

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE
Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique
Ecole Nationale Polytechnique



Département d'Electrotechnique
Laboratoire de Recherche en Electrotechnique

Thèse de Doctorat LMD en Electrotechnique

**Etude du générateur asynchrone auto-excité
en mode isolé déséquilibré**

BENHACINE Tarek Zine-eddine

Sous la direction de M. Ali NESBA Professeur à ENS de Kouba
et Feu M. Said MEKHTOUB, Professeur à ENP

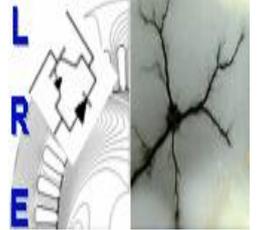
Présentée et soutenue publiquement le 25/11/2020

Composition du jury

Président :	M. Redouane TAHMI	Professeur, ENP
Rapporteur :	M. Ali NESBA	Professeur, ENS de Kouba
Examineurs :	M. Omar TOUHAMI	Professeur, ENP
	M. Abdelhamid KAABECHE	Directeur de recherche, CDER
	M. Mourad HASNI	Professeur, USTHB
Invité :	M. Rachid IBTIOUEN	Professeur, ENP

ENP 2020

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE
Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique
Ecole Nationale Polytechnique



Département d'Electrotechnique
Laboratoire de Recherche en Electrotechnique

Thèse de Doctorat LMD en Electrotechnique

**Etude du générateur asynchrone auto-excité
en mode isolé déséquilibré**

BENHACINE Tarek Zine-eddine

Sous la direction de M. Ali NESBA Professeur à ENS de Kouba
et Feu M. Said MEKHTOUB, Professeur à ENP

Présentée et soutenue publiquement le 25/11/2020

Composition du jury

Président :	M. Redouane TAHMI	Professeur, ENP
Rapporteur :	M. Ali NESBA	Professeur, ENS de Kouba
Examineurs :	M. Omar TOUHAMI	Professeur, ENP
	M. Abdelhamid KAABECHE	Directeur de recherche, CDER
	M. Mourad HASNI	Professeur, USTHB
Invité :	M. Rachid IBTIOUEN	Professeur, ENP

ENP 2020

DEDICACE

A ma mère rahimaha Allah et à mon père;

A ma sœur;

A mes frères;

A ma famille;

Et tous mes collègues et amis.

REMERCIEMENTS

Ce travail a été mené au sein du Laboratoire de Recherche en Electrotechnique de l'ENP d'Alger et de la division énergie éolienne du Centre de Développement des Energies Renouvelables (CDER).

Tout d'abord, je remercie Allah, à qui je dois tout, de m'avoir donné le courage, la volonté, la patience et la santé durant toutes ces années d'études.

Je remercie vivement Monsieur Redouane Tahmi, Professeur à l'ENP, de m'avoir fait l'honneur de présider le jury de thèse.

Comme je remercie infiniment Monsieur Ali Nesba, Professeur à l'ENS de Kouba, directeur de cette thèse ainsi que Monsieur Said Mekhtoub (Allah yarahmou), Professeur à l'ENP, co-directeur de thèse, qui m'ont accompagné très profitablement et m'ont laissé beaucoup d'assurance durant mon parcours de doctorant.

Je remercie également très sincèrement Monsieur Rachid Ibtouen, Professeur à l'ENP, et chef de département d'électrotechnique à l'ENP de m'avoir accueilli dans son laboratoire et d'être à mes côtés comme toujours il l'a été aux côtés de ses étudiants. Je tiens aussi à le remercier de l'honneur qu'il m'a fait en acceptant de participer à ce jury.

Je tiens aussi à remercier très vivement Monsieur Abdelhamid Kaabèche, Directeur de recherche au CDER pour m'avoir accueilli dans le laboratoire de la division énergie éolienne et de m'avoir encouragé durant la période de l'élaboration de ce travail et d'avoir accepté notre invitation pour examiner ce travail.

Je tiens aussi à remercier vivement Monsieur Omar Touhami, Professeur à l'ENP, et Monsieur Mourad Hasni, Professeur à l'USTHB, pour l'intérêt qu'ils ont manifesté pour ce travail et pour l'honneur qu'ils m'ont fait en acceptant d'examiner ce travail.

Je n'oublie pas mes collègues de travail au CDER, chercheurs et ingénieurs, qui trouveront ici mes vifs remerciements. La période passée ensemble dans un climat convivial m'a permis d'enrichir mes compétences scientifiques, humaines et relationnelles.

Nonobstant, ma reconnaissance à mes chers parents qui m'ont accompagné et encouragé durant toutes mes années d'étude. Qu'Allah leurs accordent la plus grande récompense dans la vie d'ici-bâs et dans la vie de l'au-delà.

Je remercie également tous ceux qui ont, de près ou de loin, participé à l'aboutissement de ce travail.

ملخص: الهدف من هذا البحث هو دراسة المولد اللاتزامني ذاتي التحريض ثلاثي الطور الذي يعمل في ظل ظروف معزولة وحمل غير متوازن. نبدأ هذا البحث بعرض مستوى التقدم الجاري فيما يخص طرق نمذجة المولد اللاتزامني ذاتي التحريض وخصائص تشغيله في ظل ظروف معزولة عن الشبكة. في الفصل الثاني، نعالج تحليل الأداء المستقر للمولد اللاتزامني ذاتي التحريض في ظل ظروف الحمل الغير المتوازن حيث تم اقتراح منهج حسابي جديد لتبسيط حل المعادلات الرياضية للنموذج المطور. في الفصل الثالث، تم إيلاء اهتمام بدراسة حالة معينة من عدم التوازن، وهي عمل المولد اللاتزامني ذاتي التحريض ثلاثي الطور كمولد أحادي الطور. من أجل معالجة عدم التوازن الشديد الناجم عن طريقة التشغيل هذه، تم عرض طريقتين للتحكم في الكميات الكهربائية للمولد، كما تم التحقق من فعاليتها عبر نموذج تجريبي أولي مخصص لذلك. في الفصل الأخير، تم فحص الأداء الديناميكي للمولد اللاتزامني ذاتي التحريض في ظل ظروف الحمل غير المتوازن باستخدام نموذج بارك. سمح لنا هذا بتحليل الأداء الديناميكي للمولد تحت تكوينات مختلفة من الأحمال ومكثفات التحريض وكذلك أنواع مختلفة من الأعطال الكهربائية. كما تم التحقق تجريبياً من النتائج المحصل عليها عن طريق محاكاة أوضاع التشغيل المختلفة للمولد اللاتزامني ذاتي التحريض خلال الأداءين المستقر والديناميكي.

الكلمات الدالة: المولد اللاتزامني ذاتي التحريض، حمل غير متوازن، النموذج، الأداء المستقر، الأداء الديناميكي، طريقة تحكم.

Abstract: The work presented in this thesis focuses on the evaluation of the performance and the operating limits of the three-phase Self Excited Induction Generator (SEIG) under isolated and unbalanced loading conditions. We begin our study by a state of the art on modeling approaches of the SEIG and its operating characteristics in isolated mode. In the second chapter, we address the steady state analysis of SEIG under unbalanced loading conditions where we present a new computational approach allowing to simplify the resolution of the mathematical equations of the developed model. In the third chapter, a particular interest is given to a special case of imbalance, namely, the operation of the three-phase SEIG as a single-phase generator. In order to remedy the extreme imbalance caused by this mode of operation, two methods for controlling the electrical quantities of the GAAE are presented and validated on experimental prototype. In the last chapter, the dynamic performances of the SEIG under unbalanced conditions are analysed by using the Park model. Different configurations of the SEIG and different types of electrical faults are investigated. The simulations results of various steady-state and transient operation of the SEIG are given and validated by experimental tests.

Key words : SEIG, Unbalance, Modeling, steady state analysis, dynamic analysis, Control method.

Résumé : Les travaux présentés dans cette thèse portent sur l'évaluation des performances et des limites de fonctionnement du Générateur Asynchrone Auto-Excité (GAAE) triphasé en mode isolé déséquilibré. Nous commençons cette étude par un état de l'art sur les approches de modélisation du GAAE et ses caractéristiques de fonctionnement en mode isolé. Dans le deuxième chapitre, nous abordons la modélisation du GAAE en régime permanent déséquilibré où nous présentons une nouvelle approche de calcul permettant de simplifier la résolution des équations mathématiques du modèle développé. Dans le troisième chapitre, nous nous intéressons à l'étude d'un cas particulier de déséquilibre, à savoir, le fonctionnement de la machine asynchrone triphasée comme générateur monophasé. Afin de remédier au déséquilibre extrême causé par ce mode de fonctionnement, deux méthodes de contrôle des grandeurs électriques du GAAE sont présentées et validées sur un prototype expérimental. Dans le dernier chapitre, il est question de traiter la modélisation du GAAE en régime transitoire déséquilibré en utilisant le modèle de Park. Ceci nous permettra d'analyser les transitoires des grandeurs électriques du GAAE pour différentes configurations de charges statiques et de condensateurs d'excitation et pour différents types de défauts électriques. Les résultats issus de la simulation des différents modes de fonctionnement du GAAE pendant les régimes permanent et transitoire sont validés expérimentalement.

Mots clés : GAAE, Déséquilibre, Modélisation, Régime permanent, Régime transitoire, Contrôle.

TABLE DES MATIERES

Liste des tableaux

Liste des figures

Liste des sigles

Liste des abréviations

Introduction générale 18

Chapitre 1 : Etat de l'art sur le générateur asynchrone auto-excité en mode isolé

1.1 Introduction 22

1.2 Caractéristiques de fonctionnement du GAEE 22

1.2.1 Principe de fonctionnement du GAEE 22

1.2.2. Fonctionnement en charge 23

1.3 Revue de littérature sur les approches de modélisation du GAEE en mode isolé 25

1.3.1 Détermination des performances du GAEE en régime transitoire 25

1.3.2 Détermination des performances du GAEE en régime permanent 25

1.3.2.1 Mode équilibré 25

1.3.2.2 Mode déséquilibré 27

1.4 Systèmes de régulation du GAEE 27

1.4.1 Systèmes de régulation passive 28

1.4.2 Systèmes de régulation active 29

1.5 Applications du GAEE 31

1.5.1 Applications du GAEE dans le domaine des énergies renouvelables 31

1.5.1.1 Cas des systèmes hydrauliques 32

1.5.1.2 Cas des systèmes bioénergétiques 32

1.5.1.3 Cas des systèmes éoliens 32

1.5.2 Autres domaines d'applications du GAEE 33

1.6 Conclusion 35

Chapitre 2 : Modélisation du générateur asynchrone auto-excité en régime permanent déséquilibré

2.1. Introduction	37
2.2. Modèle du GAAE en régime permanent déséquilibré	37
2.2.1. Modèle de la machine asynchrone	38
2.2.2. Modèle de l'ensemble charge – condensateur d'excitation	40
2.2.3. Point de fonctionnement du GAAE triphasé	41
2.2.4. Méthode de résolution de la FO	41
2.2.4.1. Modèle modifié du GAAE en régime permanent déséquilibré	42
2.2.4.2. Procédure de calcul	45
2.2.5. Calcul des grandeurs électriques du GAAE	46
2.3. Validation des résultats de l'approche proposée	48
2.3.1. 1ère Validation: Comparaison aux résultats issus du modèle conventionnel	49
2.3.1.1. Procédure de calcul avec une méthode d'optimisation	49
2.3.1.2. Résultats et discussion	50
2.3.1.3. Vérification de l'hypothèse simplificatrice adoptée	51
2.3.2. 2ème Validation: Comparaison aux résultats expérimentaux	53
2.3.2.1. Mode équilibré	53
2.3.2.2. Mode déséquilibré	54
2.3.2.3. Mode monophasé	56
2.4. Conclusion	58

