est égal à deux fois le rayon de la carcasse afin de ne pas confiner la distribution de l'induction.

La figure 3.3 présente les maillages des deux machines. Ces derniers sont composés de 94 000 prismes pour le 600 MW et de 82 000 prismes pour le 1300 MW. La délimitation entre le rotor et l'arbre est représentée en rouge sur les deux figures.



a



FIGURE 3.3 – Zoom sur les maillages du 600 MW (a) et du 1300 MW (b)

3.2.2.2 Matériaux

L'acier utilisé au rotor est choisi pour ses performances mécaniques à cause des efforts très importants générés par la force centrifuge. Le stator est composé de secteurs de tôles à grains qui sont orientées dans le sens tangentiel. La prise en compte des orientations des différents secteurs constituant le circuit magnétique de la machine étant bien évidemment inenvisageable, les tôles statoriques seront considérées isotropes et les courbes B(H) considérées sont celles relatives à l'axe de facile aimantation.

Afin de simuler le comportement magnétique des alternateurs du parc, les coefficients relatifs à la loi de Marrocco ont été déduits des documents techniques à l'aide d'une régression non linéaire.

La figure 3.4 illustre le tracé des courbes B(H) au rotor et au stator pour les deux alternateurs.



FIGURE 3.4 – Caractéristiques B(H) de l'alternateur de 600 MW (a) et de 1300 MW (b)

3.2.2.3 Bobinage statorique

Une des fonctionnalités du code de recherche code_Carmel est la possibilité de prendre en compte un circuit externe. Le bobinage des alternateurs est ainsi modélisé en considérant chaque voie comme un inducteur. Les figures 3.5 et 3.6 présentent les circuits des alternateurs avec les résistances et inductances des têtes de bobines. Les chemins des courants de circulation sont représentés en bleu.

Les composantes de ce circuit, dont les valeurs ont été fournies par EDF, sont définies par :

- $R_1 = 2.8 \, m\Omega$: résistance de têtes de bobines
- $L_1 = 0.2 \, mH$: inductance de têtes de bobines
- $R_2 = 1 m\Omega$: contact entre deux voies
- $R_N = 1 k\Omega$: résistance modélisant les neutres

Enfin, pour simuler le fonctionnement à vide, nous avons inclus une résistance de charge R_L de 100 $k\Omega$



FIGURE 3.5 – Circuit du turboalternateur de 600 MW



FIGURE 3.6 – Circuit du turboalternateur de 1300 MW

3.2.2.4 Conditions de simulation

Lors de cette investigation, nous étudions les mêmes défauts que les machines simplifiées à savoir une excentricité statique et dynamique de 20 %, mais également un court-circuit rotorique de 12 % des spires dans un pôle.

Le turboalternateur de 1300 MW étant la principale machine que nous étudierons, la machine de 600 MW permettra de comparer les harmoniques des tensions d'arbre lorsque nous détaillerons l'impact du bobinage statorique.

Les simulations sont réalisées à vide et le courant d'excitation est imposé à la valeur permettant d'obtenir la tension nominale. Les vitesses de rotation sont fixées respectivement à $3000 \ tr/min$ et $1500 \ tr/min$ pour les machines de 600 MW et de 1300 MW. Enfin, nous analyserons les signaux sur une période mécanique de la machine c'est-à-dire sur 0,02s et 0,04s.

Pour chaque défaut, nous tâcherons d'identifier les harmoniques des courants de circulation par approche analytique puis nous déterminerons ces derniers par la méthode des éléments finis. Nous étudierons les courants $I_{U1,U2}$ et $I_{U1,U3}$ (voir figure 3.6) pour la machine quadripolaire et le courant $I_{U1,U2}$ (figure 3.5) pour la machine de 600 MW ainsi que les signaux des tensions d'arbre.

Tout d'abord, nous nous placerons dans le cas d'une étude magnétostatique en utilisant la formulation en potentiel vecteur ce qui implique que nous ne prendrons pas en considération les courants induits dans les amortisseurs.

Enfin, dans le chapitre précédent, il a été confirmé que les deux procédures permettant de calculer numériquement la tension d'arbre présentaient des résultats similaires. Aussi, seules les allures des tensions d'arbre avec la méthode de l'inducteur entre l'arbre et la carcasse seront exposées.

3.3 Machine en conditions normales

Dans cette partie, la méthodologie permettant de déterminer les courants de circulation par approche analytique à partir de l'induction radiale d'une machine idéale sera exposée. Cette procédure sera appliquée par la suite dans les cas de défauts d'excentricités et de courts-circuits afin de déterminer les courants de circulation dans ces cas et comparer les allures obtenues à celles issues du modèle numérique. À l'aide de la méthode des éléments finis, nous analyserons d'abord les tensions d'arbre des alternateurs lors d'un fonctionnement sain. Ces résultats nous permettront d'établir des signaux de référence à comparer par la suite aux formes d'ondes lorsque les machines présenteront un défaut.

3.3.1 Détermination des courants de circulation

Concernant les alternateurs étudiés, l'angle sous une voie d'enroulement est de π/p soit 180° pour la machine bipolaire et 90° pour la structure quadripolaire. La figure 3.7 montre le positionnement des voies dans le cas d'une machine quadripolaire. Les positions θ_{A1} et θ_{R1} sont respectivement les localisations des conducteurs allers et retours de la première voie d'enroulement.



FIGURE 3.7 – Positionnement des voies pour une machine quadripolaire

Pour déterminer la présence éventuelle de courants de circulation, il est nécessaire de déterminer les f.e.m. induites dans les voies.

Dans l'hypothèse d'une machine idéale introduite au chapitre précédent, la perméance d'entrefer est constante et la force magnétomotrice peut être assimilée à une grandeur purement sinusoïdale. Par conséquent, l'induction radiale au milieu de l'entrefer peut se mettre sous la forme (voir chapitre 2) :

$$B_{r,sain}(\theta_s,\theta) = \frac{f_{mm1}\mu_0}{e}\cos(p\left(\theta_s - \theta\right)) = B_{1,sain}\cos(p\left(\theta_s - \theta\right))$$
(3.1)

En admettant que les conducteurs allers de la première voie d'enroulement de la phase U soient localisés sur l'axe horizontal c'est à dire $\theta_{A1} = 0^{\circ}$, alors, la position θ_{R1} des conducteurs retours, dans l'hypothèse d'un pas diamétral, se trouve à :

$$\theta_{R1} = \theta_{A1} + \frac{\pi}{p} \tag{3.2}$$

Le flux Φ_{U1} capté par une voie d'enroulement de la phase U définie par les positions θ_{A1} et θ_{R1} des conducteurs aller et retour peut se mettre de la forme :

$$\Phi_{U1}(\theta) = R_e L \int_{\theta_{A1}}^{\theta_{R1}} B_{r,sain}(\theta_s, \theta) . d\theta_s$$
(3.3)

 R_e représente le rayon moyen de l'entrefer et L, la longueur active correspondant à celle du circuit magnétique.

À partir du nombre de paires de pôles de la machine, nous pouvons définir une expression générale décrivant les positions $\theta_{A(k+1)}$ et $\theta_{R(k+1)}$ des prochaines voies. Le paramètre k représente l'indice la voie (k est compris entre 1 et 2p - 1) sachant qu'il ne peut y avoir, au maximum, que 2p voies d'enroulements pour une machine donnée. Lorsque k est pair, les positions $\theta_{A(k+1)}$ et $\theta_{R(k+1)}$ sont définies par :

$$\theta_{A(k+1)} = \theta_{A1} + \frac{k\pi}{p} \tag{3.4a}$$

$$\theta_{R(k+1)} = \theta_{R1} + \frac{k\pi}{p} \tag{3.4b}$$

Dans les cas où k est impair, les conducteurs aller deviennent des conducteurs retour et inversement. Les expressions des positions s'écrivent alors :

$$\theta_{R(k+1)} = \theta_{A1} + \frac{k\pi}{p} \tag{3.5a}$$

$$\theta_{A(k+1)} = \theta_{R1} + \frac{k\pi}{p} \tag{3.5b}$$

Dans le cas d'un fonctionnement à vitesse constante Ω (rad/s), $\theta = \Omega t$, le flux dans chaque voie est dépendant du temps et les forces électromotrices induites dans les voies peuvent s'écrire :

$$fem_{U(k+1)}(t) = \Phi_U \Omega N_s \left(\cos(p(\theta_{R(k+1)} - \Omega t) - \cos(p(\theta_{A(k+1)} - \Omega t))) \right)$$
(3.6)

Avec :

$$\Phi_U = \frac{f_{mm1}\mu_0 R_e L}{e} \tag{3.7}$$

Où N_s représente le nombre de spires d'une voie.

Ainsi les forces électromotrices induites dans les voies d'une même phase d'une machine idéale sont identiques. Par conséquent, en substituant $\theta_{R(k+1)}$ et $\theta_{A(k+1)}$ (relations 3.4) dans l'expression de la f.e.m. (relations 3.6), la différence des tensions aboutit, comme prévu, à une valeur nulle.

$$fem_{U(k+1)}(t) - fem_{U1}(t) = 0 (3.8)$$

Et donc, il n'y a théoriquement pas de courants de circulation lorsque la machine est saine.

3.3.2 Étude de l'alternateur de 1300 MW

En utilisant le modèle numérique introduit au paragraphe 3.2, la structure quadripolaire a été étudiée. La figure 3.8 présente le tracé de la tension d'arbre du 1300 MW lorsque la machine est saine. Comme escompté, l'amplitude de cette tension est très faible. La distribution de l'induction, présentée en figure 3.9, est symétrique avec un niveau de saturation relativement faible. Les quelques valeurs élevées sont localisées dans des dents rotoriques qui sont soumises à la totalité de la fmm d'excitation. Le rotor comme le stator ne sont donc pas soumis à un champ magnétique variable d'où une tension d'arbre quasiment nulle, probablement due, dans le cas traité, à quelques erreurs numériques.

Sur la figure 3.10a sont présentées les fems de chacune des 4 voies de la même phase. On peut constater qu'elles sont pratiquement superposées, ce qui a pour conséquence des courants de circulation d'amplitudes négligeables (figure 3.10b) comparées à la valeur nominale du courant en charge qui est de 40 kA.



FIGURE 3.8 – Tension d'arbre en conditions normales de fonctionnement



FIGURE 3.9 – Distribution de l'induction sur une section de coupe



FIGURE 3.10 – Forces électromotrices (a) et courants de circulation (b)

3.3.3 Étude de l'alternateur de 600 MW

La même étude que précédemment, en conditions normales de fonctionnement, est menée dans le cas de l'alternateur de 600 MW. La tension d'arbre, illustrée à la figure 3.11a fait apparaître un signal plus lisse (contenu harmonique plus pauvre) avec une amplitude nettement plus élevée par rapport à l'alternateur de 1300 MW avec, notamment, l'apparition d'harmoniques à 50 Hz et 150 Hz (figure 3.11b).

Cette augmentation n'est pas la conséquence de courants de circulation puisque les forces électromotrices induites dans chaque voie sont toujours pratiquement superposées (figure 3.12a) et donc générant des courants de circulation faibles (figure 3.12b) comme lors de la précédente étude.

En réalité, cette machine est sujette à une saturation plus élevée dans les matériaux magnétiques et notamment au niveau des dents statoriques (voir figure 3.13). Cette saturation locale des dents contribue à créer des dissymétries de l'induction lesquelles créent une tension d'arbre résiduelle non nulle.



FIGURE 3.11 – Tension d'arbre lorsque la machine est saine



FIGURE 3.12 – Forces électromotrices (a) et courant de circulation (b) lorsque l'alternateur de 600 MW est sain



FIGURE 3.13 – Distribution de l'induction sur une section de coupe en conditions normales pour l'alternateur de 600 MW

3.3.4 Conclusion

Les allures des tensions d'arbre pour les deux alternateurs étudiés en conditions normales de fonctionnement ont été déterminées dans cette analyse préliminaire. La distribution de l'induction étant symétrique, les amplitudes de ces tensions sont très faibles. En outre, les forces électromotrices sont superposables ce qui conduit à générer des courants de circulation d'amplitudes négligeables comparées à celle du courant nominal en charge.

Néanmoins, l'étude de l'alternateur de 600 MW a révélé une amplitude de tension d'arbre plus importante puisque la topologie de cette machine est plus susceptible de générer des saturations locales des dents. Ces dernières conduisent ainsi à une tension d'arbre, de faible amplitude, avec l'apparition d'harmoniques à 50 Hz et 150 Hz.

3.4 Excentricité statique

Comme indiqué à l'introduction de ce chapitre et afin de pouvoir quantifier les impacts de différentes variables sur la tension d'arbre, une excentricité statique de 20% est modélisée. Tout d'abord, le développement analytique des courants de circulation dans le cas de ce défaut est effectué dans le but principal de déterminer les harmoniques présents dans ces courants. Ensuite, une investigation des différentes causes pouvant impacter la tension d'arbre en présence de ce défaut est menée en utilisant la modélisation numérique.

3.4.1 Détermination des courants de circulation

Un défaut d'excentricité statique générant une variation de la perméance d'entrefer, nous avons vu dans le chapitre précédent que l'induction radiale dans l'entrefer dans le cas d'une structure idéale pouvait s'exprimer par :

$$B_{r,stat-tot}(\theta_s, \theta) = B_{r,sain}(\theta_s, \theta) + B_{r,stat}(\theta_s, \theta)$$
(3.9a)

$$B_{r,stat}(\theta_s,\theta) = \frac{K_{stat}f_{mm1}\mu_0}{2e} \left(\cos(\theta_s(p-1)-p\theta) + \cos(\theta_s(p+1)-p\theta)\right) \quad (3.9b)$$

Les courants de circulation étant nuls pour une machine en conditions normales, la génération de ces derniers dans le cas présent ne peut être due qu'à la composante introduite par le défaut c'est à dire $B_{r,stat}$. Après simplification (voir Annexe E), la f.e.m. due au défaut, qui est induite aux bornes de la première voie d'enroulement de la phase U s'écrit :

$$fem_{U1,stat}(t) = \frac{\Phi_U K_{stat} N_s p\Omega}{2(p-1)} \left(\cos(\theta_{R1}(p-1) - p\Omega t) - \cos(\theta_{A1}(p-1) - p\Omega t)) + \frac{\Phi_U K_{stat} N_s p\Omega}{2(p+1)} \left(\cos(\theta_{R1}(p+1) - p\Omega t) - \cos(\theta_{A1}(p+1) - p\Omega t)) \right)$$
(3.10)

En définissant la f.e.m. induite dans la voie d'enroulement U_{k+1} puis en effectuant la différence des deux expressions, on obtient une tension non nulle dont les harmoniques sont les mêmes que ceux présents dans les courants de circulation. Lorsque kest pair, cette différence se met sous la forme :

$$fem_{U(k+1),stat}(t) - fem_{U1,stat}(t) = K_1 \left(sin(\theta_{A1}(p-1) - p\Omega t + \alpha_1) - sin(\theta_{R1}(p-1) - p\Omega t + \alpha_1) \right) + (3.11)$$

$$K_2 \left(sin(\theta_{A1}(p+1) - p\Omega t + \alpha_2) - sin(\theta_{R1}(p+1) - p\Omega t + \alpha_2) \right)$$

Avec :

$$K_{1} = \frac{\Phi_{U}K_{stat}N_{s}\,p\Omega}{(p-1)}sin(\alpha_{1}),\,\alpha_{1} = \frac{\pi k(p-1)}{2p}$$

$$K_{2} = \frac{\Phi_{U}K_{stat}N_{s}\,p\Omega}{(p+1)}sin(\alpha_{2}),\,\alpha_{2} = \frac{\pi k(p+1)}{2p}$$
(3.12)

Dans les cas où k est impair, cette dernière relation peut est définie par :

$$fem_{U(k+1),stat}(t) - fem_{U1,stat}(t) = K_3 \left(\cos(\theta_{A1}(p-1) - p\Omega t + \alpha_1) - \cos(\theta_{R1}(p-1) - p\Omega t + \alpha_1) \right) + (3.13)$$

$$K_4 \left(\cos(\theta_{A1}(p+1) - p\Omega t + \alpha_2) - \cos(\theta_{R1}(p+1) - p\Omega t + \alpha_2) \right)$$

Où les termes K_3 et K_4 sont égaux à :

$$K_{3} = \frac{\Phi_{U}K_{stat}N_{s}p\Omega}{(p-1)}cos(\alpha_{1}), \ \alpha_{1} = \frac{\pi k(p-1)}{2p}$$

$$K_{4} = \frac{\Phi_{U}K_{stat}N_{s}p\Omega}{(p+1)}cos(\alpha_{2}), \ \alpha_{2} = \frac{\pi k(p+1)}{2p}$$
(3.14)

On peut donc en conclure qu'une excentricité statique induit des forces électromotrices légèrement différentes dans les voies d'une même phase ayant pour conséquence de générer des courants de circulation non nuls. Dans le cas d'une machine idéale, ces courants sont sinusoïdaux et de fréquence $p\Omega = \omega = 2\pi f$. Pour un fonctionnement à vitesse nominale, ces courants auront une fréquence de 50 Hz.