Chapitre 3 : Etude de cas : Fonctionnement de la machine asynchrone triphasée comme générateur monophasé

3.1. Introduction	61
3.2. Equilibrage du GAAE triphasé alimentant une charge monophasée	61
3.2.1. Régulation passive	62
3.2.2. Régulation active	62

3.3. Méthode d'équilibrage du GAAE triphasé alimentant une charge monophasée	65
3.3.1. Condition de fonctionnement du GAAE triphasé en mode équilibré	66
3.3.2. Méthode de calcul des capacités des condensateurs d'excitation	66
3.3.3.1. Résultats théoriques	68
3.4. Contrôle des grandeurs électriques du GAAE triphasé	70
3.4.1. Première méthode de contrôle des grandeurs électriques du GAAE triphasé	70
3.4.1.1. Calcul des valeurs des triplets (C_a , C_b , C_c) des valeurs prédéfinies de la charge	70
3.4.1.2. Description du système de commutation de condensateurs	71
3.4.1.3. Fonctionnement du GAAE en mode quasi-équilibré	72
3.4.1.4. Validation expérimentale	75
3.4.1.4.1. Description du banc d'essais expérimentale	75
3.4.1.4.2. Dispositif expérimental du système de commutation de condensateurs	76
3.4.1.4.3. Procédure de détermination des états des relais électromagnétiques	77
3.4.1.4.4. Performances du dispositif de commutation des condensateurs	78
3.4.2. Deuxième méthode de contrôle des grandeurs électriques du GAAE	81
3.4.2.1. Procédure de calcul en temps réel des valeurs des triplets (C_a , C_b , C_c)	82
3.4.2.1.1. Etapes de calcul	82
3.4.2.1.2. Implémentation de l'algorithme de calcul sur une carte à microcontrôleur	85
3.4.2.2. Validation expérimentale	85
3.4.2.2.1. Procédure de réajustement des capacités des condensateurs	86
3.4.2.2.2. Analyse des résultats	86
3.5. Conclusion	89
Chapitre 4 : Modélisation du générateur asynchrone auto-excité en régime transitoire	
4.1. Introduction	92
4.2. Les transformations triphasées-biphasées	92
4.3. Modèle de Park du GAAE triphasé	93

4.3.1. Modèle de la machine asynchrone	94
4.3.1.1. Equations de la machine en grandeurs de phases	94
4.3.1.2. Equations de la machine dans le repère q.d.o.	98
4.3.1.2.1. Transformation de Park des grandeurs statoriques et rotoriques	98
4.3.1.2.2. Equations des tensions dans le référentiel stationnaire	101
4.3.1.2.3. Equations des flux dans le référentiel stationnaire	102
4.3.1.2.4. Modèle des courants de la machine asynchrone dans le référentiel stationnaire	103
4.3.1.2.5. Prise en compte de la saturation magnétique dans le modèle des courants	104
4.3.1.2.6. Equations de tensions du modèle saturé de la machine asynchrone	105
4.3.2. Modèle de l'ensemble charge-condensateurs d'excitation	106
4.3.3. Mise sous forme d'état	108
4.4. Performance du GAAE triphasé : résultats de simulation et validation expérimentale	109
4.4.1. Performance du GAAE triphasé à vide et en charge équilibrée	110
4.4.2. Performance du GAAE triphasé en mode déséquilibré	115
4.4.2.1. Fonctionnement sous charge résistive déséquilibrée	115
4.4.2.2. Fonctionnement avec des condensateurs d'excitation déséquilibrés	118
4.4.2.3. Effet de la surcharge	119
4.4.3. Performances du GAAE triphasé alimentant une charge monophasée	121
4.4.3.1. Descriptions des deux topologies de branchement adoptées	121
4.4.3.2. Analyse des performances des deux topologies adoptées	124
4.4.3.2.1. Fonctionnement sous une charge monophasée variable	124
4.4.3.2.2. Comportement vis-à-vis des défauts	128
4.4.4. Conclusion	136
Conclusion générale	138
Bibliographie	142
Annexe	148

LISTE DES TABLEAUX

Chapitre 2

Tableau 2.1 Valeurs de X_m et F calculées pour le mode déséquilibré 52

Tableau 2.2 Valeurs de X_m et F calculées pour le mode monophasé 52

Chapitre 3

Tableau 3.1. Valeurs des triplets (C_a, C_b, C_c) en fonction des valeurs prédéfinies de la charge 71

Tableau 3.2. Intervalles de valeurs de la charge monophasée correspondant aux six triplets 74

Tableau 3.3 Comparaison des valeurs des capacités des condensateurs C_b et C_c 78

Tableau 3.4 Etats des relais électromagnétique : $S_1 - S_6$ 78

Tableau 3.5 Valeurs des triplets (C_a, C_b, C_c) calculées avec la carte à microcontrôleur et celles calculées avec le PC 85

Tableau 3.6 Valeurs des capacités des condensateurs C_b et C_c calculées avec l'algorithme de calcul et celles obtenus à partir des combinaisons des condensateurs des deux batteries utilisées 87

LISTE DES FIGURES

Chapitre 1

Figure 1.1 Génératrice asynchrone auto-excitée avec un banc de capacités	23
Figure 1.2. Phénomène d'auto-excitation du GAAE	23
Figure 1.3. Caractéristiques couple-vitesse du GAAE	24
Figure 1.4. Effet de la fréquence statorique sur le changement du point de fonctionnement	24
Figure 1.5 Régulation de la tension du GAAE : Montages courte et longue dérivation.	28
Figure 1.6 Régulation de la tension du GAAE avec un système de batterie de condensateurs	28
Figure 1.7 Schéma de régulation de la tension du GAAE avec un SVC.	29
Figure 1.8 Schéma de branchement du GAAE avec un STATCOM	30
Figure 1.9 Schéma de branchement du GAAE avec un STATCOM et un contrôleur de charge	30

Chapitre 2

Figure 2.1. Connexions de la machine et la charge déséquilibrée	38
Figure 2.2. Schémas équivalents de la machine asynchrone : séquences directe et inverse	39
Figure 2.3. Schéma équivalent de la séquence directe de la machine asynchrone	43
Figure 2.4. Admittances du schéma équivalent de la séquence directe de la machine asynchrone	43
Figure 2.5. Organigramme de l'algorithme itératif dédié au calcul de la variable F	47
Figure 2.6. Valeurs de X_m et F pour différents modes de fonctionnement du GAAE	51
Figure 2.7. Valeurs de X_m et F en fonction de la puissance totale débitée	51
Figure 2.8. Performances du GAAE en mode équilibré	54
Figure 2.9. Performances du GAAE en mode déséquilibrée	55
Figure 2.10. Degrés de déséquilibre en courant et en tension du GAAE en mode déséquilibré	55
Figure 2.11. Puissances par phase en fonction de la puissance totale	56
Figure 2.12. Schéma de connexion du GAAE à une charge monophasée	56
Figure 2.13. Performances du GAAE en mode monophasée	57
Figure 2.14. Degrés de déséquilibre en courant et en tension du GAAE en mode monophasé	58

Chapitre 3

Figure 3.1 Topologie C–2C	63
Figure 3.2 Topologie de Fukami	63
Figure 3.3 Topologie à base d'un contrôleur de charge	64
Figure 3.4 Topologie à base d'un onduleur triphasé et un ELC	64
Figure 3.5 Topologie à base d'un onduleur monophasé	65
Figure 3.6 Schéma de connexion du GAAE triphasé à la charge monophasée	65
Figure 3.7 Variation des tensions statoriques	68
Figure 3.8 Variation des courants statoriques	69
Figure 3.9 Variation des capacités C_a , C_b et C_c	69
Figure. 3.10 Dispositif des deux batteries de condensateurs (A) et (B)	72
Figure 3.11 Variations des valeurs des coefficients de déséquilibre en fonction de la charge	73
Figure 3.12 Association des parties inférieures des six courbes en 'V' des valeurs de CUF	73
Figure 3.13 Organigramme de la méthode de calcul des valeurs des triplets (C_a , C_b , C_c)	75
Figure 3.14 Photo du banc d'essais expérimental	76
Figure 3.15 Schéma de branchement du GAAE triphasé avec la charge monophasée	76
Figure 3.16 Procédure de commutation des condensateurs	76
Figure 3.17 Résultats expérimentaux des performances de la première méthode de contrôle	81
Figure 3.18 Algorithme itératif dédié au calcul des valeurs des triplets (C_a , C_b , C_c)	84
Figure 3.19 Résultats expérimentaux des performances de la deuxième méthode de contrôle	88
Figure 3.20 Zoom sur les résultats expérimentaux	89

Chapitre 4

Figure 4.1. Représentation des enroulements statoriques et rotoriques	95
Figure 4.2. Représentation géométrique de la transformation de Park	99
Figure 4.3. Schéma de connexions du GAAE à la charge triphasé déséquilibrée	107
Figure 4.4. Courbe de magnétisation de la machine asynchrone triphasée MAS 2	110
Figure 4.5. Performances du GAAE à vide et en charge triphasée résistive équilibrée	112
Figure 4.6. Détails des performances du GAAE à vide et en charge équilibrée	115

Figure 4.7. Performances du GAAE sous une charge résistive déséquilibrée	117
Figure 4.8. Détails des performances du GAAE en mode déséquilibré	118
Figure 4.9. Performances du GAAE en présence de condensateurs d'excitation déséquilibrés	118
Figure 4.10. Effet de la surcharge sur le fonctionnement du GAAE	121
Figure 4.11 Connexions du GAAE triphasé avec la charge monophasée : Topologie (3C)	122
Figure 4.12 Connexions du GAAE triphasé avec la charge monophasée : Topologie (Cp-Cs)	122
Figure 4.13 Performances de la topologie (3-C) en régime permanent	127
Figure 4.14 Performances de la topologie (Cp-Cs) en régime permanent	127
Figure 4.15 Puissances active et réactive instantanées	128
Figure. 4.16. Effet du court-circuit partiel sur le GAAE branché en topologie (3-C)	130
Figure. 4.17. Effet de la déconnexion du condensateur sur le GAAE branché en topologie (3-C)	131
Figure. 4.18. Effet de la déconnexion de la charge sur le GAAE branché en topologie (3C)	132
Figure. 4.19. Effet du défaut de court-circuit partiel sur le GAAE branché en topologie (Cp-Cs)	135
Figure. 4.20. Effet de la déconnexion du condensateur sur le GAAE branché en topologie (CpCs)	135
Figure. 4.21. Effet de la déconnexion de la charge sur le GAAE branché en topologie (Cp-Cs)	136

LISTE DES SIGLES

Chapitres 2 et 3

a Opérateur complexe tel que : $a = e^{-j2\pi/3}$.

B_{SL} Susceptance de l'ensemble stator-charge du schéma équivalent du GAAE en régime permanent

C_a, C_b, C_c Capacités des condensateurs branchés sur les phases a, b et c respectivement.

E^d et E^i Tensions statoriques à vide des séquences directe et inverse respectivement.

F Fréquence statorique exprimée en per-unit (p.u)

f_s Fréquence réelle (Hz)

f_b Fréquence de référence (Hz) ; $f_b = 50$ Hz.

G_{SL} Conductance de l'ensemble stator-charge du schéma équivalent du GAAE en régime permanent

I_a, I_b, I_c Courants de ligne de la machine,

I_1, I_2, I_3 Courants de ligne de la charge,

I_s^d et I_s^i Courants statoriques de phase des séquences directe et inverse respectivement.

$I_{12}^d, I_{12}^i, I_{12}^0$ Courants de phase de la charge y_1 des séquences directe, inverse et homopolaire respectivement.

n_s Vitesse rotorique réelle (tr/min)

n_b Vitesse rotorique de référence (tr/min) ; $n_b = 1500$ tr/min.

P : Puissance active consommée par les trois charges R_a, R_b, R_c

R_a, R_b, R_c Résistances des charges branchées sur les phases a, b et c respectivement.

R_s et R_r Résistances statorique et rotorique respectivement.

$S_1 S_2 S_3$ Symboles des relais électromagnétiques de la batterie de condensateurs BDC (A) branchés sur la phase b

$S_4 S_5 S_6$ Symboles des relais électromagnétiques de la batterie de condensateurs BDC (B) branchés sur la phase c

v Vitesse rotorique exprimée en per-unit (p.u)

V_a, V_b, V_c Tensions de phase de la machine,

V_1, V_2, V_3 Tensions de phase de la charge.

V_s^d et V_s^i Tensions statoriques de phase des séquences directe et inverse respectivement.

V_1^d, V_1^i, V_1^o Tensions de phase de la charge y_1 des séquences directe, inverse et homopolaire respectivement.

$V_{dés}$ Valeur désirée de la tension statorique

w_b Valeur de référence de la pulsation statorique ; $w_b = 2\pi f_b = 314 \text{ rd/s}$

X_s et X_r Réactances de fuite statorique et rotorique respectivement.

X_m Réactance magnétisante saturable.

y_a, y_b, y_c Admittances de phase de la charge.

y_d, y_i, y_0 Admittances des séquences directe, inverse et homopolaire respectivement

Y_d et Y_i Admittances totales des schémas équivalents des séquences directe et inverse respectivement.

Y_m Admittance de magnétisation du schéma équivalent du GAAE en régime permanent

Y_r Admittance rotorique du schéma équivalent du GAAE en régime permanent

Y_{SL} Admittance de l'ensemble stator-charge du schéma équivalent du GAAE en régime permanent

λ Glissement entre la fréquence statorique et la vitesse rotorique (en p.u)

Chapitre 4

C_a, C_b, C_c Capacités des condensateurs branchés sur les phases a, b et c respectivement.

i_{sa}, i_{sb}, i_{sc} Courant statoriques de phases

i_{qs}, i_{ds}, i_{os} Courants statoriques selon les axes q, d et o respectivement.

i_{ca}, i_{cb}, i_{cc} Courants capacitif de phases

i_{Ra}, i_{Rb}, i_{Rc} Courants de charge de phases

i_m Courant magnétisant

i_{mq} et i_{md} Composantes d'axes q et d du courant magnétisant respectivement

i_{abcr} Courants rotoriques

L_s, L_r et L_{sr} Matrices inductances des bobines statoriques, rotoriques et la matrice mutuelle inductance stator – rotor respectivement.

L_{ss} (respectivement L_{rr}) Inductance propre d'une bobine statorique (respectivement rotoriques).

L_{sr} Amplitude maximale de la mutuelle inductance stator-rotor

l_s : Inductance de fuite des enroulements statoriques.

l_r : Inductance de fuite des enroulements rotoriques.

L_{ms} : Inductance de magnétisation du stator.

L_{mr} : Inductance de magnétisation du rotor.

M_{ss} (respectivement M_{rr}) Mutuelle inductance entre bobines statoriques (respectivement rotoriques).

m Rapport de transformation stator-rotor

M Inductance de magnétisation cyclique ; $M = \frac{3}{2}L_{ms}$

$p = d/dt$: Opérateur dérivé par rapport au temps.

P_s : Transformation de Park des grandeurs statoriques

P_r : Transformation de Park des grandeurs rotoriques

R_s et R_r Matrices résistances statoriques et rotoriques respectivement

R_a, R_b, R_c Résistances des charges branchées sur les phases a, b et c respectivement.

r_s et r'_r Résistances par phase au stator et au rotor (vu du stator, $r'_r = m^2 r_r$) respectivement.

V_{Sa}, V_{Sb}, V_{Sc} Tensions statoriques réelles

V_{qs}, V_{ds}, V_{os} Tensions statoriques selon les axes q, d et o respectivement.

V_{ra} , V_{rb} , V_{rc} Tensions rotoriques réelles

V_{qr} , V_{dr} , V_{or} Tensions rotoriques selon les axes q, d et o respectivement.

θ_s Abscisse angulaire de l'axe q par rapport à l'axe de la phase statorique « as ».

θ_r Abscisse angulaire de l'axe q par rapport à l'axe de la phase rotorique « ar ».

θ Angle entre l'axe de la phase statorique « as » et l'axe de la phase rotorique « ar »

Φ_{abcs} Flux statoriques

Φ_{qs} , Φ_{ds} , Φ_{os} Flux statoriques selon les axes q, d et o respectivement.

Φ_{abcr} Flux rotoriques

Φ_{qr} , Φ_{dr} , Φ_{or} Flux rotoriques selon les axes q, d et o respectivement.

ω_r Pulsation rotorique

LISTE DES ABREVIATIONS

BDC : Batterie de condensateurs

CUF : Coefficient de déséquilibre des courants de phases statoriques de la machine.

VUF : Coefficient de déséquilibre des tensions statorique de la machine.

INTRODUCTION GENERALE

Les machines asynchrones sont largement utilisées dans la conversion électromécanique, grâce à leurs nombreux avantages. La construction robuste et sans bague ni balai (rotor à cage d'écureuil), le faible coût, la maintenance réduite, le non besoin d'une source d'alimentation pour le champ d'excitation représentent les principaux avantages de la machine asynchrone par rapport aux autres types de machines utilisées pour la conversion électromécanique.

En plus du fonctionnement moteur, une machine asynchrone peut fonctionner comme générateur connecté au réseau ou en mode isolé. Dans ce dernier mode de fonctionnement, des condensateurs sont souvent branchés aux bornes du générateur, on parle alors de Générateur Asynchrone Auto-Excité (GAAE). Notons que le phénomène de l'auto-excitation de la machine asynchrone, sur lequel repose le principe de fonctionnement du GAAE, ne peut conduire à un fonctionnement auto-excité stable que dans la zone saturée de la caractéristique magnétique de la machine. Dans ce mode de fonctionnement, l'énergie active est produite au niveau du générateur, cependant, l'énergie réactive consommée par la charge ainsi que celle consommée par le générateur sont fournies par des condensateurs. Le point de fonctionnement du GAAE est tributaire de plusieurs variables à savoir la charge, les condensateurs d'excitation, la vitesse rotorique et le niveau de saturation dans le circuit magnétique de la machine, ce qui rend l'étude du fonctionnement du GAAE plus compliquée.

Par ailleurs, lors du fonctionnement du GAAE, plusieurs cas de déséquilibres peuvent apparaître, au niveau des condensateurs d'auto-excitation, de la charge, ou bien comme défauts au niveau du générateur. La prise en compte des modes de fonctionnement déséquilibrés complique davantage l'étude des performances du GAAE. L'étude du fonctionnement des machines électriques en mode déséquilibré nécessite généralement l'utilisation de la théorie des composantes symétriques qui consiste à décomposer le système triphasé déséquilibré en trois sous-systèmes équilibrés. De plus, la non-linéarité liée à la saturation magnétique doit être prise en compte dans le modèle mathématique. Ceci implique une complexité accrue des modèles mathématiques et des méthodes de résolution utilisés. Ces dernières sont souvent basées sur des algorithmes d'optimisation non-linéaire qui nécessitent généralement une résolution numérique.

Dans le présent travail, nous nous intéressons à la détermination des performances et des limites de fonctionnement du GAAE en modes déséquilibrés pendant le régime permanent et dans divers régimes transitoires. Pour cela, nous établissons des modèles simples mais précis qui

permettent la prise en compte à la fois des effets de la saturation magnétique et du déséquilibre dans la machine. De plus, les approches de calcul proposées pour la résolution des équations mathématiques du modèle développé sont mises à profit dans le contrôle des grandeurs électriques du GAAE, à savoir, le fonctionnement de la machine asynchrone triphasée comme générateur monophasé.

Dans la première partie de ce travail, nous présentons un état de l'art sur les principales approches de modélisation et de détermination des performances du GAAE. En outre, nous passons en revue les principales techniques de régulation de la tension et de la fréquence du GAAE, de même que ses applications dans le cas d'un fonctionnement en mode isolé.

Le deuxième chapitre est consacré à la modélisation du GAAE en régime permanent déséquilibré. L'étude est portée sur l'évaluation de l'effet du déséquilibre sur les grandeurs électriques du GAAE ainsi que la stabilité de la tension et de la fréquence délivrées. La modélisation adoptée est basée sur la théorie des composantes symétriques. Une nouvelle approche, qui permet de simplifier la détermination des caractéristiques du fonctionnement du GAAE en régime permanent déséquilibré, est proposée. Nous examinons ensuite le comportement du GAAE en régime permanent pour différentes configurations des condensateurs d'excitation et des charges statiques dans les deux cas, équilibré ou déséquilibré. Les résultats obtenus par la simulation sont validés expérimentalement.

Dans le troisième chapitre, il a été question d'étudier un cas particulier de déséquilibre qui consiste à alimenter une charge monophasée à partir d'un GAAE triphasé. Ce mode de fonctionnement engendre un déséquilibre extrême au niveau du générateur. Malgré cet inconvénient, les générateurs asynchrones triphasés sont souvent utilisés pour alimenter des charges monophasées, cela s'explique par le fait que les machines asynchrones triphasées sont standardisées et disponibles pour différentes gammes de puissance ainsi que par leurs prix concurrentiels par rapport aux machines asynchrones monophasées de même puissance. Par ailleurs, pour remédier au déséquilibre extrême causé par ce mode de fonctionnement, nous avons proposé deux méthodes de contrôle des grandeurs électriques du GAAE. Ces deux méthodes de contrôle sont basées sur le réajustement des capacités des condensateurs d'excitation en fonction de la variation de la charge. L'étude théorique est validée sur un prototype expérimental.

Dans le quatrième chapitre, nous nous intéressons à l'étude des performances du GAAE en régime transitoire. En utilisant le modèle de Park de la machine asynchrone, nous analysons les

régimes transitoires pour différents types de déséquilibre, que ce soit au niveau des charges ou au niveau des condensateurs d'excitation. Les résultats obtenus par la simulation sont aussi validés expérimentalement. En outre, le modèle en régime transitoire développé est aussi utilisé pour évaluer le comportement du GAEE triphasé vis-à-vis des défauts dans le cas de l'alimentation d'une charge monophasée. Deux topologies de branchement du GAEE triphasé avec la charge monophasée sont adoptées. Les défauts considérés sont : le court-circuit au niveau de la charge monophasée, la déconnexion de la charge monophasée et la déconnexion d'un condensateur d'excitation.