3.4.2 Impact du bobinage statorique

Dans ce paragraphe, on va investiguer, de manière complémentaire, l'effet des encoches statoriques et celui du bobinage statorique en utilisant le modèle numérique développé. Pour ce faire, on va simuler le défaut dans le cas de 3 structures :

- Structure à stator lisse. Dans cette 'machine', le stator est lisse et il n'y a pas de bobinage d'induit. Le but étant de confirmer les résultats issus du chapitre précédent.
- Structure avec des voies en série. En fait, cette variante permet de quantifier uniquement l'effet des encoches statoriques. En effet, comme les bobinages statoriques sont tous supposés être en série, il ne peut y avoir de courants de circulation.
- Structure avec voies d'enroulement en parallèle. Cette variante n'est autre que la machine réelle où l'effet conjugué des encoches statoriques et des courants de circulation sera abordé.

Pour chacune des 3 configurations de chaque alternateur, on fournira la tension d'arbre calculée avec son contenu harmonique ainsi que les f.e.m.s induites dans les différentes voies associées aux courants de circulation qui y sont engendrés avec une décomposition harmonique.

Enfin, on présentera la distribution du module de l'induction au rotor et au stator afin d'analyser la contribution du bobinage statorique sur la tension d'arbre, et ce pour les deux alternateurs.

3.4.2.1 Étude de l'alternateur de 1300 MW

L'objectif de cette partie est de comprendre l'influence du bobinage statorique de l'alternateur de 1300 MW. La figure 3.14 illustre le tracé des tensions d'arbre et des décompositions spectrales. Pour des raisons de lisibilité, seules les fréquences les plus intéressantes sont présentées.

Dans le cas d'un stator lisse (en bleu), la tension d'arbre est « purement » sinusoïdale de fréquence 50 Hz avec une amplitude conséquente. Ce résultat est cohérent à ceux réalisés au chapitre précédent avec les structures simplifiées dans le sens où les encoches rotoriques n'induisent pas d'effet notable en termes d'harmoniques sur la tension d'arbre. L'étude d'une excentricité statique montre que ce défaut génère toujours un flux circonférentiel circulant à la vitesse électrique.

Avec les voies en séries, la variation de la perméance introduite par les encoches statoriques ainsi que la saturation des dents statoriques diminue grandement l'amplitude de la tension d'arbre, mais contribue également à générer des harmoniques d'amplitudes proches à 250, 350 et 2050 Hz.

Enfin, on remarque que la forme d'onde du signal est modifiée lorsque les enroulements sont modélisés en parallèle dans le circuit. La variation de la largeur d'entrefer induit des variations des forces électromotrices (figure 3.15) induites dans les voies d'une même phase et contribue à la génération de courant de circulation. Ces derniers sont sinusoïdaux de fréquence 50 Hz, conformément aux résultats obtenus par la méthode analytique, sont non négligeables en présence d'un tel défaut comme le montre la figure 3.16. Ils modifient la distribution de l'induction dans la machine et contribuent à la croissance de l'amplitude de l'harmonique à 250 Hz sur la tension d'arbre.

La figure 3.17 illustre la distribution de l'induction pour les trois configurations. On remarque que la présence de courants de circulation a tendance à réduire l'impact du défaut sur le champ au rotor d'où l'atténuation de l'amplitude de la composante à 50 Hz de la tension d'arbre.



FIGURE 3.14 – Tensions d'arbre dans chaque cas pour l'alternateur de 1300 MW







FIGURE 3.16 – Courants de circulation



FIGURE 3.17 – Distribution de l'induction pour les trois cas

3.4.2.2 Étude de l'alternateur de 600 MW

L'étude menée sur des machines simplifiées avait mis en évidence qu'une excentricité statique avait un impact plus important dans le cas d'une machine bipolaire (en linéaire). Cette conclusion se vérifie une nouvelle fois sur les amplitudes des tensions d'arbre de l'alternateur de 600 MW. En considérant un stator lisse, l'amplitude de la tension d'arbre est nettement plus importante que la machine quadripolaire malgré la différence de puissance (figure 3.18). Comme on pouvait l'escompter, elle est en fait du même ordre de grandeur que ce qui a été obtenu lors de l'étude de la structure simplifiée (en linéaire).

La prise en compte de la variation de la perméance due aux encoches statoriques entraine une diminution de cette amplitude mais de manière plus modérée que dans le cas précédent tout en n'engendrant pas d'harmoniques supplémentaires.

Enfin, la présence de voies d'enroulements en parallèle, pour rappel il y en a 2 dans le cas de l'alternateur de 600 MW, contribue à l'apparition d'un harmonique à 250 Hz dû aux variations des f.e.m. induites dans ces dernières comme l'illustre la figure 3.19. La forme d'onde du courant de circulation, exposée en figure 3.20, permet de valider l'approche analytique développée précédemment (équation 3.11) puisque celui-ci est également de fréquence 50 Hz. Ces courants de circulation, très importants, ont pour conséquence la modification du comportement magnétique de la machine en s'opposant au flux généré par le défaut.

Les distributions de l'induction pour les trois cas sont exposées en figure 3.21. On peut remarquer qu'il est plus difficile d'identifier l'impact des courants de circulation sur cette topologie de machine mais l'effet reste toujours visible.



FIGURE 3.18 – Tensions d'arbre dans chaque cas pour l'alternateur de 600 MW



FIGURE 3.19 – Forces électromotrices induites dans chacune des 2 voies



FIGURE 3.20 – Courant de circulation



FIGURE 3.21 – Distribution de l'induction pour les trois cas
3.4.2.3 Synthèse

Suite à cette première étude à vide, on peut déduire que la réluctance due aux encoches statoriques a un premier effet qui amortit la tension d'arbre dans le cas d'une excentricité statique, plus particulièrement dans le cas d'une machine à 4 pôles. Cette excentricité crée également un léger déséquilibre des f.e.m. induites dans les voies de bobinages statoriques mais suffisant pour donner naissance à des courants de circulation dont les amplitudes sont non négligeables. Ces derniers, de fréquence égale à 50 Hz, tendent à s'opposer à la variation de l'induction au rotor diminuant ainsi le fondamental à 50 Hz mais ils font en même temps apparaître un harmonique à 250 Hz, et ce dans le cas des deux machines étudiées.

Comme indiqué ci-dessus, l'étude a été menée à vide en magnétostatique. La charge ou encore les courants induits dans les barres amortisseurs peuvent modifier l'allure de cette tension d'arbre et il est donc important de connaître leurs impacts respectifs. Dans la suite, on quantifiera leurs effets uniquement dans le cas de l'al-ternateur de 1300 MW.

3.4.3 Influence des divers paramètres en fonctionnement à vide

Avant d'évaluer l'effet de la charge et des courants amortisseurs, il est judicieux de déterminer l'évolution de la tension d'arbre en fonction de la sévérité de l'excentricité statique et en fonction de sa direction mais également en fonction des valeurs des dipôles modélisant les effets 3D.

3.4.3.1 Sévérité de l'excentricité

Une excentricité statique de 20 % étant peu probable sans détection de par les vibrations qu'elle induirait, on étudie, ci-dessous, des cas moins sévères, à savoir : 5%, 10% et 15% toujours en fonctionnement à vide de l'alternateur.

Comme on pouvait le présager, l'analyse des harmoniques des tensions d'arbre (voir figure 3.22) révèle que les amplitudes des harmoniques ne varient pas de façon proportionnelle. En effet, la tension d'arbre associée à une excentricité est beaucoup plus importante selon le déplacement modélisé. Néanmoins, pour chaque cas, aucune fréquence supplémentaire n'apparait. La figure 3.23 permet de visualiser l'évolution de l'amplitude de l'harmonique à 250 Hz en fonction de la sévérité du défaut.



FIGURE 3.22 – Impact de la sévérité de l'excentricité



FIGURE 3.23 – Amplitude de l'harmonique à 250 Hz en fonction de la sévérité de l'excentricité

3.4.3.2 Localisation de l'excentricité

L'exemple initial de l'excentricité a été choisi arbitrairement le long de l'axe horizontal avec la position à 0 ° comme celle de la plus faible largeur d'entrefer. La variation de cette position peut éventuellement générer des modifications sur les courants de circulations pouvant, par conséquent, modifier l'évolution temporelle de la tension d'arbre. Afin de vérifier cela, un second défaut où l'entrefer le plus petit est situé à $\pi/9$ a été modélisé.

La figure 3.24 présente les tracés des tensions d'arbre pour les deux excentricités. Bien que le déplacement du défaut ait introduit un déphasage par rapport à la courbe de référence, les contenus harmoniques des tensions d'arbre ne sont pas modifiés. Cela indique, comme on pouvait s'en douter, que les amplitudes des harmoniques sont indépendantes de la direction de l'excentricité.



FIGURE 3.24 – Influence de la localisation de l'excentricité

3.4.3.3 Influence des paramètres du circuit

Une analyse de l'éventuel effet sur la tension d'arbre, des valeurs des dipôles modélisant les parties tridimensionnelles des machines $(R_1, R_2 \text{ et } L_1)$ a également été effectuée. Les résultats relatifs à la variation des paramètres du circuit dans un rapport 100 pour les résistances des têtes de bobines (R_1) et celles représentant le contact entre deux voies (R_2) et d'un facteur de 200 pour l'inductance des têtes de bobines (L_1) sont présentés ci-dessous et analysés.

- $R_1: [0.28; 1; 2; 2.8; 5; 10; 28] m\Omega$
- $R_2: [0.1; 0.5; 1; 2; 5; 10] m\Omega$
- $L_1: [0.05; 0.1; 0.2; 4; 1] mH$

Les allures des tensions d'arbre pour différentes valeurs de R_1 et de R_2 appartenant à l'intervalle de test sont présentées respectivement sur les figures 3.25a et 3.25b. Les résistances ne modifiant pas le comportement magnétique de la machine ainsi que l'allure des courants de circulation, les harmoniques de la tension d'arbre ne varient pas et on retrouve une tension d'arbre similaire pour chacun des cas étudiés.

La modification de l'inductance des têtes de bobines a, par contre, un léger impact qui se traduit par une variation des courants de circulation (voir figure 3.26) modifiant ainsi les amplitudes des harmoniques de la tension d'arbre notamment le fondamental comme illustré à la figure 3.27.

La variation de l'inductance des têtes de bobines n'est pas à l'origine de nouveaux harmoniques. Elle impacte uniquement l'amplitude du fondamental (50 Hz) et dans une moindre mesure, celle de l'harmonique à 250 Hz.



FIGURE 3.25 – Influence de R_1 (a) et de R_2 (b) sur la tension d'arbre



FIGURE 3.26 – Influence de L_1 sur les courants de circulation



FIGURE 3.27 – Influence de L_1 sur la tension d'arbre

3.4.4 Études en charge

L'alternateur de 1300 MW fonctionnant à vide dans les calculs précédents, il est primordial d'effectuer des essais en charge afin de caractériser l'impact d'une charge résistive ou inductive sur la tension d'arbre. Pour cela, les deux points de fonctionnement suivants sont considérés :

- Une charge purement résistive, P = 1350 MW
- Une charge inductive, P = 1315 MW, Q = 640 MVAR

La charge R ou RL, relative au point de fonctionnement, a été modélisée à l'aide du circuit présenté précédemment à la figure 3.6). Pour chacun des cas étudiés, le

courant d'excitation a été choisi de sorte à toujours fonctionner à tension nominale aux bornes d'une phase statorique.

Le fonctionnement en charge, dans le cas des deux points de fonctionnement étudiés, introduit une multitude d'harmoniques de rangs impairs comme on peut le constater sur les tracés des tensions d'arbre montrés en figure 3.28a et leurs contenus harmoniques en figure 3.28b. L'apparition de ces harmoniques peut s'expliquer à partir de l'analyse des courants de circulation, mais également à partir de la distribution du champ.

D'une part, on peut remarquer que, lorsque la machine fonctionne en charge, les courants de circulation présentent un contenu harmonique plus riche en comparaison à un fonctionnement à vide (cf. figure 3.16) comme nous pouvons l'observer d'après la figure 3.29 représentant le tracé de deux courants de circulation. La figure 3.30 permet de comparer la forme d'onde et les contenus harmoniques d'un seul courant, I_{U1-U2} , par rapport à un fonctionnement à vide. La modification des courants altère le comportement magnétique de la machine et peut être à l'origine de ces harmoniques sur la tension d'arbre.

Les distributions du champ magnétique sur une coupe transversale de la machine données à la figure 3.31 permettent de mettre en évidence la saturation supplémentaire des matériaux lorsque la machine fonctionne en charge. À titre informatif, le courant d'excitation est de 5000 A environ pour une charge résistive et 7000 Alorsque la charge est inductive d'où une saturation du rotor qui est plus élevée dans ce dernier cas.

Afin d'illustrer l'impact de la non-linéarité des matériaux, les figures 3.32 et 3.33 présentent respectivement les allures des courants de circulation et de la tension d'arbre lorsque la caractéristique des matériaux est supposée linéaire. On constate que, dans ce cas, les courants de circulation sont purement sinusoïdaux. Par conséquent, la tension d'arbre déterminée en charge se rapproche de la simulation à vide. Ces résultats montrent ainsi que la saturation des matériaux peut avoir un fort impact sur les harmoniques de la tension d'arbre.



FIGURE 3.28 – Impact de la charge sur la tension d'arbre



FIGURE 3.29 – Courants de circulation avec une charge résistive (a) et inductive (b)



FIGURE 3.30 – Comparaison d'un courant de circulation à vide et en charge



FIGURE 3.31 – Distribution de l'induction à vide (a), avec une charge résistive (b) ou inductive (c)



FIGURE 3.32 – Comparaison d'un courant de circulation à vide et en charge lorsque les matériaux sont supposés à caractéristique B(H) linéaire



FIGURE 3.33 – Impact de la charge sur la tension d'arbre lorsque les matériaux sont supposés à caractéristique B(H) linéaire

3.4.5 Impact des courants induits dans le bobinage amortisseur

En plus de la charge, un des paramètres qui peut impacter significativement la tension d'arbre, et plus principalement son amplitude, est l'effet des courants qui s'instaurent dans les barres amortisseurs de la machine. En fonctionnement normal, ces courants ne modifient pas la distribution de l'induction et leurs impacts sont généralement négligés. En effet, hormis la variation de flux due aux encoches statoriques, les pôles rotoriques sont généralement traversés par un flux constant en régime permanent d'où des courants d'amplitudes relativement faibles. Lorsque la machine présente une excentricité statique, les amortisseurs sont traversés par un champ variable à cause de la variation de la largeur d'entrefer et des courants induits peuvent se développer de façon à limiter l'impact du défaut.

Pour réaliser ces simulations, on a adopté la formulation $A - \varphi$ et imposé une conductivité non nulle dans les amortisseurs. Par ailleurs, comme le maillage est extrudé sur une seule couche, l'impact de l'anneau de court-circuit est négligé et les courants sont alors supposés se refermer à l'infini. L'étude en magnétodynamique introduit un régime transitoire à cause de l'initialisation des grandeurs. Par conséquent, afin d'obtenir le régime permanent, il est nécessaire d'effectuer plusieurs rotations de la machine ce qui revient à des temps de simulation conséquents. À titre d'exemple, pour le cas de l'alternateur de 1300 MW, il est nécessaire de réaliser 50 tours afin de visualiser le régime permanent.