Chapitre 1

Etat de l'art sur le générateur asynchrone auto-excité en mode isolé

1.1 Introduction

Dans ce chapitre, nous présentons un état de l'art sur les principales approches de modélisation et de détermination des performances du générateur asynchrone auto-excité (GAAE) ainsi que les techniques de régulation les plus utilisées. Nous présentons tout d'abord les éléments les plus importants qui caractérisent le fonctionnement de ce type de générateur, aussi bien à vide qu'en charge. Nous décrivons brièvement le phénomène de l'auto-amorçage et les conditions nécessaires pour ce fonctionnement tel que le phénomène de la saturation magnétique. La principale partie de ce chapitre est consacrée à l'état de l'art sur les approches de modélisation et de détermination des performances du GAAE pour différents modes de fonctionnement. Les approches de calcul en modes équilibré et déséquilibré sont citées et discutées. Les techniques de régulation (passive et active) les plus utilisées pour ce type de générateur sont également présentées et discutées. A la fin de ce chapitre, nous présentons les applications utilisant le GAAE comme dispositif de production d'électricité, où nous constatons que la littérature recense de nombreuses applications, notamment dans le domaine des énergies renouvelables.

1.2 Caractéristiques de fonctionnement du GAAE

1.2.1 Principe de fonctionnement du GAAE

L'auto-excitation de la machine asynchrone est un phénomène qui a été étudié pour la première fois en 1935 [1] où les auteurs E. D. Bassett et F. M. Potter ont rapporté que la machine asynchrone peut s'auto-amorcer en génératrice en mode isolé en connectant des condensateurs à ses bornes (Figure 1.1).

En faisant tourner la machine à vide, le champ rémanent existant dans le circuit magnétique produit une faible tension alternative au niveau des bobines statoriques. Cette tension, appliquée aux condensateurs branchés en parallèle avec ces bobines statoriques, fait qu'un courant prenne naissance dans ces mêmes bobines. Ceci a pour effet d'augmenter le niveau de magnétisation de la machine, ce qui se traduira par une augmentation de la tension appliquée aux condensateurs, qui à son tour, fera circuler un courant plus important dans les enroulements du stator. C'est cette réaction cyclique qui permet l'auto-amorçage de la machine. Lors de ce phénomène, le point de fonctionnement évoluera jusqu'à l'établissement de l'équilibre entre la

puissance réactive fournie par les condensateurs et celle consommée au niveau de la machine. Le point de fonctionnement en régime permanent sera nécessairement situé nécessairement dans la zone de saturation [1-3]. La Figure 1.2 représente l'évolution de la force électromotrice statorique du GAAE en fonction du courant de magnétisation, pour un fonctionnement à vide de la machine. La valeur finale de la tension aux bornes de la machine est déterminée par la courbe de saturation de la machine et la réactance des condensateurs connectés. A partir de la Figure 1.2, on remarque qu'il existe une capacité minimale du condensateur d'excitation (C_{min}) pour laquelle le générateur fonctionne en mode auto-excité. Par ailleurs, il est à noter que pour assurer l'auto-amorçage du générateur, la vitesse d'entraînement de la machine doit être au-dessus d'une valeur minimale en fonction de la charge branchée sur la machine [4].

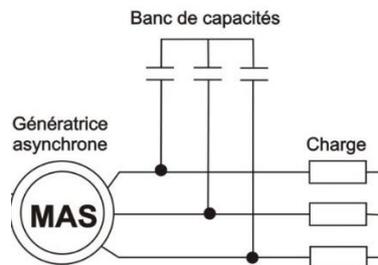


Figure 1.1 Génératrice asynchrone auto-excitée avec un banc de capacités

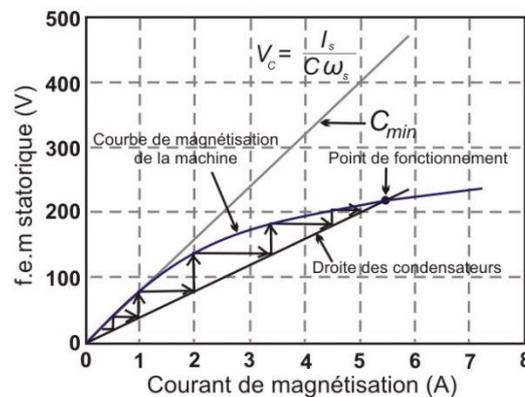


Figure 1.2. Phénomène d'auto-excitation du GAAE.

1.2.2 Fonctionnement en charge

En mode isolé, le GAAE délivre un système de tensions triphasées dont l'amplitude et la fréquence varient avec la vitesse d'entraînement et la charge [4]. En effet, lorsque le GAAE fonctionne à vitesse constante, la vitesse du champ magnétique tournant est inférieure à celle du rotor (glissement négatif). De plus, lorsque la charge connectée aux bornes du GAAE augmente, la valeur du glissement augmente également (en valeur absolue). Dans ces

conditions, étant donné que la vitesse rotorique est maintenue constante, l'augmentation de la valeur du glissement est due uniquement à une diminution de la vitesse du champ magnétique tournant [4]. Ceci peut être constaté sur la Figure 1.3 qui représente la caractéristique couple-vitesse du GAAE pour deux valeurs de la fréquence de synchronisme f_s . Cette dernière est proportionnelle à la vitesse du champ magnétique tournant n_s ($n_s = \frac{60f_s}{p}$, où p est le nombre de paires de pôles). La Figure 1.3 montre que l'augmentation de la valeur de la charge connectée au GAAE implique une diminution de la fréquence f_s , ce qui permet de produire le couple demandé par la charge. Ceci explique le déplacement du point de fonctionnement du point A vers le point B [5].

En outre, pour une même valeur des condensateurs d'excitation, une diminution de la fréquence de synchronisme f_s diminuera inévitablement la tension générée. Ceci peut être constaté à partir des allures des courbes de magnétisation de la machine et celle de la droite des condensateurs (Figure 1.4). D'après la Figure 1.4, on remarque que lorsque f_s diminue, le point de fonctionnement se déplace du point A vers le point B. [5].

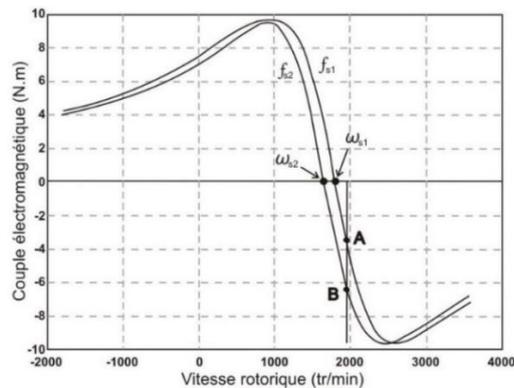


Figure 1.3. Caractéristiques couple-vitesse du GAAE, pour deux valeurs de la fréquence statoriques ($f_{s1} > f_{s2}$).

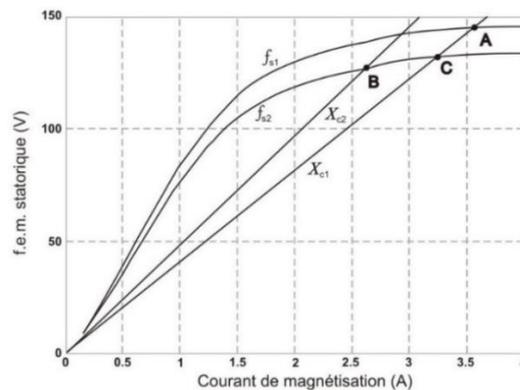


Figure 1.4. Effet de la fréquence statorique sur le changement du point de fonctionnement du GAAE ($f_{s1} > f_{s2}$).

1.3 Revue de littérature sur les approches de modélisation du GAAE en mode isolé

Dans cette partie, on présente un état de l'art sur les principales approches de modélisation et de détermination des performances du GAAE pour différents mode de fonctionnement.

1.3.1 Détermination des performances du GAAE en régime transitoire

La littérature montre que les travaux de recherche traitant du comportement du GAAE en régime transitoire ne sont pas nombreux. Dans la majorité des travaux, la transformation de Park est utilisée. K. Idjarène [6] et M. Teissier [7] ont étudié les performances en régime transitoire du GAAE alimentant des charges statiques équilibrées ou déséquilibrées. Pour leur part, S. K. Jain et *al.* [8] ont étudié le comportement du GAAE fonctionnant sous différentes conditions de défaut, les cas de défauts considérés étant le court-circuit de la charge, la déconnexion d'une ligne ou d'une phase au niveau de la charge et la déconnexion d'une ligne ou d'une phase au niveau des condensateurs d'excitation. En outre, les auteurs dans [4, 9, 10] ont examiné l'effet de la charge, des condensateurs d'excitation et de la vitesse rotorique sur les transitoires des grandeurs électriques du GAAE. Par ailleurs, d'autres travaux ont abordés l'étude du comportement transitoire du GAAE en présence d'une charge dynamique (moteur) [11-14]. Une étude détaillée du comportement transitoire du GAAE en mode isolé déséquilibré est établit dans cette thèse (chapitre 4).

1.3.2 Détermination des performances du GAAE en régime permanent

La modélisation du GAAE en régime permanent est basée sur l'utilisation des circuits équivalents par phase de la machine asynchrone. De plus, il est nécessaire d'établir le modèle des condensateurs d'excitation et celui de la charge. D'autre part, du fait que le fonctionnement du GAAE repose sur le phénomène de la saturation du circuit magnétique de la machine, la non-linéarité du circuit magnétique est prise en compte dans le modèle mathématique. Dans ce qui suit, nous présentons séparément, pour les modes de fonctionnement équilibré et déséquilibré, les principaux travaux traitant du fonctionnement du GAAE en régime permanent. Nous nous focalisons sur la description des méthodes de calcul utilisées pour la résolution des équations des modèles adoptés.

1.3.2.1 Mode équilibré

Dans la littérature, de nombreux travaux ont abordé l'étude du GAAE en régime permanent équilibré [9, 15-18]. Deux modèles sont principalement adoptés : le modèle des impédances

[19] et le modèle des admittances [16]. Le point commun entre ces deux modèles est qu'ils permettent d'établir l'équation définissant l'impédance (ou l'admittance) du circuit équivalent de l'ensemble machine asynchrone, condensateurs d'excitation et la charge. Cette équation, en nombres complexes et à plusieurs variables, représente la fonction objectif (FO) qui est généralement résolue en utilisant les méthodes numériques. La résolution de la fonction FO permet de déterminer le point de fonctionnement du GAEE en régime permanent. Plusieurs méthodes ont été proposées pour la résolution de la FO.

En général, la FO est établie en fonction de deux variables seulement à savoir, la fréquence et la réactance magnétisante ; les valeurs des autres variables étant fixées. Dans [19], les parties réelle et imaginaire de la FO sont séparées, ce qui permet de définir un ensemble de deux équations non-linéaires. La méthode de Newton-Raphson est ensuite utilisée pour la résolution de ces deux équations. Cependant, cette méthode nécessite le calcul de la matrice jacobienne, ce qui implique beaucoup de calcul et ainsi un temps de résolution relativement long. Par ailleurs, lorsque la FO est établie à partir du modèle des admittances, la résolution de la FO peut être effectuée en deux temps. Ce qui permet de calculer séparément les valeurs de la fréquence et la réactance magnétisante et ce, à l'aide d'un algorithme itératif à la fois simple et rapide [15].