La figure 3.34 présente la distribution des courants induits dans les amortisseurs lorsque la machine présente une excentricité statique. De par la sévérité de l'excentricité modélisée, la densité des courants induits est importante comme on peut le constater au travers de l'amplitude maximale à 10 MA/m^2 . La figure 3.35, quant à elle, permet de visualiser l'impact de ces courants sur l'induction. En comparaison avec l'étude en magnétostatique, on constate que les courants d'amortisseurs filtrent l'impact du défaut sur l'induction au rotor. Par conséquent, la tension d'arbre présente une amplitude nettement inférieure en magnétodynamique comme on peut le vérifier sur la figure 3.36 (amplitude multipliée par 100). Néanmoins, l'harmonique à 250 Hz lié à une excentricité statique est toujours présent d'après le zoom effectué sur la décomposition spectrale sur cette même figure.



FIGURE 3.34 – Visualisation des courants induits dans les barres amortisseurs



FIGURE 3.35 – Distribution de l'induction sans (a) et avec (b) les courants induits dans les barres amortisseurs



FIGURE 3.36 – Comparaison des tensions d'arbre obtenues en magnétostatique et magnétodynamique (zoom x100)

3.4.6 Conclusion

Dans cette partie, une investigation de différentes causes pouvant modifier l'allure de la tension d'arbre en présence d'une excentricité statique a été menée. En règle générale, la présence de voies d'enroulements en parallèle modifie la forme d'onde du signal par l'apparition d'un harmonique à 250 Hz commun aux deux alternateurs étudiés. La simulation numérique montre que la génération de cet harmonique est due à la présence de courants de circulation dont le fondamental est à la fréquence nominale soit 50 Hz.

Dans une autre étude, nous avons remarqué que seule l'inductance des têtes de bobines pouvait impacter les harmoniques de la tension d'arbre sachant que seule cette composante influe sur l'amplitude des courants de circulation.

Les harmoniques de la tension d'arbre ne varient pas de manière proportionnelle par rapport à la sévérité de l'excentricité, mais la variation de l'amplitude du défaut ne contribue pas à la génération de nouveaux harmoniques.

La modification des courants de circulation lors de fonctionnements en charge, et de la saturation supplémentaire des matériaux magnétiques qui s'ensuit, impacte quant à elle la tension d'arbre. Dans le cas des points de fonctionnement étudiés, cela se traduit par l'apparition de nouveaux harmoniques impairs (350 Hz, 550 Hz, etc ...).

Enfin, les courants induits dans les amortisseurs modifient considérablement l'allure de la tension d'arbre. Ces courants créant un flux s'opposant à la variation du champ au rotor, et diminuent donc grandement les amplitudes des différents harmoniques. Néanmoins, l'harmonique à 250 Hz dû au défaut et à la disposition des bobines au stator est, quant à lui, toujours présent.

3.5 Excentricité dynamique

L'étude de l'excentricité dynamique est effectuée en adoptant la même méthodologie que celle utilisée précédemment. L'Annexe F décrit le développement mathématique permettant d'aboutir à l'expression finale. Tout d'abord, l'approche analytique permettant de calculer les harmoniques des courants de circulation sera présentée puis on se focalisera plus spécifiquement sur les tensions induites aux extrémités de l'arbre dans le cas des deux alternateurs.

3.5.1 Détermination des courants de circulation

Dans le cas d'une excentricité dynamique et pour une machine idéale, des harmoniques supplémentaires se développent dans l'induction radiale au milieu de l'entrefer et dépendent de la position (θ_S) et du temps au travers de la position mécanique ($\theta = \Omega t$). L'expression de l'induction dans l'entrefer s'écrit, d'après les développements introduits dans le chapitre précédent, sous la forme :

$$B_{r,dyn-tot}(\theta_s,\theta) = B_{r,sain}(\theta_s,\theta) + B_{r,dyn}(\theta_s,\theta)$$
(3.15a)

$$B_{r,dyn}(\theta_s,\theta) = \frac{K_{dyn}f_{mm1}\mu_0}{2e} \left(\cos((p-1)(\theta_s-\theta)) + \cos((p+1)(\theta_s-\theta))\right) \quad (3.15b)$$

Après détermination du flux capté par une voie d'enroulement de la phase U, nous pouvons exprimer la f.e.m. induite par le défaut telle que :

$$fem_{U1,dyn}(t) = \frac{\Phi_U K_{dyn} N_s \Omega}{2(p-1)} \left(\cos((p-1)(\theta_{R1} - \Omega t)) - \cos((p-1)(\theta_{A1} - \Omega t))) + \frac{\Phi_U K_{dyn} N_s \Omega}{2(p+1)} \left(\cos((p+1)(\theta_{R1} - \Omega t)) - \cos((p+1)(\theta_{A1} - \Omega t))) \right)$$
(3.16)

Puis, en appliquant la même méthodologie que dans le cas du défaut précédent, il est possible de définir les harmoniques des courants de circulation à partir de la différence des f.e.m. induites dans deux voies de la même phase. Lorsque k est pair, celle-ci s'écrit :

$$fem_{U(k+1),dyn}(t) - fem_{U1,dyn}(t) = \Phi_U K_{dyn} N_s \Omega.$$

$$sin(\alpha 1) \left(sin((p-1)(\theta_{A1} - \Omega t) + \alpha_1) - sin((p-1)(\theta_{R1} - \Omega t) + \alpha_1)\right)$$
(3.17)

$$sin(\alpha 2) \left(sin((p+1)(\theta_{A1} - \Omega t) + \alpha_2) - sin((p+1)(\theta_{R1} - \Omega t) + \alpha_2)\right)$$

Dans les cas où k est impair, cette différence s'exprime par :

$$fem_{U(k+1),dyn}(t) - fem_{U1,dyn}(t) = \Phi_U K_{dyn} N_s \Omega$$

$$cos(\alpha 1) \left(cos((p-1)(\theta_{A1} - \Omega t) + \alpha_1) - cos((p-1)(\theta_{R1} - \Omega t) + \alpha_1) \right) + (3.18)$$

$$cos(\alpha 2) \left(cos((p+1)(\theta_{A1} - \Omega t) + \alpha_2) - cos((p+1)(\theta_{R1} - \Omega t) + \alpha_2) \right)$$

Par conséquent, dans sa forme générale, les harmoniques des courants de circulation sont sous la forme : (p-1)f/p et (p+1)f/p. Ainsi, dans le cas d'une machine quadripolaire, une excentricité dynamique génère des courants de circulation dont les harmoniques ont pour fréquences 25 Hz et 75 Hz. Lorsque la machine est bipolaire, seul subsiste le second terme et les courants seront donc à 100 Hz.

3.5.2 Impact du bobinage statorique

Dans le chapitre précédent, l'analyse menée sur des machines simplifiées avait montré qu'une excentricité dynamique ne contribuait pas à la création d'une tension d'arbre puisque le rotor n'est pas soumis à un champ variable. Néanmoins, si le bobinage statorique possède plusieurs voies d'enroulements en parallèle, la variation de la perméance introduite par une excentricité dynamique pourrait impacter la tension d'arbre par le biais des courants de circulation.

Afin de pouvoir quantifier cet impact, on a appliqué la même démarche que pour l'excentricité statique en étudiant les trois cas possibles (stator lisse, voies en série et voies en parallèle). Cette démarche est d'abord appliquée à l'alternateur de 1300 MW puis à celui de 600 MW.

3.5.2.1 Étude de l'alternateur de 1300 MW

Pour rappel, des simulations en magnétostatique sont effectuées sur la machine quadripolaire fonctionnant à vide, régime nominal, avec une excentricité dynamique de 20% en supposant :

- un stator lisse sans encoches et sans bobinage
- le stator denté mais sans bobinage (ou en considérant un bobinage en série)
- le stator denté avec le bobinage réel avec 4 voies en parallèle.

La figure 3.37 ci-dessous illustre le tracé des tensions d'arbre dans les trois cas. Concernant les décompositions spectrales des signaux, pour des raisons de lisibilité, seules les fréquences les plus intéressantes seront présentées. Comme dans le cas des structures simplifiées du chapitre précédent, on constate une absence de tension d'arbre lorsque le stator est lisse (en bleu) ce qui conforte le fait que ce défaut seul ne contribue pas à la génération d'un flux circonférentiel.

L'ajout des encoches statoriques (en orange) génère une variation de la réluctance d'où l'apparition d'harmoniques à 25 Hz et 75 Hz liés à la vitesse angulaire de la machine et d'un harmonique à 2100 Hz dû aux encoches statoriques.

Enfin, en prenant en considération le véritable circuit de l'alternateur, on aboutit à une forme d'onde de la tension d'arbre très différente des cas précédents. En effet, sa décomposition spectrale révèle la présence d'harmoniques paires non négligeables, en particulier à 300 Hz et 600 Hz. Ces composantes sont dues aux courants de circulation (voir figure 3.38) qui modifient, de la même manière que l'excentricité statique, le comportement magnétique de la machine. Ces courants, dont les fréquences sont égales à celles trouvées par l'approche analytique, tendent à limiter les variations de la perméance dues à l'excentricité, mais qui, en contrepartie, génèrent des harmoniques sur la tension d'arbre.



FIGURE 3.37 – Influence du bobinage statorique du turboalternateur de 1300 MW dans le cas d'une excentricité dynamique



FIGURE 3.38 – Courants de circulation

3.5.2.2 Étude de l'alternateur de 600 MW

Toujours dans l'objectif de confirmer la contribution des courants de circulation sur la tension d'arbre lorsque la machine fonctionne avec une excentricité dynamique, les mêmes simulations ont été effectuées dans le cas de l'alternateur de 600 MW. Pour rappel, cette machine possède deux pôles et le bobinage statorique est composé de deux voies d'enroulements en parallèle par phase.

La figure 3.39 montre le tracé des tensions d'arbre et leur décomposition spectrale. Lorsque le stator est lisse, le signal est toujours nul puisque ce défaut ne génère pas de champ variable au rotor.

Lorsque les voies sont en séries, la tension d'arbre a une amplitude non négligeable avec la présence d'harmoniques à 50 Hz et 150 Hz. Néanmoins, cette forme d'onde n'est pas liée au défaut en lui même, mais résulte de la saturation des dents statoriques comme montré lors de l'étude en conditions normales (cf. figure 3.11).

La prise en compte des voies en parallèle (en vert) aboutit à des résultats similaires à ceux l'alternateur de 1300 MW avec l'apparition d'un même harmonique à 300 Hz. Néanmoins, dans le cas d'une machine bipolaire, les courants de circulation possèdent un harmonique principal à 100 Hz (voir figure 3.40) ce qui conforte l'approche analytique développée précédemment. Bien que les fréquences présentes dans les courants sont différentes pour les deux alternateurs, ils contribuent à générer une tension d'arbre similaire.



FIGURE 3.39 – Influence du bobinage statorique du turboalternateur de 600 MW dans le cas d'une excentricité dynamique



FIGURE 3.40 – Courants de circulation

3.5.2.3 Synthèse

Les résultats amènent à conclure que les courants de circulation contribuent à générer une tension d'arbre lorsqu'une machine présente une excentricité dynamique. Bien que ce défaut seul ne permette pas de créer de champ variable au rotor, la variation de la perméance d'entrefer génère des fluctuations dans les f.e.m. induites dans chaque voie ayant pour conséquence la création de courants de circulation. Ces derniers permettent de limiter ces variations introduites par le défaut, mais produisent un harmonique à 300 Hz, dans le cas des deux alternateurs étudiés.

Ces similitudes entre les deux machines montrent qu'il est possible de généraliser l'impact des autres causes de tensions d'arbre à tous les alternateurs. Ainsi, la suite de cette investigation s'effectuera uniquement sur la machine de 1300 MW.

3.5.3 Influence des divers paramètres en fonctionnement à vide

3.5.3.1 Sévérité de l'excentricité

Afin d'étudier l'impact de la sévérité de l'excentricité, des simulations ont été réalisées pour des défauts allant de 5 à 20%. Les résultats obtenus montrent que la signature du défaut à 300 Hz ne varie pas de façon proportionnelle par rapport au défaut modélisé comme l'illustre la figure 3.41. En outre, la variation des amplitudes est similaire à une excentricité statique où ces dernières sont nettement plus importantes selon le déplacement modélisé. La figure 3.42 illustre le tracé de l'amplitude de la signature à 300 Hz pour chaque déplacement du rotor et permet de montrer ce comportement non linéaire.



FIGURE 3.41 – Impact de la sévérité de l'excentricité



FIGURE 3.42 – Amplitude de l'harmonique à 300 Hz en fonction de la sévérité de l'excentricité

3.5.3.2 Localisation de l'excentricité

Dans ce paragraphe, afin de rester cohérent aux études effectuées dans le cas d'une excentricité statique, on a également étudié l'exemple où l'entrefer le plus petit est situé à $\pi/9$ a contrario du défaut initial où la plus petite largeur d'entrefer est réglée sur l'axe horizontal.

La localisation de l'excentricité ne devrait avoir que peu d'impact puisque, dans le cas d'une excentricité dynamique, chaque voie subit la même variation de la perméance. Par conséquent, il ne peut y avoir de modification sur les courants de circulation.

L'alternateur de 1300 MW fonctionnant à vide, la figure 3.43 présente le tracé des tensions d'arbre qui montrent clairement que la direction de l'excentricité à un impact quasi nul sur les harmoniques de la tension d'arbre.



FIGURE 3.43 – Influence de la localisation de l'excentricité

3.5.3.3 Influence des paramètres du circuit

Enfin, on quantifie l'effet des paramètres du bobinage et en particulier celui de l'inductance des têtes de bobines sur la tension d'arbre. Plusieurs simulations ont été réalisées en variant les valeurs de R_1 , R_2 et L_1 dans les mêmes plages que dans le paragraphe 3.4.3.3.

Les résistances R_1 et R_2 n'ont toujours aucune incidence sur les harmoniques de la tension d'arbre comme l'illustre la figure 3.44 puisqu'elles ne modifient pas le comportement magnétique de la machine.

Quant à la variation de L_1 et contrairement à une excentricité statique, son impact est plus modéré sur les harmoniques notamment sur l'harmonique d'intérêt à 300 Hz (voir figure 3.45).



FIGURE 3.44 – Influence de R_1 (a) et de R_2 (b) sur la tension d'arbre



FIGURE 3.45 – Influence de L_1 sur la tension d'arbre

3.5.4 Études en charge

L'influence potentielle de la charge est également évaluée sur la tension d'arbre. Les mêmes cas de charge testés précédemment le sont là aussi, à savoir une charge purement résistive de 1350 MW et une seconde charge selfique avec 1315 MW et 640 MVAR. La figure 3.46 illustre les signaux des tensions d'arbre en charge comparées à celles obtenues en fonctionnement à vide (en bleu). La modification des courants de circulation et la saturation supplémentaire des matériaux conduisent à de nouveaux harmoniques de fréquences multiples de 25 Hz dues à la variation de la perméance. Toutefois, la signature du défaut à 300 Hz reste toujours présente, quel que soit le point de fonctionnement étudié.



FIGURE 3.46 – Impact de la charge sur la tension d'arbre

3.5.5 Impact des courants induits dans le bobinage amortisseur

Enfin, la dernière investigation porte sur l'impact des courants induits dans les barres amortisseurs. La figure 3.47 présente l'allure de la tension d'arbre en prenant en compte ces courants induits par un calcul en magnétodynamique (amplitude multipliée par 100) lors d'un fonctionnement à vide. Le bobinage amortisseur permettant de limiter les variations du champ au rotor, ils atténuent d'une manière drastique l'amplitude de la tension d'arbre. Même à ces faibles niveaux, l'harmonique à 300 Hz demeure prépondérant par rapport aux autres harmoniques.



FIGURE 3.47 – Tension d'arbre avec les courants induits dans les amortisseurs (zoom x100)

3.5.6 Conclusion

Dans cette partie, nous avons mis en évidence les différentes causes permettant une modification de la tension lorsqu'une machine présente une excentricité dynamique. À la différence des études avec les machines simplifiées, un bobinage statorique possédant des voies d'enroulements en parallèle permet de créer un flux circonférentiel à cause de l'apparition de courants de circulation. Dans notre cas, la tension d'arbre présente une signature caractéristique à 300 Hz qui est commune aux deux alternateurs.

L'amplitude de cet harmonique peut être modifiée par l'inductance des têtes des bobines, mais reste toujours prépondérante aux autres fréquences présentes sur la tension d'arbre.

L'étude du 1300 MW en charge a révélé l'apparition de nouveaux harmoniques multiples de 25 Hz qui sont dus à la variation des courants de circulation et à la saturation des matériaux.

Finalement, la prise en compte des courants induits dans les amortisseurs a montré une nette diminution des harmoniques de la tension d'arbre. Toutefois, la signature à 300 Hz reste toujours prédominante face aux autres harmoniques.

3.6 Court-circuit entre spires de l'enroulement rotorique

Dans une dernière partie, un court-circuit entre spires de l'enroulement rotorique est analysé. Les courants de circulation par approche analytique sont d'abord déterminés puis quantifiés. L'influence de différents paramètres sur la tension d'arbre est analysée en utilisant la méthode des éléments finis.

3.6.1 Détermination des courants de circulation

Un court-circuit entre spires de l'enroulement rotorique se traduit par une variation de la force magnétomotrice. Dans le chapitre précédent, l'induction au milieu de l'entrefer pour une machine idéale pouvait se mettre sous la forme :

$$B_{r,cc-tot}(\theta_s,\theta) = B_{r,sain}(\theta_s,\theta) - B_{r,cc}(\theta_s,\theta)$$
(3.19a)

$$B_{r,cc} = \frac{\mu_0}{e} \left(\frac{A_{cc}}{\pi} + \sum_{n=1}^{\infty} K_{cc} \cos(n(\theta_s - \theta)) \right)$$
(3.19b)

Après calcul du flux capté par une voie d'enroulement (voir Annexe G), la f.e.m. introduite par le défaut dans cette même voie peut s'écrire :

$$fem_{U1,cc}(t) = \frac{\Omega\mu_0 N s R_e L}{e} \sum_{n=1}^{\infty} K_{cc}(cos(n(\theta_{R1} - \Omega t)) - cos(n(\theta_{A1} - \Omega t)))$$
(3.20)

En effectuant la différence entre les deux f.e.m. de la même phase et lorsque k est pair, on obtient une expression telle que :

$$fem_{U(k+1),cc}(t) - fem_{U1,cc}(t) = A \sum_{n=1}^{\infty} K_{cc} .$$

$$\left[sin(n(\theta_{A1} - \Omega t) + \frac{kn\pi}{2p}) sin(\frac{kn\pi}{2p}) - sin(n(\theta_{R1} - \Omega t) + \frac{kn\pi}{2p}) sin(\frac{kn\pi}{2p}) \right]$$
(3.21)

Avec :

$$A = \frac{2\Omega\mu_0 N s R_e L}{e} \tag{3.22}$$

Enfin, lorsque k est impair, cette dernière relation s'écrit :

$$fem_{U(k+1),cc}(t) - fem_{U1,cc}(t) = A \sum_{n=1}^{\infty} K_{cc} .$$

$$\left[cos(n(\theta_{A1} - \Omega t) + \frac{kn\pi}{2p}) cos(\frac{kn\pi}{2p}) - cos(n(\theta_{R1} - \Omega t) + \frac{kn\pi}{2p}) cos(\frac{kn\pi}{2p}) \right]$$
(3.23)

Lors d'un court-circuit, les harmoniques des courants de circulation sont de la forme : nf/p. Pour une machine quadripolaire, ces courants ont pour fréquence 25 Hz, 75 Hz voire 100 Hz (si k est pair). Pour une machine bipolaire, les courants de circulations sont à 100 Hz et 200 Hz.

3.6.2 Impact du bobinage statorique

Des similitudes entre l'effet d'une excentricité dynamique et celui d'un courtcircuit ont été montré dans le cas des structures simplifiées. En effet, ces deux défauts n'y génèrent pas de tension d'arbre.

Cependant, comme la présence de voies d'enroulements en parallèle a conduit à une tension d'arbre lors d'une excentricité dynamique, ceci laisse penser que ce serait également le cas pour un court-circuit rotorique. L'étude déployée ci-dessous permet de quantifier l'effet des courants de circulation sur l'instauration d'une tension d'arbre et de vérifier si les harmoniques créés sont de mêmes fréquences que ceux dues à une excentricité dynamique.

3.6.2.1 Étude de l'alternateur de 1300 MW

Comme dans les deux défauts traités précédemment, la figure 3.48 présente les tracés des tensions d'arbre pour les 3 cas testés (stator lisse, voies en série, voies en parallèle). Les figures 3.49 et 3.50 montrent respectivement l'allure des courants de circulation ainsi que les distributions de l'induction.

Dans les deux cas où le véritable circuit du 1300 MW n'est pas pris en compte (en bleu et en orange), les résultats sont semblables à ceux déduits des machines simplifiées puisque ce défaut seul ne contribue pas à créer un flux circonférentiel. Ces signaux peuvent être considérés comme nuls.

Lorsque les 4 voies d'enroulements en parallèle de l'alternateur de 1300 MW sont pris en compte, des harmoniques apparaissent dans les courants de circulation dont certains sont similaires à ceux présents avec une excentricité dynamique, à savoir des harmoniques à 25 Hz et 75 Hz, mais également un harmonique à 100 Hz très important comme l'illustre la figure 3.49. Par conséquent, le contenu harmonique de la tension d'arbre présente un harmonique à 300 Hz similaire à la signature d'une excentricité dynamique. Néanmoins, les signaux relatifs aux deux défauts montrent également des différences dans la mesure où le contenu harmonique issu d'un court-circuit est moins riche.

L'effet des courants de circulation est également visible sur la distribution du champ où ces derniers limitent les variations de l'induction introduites par le défaut en comparaison avec un bobinage en série.



FIGURE 3.48 – Influence du bobinage statorique du turboalternateur de 1300 MW dans le cas d'un court-circuit rotorique



FIGURE 3.49 – Courants de circulation



FIGURE 3.50 – Distribution de l'induction pour les trois cas

3.6.2.2 Étude de l'alternateur de 600 MW

L'impact des voies d'enroulements en parallèle est également étudié pour l'alternateur de 600 MW dans le cas de court-circuit rotorique. Le tracé de la tension d'arbre en figure 3.51 montre une nouvelle fois que, en l'absence d'encoches statoriques (en bleu), comme dans le cas de la structure simplifiée, un court-circuit n'induit pas de tension d'arbre.

Lorsque les voies sont en série (effet unique des encoches statoriques), la forme d'onde du signal est proche de celle issue d'une étude en conditions normales (cf. figure 3.11) avec l'apparition de fréquences à 50 Hz et 150 Hz. Ce résultat prouve que la génération de ces harmoniques n'est pas liée au défaut en lui même, mais résulte des dissymétries supplémentaires induites par la saturation des matériaux magnétiques.

La prise en compte des voies en parallèle (en vert) a pour résultat une forme d'onde de la tension d'arbre similaire à celle d'une excentricité dynamique avec l'apparition d'un même harmonique à 300 Hz. Comme ces deux défauts contribuent à générer des courants de circulation qui possèdent le même contenu harmonique, les tensions d'arbre contiennent toutes deux des fréquences paires avec en particulier le 300 Hz.



FIGURE 3.51 – Influence du bobinage statorique du turboalternateur de 600 MW dans le cas d'un court-circuit rotorique



FIGURE 3.52 – Courant de circulation

3.6.2.3 Synthèse

Dans le chapitre précédent, nous avions montré qu'un court-circuit rotorique ne produisait pas de tension d'arbre lorsque des structures simplifiées étaient considérées. Toutefois, les courants de circulation contribuent à créer des dissymétries qui, pour ce type défaut, induisent des harmoniques pairs sur la tension d'arbre. Pour les deux alternateurs étudiés, les décompositions spectrales des signaux présentent toutes deux un harmonique principal à 300 Hz. Les évolutions temporelles des tensions d'arbre entre un court-circuit rotorique et une excentricité dynamique sont donc très proches, ce qui implique des difficultés à distinguer entre les deux dans l'optique d'un diagnostic par la tension d'arbre.

3.6.3 Influence des divers paramètres en fonctionnement à vide

3.6.3.1 Influence de la sévérité

Pour évaluer l'impact de la sévérité du défaut sur la tension d'arbre, plusieurs simulations ont été exécutées en modifiant le nombre de spires en défaut. La figure 3.53 présente le tracé des tensions d'arbre pour chacun des cas.

Contrairement aux cas précédents, l'amplitude de la composante à 300 Hz suit une courbe linéaire en fonction du nombre de spires en court-circuit. Cette variation est illustrée à la figure 3.54.



FIGURE 3.53 – Impact de la sévérité du court-circuit sur la tension d'arbre



FIGURE 3.54 – Amplitude de l'harmonique à 300 Hz en fonction de la sévérité du court-circuit

3.6.3.2 Impact de la position du court-circuit

Le second aspect à investiguer est celui de la position du court-circuit. Une étude de sensibilité, en modifiant la position de l'encoche où se situe le défaut, a alors été effectuée. Le défaut d'indice "CC1", illustré dans la figure 3.55, représente le court-circuit initial et définit le signal de référence. Ce défaut étant proche de l'axe du pôle, l'influence de la position du court-circuit est étudiée par rapport à ce dernier.



FIGURE 3.55 – Défauts étudiés

Les figures 3.56 et 3.57 exposent respectivement les tensions d'arbre et les courants de circulation pour chaque court-circuit. D'après ces figures, on constate que plus les encoches en défaut sont éloignées (CC4) de l'axe du pôle, plus l'amplitude de la tension d'arbre issue du court-circuit est faible, et ce, pour les mêmes ampères-tours manquants.

L'analyse des courants de circulation permet de mettre en évidence une variation des harmoniques à 25 Hz et 175 Hz notamment. Néanmoins, bien que ces variations peuvent modifier l'allure de la tension d'arbre, il est difficile d'expliquer le phénomène à partir de ces courbes.

En réalité, la distribution de l'induction pour les deux défauts les plus proches et éloignés de l'axe du pôle permet de montrer qu'un défaut proche de cet axe provoque des dissymétries plus prononcées de l'induction (figure 3.58). En effet, le défaut d'indice CC4 provoque de faibles dissymétries du champ d'où un impact limité sur la tension d'arbre.



FIGURE 3.56 – Impact de la localisation du court-circuit sur la tension d'arbre



FIGURE 3.57 – Courant de circulation pour différentes localisations de court-circuit



FIGURE 3.58 – Distribution de l'induction au rotor pour deux localisations de courtcircuit

3.6.3.3 Influence des paramètres du circuit

L'effet des valeurs des paramètres modélisant les effets 3D est exploré comme dans les cas des 2 défauts précédents à savoir une variation de R_1 , R_2 et L_1 dans les mêmes plages introduites au paragraphe 3.4.3.3. À la manière des défauts précédents, on montre que les variations des résistances R_1 et R_2 ne modifient pas le signal de la tension d'arbre (voir figure 3.59).

La variation de l'inductance des têtes des bobines a, par contre, un impact non négligeable et même plus prononcé que dans le cas de l'excentricité dynamique sur l'harmonique à 300 Hz comme l'illustre la figure 3.60.



FIGURE 3.59 – Influence de R_1 (a) et de R_2 (b) sur la tension d'arbre



FIGURE 3.60 – Influence de L_1 sur la tension d'arbre

3.6.4 Études en charge

La prise en considération d'une charge résistive ou inductive, introduit des harmoniques supplémentaires sur le signal de la tension d'arbre à cause des courants de circulation et de la saturation supplémentaire des matériaux tout comme dans les défauts précédents (voir figure 3.61). Néanmoins, on peut noter que le contenu harmonique du signal est beaucoup moins riche que les mêmes essais avec une excentricité (statique ou dynamique). Ces différences peuvent s'expliquer par l'amplitude du défaut qui est moins prononcé pour le court-circuit (12% des spires dans un pôle) en comparaison aux excentricités (20%).



FIGURE 3.61 – Impact de la charge sur la tension d'arbre

3.6.5 Impact des courants induits dans le bobinage amortisseur

Enfin, au même titre que dans le cas des excentricités, une simulation en magnétodynamique a été effectuée. La figure 3.62 présente la distribution de l'induction au rotor et au stator en magnétostatique et en magnétodynamique où on peut remarquer que les courants induits conduisent à une plus faible amplitude du champ au rotor. Par conséquent, la tension d'arbre révèle une nouvelle fois une amplitude très faible (voir figure 3.63) puisque les amortisseurs filtrent l'impact du défaut (amplitude multipliée par 100). Cependant, l'harmonique à 300 Hz est toujours présent.



FIGURE 3.62 – Distribution de l'induction sans (a) et avec (b) les courants induits dans les barres amortisseurs



FIGURE 3.63 – Tension d'arbre avec les courants induits dans les amortisseurs (zoom x100)

3.6.6 Conclusion

Dans cette partie, nous avons mené une investigation quant à l'impact de différentes causes pouvant mener une modification de la tension d'arbre lorsqu' un alternateur fonctionne avec un court-circuit rotorique. Dans un premier temps, l'influence du bobinage statorique a montré que les formes d'ondes des courants de circulation générés par ce défaut sont très proches de ceux dus à une excentricité dynamique. Par conséquent, les signatures de ces défauts présentent un même contenu harmonique et présentent toutes deux un harmonique prépondérant à 300 Hz. L'analyse de la tension d'arbre montre ainsi qu'il est difficile de différencier un court-circuit d'une excentricité dynamique.

Dans un deuxième temps, en effectuant une étude de sensibilité de l'inductance des têtes de bobines, il semble que la signature du défaut est plus sensible aux variations de ce paramètre à contrario des excentricités.

L'influence de la sévérité du court-circuit c'est-à-dire l'étude du nombre de spires en court-circuit montre que les harmoniques de la tension d'arbre varient selon une tendance linéaire contrairement lors d'excentricités où ces derniers suivent une fonction non linéaire.

Nous avons également étudié la position de l'encoche en court-circuit et avons montré qu'un défaut éloigné de l'axe du pôle est difficilement repérable d'un point de vue du diagnostic que le même défaut qui est proche de ce même axe.

Les simulations en charge ont permis de montrer qu'une charge résistive ou inductive a un impact sur la tension d'arbre. En effet, à la manière des excentricités, nous retrouvons un contenu harmonique beaucoup plus riche. Ces harmoniques sont également dues à la modification des courants de circulation, mais également à la saturation des matériaux.

Enfin, la simulation en magnétodynamique a montré que les amortisseurs filtrent également les harmoniques de la tension d'arbre lorsque le bobinage d'excitation possède des spires en court-circuit. Néanmoins, nous retrouvons toujours la signature du défaut à 300 Hz.

3.7 Conclusion sur l'investigation

Pour conclure, ce chapitre a permis de comprendre les phénomènes physiques liés à la création d'une tension d'arbre. L'étude des structures simplifiées ne permettant pas d'appréhender toutes les causes pouvant générer cette quantité, la modélisation de machines réelles est donc devenue nécessaire. Cela permet de mieux comprendre les phénomènes qui se déroulent et d'investiguer l'impact de différentes grandeurs sur cette tension.

L'étude réalisée sur deux alternateurs du parc nucléaire et thermique a montré qu'un bobinage composé de plusieurs voies d'enroulements en parallèle favorisait l'apparition de courants de circulation lorsque la machine présente un défaut. Ces courants induisent alors l'apparition de nouveaux harmoniques sur la tension d'arbre. Dans le cas d'une excentricité statique, c'est l'harmonique à 250 Hz qui devient prépondérant alors que pour le cas des autres défauts, à savoir une excentricité dynamique et un court-circuit, la tension d'arbre n'est plus nulle et la signature du défaut se trouve à 300 Hz.