Pour éviter la séparation des parties réelle et imaginaire de la FO et les opérations mathématiques qui en résultent, des méthodes basées sur les algorithmes d'optimisation ont été proposées. En se basant sur ce principe, des fonctions intégrées dans Matlab telles que "fminsearch" et "fsolve" ont été utilisées dans [20, 21].

Néanmoins, l'efficacité des algorithmes d'optimisation dépend des conditions initiales choisies. Si le choix de ces conditions initiales est mauvais, la solution converge vers un minimum local. Ainsi, de nouvelles approches plus performantes ont été utilisées pour résoudre la FO. Ces nouvelles approches sont basées sur des méthodes métaheuristiques tels que l'algorithme génétique [22], l'algorithme nommé DIRECT (pour désigner en anglais : DIviding RECTangles) [17] et la méthode Taguchi [23] et autres [24-26]. Ces algorithmes présentent l'avantage de ne pas nécessiter des conditions initiales mais leur temps de convergence peut être long, à l'exception de la méthode Taguchi [23].

1.3.2.2 Mode déséquilibré

La modélisation du GAAE en régime permanent déséquilibré est basée sur l'utilisation de la méthode des composantes symétriques. Cette méthode a été proposée initialement par Fortescue [27]. C'est la méthode classique utilisée pour l'étude du fonctionnement des machines électriques triphasées en mode déséquilibré [27, 28]. En se basant sur cette méthode, plusieurs études traitant du fonctionnement du GAAE en régime permanent déséquilibré ont été proposées dans la littérature [29-36]. A l'instar des modèles du GAAE en régime permanent équilibré, les modèles établis pour l'étude du GAAE en régime permanent déséquilibré permettent aussi de définir une FO en fonction de la fréquence et de la réactance magnétisante. La résolution de la FO permet alors de déterminer le point de fonctionnement du GAAE.

Dans les approches décrites dans [29-31, 33, 35, 36], la résolution de la FO est effectuée à l'aide d'une méthode numérique qui est basée sur un algorithme d'optimisation. Cette méthode permet de déterminer simultanément les valeurs de la fréquence et de la réactance magnétisante. Afin de simplifier la résolution de la FO, une méthode à deux temps permettant de calculer séparément les valeurs de la fréquence et de la réactance magnétisante a été proposée dans [32]. Malgré l'originalité de l'approche proposée, la formulation des équations du modèle utilisé implique une complexité mathématique notable.

Au regard des approches présentées ci-dessus pour l'étude des performances du GAAE en régime permanent déséquilibré, il s'avère que la méthode de résolution des équations du modèle du GAAE peut être encore améliorée. De ce fait, une nouvelle méthode permettant de simplifier davantage la résolution des équations mathématiques régissant le fonctionnement du GAAE en régime permanent déséquilibré a été développée dans la présente étude (chapitre 2). Cette nouvelle méthode a l'avantage de pouvoir utiliser un algorithme itératif simple pour la résolution des équations. Ceci a permis d'avoir une résolution rapide grâce à l'évitement des calculs mathématiques compliqués [37].

1.4 Systèmes de régulation du GAAE

Comme établi précédemment, l'amplitude et la fréquence du système de tension délivré par le GAAE sont tributaires de la vitesse d'entraînement et de la charge. De ce fait, des éléments externes doivent être ajoutés au circuit du GAAE et de la charge afin de permettre un fonctionnement stable et régulé en tension et en fréquence. Ainsi, deux types de régulation sont possibles : la régulation passive et la régulation active. La régulation passive est basée sur

l'utilisation des condensateurs alors que la régulation active est basée sur l'utilisation des convertisseurs électroniques de puissance.

1.4.1 Systèmes de régulation passive

Le GAAE utilisé dans les sites isolés est destiné à alimenter des charges qui sont branchées localement aux bornes du GAAE. Dans une telle configuration, l'installation électrique doit être simple et à faible coût. De plus, dans les sites isolés, les charges électriques (souvent domestiques) sont plus sensibles à la variation de la tension qu'à la variation de la fréquence.

Le moyen la plus simple pour réguler la tension du GAAE consiste à brancher une source de puissance réactive externe, en l'occurrence des condensateurs de compensation, aux bornes du GAAE. Les condensateurs de compensation sont branchés en série avec la charge afin de compenser la chute de tension provoquée par le raccordement de la charge aux bornes des phases statoriques du GAAE. Selon la disposition des condensateurs de compensation dans le circuit du GAAE avec la charge, deux montages sont possibles : le montage longue dérivation et le montage courte dérivation [38] (Figure 1.5).

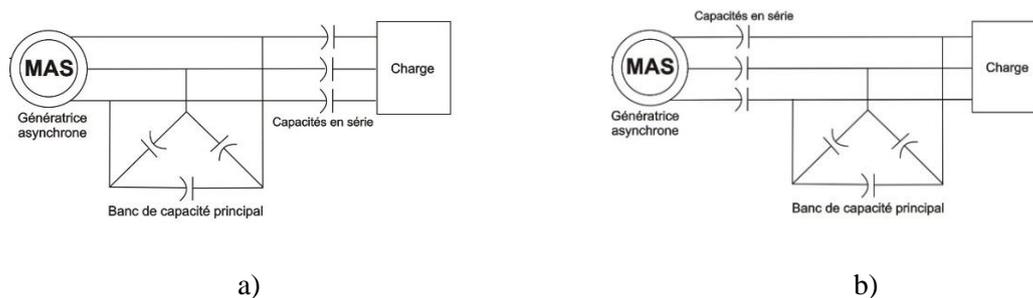


Figure 1.5 Régulation de la tension du GAAE : a) Montage courte dérivation et b) Montage longue dérivation.

Dans [39], l'auteur propose un système de batterie de condensateurs commutés (Figure 1.6) qui permet de réguler la tension du GAAE à travers le réajustement de la valeur des condensateurs d'excitation en fonction de la charge.

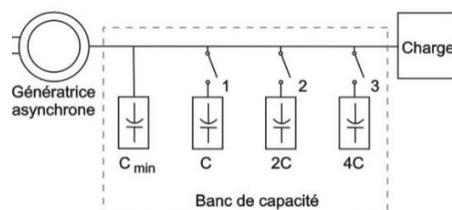


Figure 1.6 Régulation de la tension du GAAE avec un système de batterie de condensateurs

En se basant sur le principe de réajustement de la valeur des condensateurs d'excitation, le compensateur statique (ou SVC : Static Var Compensator) peut être aussi utilisé pour réguler la tension du GAAE [38]. Le SVC est essentiellement composé d'une inductance variable connectée à un condensateur de valeur fixe (Figure 1.7). En contrôlant le courant circulant dans l'inductance à travers des thyristors montés en tête bêche, la capacité effective de l'ensemble inductance-condensateur est ajustée à la valeur désirée. Toutefois, l'emploi d'un SVC nécessite l'utilisation de grosses inductances. De plus, des courants harmoniques de rangs faibles sont injectés dans les enroulements du générateur, ce qui reste un inconvénient.

Par ailleurs, l'avantage des systèmes utilisant les batteries de condensateurs commutés ou les SVC résident dans leurs possibilités de pouvoir réajuster, indépendamment sur chacune des trois phases, les capacités effectives des condensateurs d'excitation. Ceci permettra de contrôler les grandeurs électriques du GAAE en présence d'une charge déséquilibrée [40, 41].

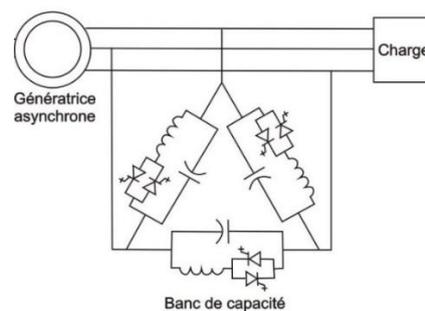


Figure 1.7 Schéma de régulation de la tension du GAAE avec un SVC.

1.4.2 Systèmes de régulation active

Avec l'avènement des composants d'électronique de puissance et la chute de leurs prix, les techniques modernes de régulation de la tension du GAAE sont essentiellement basées sur l'utilisation d'un onduleur de tension à commande MLI. A travers la commande de l'onduleur, qui est branché en parallèle avec le GAAE et la charge, la tension du GAAE est réglée à la valeur désirée (Figure 1.8). Dans cette configuration, l'onduleur fonctionne comme un compensateur statique d'énergie réactive (STATCOM : STATic synchronous COMPensator) [42]. En comparaison avec un SVC, le STATCOM permet d'avoir une réponse dynamique plus rapide et n'injecte pas d'harmoniques de rangs faibles dans la machine. De plus, le STATCOM peut effectuer, en fonction de la complexité de la commande adoptée, outre la régulation de la tension, l'élimination des déséquilibres ainsi que la compensation des harmoniques dues aux charges non-linéaires [43-48].

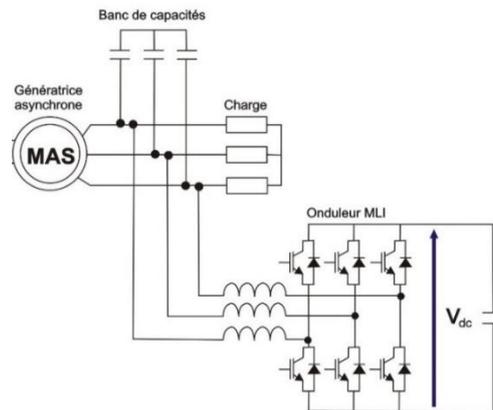


Figure 1.8 Schéma de branchement du GAAE avec un STATCOM.

Pour contrôler simultanément les puissances active et réactive du GAAE alimentant une charge isolée, une topologie qui regroupe un STATCOM et un contrôleur de charge a été proposée dans [49] (Figure 1.9). Le STATCOM permet la régulation de la tension. En outre, le contrôleur de charge (ELC : Electronic Load Controller), qui est branché aux bornes de l'étage DC du STATCOM, consiste en un interrupteur commandé en série avec une charge de délestage. A travers la commande de l'interrupteur, l'excédent de la puissance active générée par la machine et non consommée par les charges principales est dissipée dans la charge de délestage. De cette façon, à tout moment, la puissance produite par le générateur sera égale à la somme de la puissance consommée par les charges principales et celle dissipée dans la résistance de délestage. Par ailleurs, les auteurs dans [50] proposent une autre topologie où le contrôleur de charge est découplé du STATCOM.

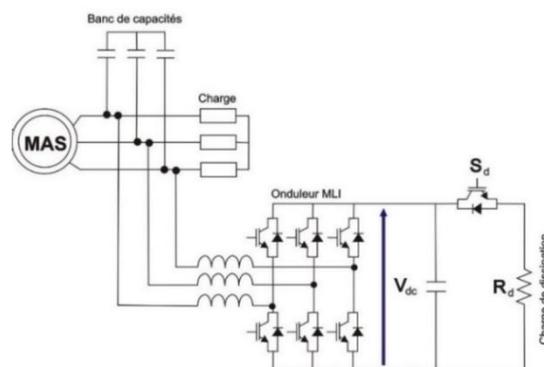


Figure 1.9 Schéma de branchement du GAAE avec un STATCOM et un contrôleur de charge [49].