Pour les excentricités, ces harmoniques varient selon une tendance non linéaire par rapport à l'amplitude du défaut alors que ceux déduits d'un court-circuit entre spires suivent une loi proportionnelle au défaut modélisé.

La prise en compte de la charge modifie de manière très notable les résultats de la tension d'arbre obtenus à vide. En effet, la distribution de l'induction et la saturation génèrent de nouveaux harmoniques. Toutefois, la signature de chaque défaut issue des calculs à vide est toujours présente et il semble toujours possible d'effectuer un diagnostic par le suivi de la tension d'arbre.

Enfin, les courants induits dans les amortisseurs lors de fonctionnements en défaut impactent fortement les signaux des tensions d'arbre en réduisant de manière significative leurs amplitudes au point de rendre difficile l'élaboration d'un quelconque diagnostic. Cependant, même dans ce cas, les harmoniques relatifs à chaque défaut sont toujours présents.

Dans tous les cas de figure, les amplitudes des tensions d'arbre simulées sont très faibles au vu des défauts réalisés et par rapport aux mesures effectuées sur site sur des alternateurs considérés "sains". De nouveaux phénomènes peuvent expliquer ces différences parmi lesquels les effets tridimensionnels.

4

Modélisation en trois dimensions

Les investigations menées sur les sources de tensions d'arbre sur deux alternateurs équipant les centrales de production en utilisant un modèle bidimensionnel aboutissent à des résultats spécifiques à chacun des défauts étudiés mais avec des amplitudes relativement faibles. Or, les mesures sur site affichent des signaux d'amplitude nettement plus élevée. Cette différence d'amplitude, même en présence d'un défaut important, montrent que le modèle 2D n'est pas suffisant et qu'il faudra tenir compte d'autres phénomènes dont les effets 3D. Dans ce chapitre, on présentera les premières étapes permettant une compréhension physique de l'impact des têtes de bobines rotoriques et statoriques sur la génération d'une tension d'arbre.

Sommaire

4.1	Introduction à la modélisation en trois dimensions \ldots 140
4.2	Modélisation en trois dimensions d'un alternateur de
	grande puissance $\ldots \ldots 141$
4.3	En conditions normales de fonctionnement
4.4	Excentricité statique $\ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots 145$
4.5	Excentricité dynamique
4.6	Court-circuit rotorique
4.7	Conclusion sur la modélisation en 3D

4.1 Introduction à la modélisation en trois dimensions

L'investigation menée sur les différentes causes susceptibles d'impacter la tension d'arbre a montré que les courants de circulation, les amortisseurs, mais également la charge influaient significativement sur cette dernière. Ces simulations permettent de comprendre physiquement l'apport de ces différents paramètres et de déterminer les fréquences utiles pour le diagnostic.

Toutefois, les amplitudes des signaux obtenus sont relativement faibles amplitudes au vu de l'importance des défauts modélisés. Par ailleurs, les tensions mesurées directement sur sites lors des différentes campagnes sur des alternateurs considérés sains ont affiché des signaux avec des amplitudes nettement plus importantes pouvant atteindre plusieurs dizaines de volts (cf. chapitre 1). Cela peut être attribué à plusieurs facteurs : bruits de mesures, dissymétries magnétiques dues aux secteurs du circuit magnétique statorique, effets tridimensionnels, incertitudes sur différentes caractéristiques géométriques ... Ces différents aspects sont évidemment très difficiles à prendre en compte dans le cadre d'une modélisation numérique avec des caractéristiques 'déterministes'. Toutefois, sachant que les études effectuées jusqu'alors l'ont été intégralement avec un modèle en deux dimensions, nous avons voulu appréhender, en partie, la conséquence de phénomènes 3D. Pour ce faire, un modèle un peu plus complet de l'alternateur est nécessaire.

Dans ce chapitre, on s'intéressera, d'une manière approchée, à l'impact des têtes de bobines rotoriques et statoriques sur la tension d'arbre. En effet, la prise en compte de la géométrie réelle des parties frontales d'un turbo alternateur nécessiterait un modèle complexe, lequel induirait un nombre d'inconnues très élevé. Ce nombre se démultiplierait si on souhaite un maillage fin et régulier et rendrait les capacités de calcul nécessaires exorbitantes. Par conséquent, des hypothèses pour simplifier la géométrie de la partie frontale s'avèrent obligatoires.

Dans une première partie, le modèle en 3D du turboalternateur quadripolaire $(1300 \ MW)$ issu du parc nucléaire sera présenté. La géométrie des têtes de bobines ainsi que le maillage de la machine seront également exposés.

Ensuite, en utilisant les mêmes conditions de simulation et les mêmes caractéristiques des matériaux exposées lors des études en deux dimensions, les signaux des tensions d'arbre et les courants de circulation lorsque la machine fonctionne en conditions normales et en cas des 3 défauts seront présentés.

4.2 Modélisation en trois dimensions d'un alternateur de grande puissance

La machine étudiée est l'alternateur de 1300 MW (voir chapitre 3) dont les caractéristiques géométriques et magnétiques ont déjà été introduites.

4.2.1 Maillage

Comme indiqué en introduction, un modèle réalisé à partir de la forme réelle des extrémités de la machine conduirait à un nombre d'inconnues très élevé et donc à des temps de calcul irréalisables en tenant compte de la non linéarité des matériaux, de la rotation et des courants induits dans les parties conductrices. Par conséquent, la géométrie des têtes de bobines rotoriques et statoriques est simplifiée et ces dernières sont considérées droites. Par ailleurs, la frette, le plateau de serrage ainsi que les évents sont négligés.

Ces différentes hypothèses nous permettent d'établir un nouveau maillage du 1300 MW à partir du maillage en 2D, présenté au chapitre précédent, constitué de prismes, qui est extrudé sur plusieurs couches. Cela présente l'avantage de pouvoir comparer les résultats avec un même maillage du circuit magnétique. Enfin, nous utilisons bien évidemment la condition de symétrie pour ne modéliser que la moitié de l'alternateur suivant l'axe z. La figure 4.1 présente le nouveau maillage qui est constitué de 800 000 éléments prismatiques. Les limites du domaine d'étude où sont imposées les conditions aux limites B.n = 0 sont représentées en rouge.



a



FIGURE 4.1 – Maillage en 3D du turboalternateur de 1300 MW

4.2.2 Conditions de simulation

Afin de mener cette investigation en utilisant la formulation en potentiel vecteur magnétique tout en limitant les temps de calculs, les simulations sont menées en fonctionnement à vide et en magnétostatique. La tension d'arbre est déterminée avec l'approche classique par la différence de potentiel entre l'arbre et la carcasse (voir chapitre 2).

Les allures des tensions d'arbre et des courants de circulation en conditions normales de fonctionnement et en cas de défauts seront présentées. Les mêmes défauts que ceux du chapitre précédent, à savoir une excentricité statique/dynamique de 20% ainsi qu'un court-circuit de 12% des spires dans un pôle, sont étudiés.

4.3 En conditions normales de fonctionnement

La première étape visant à établir l'impact des têtes de bobines consiste à comparer les tensions d'arbre entre les modèles 2D et 3D lorsque la machine fonctionne en conditions normales. Le tracé des signaux en figure 4.2 montre que la prise en compte des têtes de bobines a un impact significatif avec la présence d'un fondamental à 50 Hz là où un modèle 2D montre une tension d'arbre négligeable.



FIGURE 4.2 – Tension d'arbre en conditions normales

La figure 4.3 permet de visualiser les courants de circulation obtenus par les deux modèles. La distribution de l'induction étant symétrique, l'amplitude des courants avec le nouveau modèle reste très faible comparée au courant nominal pouvant circuler dans les barres statoriques. Cela implique que l'augmentation de l'amplitude de la tension d'arbre n'est pas la conséquence de ces courants.



FIGURE 4.3 – Courants de circulation en conditions normales

En réalité, la génération de cette composante à 50 Hz est due aux dissymétries générées par les têtes de bobines. La figure 4.4 présente respectivement la distribution de l'induction au milieu du rotor de la machine (figure 4.4a) et du côté des têtes de bobines (figure 4.4b). Les flèches permettent de visualiser les zones présentant des dissymétries magnétiques. Finalement, comme l'induction n'est plus symétrique, cela contribue à créer un flux circonférentiel à la vitesse électrique et donc une tension d'arbre.



FIGURE 4.4 – Distribution de l'induction au milieu de la machine (a) et sur la partie frontale (b)
4.4 Excentricité statique

L'analyse de la tension d'arbre en fonctionnements défectueux est nécessaire afin de conforter les conclusions dégagées au chapitre précédent, à savoir l'apparition d'un harmonique à 250 Hz dans le cas d'une excentricité statique.

Sur les figures 4.5 et 4.6 sont présentés respectivement les signaux des tensions d'arbre et des courants de circulation avec les modèles en 2D et 3D lorsque la machine présente une excentricité statique de 20 %.

Comme dans le cas de l'étude en conditions normales, les têtes de bobines créent des dissymétries de l'induction générant ainsi une composante à 50 Hz. On peut également remarquer une diminution, limitée, de l'amplitude de l'harmonique à 250 Hz. Ce dernier est lié à la variation des courants de circulation qui modifie la composante du défaut.



FIGURE 4.5 – Tension d'arbre en cas d'excentricité statique



FIGURE 4.6 – Courants de circulation en cas d'excentricité statique

4.5 Excentricité dynamique

Initialement, la variation de la perméance d'entrefer générée par une excentricité dynamique conduit à créer des courants de circulation qui, pour le cas d'une machine quadripolaire, sont à 25 Hz et 75 Hz. Ces courants contribuaient à créer une tension d'arbre dont l'harmonique prépondérant est à 300 Hz, quel que soit l'alternateur.

La figure 4.7 illustre le tracé des tensions d'arbre obtenues par les deux modèles du 1300 MW. Là encore, les dissymétries apportées par la modélisation des têtes de bobines induisent une composante à la fréquence fondamentale à 50 Hz.

L'harmonique à 300 Hz est toujours présent malgré une très légère atténuation de son amplitude. Cette différence est encore due à la variation des courants de circulations entre les deux modèles à la manière du cas précédent avec une excentricité statique (voir figure 4.8).



FIGURE 4.7 – Tension d'arbre avec une excentricité dynamique



FIGURE 4.8 – Courants de circulation en cas d'excentricité dynamique

4.6 Court-circuit rotorique

Enfin, dans le cas d'un court-circuit entre spires de l'enroulement rotorique, l'étude en 2D a montré que ce défaut génère un harmonique analogue à celui d'une excentricité dynamique due aux similitudes sur les courants de circulation.

L'étude en 3D permet une nouvelle fois de confirmer que la modélisation des têtes de bobines ne modifie pas significativement l'harmonique de la tension d'arbre obtenu en 2D, de par la faible différence entre les courants de circulation obtenus par les 2 modèles (figure 4.10) mais ajoute juste une composante à 50 Hz due à la variation de l'induction générée par ces dernières (figure 4.9).



FIGURE 4.9 – Tension d'arbre avec un court-circuit entre spires



FIGURE 4.10 – Courants de circulation en cas de court-circuit rotorique

4.7 Conclusion sur la modélisation en 3D

La modélisation 3D simplifiée de l'alternateur quadripolaire avait pour objectif de montrer l'impact des têtes de bobines rotoriques et statorique. Dans ce chapitre relativement limité, nous avons étudié ce phénomène lorsque l'alternateur est sain puis lorsque la machine présente un défaut d'excentricité ou de court-circuit.

En conditions normales, les résultats ont montré que les têtes de bobines génèrent une tension d'arbre sous la forme d'une composante à la fréquence électrique à 50 Hz. Cet ajout est dû aux dissymétries magnétiques générées par les têtes de bobines.

Cette composante perdure également lors des défauts étudiés lesquels induisent les mêmes harmoniques que ceux obtenus avec un modèle bidimensionnel (250 Hz pour une excentricité statique et à 300 Hz dans le cas d'une excentricité dynamique ou d'un court-circuit entre spires) avec des amplitudes très légèrement atténuées.

Pour conclure, les résultats de la modélisation en 3D de l'alternateur de 1300 MW ont permis d'avoir un aperçu sur l'impact des effets tridimensionnels sur la tension d'arbre. Il est évident que les résultats obtenus sont 'fragiles' de par les diverses hypothèses simplificatrices adoptées dans le modèle et qu'il conviendrait de les consolider en modélisant d'une manière beaucoup plus réaliste les différentes parties frontales tout en effectuant divers tests comme ceux menés avec le modèle 2D. Cela nécessite des moyens de calculs rédhibitoires à l'heure actuelle. Néanmoins, ces résultats montrent qu'il n'est pas suffisant de quantifier la tension d'arbre uniquement au travers d'un modèle bidimensionnel. Les effets 3D (têtes de bobines, évents, secteurs de tôles, plateau de serrage) semblent avoir une influence importante qu'il faudra conjuguer à celles de différents autres facteurs, principalement les incertitudes de fabrication magnétique et géométriques, encore difficilement accessibles à la modélisation.

Conclusion générale

De par les différentes incertitudes et contraintes de fabrication, les alternateurs de centrales électriques ne sont jamais totalement exempts de petits défauts sans que cela ait un impact notable sur leurs performances. Néanmoins, dans l'objectif de prolonger la durée de vie des installations, ces défauts doivent être surveillés afin de suivre leur évolution pour éviter tout risque d'avarie pour la machine. Cela peut en effet conduire à des réparations et des arrêts de fonctionnements qui peuvent s'avérer onéreux.

Les travaux présentés dans cette thèse ont eu pour objectif la modélisation en complexité graduelle de la tension d'arbre dans les grands alternateurs afin d'aider à la compréhension des phénomènes physiques à son origine. La complexité de ces derniers et les différentes causes pouvant induire un potentiel aux extrémités de l'arbre rendent relativement délicate l'appréhension de cette tension par des méthodes analytiques. Le recours à la modélisation par éléments finis est donc nécessaire afin d'étudier les origines de cette grandeur et de quantifier l'influence de divers paramètres pouvant contribuer à la modifier. Cette approche permet également de découpler les différentes causes et quantifier leurs contributions menant ainsi à établir des signatures caractéristiques pour chaque défaut.

Dans un premier temps, un état de l'art introduisant les différentes méthodes de détection existantes, les défauts les plus couramment rencontrés dans les machines électriques ainsi que la définition de la tension d'arbre a été présenté. Les causes qui sont à l'origine de cette dernière pouvant être dues à des phénomènes magnétiques ou capacitifs, seuls les dissymétries magnétiques ont été abordées dans ce travail en vue de la détection de défauts. La tension et les courants d'arbre étant systématiquement mesurés au sein des installations de grande puissance pour vérifier la qualité de l'isolation et de la mise à la terre des paliers, quelques systèmes de mesures ont également été décrits. Ensuite, une synthèse des travaux sur la modélisation de cette tension en tant qu'outil de diagnostic a été effectuée. Cette dernière a permis de mettre en exergue les limites des conclusions qui en sont issues en termes de compréhension des différents phénomènes mis en jeu et l'influence des diverses grandeurs sur l'amplification ou l'atténuation de la tension d'arbre en présence de défauts d'excentricités ou de courts-circuits rotoriques. Dans cette optique, une démarche d'investigation a été adoptée en vue de mieux cerner la contribution des phénomènes physiques à la génération de la tension d'arbre.