1.5 Applications du GAAE

Bien que la machine asynchrone soit largement utilisée en milieu industriel comme moteur, cette machine est aussi utilisée en mode générateur dans beaucoup d'applications, et ce grâce à ses nombreux avantages en termes de coût de maintenance réduit, de bonnes réponses dynamiques et la possibilité de produire l'électricité à des vitesses variables. En particulier, de par son utilisation dans des entraînements à vitesse variable, la machine asynchrone à double alimentation (MADA) est largement utilisés dans les éoliennes connectées au réseau [51].

D'autre part, la littérature recense de nombreuses applications du générateur asynchrone en mode isolé avec des condensateurs d'auto-excitation (GAAE). Les principales applications se trouvent dans le domaine des énergies renouvelables. Toutefois, le GAAE est aussi utilisé dans d'autres applications en dehors des énergies renouvelables. Nous en citons, à titre d'exemples, l'application comme générateur de groupe électrogène de certains constructeurs, le freinage régénératif et le stockage inertiel et hydraulique à petite échelle.

1.5.1 Applications du GAAE dans le domaine des énergies renouvelables

Dans les zones rurales isolées et dépourvues de réseau électrique, les petits systèmes décentralisés de production d'électricité utilisant des sources d'énergie renouvelables sont de plus en adoptés. Les générateurs électriques utilisés dans ces systèmes doivent être robustes, fiables et facile à entretenir. Le GAAE constitue une des alternatives intéressantes dans de telles applications [2, 52-54].

Par ailleurs, dans les régions éloignées et rurales, les charges électriques sont généralement de types monophasés. Dans de tels cas, un générateur monophasée est préférable afin de rendre le système de distribution électrique plus simple et rentable. Pour atteindre cet objectif, une solution intéressante consiste à utiliser le GAAE triphasé comme générateur monophasé [55]. De ce fait, plusieurs topologies de branchement de la charge monophasée au circuit électrique du GAAE triphasé ont été proposées dans la littérature [44, 55-58]. Dans le présent travail, une attention particulière est accordée à ce mode de fonctionnement du GAAE triphasé, à savoir l'alimentation d'une charge monophasée à partir d'un GAAE triphasé (chapitre 3).

D'autre part, il est à noter qu'en raison du caractère irrégulier des sources d'énergie renouvelables, l'utilisation du GAAE avec les systèmes énergétiques décentralisés utilisant les sources d'énergie renouvelables nécessite des techniques de contrôle adaptées à de telles

applications. Le rôle du contrôleur consiste à réguler l'amplitude et la fréquence de la tension générée par le GAAE. Dans ce qui suit, nous donnerons une brève explication du fonctionnement du GAAE avec différents systèmes décentralisés utilisant les sources d'énergie renouvelables.

1.5.1.1 Cas des systèmes hydrauliques

Le mode autonome du GAAE avec des micros turbines hydrauliques est généralement exploité dans l'électrification rurale pour alimenter des charges à faible puissance [59]. En outre, les installations micros hydrauliques fournissent une puissance constante car le débit d'eau qui alimente la turbine d'entraînement est quasi constant [60]. Dans ces conditions, le GAAE doit fonctionner dans un seul point de fonctionnement afin de garantir une puissance électrique générée constante [57]. Pour cela, la puissance active mise en jeu doit être régulée à travers un contrôleur de charge [61-63].

1.5.1.2 Cas des systèmes bioénergétiques

Dans le cas des systèmes utilisant les sources bioénergétiques, le GAAE fonctionne à une vitesse presque constante grâce au contrôle de la vitesse d'entraînement [33, 64]. Dans ces systèmes, la fréquence statorique est quasi constante alors que la tension est tributaire de la charge [65]. Pour remédier à cet inconvénient, des systèmes de contrôle de la puissance réactive basés sur des batteries de condensateurs ou des STATCOM sont utilisés [48].

1.5.1.3 Cas des systèmes éoliens

La littérature recense beaucoup de travaux de recherche où le GAAE est utilisé avec les systèmes éoliens [2, 46, 66-70] [71-79]. Une éolienne fournit une puissance variable en fonction du cube de la vitesse du vent. En outre, à une certaine vitesse du vent, il existe une vitesse de rotation spécifique pour laquelle l'éolienne fournit sa puissance maximale. Afin d'avoir un rendement maximal de l'installation, la puissance disponible dans l'éolienne doit être pleinement exploitée afin d'avoir un rendement maximal de l'installation. Pour cela, un mécanisme de suivi du point de puissance maximale (MPPT : Maximum Power Point Tracking) est utilisé et le GAAE doit pouvoir fonctionner à des vitesses variables [71]. Dans ces conditions, le contrôle de la puissance active est nécessaire afin d'adapter la puissance active produite (au point de puissance maximale) par l'éolienne à celle consommée par la charge. En outre, pour maintenir une tension constante aux bornes du GAAE, la puissance réactive doit

être contrôlée en fonction de la vitesse de rotorique. Ceci permettra la régulation de la tension et de la fréquence du GAAE dans le cas de la variation de la charge et/ou de la vitesse du vent [80].

Pour avoir un contrôle efficace des grandeurs électriques du GAAE équipant une éolienne autonome, plusieurs topologies de convertisseurs d'électroniques de puissance ont été proposées dans la littérature [66, 70, 81, 82]. Cependant, une topologie intéressante consiste à utiliser deux convertisseurs triphasés à commande MLI et séparés par un étage DC (convertisseur Back to Back) (Figure 1.10). Le convertisseur du côté du GAAE permet le contrôle du niveau de magnétisation de la machine et son couple électromagnétique. Ainsi, la machine pourra fonctionner à vitesse variable, ce qui permettra de capter la puissance maximale disponible dans la turbine éolienne. En outre, le convertisseur du côté de la charge permet la régulation de la tension et la fréquence aux valeurs désirées [66].

Bien que cette topologie utilisant le convertisseur Back to Back permette d'extraire le maximum de puissance à partir de l'éolienne, cette topologie présente aussi quelques désavantages. En effet, du fait que cette topologie utilise deux convertisseurs de puissance, ceci implique un coût relativement élevé, une complexité de la commande et des pertes supplémentaires au niveau des composants de puissance. Une comparaison entre les performances de cette topologie et celle utilisant un seul convertisseur de puissance (un STATCOM) est présentée dans [83]. Un algorithme est ainsi proposé pour faire un choix entre les deux topologies.

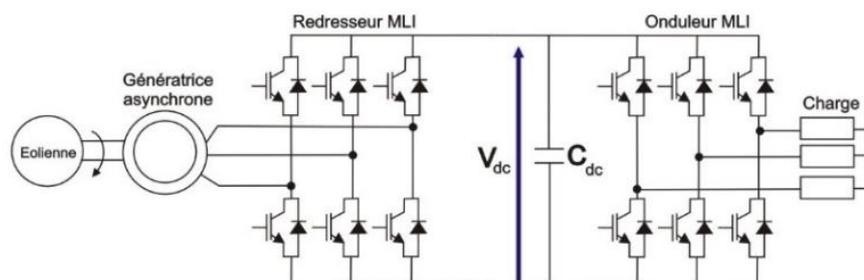


Figure 1.10 Eolienne autonome équipée d'un GAAE alimentant une charge isolée à travers deux convertisseurs à MLI.

1.5.2 Autres domaines d'applications du GAAE

Bien que le GAAE soit largement utilisé pour la production d'électricité avec les sources d'énergie renouvelables, ce générateur peut être utilisé dans d'autres domaines tel que la production d'électricité avec les groupes diesel [84, 85]. Dans [86], une étude de comparaison

des performances est établi pour des groupes diesel (GD) équipant différents types de générateurs électriques. En particulier, l'utilisation d'un GD équipant un GAAE [85] permet d'avoir un THD faible et une bonne stabilité de la tension. De plus, l'étude a montré que l'intégration de ce GD dans un système d'alimentation hybride comprenant plusieurs sources d'énergie augmente ses performances comparativement au cas de son utilisation tout seul en mode autonome [86].

D'autre part, vu le déploiement massif des systèmes à énergies renouvelables utilisant les sources intermittentes comme le solaire et le vent, le besoin en capacité de stockage augmente. Dans ce contexte, l'utilisation du GAAE avec les systèmes de stockage à petite échelle comme les volants d'inertie [87-90] offre l'avantage de concevoir un système simple et à faible coût par rapport aux autres générateurs électriques. Le temps de réponse très faible permet d'utiliser les volants d'inertie dans le réseau électrique comme stockage de courte durée pour réguler la production électrique, ou pour lisser la production d'énergie intermittente.

Par ailleurs, bien que les installations de pompage-turbinage soient utilisées principalement pour le stockage d'énergie à grande échelle, la possibilité de stocker l'énergie par pompage-turbinage à petite échelle offre une alternative intéressante aux solutions de stockage par batterie [91]. L'utilisation du GAAE avec ce type d'application peut contribuer à la réduction du coût de l'installation surtout lorsqu'elle utilise des infrastructures existantes telles que des systèmes d'irrigation.

Dans d'autres applications, le phénomène de l'auto-excitation de la machine asynchrone est exploité dans le freinage régénératif [92-95]. Le principe du freinage régénératif consiste à la mise à profit du couple négatif résultant de l'auto-amorçage de la machine asynchrone par la connexion de condensateurs après son isolation du réseau électrique [92]. De cette façon, le temps de freinage de la machine est réduit en fonction de la valeur des capacités des condensateurs. Du fait de la simplicité du mode opératoire du freinage régénératif, les auteurs dans [93, 94] proposent d'utiliser ce moyen de freinage pour les ralentisseurs (appelés aussi retardateurs) des véhicules lourds, et ce pour éviter une utilisation inadaptée des freins à friction, essentiellement dans les grandes descentes. Dans une autre application [95], le freinage régénératif à travers l'auto-excitation de la machine asynchrone est exploité afin de remplacer un dispositif de freinage mécanique utilisant un compresseur à air comprimé.

1.6 Conclusion

A travers ce chapitre, nous avons présenté les principaux travaux de recherche qui ont abordés l'étude du GAAE en mode isolé. Nous avons établi un état de l'art sur la modélisation du GAAE en régimes permanents et transitoires. Une attention particulière a été accordée aux méthodes de calcul utilisées dans les modèles du GAAE en régime permanent déséquilibré. Ensuite, nous avons passé en revue les principales topologies de branchement proposées dans la littérature qui permettent un fonctionnement du GAAE stable et régulé en tension et en fréquence. A la fin du chapitre, nous nous sommes intéressés aux applications utilisant le GAAE.

Les travaux présentés dans cette thèse portent sur l'évaluation des performances et les limites de fonctionnement du GAAE triphasé en mode déséquilibré. Différents régimes de fonctionnement, permanents et transitoires, seront considérés.

Chapitre 2

Modélisation du générateur asynchrone auto-excité en régime permanent déséquilibré

2.1 Introduction

Dans ce chapitre, nous présentons la modélisation du GAAE en régime permanent déséquilibré. Le point de fonctionnement du GAAE en régime permanent dépend de plusieurs variables à savoir la charge, les condensateurs d'excitation et la vitesse rotorique. Il dépend aussi de la saturation magnétique qui est un phénomène fortement non-linéaire mais indispensable au fonctionnement du GAAE. A tous ces éléments qui rendent difficile l'étude du fonctionnement du GAAE s'ajoute le déséquilibre que nous comptons aborder dans le présent chapitre.