Le deuxième chapitre a porté sur le développement et l'utilisation d'une approche analytique mais également d'une modélisation numérique en 2D pour étudier l'effet intrinsèque de trois défauts (excentricités statique et dynamique et courtcircuit rotorique) sur la génération d'une tension d'arbre dans le cas de structures simplifiées. L'approche analytique proposée est basée sur le calcul du flux sous un pas polaire au rotor qui permet de lier la variation de ce dernier à un flux circonférentiel et donc à une tension d'arbre. Elle a permis de montrer, qualitativement, que seule une excentricité statique pouvait potentiellement générer une tension d'arbre. Les deux autres défauts n'induisent pas de flux circonférentiel. Pour valider ces résultats, deux structures simplifiées ont été étudiés à l'aide de la méthode des éléments finis tout en adoptant deux approches de calcul de la tension d'arbre. La première, issue de la littérature, et la seconde basée sur la considération de la globalité de la machine comme un tore magnétique. Les résultats obtenus ont corroboré les conclusions obtenues par l'approche analytique. L'analyse de la distribution de l'induction magnétique montre effectivement, que seule une excentricité statique engendre un flux circonférentiel à la fréquence électrique (50 Hz) là où les deux autres défauts ne créent pas de variation du champ. Ces conclusions obtenues, relatives aux impacts intrinsèques des trois défauts dans le cas de structures simplifiées, différent de celles trouvées dans la littérature. Afin de confirmer ou infirmer ces dernières, il est nécessaire de modéliser des machines réelles.

Dans le troisième chapitre, deux alternateurs de grande puissance ont été étudiés en adoptant une démarche d'investigation systématique pour analyser les différentes causes pouvant générer ou modifier la tension d'arbre. Ainsi, des études de sensibilité ont été menées sur l'influence du bobinage statorique, de la localisation du défaut, de la charge ou encore des courants induits dans les barres amortisseurs. Le couplage des voies d'induit en parallèle a pour conséquence la génération de courants de circulation qui influent sur la tension d'arbre quel que soit le défaut modélisé. Dans le cas d'une excentricité statique, cela se traduit par l'ajout d'une composante à 250 Hz qui devient prépondérante par rapport au 50 Hz. Dans le cas d'une excentricité dynamique et d'un court-circuit, cela se traduit par l'apparition d'une tension de fréquence 300 Hz. En magnétostatique en fonctionnement à vide, seule l'emplacement de la position du défaut de court-circuit a un effet notoire sur l'amplitude des harmoniques de la tension d'arbre. L'étude des deux points en charge (résistive et inductive) a montré par contre que ces dernières avaient un impact non négligeable de par la saturation supplémentaire des matériaux ainsi que la modification des courants de circulation. Ces effets se traduisent par l'ajout d'harmoniques supplémentaires d'amplitudes importantes. Enfin, l'étude en magnétodynamique a permis de mettre en évidence l'importance de modéliser les courants induits dans les barres amortisseurs. Ces derniers réduisent de manière importante l'impact des différents défauts sur la tension d'arbre en atténuant les amplitudes des harmoniques relatifs à chacun des défauts. Ces études, bien qu'elles permettent de caractériser l'impact de diverses grandeurs sur la tension d'arbre n'induisent que des amplitudes des harmoniques relativement limitées par comparaison à la tension d'arbre mesurée sur site dont quelques exemples ont été présentés au premier chapitre. Cela signifie que le modèle numérique développé n'est pas suffisant et que d'autres paramètres et parties de la machine doivent y être intégrés pour représenter le plus fidèlement possible le caractère réel de cette dernière. L'intégration des plus importants tels les secteurs du circuit magnétique en matériau à grains orientés, les parties frontales, le évents ... ne pourraient pas l'être de manière aisée et aboutiraient, quand cela est possible, à des nombres d'inconnues rédhibitoires actuellement et à des problèmes de convergence des calculs certains. L'effet des têtes de bobines peut toutefois être étudié de manière qualitative.

Ainsi, dans le quatrième et dernier chapitre, un modèle en trois dimensions de l'alternateur de 1300 MW a été réalisé. Cette étude a pour objectif de comprendre l'impact des phénomènes 3D et notamment la modélisation des têtes de bobines rotoriques et statoriques sur la tension d'arbre. Les résultats obtenus montrent que les têtes de bobines, même en les considérant droites, impactent de façon significative cette quantité en conditions normales de fonctionnement comme en cas de défauts. Les dissymétries frontales de l'induction génèrent une composante supplémentaire à la vitesse électrique à 50 Hz avec une amplitude conséquente. Les autres harmoniques de la tension d'arbre en fonctionnement défectueux obtenus initialement par une modélisation bidimensionnelle demeurent présents.

Dans ce travail, les défauts les plus couramment rencontrés ont été étudiés. Des études précédentes ont permis de montrer que l'analyse de la tension d'arbre pouvait également s'avérer intéressante pour détecter des défauts présents dans le système d'excitation. Il serait alors intéressant d'étudier l'impact de ce défaut sur un alternateur de grande puissance tout en quantifiant la contribution que peut avoir la charge ou encore les voies en parallèle du bobinage d'induit. De plus, dans cette thèse, seuls les défaillances rotoriques ont été étudiées. Les courts-circuits entre tôles générant également une altération de l'induction magnétique, ils peuvent également créer une tension d'arbre et son analyse peut permettre de détecter ces derniers. La modélisation en 3D, certes qualitative, a montré que les phénomènes tridimensionnelles peuvent avoir un impact sur les harmoniques de la tension d'arbre. Ainsi, ce travail expose le fait que d'autres aspects doivent encore être investigués. En effet, le stator des alternateurs étant composé de plusieurs secteurs de tôles orientés dans le sens tangentiel, ils peuvent également avoir des conséquences sur les harmoniques de la tension d'arbre. Dans la même idée, la prise en compte des events, de la frette ou encore du plateau de serrage permettrait une meilleure compréhension des mesures réalisées sur site. Par conséquent, l'élaboration d'un modèle plus élaboré de l'alternateur avec la prise en compte de ces différents paramètres serait effectivement intéressante pour pouvoir quantifier leur impact potentiel.

A

Développement mathématique du calcul du flux rotorique sous une ouverture polaire avec une excentricité statique

Dans le cas où une machine, considérée idéale, présente une excentricité statique, la composante de l'induction due au défaut se met sous la forme :

$$B_{r,stat}(\theta_s,\theta) = \frac{K_{stat}f_{mm1}\mu_0}{2e}\left(\cos(\theta_s(p-1)-p\theta) + \cos(\theta_s(p+1)-p\theta)\right) \quad (A.1)$$

Après un changement de variable afin que l'induction ne dépende que de θ_r et θ via la relation : $\theta_r = \theta_s - \theta$, l'induction $B_{r,stat}$ devient :

$$B_{r,stat}(\theta_r,\theta) = \frac{K_{stat}f_{mm1}\mu_0}{2e}\left(\cos(\theta_r(p-1)-\theta) + \cos(\theta_r(p+1)-\theta)\right)$$
(A.2)

Le calcul du flux sous un pas polaire rotorique consiste à déterminer ce dernier sous un pôle au rotor. L'expression de cette grandeur s'écrit :

$$\phi_{r,stat}(\theta) = R_e L \int_0^{\pi/p} B_{r,stat}(\theta_r, \theta) \, d\theta_r \tag{A.3}$$

D'où :

$$\phi_{r,stat}(\theta) = \frac{K_{stat} f_{mm1} \mu_0 R_e L}{2e}.$$

$$\int_0^{\pi/p} \left(\cos(\theta_r (p-1) - \theta) + \cos(\theta_r (p+1) - \theta) \right) d\theta_r$$
(A.4)

Ainsi :

$$\phi_{r,stat}(\theta) = \frac{K_{stat} f_{mm1} \mu_0 R_e L}{2e}.$$

$$\left[\frac{1}{p-1} \left(sin(\frac{\pi(p-1)}{p} - \theta) + sin(\theta)\right) + \frac{1}{p+1} \left(sin(\frac{\pi(p+1)}{p} + \theta) - sin(\theta)\right)\right]$$
(A.5)

En utilisant les différentes formules trigonométriques, ce flux peut se mettre de la forme :

$$\phi_{r,stat}(\theta) = \frac{K_{stat} f_{mm1} \mu_0 R_e L}{2e}.$$

$$\left[\frac{1}{p-1} \left(\cos(\theta) \sin(\frac{\pi(p-1)}{p}) - \sin(\theta) \cos(\frac{\pi(p-1)}{p}) + \sin(\theta)\right) + \frac{1}{p+1} \left(\cos(\theta) \sin(\frac{\pi(p+1)}{p}) + \sin(\theta) \cos(\frac{\pi(p+1)}{p}) - \sin(\theta)\right)\right]$$
(A.6)

Enfin, après simplification, le flux $\phi_{r,stat}$ s'exprime :

$$\phi_{r,stat}(\theta) = \frac{K_{stat}f_{mm1}\mu_0 R_e L}{2e}.$$

$$\left[\frac{1}{p-1}\left(\cos(\theta)\sin(\frac{\pi(p-1)}{p}) + \sin(\theta)(1-\cos(\frac{\pi(p-1)}{p}))\right) + \frac{1}{p+1}\left(\cos(\theta)\sin(\frac{\pi(p+1)}{p}) + \sin(\theta)(\cos(\frac{\pi(p+1)}{p}) - 1)\right)\right]$$
(A.7)

B

Développement mathématique du calcul du flux rotorique sous une ouverture polaire avec une excentricité dynamique

Lorsqu'une machine idéale fonctionne avec une excentricité dynamique, la composante de l'induction introduite par ce défaut est la suivante :

$$B_{r,dyn} = \frac{K_{dyn} f_{mm1} \mu_0}{2e} \left(\cos((p-1)(\theta_s - \theta)) + \cos((p+1)(\theta_s - \theta)) \right)$$
(B.1)

En effectuant le changement de variable nécessaire pour calculer le flux sous un pas polaire au rotor, l'induction présentée précédemment s'écrit :

$$B_{r,dyn} = \frac{K_{dyn} f_{mm1} \mu_0}{2e} \left(\cos(\theta_r (p-1)) + \cos(\theta_r (p+1)) \right)$$
(B.2)

Ainsi la détermination du flux $\phi_{r,dyn}$ revient à effectuer le calcul suivant :

$$\phi_{r,dyn}(\theta) = \frac{K_{dyn} f_{mm1} \mu_0 R_e L}{2e} \int_0^{\pi/p} \left(\cos(\theta_r(p-1)) + \cos(\theta_r(p+1)) \right) \, d\theta_r \qquad (B.3)$$

Ainsi, après intégration, on aboutit à une expression du flux sous la forme :

$$\phi_{r,dyn}(\theta) = \frac{K_{stat} f_{mm1} \mu_0 R_e L}{2e}.$$

$$\left[\frac{1}{p-1} \left(sin(\frac{\pi(p-1)}{p})\right) + \frac{1}{p+1} \left(sin(\frac{\pi(p+1)}{p})\right)\right]$$
(B.4)

C

Détermination des composantes d'un court-circuit rotorique par décomposition en série de Fourier

Considérons une machine idéale où la force magnétomotrice rotorique est une fonction sinusoïdale dont la forme est la suivante :

$$f_{mm}(\theta_s, \theta) = f_{mm1} \cos(p(\theta_s - \theta)) \tag{C.1}$$

Un court-circuit rotorique est une diminution des ampères-tours dans un pôle (en rouge sur la figure C.1a). La force magnétomotrice totale peut être décomposée par la différence entre la f.m.m. d'une machine saine (en bleu sur la figure C.1a) et d'une fonction représentant le défaut (figure C.1b).

L'expression de la force magnétomotrice due au défaut s'effectue à partir de la détermination des coefficients de la série de Fourier. D'après le signal présenté en figure C.1b, comme celui-ci est pair, seul subsiste les termes en cosinus ainsi que la composante continue :



FIGURE C.1 – Force magnétomotrice totale (a) et composante due au défaut (b)

$$a_0 = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} fmm_{cc}(\theta_r)$$
 (C.2a)

$$a_n = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} fmm_{cc}(\theta_r) \cos(n\theta_r)$$
(C.2b)

L'expression de la composante continue, noté e a_0 , s'écrit de la forme :

$$a_{0} = \frac{1}{2\pi} \int_{\frac{-\pi}{2p}}^{\frac{\pi}{2p}} A_{cc} cos(p\theta_{r})$$
(C.3)

Après résolution, le terme a_0 s'exprime par :

$$a_0 = \frac{A_{cc}}{\pi} \tag{C.4}$$

A propos des termes en cosinus, ces derniers s'écrivent :

$$a_n = \frac{1}{\pi} \int_{\frac{-\pi}{2p}}^{\frac{\pi}{2p}} A_{cc} \cos(p\theta_r) \cos(n\theta_r)$$
(C.5)

$$a_n = \frac{A_{cc}}{\pi} \left(\frac{\sin(\frac{\pi(n-p)}{2p})}{(n-p)} + \frac{\sin(\frac{\pi(n+p)}{2p})}{(n+p)} \right)$$
(C.6)

Enfin, la force magnétomotrice relative au défaut se met de la forme :

$$fmm_{cc} = \frac{A_{cc}}{\pi} + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{A_{cc}}{\pi} \left(\frac{\sin(\frac{\pi(n-p)}{2p})}{(n-p)} + \frac{\sin(\frac{\pi(n+p)}{2p})}{(n+p)} \right) \cos(n\theta_r)$$
(C.7)

D

Développement mathématique du calcul du flux rotorique sous une ouverture polaire avec un court-circuit entre spires

Lorsqu'une machine idéale présente un court-circuit entre spires de l'enroulement rotorique, la composante de l'induction due au défaut s'écrit :

$$B_{r,cc} = \frac{\mu_0}{e} \left(\frac{A_{cc}}{\pi} + \sum_{n=1}^{\infty} K_{cc} \cos(n(\theta_s - \theta)) \right)$$
(D.1)

Le calcul du flux sous un pas polaire au rotor nécessite d'effectuer un changement de variable. Ainsi, l'induction présentée précédemment s'écrit :

$$B_{r,cc} = \frac{\mu_0}{e} \left(\frac{A_{cc}}{\pi} + \sum_{n=1}^{\infty} K_{cc} \cos(n\theta_r) \right)$$
(D.2)

La détermination du flux $\phi_{r,cc}$ consiste à calculer :

$$\phi_{r,cc} = \frac{\mu_0 R_e L}{e} \int_0^{\pi/p} \left(\frac{A_{cc}}{\pi} + \sum_{n=1}^\infty K_{cc} \cos(n\theta_r) \right)$$
(D.3)

Enfin, après simplification ce flux s'exprime par :

$$\phi_{r,cc} = \frac{\mu_0 R_e L}{e} \left(\frac{A_{cc}}{p} + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{K_{cc}}{n} sin(\frac{n\pi}{p}) \right) \tag{D.4}$$

E

Développement mathématique sur la détermination des courants de circulation dans le cas d'une excentricité statique

En guise de rappel, dans l'hypothèse d'une machine idéale, l'induction additionnelle générée par une excentricité statique se met sous la forme :

$$B_{r,stat}(\theta_s,\theta) = \frac{K_{stat}f_{mm1}\mu_0}{2e}\left(\cos(\theta_s(p-1)-p\theta) + \cos(\theta_s(p+1)-p\theta)\right) \quad (E.1)$$

La composante du flux associée à l'induction $B_{r,stat}$ qui est captée par la première voie d'enroulement consiste à calculer :

$$\Phi_{U1,stat}(\theta) = R_e L \int_{\theta_{A1}}^{\theta_{R1}} B_{r,stat}(\theta_S, \theta) . d\theta_s$$
(E.2)

Ainsi :

$$\Phi_{U1,stat}(\theta) = \frac{K_{stat} f_{mm1} \mu_0 R_e L}{2e}.$$

$$\int_{\theta_{A1}}^{\theta_{R1}} \left(\cos(\theta_s(p-1) - p\theta) + \cos(\theta_s(p+1) - p\theta) \right) . d\theta_s$$
(E.3)

D'où :

$$\Phi_{U1,stat}(\theta) = \frac{\Phi_U K_{stat}}{2} \left[\frac{\sin(\theta_s(p-1) - p\theta)}{p-1} + \frac{\sin(\theta_s(p+1) - p\theta)}{p+1} \right]_{\theta_{A1}}^{\theta_{R1}}$$
(E.4)