L'approche adoptée dans ce chapitre pour modéliser l'ensemble générateur-charge est basée sur la théorie des composantes symétriques. La nouvelle approche qui vise à simplifier la détermination des caractéristiques du point de fonctionnement du GAAE. Trois modes de fonctionnement sont étudiés : le fonctionnement en régime équilibré, le fonctionnement en régime déséquilibré provoqué par une charge triphasée déséquilibré et le fonctionnement sous une charge monophasée. Pour chaque mode de fonctionnement, les résultats relatifs aux tensions et aux courants ainsi que les bilans de puissance sont présentés et discutés. De plus, les résultats issus de la simulation sont validés expérimentalement. Le modèle du GAAE en régime permanent déséquilibré ainsi que la méthode proposée pour la résolution des équations sont détaillés dans le paragraphe suivant.

2.2 Modèle du GAAE en régime permanent déséquilibré

La modélisation du GAAE en régime permanent déséquilibré sera basée sur la méthode des composantes symétriques. En considérant les séquences directe et inverse, nous présentons séparément le modèle de la machine asynchrone et celui de la charge. Il est à noter que la modélisation adoptée tient compte de la composante fondamentale seulement ; les composantes harmoniques sont négligées.

Les connexions entre le stator de la machine et la charge déséquilibrée pour la configuration triangle sont représentées sur la Figure 2.1. Les admittances y_1, y_2, y_3 correspondent à l'ensemble charge – condensateur d'excitation des phases a, b et c respectivement.

Dans ce qui suit, les étapes nécessaires pour la détermination des équations régissant le fonctionnement du GAAE triphasé pour la configuration triangle seront présentées. Les équations relatives à la configuration étoile étant obtenue en suivant la même démarche [37].

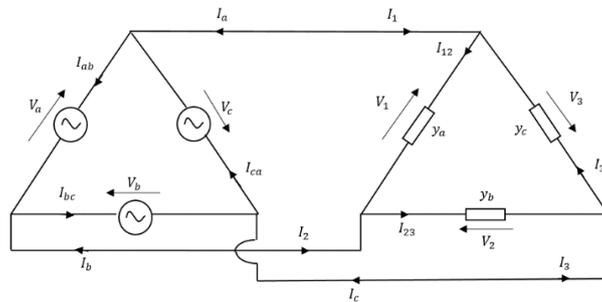


Figure 2.1. Connexions de la machine et la charge déséquilibrée

2.2.1 Modèle de la machine asynchrone

Les schémas équivalents par phase de la machine asynchrone pour les séquences directe et inverse sont donnés sur la Figure 2.2 [2, 3]. Les effets de variation de la fréquence statorique f_s et de la vitesse rotorique n_r sont aussi pris en compte à travers les éléments des schémas équivalents. La fréquence statorique et la vitesse rotorique sont exprimées en per-unit (p.u) telles que :

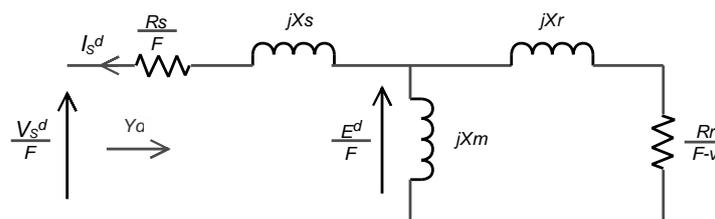
$$F = \frac{f_s}{f_b} \quad v = \frac{n_r}{n_b}$$

Avec :

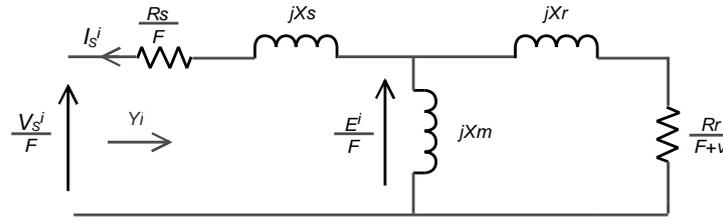
f_s et n_r représentent respectivement les valeurs réelles de la fréquence (Hz) et de la vitesse rotorique (tr/min).

f_b et n_b représentent respectivement les valeurs de référence de la fréquence (Hz) et de la vitesse de synchronisme (tr/min). Dans cette étude, on prend : $f_b = 50$ Hz et $n_b = 1500$ tr/min.

D'autre part, dans cette étude, la vitesse rotorique est maintenue constante ($n_r = n_b = 1500$ tr/min), ainsi $v = 1$.



a)



b)

Figure 2.2. Schéma équivalents par phase de la machine asynchrone : a) séquence directe et b) séquence inverse

Les paramètres des circuits équivalents sont considérés constants à l'exception de la réactance magnétisante (X_m) qui est variable en fonction de l'état de saturation de la machine asynchrone. L'effet de la saturation magnétique sur les inductances de fuite est négligé. Il en est de même pour la résistance équivalente aux pertes fer.

Par ailleurs, afin de simplifier le schéma équivalent de la séquence inverse, la réactance magnétisante peut être négligée (Figure 2.2.b). En effet, pour un fonctionnement en mode générateur à vitesse constante ($v = 1$), on peut admettre que $F = v$ [15, 18]. Ainsi, la résistance rotorique de la séquence inverse peut être approximée par $\frac{R_r}{F+v} = \frac{R_r}{2}$. D'autre part, la valeur de la réactance magnétisante X_m est liée à l'amplitude de la force magnétomotrice. Ainsi, même pour un degré de saturation élevé, la valeur de la réactance magnétisante X_m aura toujours une valeur très supérieure à celle de l'impédance rotorique qui est composée de la résistance rotorique ($\frac{R_r}{2}$) en série avec la réactance de fuite rotorique X_r (Figure 2.2.b) [31]. En outre, il est à noter que cette hypothèse simplificatrice a été adoptée dans certains études portant sur le générateur asynchrone auto-excité [31, 96].

A partir des schémas équivalents de la Figure 2.2, les courants de phase statoriques direct I_s^d et inverse I_s^i du générateur s'expriment par:

$$I_s^d = \frac{V_s^d}{F} Y_d \quad (2.1)$$

$$I_s^i = \frac{V_s^i}{F} Y_i \quad (2.2)$$

L'indice 's' représente la phase statorique, qui peut représenter les phases 'a', 'b' ou 'c'.

En considérant la phase statorique 'a', les composantes directe I_a^d et inverse I_a^i du courant statorique de ligne I_a peuvent s'écrire comme suit :

$$I_a^d = (1 - a) \frac{V_a^d}{F} Y_d \quad (2.3)$$

$$I_a^d = (1 - a^2) \frac{V_a^i}{F} Y_i \quad (2.4)$$

2.2.2 Modèle de l'ensemble charge – condensateur d'excitation

Dans la Figure 2.1, les admittances y_a, y_b, y_c sont formées de condensateurs déséquilibrés (C_a, C_b, C_c) en parallèle avec des charges déséquilibrées (R_a, R_b, R_c), supposées purement résistives. En tenant compte des effets de variation de la fréquence statorique, les admittances y_1, y_2, y_3 sont exprimées en fonction de la fréquence statorique en p.u (F) comme suit :

$$\begin{aligned} y_a &= jF^2 C_a w_b + \frac{V_a^d}{F} \\ y_b &= jF^2 C_b w_b + \frac{F}{R_b} \\ y_c &= jF^2 C_c w_b + \frac{F}{R_c} \end{aligned} \quad (2.5)$$

w_b représente la valeur de référence de la pulsation statorique (rd/s), elle est donnée par :

$$w_b = 2\pi f_b = 314 \text{ rd/s} \quad (2.6)$$

Les admittances équivalentes en composantes symétriques sont définies comme suit [29]:

$$\begin{pmatrix} y_0 \\ y_d \\ y_i \end{pmatrix} = \frac{1}{3} \begin{pmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \end{pmatrix} \begin{pmatrix} y_a \\ y_b \\ y_c \end{pmatrix} \quad (2.7)$$

Où: y_d, y_i, y_0 sont les admittances des séquences directe, inverse et homopolaire respectivement et a est l'opérateur complexe tel que : $a = e^{-j2\pi/3}$.

En utilisant les composantes symétriques, le courant de phase de la charge I_{12} peut être exprimé comme suit :

$$\begin{pmatrix} I_{12}^0 \\ I_{12}^d \\ I_{12}^i \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} y_0 & y_i & y_d \\ y_d & y_0 & y_i \\ y_i & y_d & y_0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \frac{V_1^0}{F} \\ \frac{V_1^d}{F} \\ \frac{V_1^i}{F} \end{pmatrix} \quad (2.8)$$

Les courants I_{23} et I_{31} s'expriment de la même manière que le courant I_{12} .

Par ailleurs, pour une configuration en triangle, la composante homopolaire des tensions est nulle :

$$V_1^0 = 0 \quad (2.9)$$

Ainsi, les composantes directe I_1^d et inverse I_1^i du courant de ligne I_1 s'exprimeront par :

$$I_1^d = (1 - a)(y_0 \frac{V_1^d}{F} + y_i \frac{V_1^i}{F}) \quad (2.10)$$

$$I_1^i = (1 - a^2)(y_d \frac{V_1^d}{F} + y_0 \frac{V_1^i}{F}) \quad (2.11)$$

2.2.3 Point de fonctionnement du GAAE triphasé

En considérant les sens des courants représentés sur la Figure 2.1, les courants de ligne directs de la charge et de la machine sont égaux et opposés, ce qui permet d'écrire :

$$I_a^d = -I_1^d \quad (2.12)$$

En remplaçant les deux courants I_a^d et I_1^d par leurs expressions respectives (2.3) et (2.10) et en considérant, pour une configuration triangle, $V_a^d = V_1^d = V^d$ et $V_a^i = V_1^i = V^i$, on obtient:

$$V^d Y_d = -(y_0 V^d + y_i V^i) \quad (2.13)$$

Similairement, les courants de la séquence inverse I_a^i et I_1^i sont égaux et opposés. En utilisant (2.11) et (2.4), on peut écrire :

$$V^i Y_i = -(y_d V^d + y_0 V^i) \quad (2.14)$$

A partir de (2.14), V^i peut s'exprimer en fonction de V^d comme suit :

$$V^i = \left(\frac{-y_d}{y_0 + Y_i} \right) V^d \quad (2.15)$$

En remplaçant (2.15) dans (2.13), on aura :

$$V^d \left(Y_d + y_0 - \frac{y_d y_i}{y_0 + Y_i} \right) = 0 \quad (2.16)$$

Pour un fonctionnement en auto-amorçage, la tension V^d n'est pas nulle, ainsi :

$$Y_d + y_0 - \frac{y_d y_i}{(y_0 + Y_i)} = 0 \quad (2.17)$$

L'équation (2.17) représente la fonction objectif (FO) issue du modèle du GAAE triphasé en régime permanent déséquilibré. Sa résolution permettra de déterminer le point de fonctionnement du générateur et par la suite ses performances.