Avec Φ_U qui est défini par :

$$\Phi_U = \frac{f_{mm1}\mu_0 R_e L}{e} \tag{E.5}$$

Enfin, le flux $\Phi_{U1,stat}$ s'écrit :

$$\Phi_{U1,stat}(\theta) = \frac{\Phi_U K_{stat}}{2}.$$

$$\left(\frac{1}{p-1}(sin(\theta_{R1}(p-1)-p\theta)-sin(\theta_{A1}(p-1)-p\theta))+ (E.6)\right)$$

$$\frac{1}{p+1}(sin(\theta_{R1}(p+1)-p\theta)-sin(\theta_{A1}(p+1)-p\theta))\right)$$

Par conséquent, grâce à la loi de Lenz et en remplaçant θ par Ωt , la force électromotrice créé par le défaut s'exprime par :

$$fem_{U1,stat}(t) = -N_s \frac{d\Phi_{U1,stat}(t)}{dt}$$
(E.7)

$$fem_{U1,stat}(t) = \frac{\Phi_U K_{stat} N_s p\Omega}{2}.$$

$$\left(\frac{1}{p-1} (\cos(\theta_{R1}(p-1) - p\Omega t) - \cos(\theta_{A1}(p-1) - p\Omega t)) + \frac{1}{p+1} (\cos(\theta_{R1}(p+1) - p\Omega t) - \cos(\theta_{A1}(p+1) - p\Omega t))\right)$$
(E.8)

D'après cette expression, nous pouvons définir les forces électromotrices induites dans les autres voies d'enroulements d'indice k + 1 où k est défini entre 1 et 2p - 1. Dans les cas où k est pair, ces dernières se mettent sous la forme :

$$fem_{U(k+1),stat}(t) = \frac{\Phi_U K_{stat} N_s p\Omega}{2}.$$

$$\left(\frac{1}{p-1} (\cos((\theta_{R1} + \frac{k\pi}{p})(p-1) - p\Omega t) - \cos((\theta_{A1} + \frac{k\pi}{p})(p-1) - p\Omega t)) + (E.9)\right)$$

$$\frac{1}{p+1} (\cos((\theta_{R1} + \frac{k\pi}{p})(p+1) - p\Omega t) - \cos((\theta_{A1} + \frac{k\pi}{p})(p+1) - p\Omega t))\right)$$

Dans l'autre sens, lorsque k est impair, cette expression devient :

$$fem_{U(k+1),stat}(t) = \frac{\Phi_U K_{stat} N_s p\Omega}{2}.$$

$$\left(\frac{1}{p-1} (\cos((\theta_{A1} + \frac{k\pi}{p})(p-1) - p\Omega t) - \cos((\theta_{R1} + \frac{k\pi}{p})(p-1) - p\Omega t)) + (E.10)\right)$$

$$\frac{1}{p+1} (\cos((\theta_{A1} + \frac{k\pi}{p})(p+1) - p\Omega t) - \cos((\theta_{R1} + \frac{k\pi}{p})(p+1) - p\Omega t))\right)$$

Pour savoir si une excentricité statique contribue à générer des courants de circulation, il est nécessaire de calculer la différence entre les expressions E.8 et E.9 lorsque k est pair. Après simplification en utilisant les formules trigonométriques, celle-ci aboutit à :

$$fem_{U(k+1),stat}(t) - fem_{U1,stat}(t) = K_1 \left(sin(\theta_{A1}(p-1) - p\Omega t + \alpha_1) - sin(\theta_{R1}(p-1) - p\Omega t + \alpha_1) \right) + (E.11)$$

$$K_2 \left(sin(\theta_{A1}(p+1) - p\Omega t + \alpha_2) - sin(\theta_{R1}(p+1) - p\Omega t + \alpha_2) \right)$$

Dont les coefficients K_1 , K_2 , α_1 et α_2 sont définis par :

$$K_1 = \frac{\Phi_U K_{stat} N_s p\Omega}{(p-1)} sin(\alpha_1), \ \alpha_1 = \frac{\pi k(p-1)}{2p}$$

$$K_2 = \frac{\Phi_U K_{stat} N_s p\Omega}{(p+1)} sin(\alpha_2), \ \alpha_2 = \frac{\pi k(p+1)}{2p}$$
(E.12)

Enfin, dans les cas où k est impair, il faut effectuer la différence entre les expressions E.8 et E.10. Celle-ci se met sous la forme :

$$fem_{U(k+1),stat}(t) - fem_{U1,stat}(t) = K_3 \left(\cos(\theta_{A1}(p-1) - p\Omega t + \alpha_1) - \cos(\theta_{R1}(p-1) - p\Omega t + \alpha_1) \right) + (E.13)$$

$$K_4 \left(\cos(\theta_{A1}(p+1) - p\Omega t + \alpha_2) - \cos(\theta_{R1}(p+1) - p\Omega t + \alpha_2) \right)$$

Où les termes K_3 et K_4 sont égaux à :

$$K_{3} = \frac{\Phi_{U}K_{stat}N_{s}p\Omega}{(p-1)}cos(\alpha_{1}), \ \alpha_{1} = \frac{\pi k(p-1)}{2p}$$

$$K_{4} = \frac{\Phi_{U}K_{stat}N_{s}p\Omega}{(p+1)}cos(\alpha_{2}), \ \alpha_{2} = \frac{\pi k(p+1)}{2p}$$
(E.14)

F

Développement mathématique sur la détermination des courants de circulation dans le cas d'une excentricité dynamique

Dans le cas d'une excentricité dynamique et pour une machine idéale, la composante de l'induction créé par ce défaut se met sous la forme :

$$B_{r,dyn}(\theta_s,\theta) = \frac{K_{dyn}f_{mm1}\mu_0}{2e}\left(\cos((p-1)(\theta_s-\theta)) + \cos((p+1)(\theta_s-\theta))\right) \quad (F.1)$$

Le flux $\Phi_{U1,dyn}$ capté par une voie d'enroulement associé à cette composante de l'induction est déterminé par la relation :

$$\Phi_{U1,dyn}(\theta) = R_e L \int_{\theta_{A1}}^{\theta_{R1}} \mathbf{B}_{\mathbf{r},\mathbf{dyn}}(\theta_S,\theta) . d\theta_s$$
(F.2)

Ainsi, il convient de calculer l'intégrale suivante :

$$\Phi_{U1,dyn}(\theta) = \frac{K_{dyn}f_{mm1}\mu_0 R_e L}{2e}.$$

$$\int_{\theta_{A1}}^{\theta_{R1}} \left(\cos((p-1)(\theta_s - \theta)) + \cos((p+1)(\theta_s - \theta))\right) .d\theta_s$$
(F.3)

D'où :

$$\Phi_{U1,dyn}(\theta) = \frac{\Phi_U K_{dyn}}{2} \left[\frac{\sin((p-1)(\theta_s - \theta))}{p-1} + \frac{\sin((p+1)(\theta_s - \theta))}{p+1} \right]_{\theta_{A1}}^{\theta_{R1}}$$
(F.4)

La constante Φ_U est égale à :

$$\Phi_U = \frac{f_{mm1}\mu_0 R_e L}{e} \tag{F.5}$$

Enfin, le flux $\Phi_{U1,dyn}$ s'écrit :

$$\Phi_{U1,dyn}(\theta) = \frac{\Phi_U K_{dyn}}{2}.$$

$$\left(\frac{1}{p-1}(sin((p-1)(\theta_{R1}-\theta)) - sin((p-1)(\theta_{A1}-\theta))) + \frac{1}{p+1}(sin((p+1)(\theta_{R1}-\theta)) - sin((p+1)(\theta_{A1}-\theta)))\right)$$
(F.6)

Pour déterminer la force électromotrice associée, il suffit d'utiliser la loi de Lenz. On opère alors à un changement de variable en remplaçant θ par Ωt . Ainsi, la quantité désirée se résume à calculer :

$$fem_{U1,dyn}(t) = -N_s \frac{d\Phi_{U1,dyn}(t)}{dt}$$
(F.7)

$$fem_{U1,dyn}(t) = \frac{\Phi_U K_{dyn} N_s \Omega}{2}.$$

((cos((p-1)(\theta_{R1} - \Omega t)) - cos((p-1)(\theta_{A1} - \Omega t)))+ (F.8)
(cos((p+1)(\theta_{R1} - \Omega t)) - cos((p+1)(\theta_{A1} - \Omega t))))

Dans les cas où k est pair (k compris entre 1 et 2p - 1), l'expression des forces électromotrices induites dans les autres voies d'enroulements est définie par la relation :

$$fem_{U(k+1),dyn}(t) = \frac{\Phi_U K_{dyn} N_s \Omega}{2}.$$

$$\left((\cos((p-1)(\theta_{R1} + \frac{k\pi}{p} - \Omega t)) - \cos((p-1)(\theta_{A1} + \frac{k\pi}{p} - \Omega t))) + (F.9) (\cos((p+1)(\theta_{R1} + \frac{k\pi}{p} - \Omega t)) - \cos((p+1)(\theta_{A1} + \frac{k\pi}{p} - \Omega t))) \right)$$

Lorsque le terme k est impair, cette expression s'exprime par :

$$fem_{U(k+1),dyn}(t) = \frac{\Phi_U K_{dyn} N_s \Omega}{2}.$$

$$\left((\cos((p-1)(\theta_{A1} + \frac{k\pi}{p} - \Omega t)) - \cos((p-1)(\theta_{R1} + \frac{k\pi}{p} - \Omega t))) + (F.10)(\cos((p+1)(\theta_{A1} + \frac{k\pi}{p} - \Omega t)) - \cos((p+1)(\theta_{R1} + \frac{k\pi}{p} - \Omega t))) \right)$$

Dans le cas d'une excentricité dynamique et dans les cas où k est pair, la différence des expressions F.8 et F.9 permet de savoir si ce défaut contribue à générer des courants de circulation. En utilisant les formules trigonométriques, cette différence se met sous la forme :

$$fem_{U(k+1),dyn}(t) - fem_{U1,dyn}(t) = \Phi_U K_{dyn} N_s \Omega$$

$$sin(\alpha 1) \left(sin((p-1)(\theta_{A1} - \Omega t) + \alpha_1) - sin((p-1)(\theta_{R1} - \Omega t) + \alpha_1)) + (F.11) \right)$$

$$sin(\alpha 2) \left(sin((p+1)(\theta_{A1} - \Omega t) + \alpha_2) - sin((p+1)(\theta_{R1} - \Omega t) + \alpha_2)) \right)$$

Où les coefficients α_1 et α_2 sont définis par :

$$\alpha_1 = \frac{\pi k(p-1)}{2p}$$

$$\alpha_2 = \frac{\pi k(p+1)}{2p}$$
(F.12)

Enfin, lorsque k est impair, il faut calculer la différence entre les relations F.8 et F.10. Après résolution, cette dernière est définie par :

$$fem_{U(k+1),dyn}(t) - fem_{U1,dyn}(t) = \Phi_U K_{dyn} N_s \Omega$$

$$cos(\alpha 1) \left(cos((p-1)(\theta_{A1} - \Omega t) + \alpha_1) - cos((p-1)(\theta_{R1} - \Omega t) + \alpha_1) \right) + (F.13)$$

$$cos(\alpha 2) \left(cos((p+1)(\theta_{A1} - \Omega t) + \alpha_2) - cos((p+1)(\theta_{R1} - \Omega t) + \alpha_2) \right)$$

G

Développement mathématique sur la détermination des courants de circulation dans le cas d'un court-circuit rotorique

Lorsqu'une machine idéale fonctionne avec un court-circuit entre spires de l'enroulement rotorique, la composante de l'induction générée par ce défaut est définie par :

$$B_{r,cc} = \frac{\mu_0}{e} \left(\frac{A_{cc}}{\pi} + \sum_{n=1}^{\infty} K_{cc} \cos(n(\theta_s - \theta)) \right)$$
(G.1)

Dès lors, à partir de l'expression précédente, nous pouvons définir une relation permettant de déterminer le flux capté par une voie d'enroulement.

$$\Phi_{U1,cc}(\theta) = R_e L \int_{\theta_{A1}}^{\theta_{R1}} B_{r,cc}(\theta_s, \theta) . d\theta_s$$
(G.2)

Ainsi :

$$\Phi_{U1,cc}(\theta) = \frac{\mu_0 R_e L}{e} \int_{\theta_{A1}}^{\theta_{R1}} \left(\frac{A_{cc}}{\pi} + \sum_{n=1}^{\infty} K_{cc} \cos(n(\theta_s - \theta)) \right)$$
(G.3)

D'où :

$$\Phi_{U1,cc}(\theta) = \frac{\mu_0 R_e L}{e} \left[\left(\frac{A_{cc} \theta_s}{\pi} + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{K_{cc}}{n} \sin(n(\theta_s - \theta)) \right) \right]_{\theta_{A1}}^{\theta_{R1}}$$
(G.4)

Enfin, le flux $\Phi_{U1,cc}$ s'écrit :

$$\Phi_{U1,cc}(\theta) = \frac{\mu_0 R_e L}{e}.$$

$$\left(\frac{A_{cc}(\theta_{R1} - \theta_{A1})}{\pi} + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{K_{cc}}{n} \left(sin(n(\theta_{R1} - \theta)) - sin(n(\theta_{A1} - \theta)))\right)\right)$$
(G.5)

La force électromotrice associée s'obtient grâce à la loi de Lenz. Ainsi, en remplaçant θ par Ωt , cette quantité s'exprime par :

$$fem_{U1,cc}(t) = -N_s \frac{d\Phi_{U1,cc}(t)}{dt}$$
(G.6)

$$fem_{U1,cc}(t) = \frac{\mu_0 R_e L N_s \Omega}{e} \sum_{n=1}^{\infty} K_{cc} \left(\cos(n(\theta_{R1} - \Omega t)) - \cos(n(\theta_{A1} - \Omega t)) \right)$$
(G.7)

De cette expression, il est possible de définir les expressions des forces électromotrices induites dans les autres voies d'enroulements de la machine d'indice k + 1. Dans les cas où k est pair, ces dernières s'expriment par :

$$fem_{U(k+1),cc}(t) = \frac{\mu_0 R_e L N_s \Omega}{e}.$$

$$\sum_{n=1}^{\infty} K_{cc} \left(\cos(n(\theta_{R1} + \frac{k\pi}{p} - \Omega t)) - \cos(n(\theta_{A1} + \frac{k\pi}{p} - \Omega t)) \right)$$
(G.8)

Lorsque k est impair, la relation précédente se met sous la forme :

$$fem_{U(k+1),cc}(t) = \frac{\mu_0 R_e L N_s \Omega}{e}.$$

$$\sum_{n=1}^{\infty} K_{cc} \left(\cos(n(\theta_{A1} + \frac{k\pi}{p} - \Omega t)) - \cos(n(\theta_{R1} + \frac{k\pi}{p} - \Omega t)) \right)$$
(G.9)

La détermination des courants de circulation s'effectue par la différence entre les expressions G.7 et G.8 (k pair). À l'aide des formules trigonométriques, cette dernière s'écrit alors :

$$fem_{U(k+1),cc}(t) - fem_{U1,cc}(t) = A \sum_{n=1}^{\infty} K_{cc} .$$

$$\left[sin(n(\theta_{A1} - \Omega t) + \frac{kn\pi}{2p}) sin(\frac{kn\pi}{2p}) - sin(n(\theta_{R1} - \Omega t) + \frac{kn\pi}{2p}) sin(\frac{kn\pi}{2p}) \right]$$
(G.10)

 $\operatorname{Avec}\,:\,$

$$A = \frac{2\Omega\mu_0 N s R_e L}{e} \tag{G.11}$$

Enfin, dans les cas où k est impair, il faut effectuer la différence entre les relations G.7 et G.9. Elle se met alors sous la forme :

$$fem_{U(k+1),cc}(t) - fem_{U1,cc}(t) = A \sum_{n=1}^{\infty} K_{cc} .$$

$$\left[cos(n(\theta_{A1} - \Omega t) + \frac{kn\pi}{2p}) cos(\frac{kn\pi}{2p}) - cos(n(\theta_{R1} - \Omega t) + \frac{kn\pi}{2p}) cos(\frac{kn\pi}{2p}) \right]$$
(G.12)

Bibliographie

- Adabi, J., Zare, F., Ghosh, A., and Lorenz, R. D. (2010). Calculations of capacitive couplings in induction generators to analyse shaft voltage. *IET Power Electronics*, 3(3):379. (Cité à la page 31)
- Aegis (2016). Bearing protection why shaft grounding? http://www.est-aegis.com. (Cité aux pages 7, 33)
- Albright, D. R. (1971). Interturn short-circuit detector for turbine-generator rotor windings. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, 90(2):478–483. (Cité aux pages 22, 23)
- Albright, D. R., Albright, D. J., and Albright, J. D. (1999). Flux probes provide on-line detection of generator shorted turns. *Power Engineering*, 103(9) :28–32. (Cité aux pages 7, 22)
- Albright, D. R., Scotia, and Jackson, W. B. (1970). Method and apparatus for detecting rotor flux variations in the air gap of a dynamoelectric machine. *Brevet*, US Patent Office, 3.506.914. (Cité aux pages 7, 23, 24)
- Alger, P. L. and Samson, H. W. (1924). Shaft currents in electric machines. Transactions of the American Institute of Electrical Engineers, 43 :235–245. (Cité aux pages 14, 27, 32)
- Ammann, C., Reichert, K., Joho, R., and Posedel, Z. (1988). Shaft voltages in generators with static excitation systems-problems and solution. *IEEE Transactions* on Energy Conversion, 3(2). (Cité aux pages 14, 28, 29, 29, 30, 32)

- Bacchus, A. (2016). Représentativité de la modélisation aux éléments finis pour le diagnostic de machines synchrones de grande puissance. PhD thesis, Université de Lille, L2EP, France. (Cité aux pages 8, 23, 23, 23, 37, 58)
- Bastos, J. and Sadowski, N. (2003). Electromagnetic modeling by finite elements methods. *Marcel Dekker*. (Cité à la page 61)
- Berger, L. (1910). Origine des courants à travers les paliers de dynamos et moyen de les éviter. *La lumière électrique*, Tome 11 :268–271. (Cité à la page 27)
- Bessous, N., Zouzou, S. E., Sbaa, S., and Bentrah, W. (2017). A comparative study between the mcsa, dwt and the vibration analysis methods to diagnose the dynamic eccentricity fault in induction motors. *Proceedings of the 6th International Conference on Systems and Control.* (Cité à la page 25)
- Biet, M. (2014). Développement d'une méthodologie pour l'étude de la tension d'arbre. *Document interne EDF*. (Cité aux pages 7, 20, 27)
- Boyanton, H. E. (1995). Bearing damage due to electric discharge. SGS, Shaft Grounding Systems, Albany, Oregon. (Cité à la page 32)
- Buckley, G. W., Corkins, R. J., and Stephens, R. N. (1988). The Importance Of Grounding Brushes To The Safe Operation Of Large Turbine Generators. *IEEE Trans. on Energy Conversion*, 3(3):607–612. (Cité à la page 29)
- Busse, D. F., Erdman, J. M., Kerkman, R. J., Schlegel, D. W., and Skibinski, G. L. (1997). The effects of PWM voltage source inverters on the mechanical performance of rolling bearings. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 33(2):567–576. (Cité à la page 32)
- Ceban, A., Pusca, R., and Romary, R. (2010). Eccentricity and broken rotor bars faults effects on the external axial field. *Proc. ICEM 2010.* (Cité à la page 24)
- Costello, M. J. (1993). Shaft voltages and rotating machinery. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 29(2):419–426. (Cité à la page 32, 32)
- Cuevas, M., Romary, R., Lecointe, J.-P., and Jacq, T. (2016). Non-invasive detection of rotor short-circuit fault in synchronous machines by analysis of stray magnetic field and frame vibrations. *IEEE Transactions On Magnetics*, 52(7). (Cité aux pages 7, 24, 24)

- Darques, K., Tounzi, A., Le Menach, Y., and Beddek, K. (2016). An approach to model shaft voltage of wound rotor synchronous machines. *International Conference* on *Electromagnetic Field Computation*, (CEFC. (Cité à la page 68)
- Darques, K., Tounzi, A., Le Menach, Y., Beddek, K., and Biet, M. (2017). Study of shaft voltage of a simplified synchronous generator. *International Symposium on Applied Electromagnetics and Mechanics*, (ISEM. (Cité aux pages 79, 81, 85)
- Datta, A. K., Dubey, M., and Jain, S. (2012). Study of shaft voltage and bearing currents in electrical machines. *Students Conference on Electrical, Electronics and Computer Science, SCEECS*, pages 1–4. (Cité à la page 31)
- De Canha, D., Cronje, W. A., Meyer, A. S., and Hoffe, S. J. (2007a). Methods for diagnosing static eccentricity in a synchronous 2 pole generator. *Power Tech*, *Lausanne*, pages 2162–2167. (Cité aux pages 37, 39)
- De Canha, D., Cronje, W. A., Meyer, A. S., and Hoffe, S. J. (2007b). The use of an electromagnetic finite elements package to aid in understanding shaft voltages in a synchronous generator. *Power Engineering Society Conference and Exposition in Africa*, pages 1–6. (Cité aux pages 27, 37)
- Doorsamy, W. (2015). Processing and inferential methods to improve shaft-voltagebased condition monitoring of synchronous generators. PhD thesis, Johannesburg, Afrique du Sud. (Cité aux pages 37, 40, 89)
- Doorsamy, W. and Cronje, W. A. (2014a). An electromagnetic model for shaft voltages in synchronous generators. *International Conference on Industrial Tech*nology, (ICIT, pages 149–154. (Cité aux pages 38, 67)
- Doorsamy, W. and Cronje, W. A. (2014b). Semi-analytical Method for Predicting Shaft Voltage in Field-excited Synchronous Generators. *Journal of Power Electronics*, 14(5) :859–865. (Cité à la page 38)
- EDF (1994). Exploiter les centrales nucléaires dans la durée. *www.edf.fr, note d'information.* (Cité à la page 13)
- EDF (2014). Palier p4-p'4-n4 contrôle de l'isolement palier alternateur cot, programme d'essais. *Document interne EDF*. (Cité aux pages 14, 26, 33)
- EDF (2016). Grand carénage : Chiffres clés. *www.edf.fr, note d'information*. (Cité à la page 13)

- Erdman, J. M., Kerkman, R. J., Schlegel, D. W., and Skibinski, G. L. (1996). Effect of PWM inverters on AC motor bearing currents and shaft voltages. *IEEE transactions on Industry Applications*, 32(2) :250–259. (Cité à la page 32)
- Frosini, L., Borin, A., Giometta, L., and Venchi, G. (2011). Development of a leakage flux measurement system for condition monitoring of electrical drives. Symposium on Diagnostics for Electric Machines, Power Electronics and Drives (SDEMPED). (Cité à la page 24)
- Godin, R. and Thoraval, G. (1994). Overwiew of edf's approach. *Life management* of power plants. (Cité à la page 13)
- Hsu, J. S. and Stein, J. (1994). Shaft signals of salient-pole synchronous machines for eccentricity and shorte-field-coil detections. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 9(3). (Cité aux pages 27, 35)
- Iamamura, B. (2011). Contribution à la modélisation des défauts dans les turboalternateurs. PhD thesis, Université de Lille, L2EP, France. (Cité aux pages 14, 21, 23, 23, 23, 37, 50, 69, 69)
- Ida, N. and Bastos, J. (1997). Electromagnetics and calculation of fields. Springer Science and Business Media. (Cité à la page 61)
- Johnson, C. (1987). Numercial solution of partial differential equations by the finite element method. *Cambridge University Press.* (Cité à la page 61)
- Khosrowshahli, E., Ranjbar, A. M., and Mirabedini, H. (2002). On-line fault diagnosis in synchronous generator by stator current harmonics analysis. International Conference on Modeling and Simulation of Electric Machines, Converters and Systems (ELECTRIMACS), Montréal. (Cité à la page 26)
- Lawson, J. A. (1993). Motor bearing fluting. In Pulp and Paper Industry Technical Conference, 1993., Conference Record of 1993 Annual, pages 32–35. IEEE. (Cité à la page 32)
- Le Menach, Y. (1999). Contribution à la modélisation numérique tridimensionnelle des systèmes électrotechniques. PhD thesis, Université de Lille, L2EP, France. (Cité à la page 62)
- Li, W., Cheng, M., Zhu, S., and Hua, W. (2016). Analysis of Inherent Shaft Voltage in Flux-Switching Permanent Magnet Machine. (Cité à la page 37)

- Mao, Y., Fang, S., Li, T., and Ma, H. (2016). Study on the vibration characteristic of turbine rotor eccentricity based on fft. *International Conference on Mechanical* and Aerospace Engineering. (Cité à la page 25)
- Marrocco, A. (1977). Analyse numérique des problèmes d'electrotechnique. Ann. Sci. Math., 1 :217–296. (Cité à la page 62)
- Maytham Sabeeh, A., Farrukh, N., Ungku, A., and Marwan, A. (2013). Investigation Of Shaft Voltage Phenomena In A Gas Turbine Generator Through An Excitation-Shaft-Bearing Simulation Model. Australian Journal of Basic and Applied Sciences. (Cité à la page 33)
- Muetze, A. (2004). Bearing Currents in Inverter-Fed AC-Motors. PhD thesis, TU Darmstadt, Allemagne. (Cité à la page 28)
- Muetze, A. and Binder, A. (2007). Calculation of Circulating Bearing Currents in Machines of Inverter-Based Drive Systems. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 54(2) :932–938. (Cité à la page 32)
- Muller, J. L. (2012). Contribution à la modélisation de tests de diagnostic de courtscircuits entre tôles dans les stators de turboalternateurs. PhD thesis, Université de Lille, L2EP, France. (Cité aux pages 20, 23)
- Negrea, M. D. (2006). Electromagnetic flux monitoring for detecting faults in electrical machines. PhD thesis, University of Technology, Helsinki, Finland. (Cité à la page 24)
- NEMA (2014). Motors and generators. *NEMA MG-I Specification*. (Cité à la page 33, 33)
- Nippes, P. (2004). Early Warning of Developing Problems in Rotating Machinery as Provided by Monitoring Shaft Voltages and Grounding Currents. *IEEE Tran*sactions on Energy Conversion, 19(2):340–345. (Cité à la page 31)
- Nippes, P. I. and Galano, E. S. (2002). Understanding shaft voltage and grounding currents of turbine generators. (Cité aux pages 7, 34)
- Penman, J. and Jiang, H. (1996). The detection of stator and rotor winding short circuits in synchronous generators by analysing excitation current harmonics. *Conference On Opportunities And Advances in International Power Generation*, 419 :137–142. (Cité à la page 25)

- Piriou, F. and Razek, A. (1992). A non-linear coupled 3d model for magnetic field and electric circuit equations. *IEEE Transactions on Magnetics*, 28(2):1295–1298. (Cité à la page 63)
- Plazenet, T., Boileau, T., Caironi, C., and Nahid-Mobarakeh, B. (2016). An Overview of Shaft Voltages and Bearing Currents in Rotating Machines. *Industry Applications Society Annual Meeting*. (Cité à la page 29)
- Pollock, G. B. and Lyles, J. F. (1992). Vertical hydraulic generators experience with dynamic ar gap monitoring. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 7 :660– 668. (Cité à la page 26)
- Pratt, J. W. (1995). Shaft voltages caused by alternating flux encircling the shaft. *Electrical Machines and Drives*, Conference Publication No. 412. (Cité à la page 29)
- Rankin, D. R. and Wilson, I. (1995). The Use of Shaft Voltage to detect air gap eccentricity and shorted turns in salient pole alternators. *Electrical Machines and Drives*, Conference Publication No. 412. (Cité à la page 27)
- Romary, R., Corton, R., Thailly, D., and Brudny, J. F. (2005). Induction machine faults diagnosis using an external radial flux sensor. *The European Physical Journal of Applied Physics*, 32 :125–132. (Cité à la page 24)
- Rosenberg, L. T. (1955). Eccentricity, Vibration, and Shart Currents in Turbine Generators. Turbine Eccentricity, Vibration, and Shaft Currents. (Cité à la page 27)
- RTE (2017). Production énergie électrique en france en 2017. http://bilanelectrique-2017.rte-france.com. (Cité aux pages 13, 18)
- Shi, X. (2005). Contribution à la simulation en 3D avec la méthode des éléments finis appliquée à la modélisation des machines électriques. PhD thesis, Université de Lille, L2EP, France. (Cité à la page 63)
- Sohre, J. S. and Nippes, P. I. (1978). Electromagnetic shaft currents and demagnetization on rotors of turbines and compressors. 7th Turbomachinery Symposium. (Cité aux pages 31, 33)
- Stein, J. (2006). Main generator rotor maintenance. EPRI Project Mangaer-Final Report. (Cité à la page 22)

- Stone, G., Lloyd, B., and Sasic, M. (2014). Monitoring of shaft voltages and grounding currents in rotating machines. *International Conference on Electrical Machines and Systems, ICEMS*, pages 3361–3364. (Cité à la page 34)
- Sumatron, I. (2004). Generator rotor shorted turn analyzer for turbo-generator dc-field windings. Instruction manual, www.sumatron.com. (Cité aux pages 7, 25)
- Torlay, J.-. (1999). Etude des courants et tensions d'arbre dans les alternateurs de grande puissance. PhD thesis, INP Grenoble, France. (Cité aux pages 14, 21, 27, 30, 37, 37, 39, 89)
- Torlay, J.-., Corenwinder, C., Audoli, A., Herigault, J., and Foggia, A. (1999). Analysis of shaft voltages in large synchronous generators. *International Conference on Electric Machines and Drives*, pages 607–609. (Cité aux pages 37, 45, 46, 67)
- Tual, D. and Torra, A. (1974). Tensions d'arbre, courants dans les paliers et pivots. Document interne EDF, service de la production hydraulique, département technique, division matériel. (Cité à la page 30)
- Vance, J. M., Palazollo, A. B., and Zeidan, F. Y. (1987). Electric shaft currents in turbomachinery. Proc. 6th Turbomachinery Symposium, pages 51–63. (Cité à la page 27)
- Verma, S. P. (1993). Damages due to shaft-potentials in modern generators. In Athens Power Tech, 1993. APT 93. Proceedings. Joint International Power Conference, volume 2, pages 842–846. IEEE. (Cité à la page 27)
- Verrier, M., Chay, P., and Gabion, M. (2009). Turboalternateurs. Techniques de l'ingénieur. (Cité aux pages 7, 18, 19)
- Wei, L., Ming, C., Sa, Z., and Wei, H. (2017). Analysis of inherent shaft voltage in flux-switching permanent magnet machine. *IEEE*. (Cité à la page 40)
- Wood, J. W. and Hindmarch, R. T. (2005). Rotor winding short detection. *IEE Proceedings*, 133(3) :181–189. (Cité à la page 25)
- Xiao-hua, W., Yong-gang, L., Yucai, W., and Jing, F. (2009). Method of fault diagnosis on inter-turn short circuit in turbine generator rotor windings based on shaft voltage. *Proceedings of the 2009 International Workshop on Information* Security and Application, Qingdao, China. (Cité à la page 35)

- Young-Jun, K., Jang-Mok, K., Byeong-Yel, Y., Sang-Hyuk, L., and Tae-Uk, J. (2006). Detection of shorted-turns in the rotor windings of cylindrical synchronous generator using discrete wavelet transform. *Applied Power Electronics Conference and Exposition (APEC)*. (Cité à la page 25)
- Yucai, W., Yonggang, L., and Heming, L. (2012). Diagnosis of turbine generator typical faults by shaft voltage. *Industry Applications Society Annual Meeting* (IAS), pages 1–6. (Cité aux pages 7, 36, 36)
- Yucai, W., Yonggang, L., Shuting, W., and Heming, L. (2008). Investigation of Turbine Generator Rotor Winding Inter-turn Short Circuit Fault Based on Harmonic Detection. Third International Conference on Electric Utility Deregulation and Restructuring and Power Technologies, Nanjing, China. (Cité à la page 45)
- Ziani, S. (2017). Contribution à la modélisation de courts-circuits entres tôles magnétiques. PhD thesis, Université de Lille, L2EP, France. (Cité à la page 20)