2.2.4 Méthode de résolution de la FO

L'équation (2.17), exprimée en nombres complexes, est fonction de neuf variables : la réactance magnétisante X_m , la fréquence en per-unit F , la vitesse rotorique en per-unit v , les condensateurs

d'excitation C_a, C_b, C_c et les charges résistives R_a, R_b, R_c . Ainsi, théoriquement, neuf équations indépendantes sont nécessaires pour obtenir une solution unique. Toutefois, en fonction des performances recherchées du générateur, certaines variables parmi $X_m, F, v, C_a, C_b, C_c, R_a, R_b$ et R_c , peuvent avoir des valeurs fixes. Cela réduit le nombre d'équations indépendantes nécessaires à la résolution de l'équation (2.17).

Dans cette étude, on s'intéresse à la résolution de l'équation (2.17) pour des valeurs fixes de la vitesse rotorique ($v = 1$), des condensateurs d'excitation C_a, C_b, C_c et des charges R_a, R_b, R_c . Ainsi, l'équation (2.17) peut être exprimée en fonction de deux variables seulement, soit X_m et F .

A ce stade des développements mathématiques, la résolution de (2.17) peut être effectuée à travers une méthode basée sur un algorithme d'optimisation. Ceci revient à trouver les valeurs de X_m et F permettant la minimisation de (2.17). Une telle approche de calcul, où le modèle conventionnel du GAAE est utilisé permet de calculer les valeurs de X_m et F simultanément. Cette approche est utilisée dans plusieurs travaux de recherche portant sur l'étude des performances du GAAE en régime permanent [21, 29-31, 35]. L'avantage des méthodes de résolution basées sur un algorithme d'optimisation est qu'elles ne nécessitent pas de calculs mathématiques laborieux de préparation des équations. Toutefois, ces méthodes peuvent converger vers un minimum local en cas d'un mauvais choix des conditions initiales. De plus, le temps de convergence requis par un algorithme d'optimisation peut être relativement long, notamment lorsqu'il s'agit d'effectuer les calculs en temps réel.

Afin de simplifier davantage la résolution de l'équation (2.17), nous présentons dans ce qui suit une nouvelle méthode de résolution qui permet une détermination séquentielle et séparée des deux variables X_m et F . Ceci est effectué à travers un modèle modifié du GAAE [37]. Les étapes nécessaires à l'établissement de ce modèle modifié seront présentées ci-après. Le but étant de se ramener à un modèle semblable à celui du GAAE en mode équilibré, et ce afin de pouvoir appliquer l'approche des admittances [15, 16], ce qui permettra de calculer séquentiellement les valeurs de deux variables X_m et F .

2.2.4.1 Modèle modifié du GAAE en régime permanent déséquilibré

Le modèle modifié du GAAE alimentant une charge déséquilibrée que nous proposons est établi en considérant seulement le schéma équivalent par phase de la séquence directe de la machine (Figure 2.3). En effet, l'équation (2.17) peut être réécrite comme suit :

$$Y_d + Y_L = 0 \tag{2.18}$$

Avec

$$Y_L = y_0 - \frac{y_d y_i}{(y_0 + \frac{1}{Z_i})} \tag{2.19}$$

Ainsi, à partir de l'équation (2.18), la somme des deux admittances Y_d et Y_L peut être représentée par la mise en parallèle du schéma équivalent par phase de la séquence directe de la machine et une admittance équivalente Y_L . Le schéma équivalent résultant est représenté sur la Figure 2.3. On peut remarquer que ce schéma équivalent, est semblable au schéma équivalent classique du GAAE triphasé alimentant une charge équilibrée [17, 21]. En fait, l'impédance Z_L en parallèle avec le schéma équivalent par phase de la séquence directe de la machine (Figure 2.3) peut être considérée comme étant une charge équilibrée équivalente.

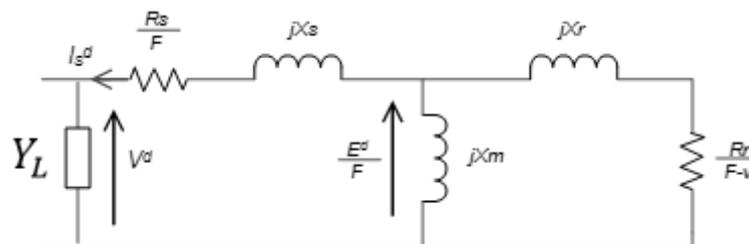


Figure 2.3. Schéma équivalent de la séquence directe de la machine asynchrone alimentant une charge déséquilibrée.

A partir du schéma équivalent représenté sur la Figure 2.3, trois admittances Y_{Ls} , Y_m et Y_r sont définies comme le montre la Figure 2.4.

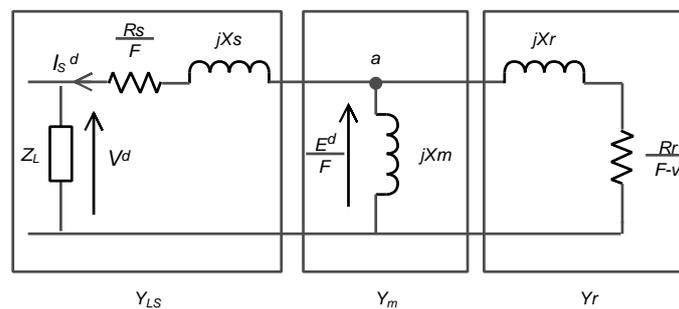


Figure 2.4. Admittances du schéma équivalent de la séquence directe de la machine asynchrone alimentant une charge déséquilibrée.

Dans ce qui suit, on établit les expressions des admittances Y_{Ls} , Y_m et Y_r .

L'admittance de magnétisation (Y_m) et l'admittance rotorique (Y_r) sont exprimées comme suit

$$Y_m = \frac{1}{jX_m}$$

$$Y_r = \frac{1}{\frac{R_r}{F-v} + jX_r} \quad (2.20)$$

D'autre part, l'admittance de l'ensemble stator-charge équivalente Y_{SL} est donnée par :

$$Y_{SL} = \frac{1}{Z_{SL}} \quad (2.21)$$

A partir de la Figure 2.4, l'impédance Z_{SL} est donnée par :

$$Z_{SL} = Z_s + Z_L \quad (2.22)$$

Z_s étant l'impédance statorique et Z_L celle de la charge. Elles sont définies tels que :

$$Z_s = \frac{R_s}{F} + jX_s \quad \text{et} \quad Z_L = \frac{1}{Y_L} = R_L + jX_L \quad (2.23)$$

Ainsi :

$$Z_{SL} = R_{SL} + jX_{SL} \quad (2.24)$$

Où :

$$R_{SL} = R_L + \frac{R_s}{F} \quad \text{et} \quad X_{SL} = X_L + X_s \quad (2.25)$$

En remplaçant (2.24) dans (2.21), l'admittance Y_{SL} peut s'écrire comme suit :

$$Y_{SL} = \frac{1}{Z_{SL}} = G_{SL} + jB_{SL} \quad (2.26)$$

Avec :

$$G_{SL} = \frac{R_{SL}}{R_{SL}^2 + X_{SL}^2}$$

$$B_{SL} = \frac{-X_{SL}}{R_{SL}^2 + X_{SL}^2} \quad (2.27)$$

Par ailleurs, pour définir un point de fonctionnement du générateur en mode auto-amorcé, on applique l'approche dite des admittances sur le schéma équivalent représenté à la Figure 2.4.

Ainsi, la somme des courants au nœud 'a' (Figure 2.4) permet d'écrire :

$$\left(\frac{E^d}{F}\right)(Y_{SL} + Y_m + Y_r) = 0 \quad (2.28)$$

Pour avoir un point de fonctionnement du générateur, E^d doit être différent de zéro, ainsi :

$$Y_{SL} + Y_m + Y_r = 0 \quad (2.29)$$

A l'instar de l'équation (2.17), pour des valeurs fixes de la vitesse rotorique, des charges et des condensateurs d'excitation, l'équation (2.29) est aussi une équation en nombre complexe à deux variables seulement, soit X_m et F . Sa résolution permettra de définir le point de fonctionnement du générateur. Pour cela, la séparation des parties réelle et imaginaire de l'équation (2.29) permet d'écrire :

$$G_{SL} + \frac{\frac{R_r}{F-v}}{\left(\frac{R_r}{F-v}\right)^2 + X_r^2} = 0 \quad (2.30)$$

$$B_{SL} - \frac{1}{X_m} - \frac{X_r}{\left(\frac{R_r}{F-v}\right)^2 + X_r^2} = 0 \quad (2.31)$$

Comme établi précédemment, l'utilisation de l'approche des admittances permettra de calculer séquentiellement les valeurs de X_m et F . Dans un premier temps, la valeur de F est calculée à partir de (2.30) à l'aide d'une technique itérative, puis la valeur de X_m est calculée à partir de (2.31) en utilisant la valeur de F calculée à partir de (2.30).

2.2.4.2. Procédure de calcul

Pour pouvoir calculer la valeur de F à l'aide d'une technique itérative, on définit le changement de variable suivant :

$$\lambda = F - v \quad (2.32)$$

Le paramètre λ définit le glissement entre la fréquence statorique et la vitesse rotorique. Cette dernière est considérée constante dans cette étude ($v=1$). De plus, pour que la machine fonctionne en mode générateur, le paramètre λ doit avoir une valeur négative [15].

En remplaçant (2.32) dans (2.30) et en simplifiant, on obtient :

$$G_{LS} X_r^2 \lambda^2 + R_r \lambda + G_{LS} R_r^2 = 0 \quad (2.33)$$

Les racines de l'équation (2.33) sont calculées comme suit :

$$\lambda_{1,2} = \frac{-R_r}{2G_{LS} X_r^2} (1 \pm \sqrt{1 - 4G_{LS}^2 X_r^2}) \quad (2.34)$$

Comme établi précédemment, le glissement λ doit être de valeur négative. Ainsi, la racine négative est retenue.

Par la suite, les étapes de l'algorithme itératif dédié au calcul de la valeur de F peuvent être établies comme suit :

- 1- La boucle d'itération est initiée à travers l'adoption d'une valeur initiale pour F
- 2- Evaluation de G_{SL} et B_{SL} à partir de (2.27)
- 3- Calcul de λ à partir de (2.34) et détermination de la valeur actualisée de F à partir de (2.32) en tenant compte que $v=1$.
- 4- Répétition des étapes 2 et 3 jusqu'à ce que la différence entre les valeurs de F dans deux itérations successives soit inférieur à un certaine valeur ε (dans cette étude, $\varepsilon = 10^{-6}$).

Ces étapes de calcul sont contenues dans l'organigramme représenté sur la Figure 2.5.

Il est intéressant de noter que pour que le calcul itératif puisse avoir lieu, le paramètre G_{SL} utilisé dans le calcul de λ à partir de (2.34) doit être exprimé en fonction de F seulement. Cette condition est vérifiée car l'hypothèse simplificatrice adoptée précédemment permet d'éliminer la réactance magnétisante X_m du schéma équivalent de la séquence inverse de la machine (Figure 2..2.b). La validité de l'hypothèse simplificatrice adoptée sera discutée dans la section dédiée aux résultats.

Une fois la valeur de F est calculée avec l'algorithme itératif, la valeur de X_m est calculée à partir de (2.31) comme suit:

$$X_m = \frac{R_r^2 + X_r^2(F - v)^2}{B_{SL}R_r^2 + B_{SL}X_r^2(F - v)^2 - X_r(F - v)^2} \quad (2.35)$$

Cette méthode de résolution de (2.30) et (2.31) où les valeurs de X_m et F sont calculées séquentiellement sera exploitée dans la régulation des grandeurs électrique du GAAE dans le cas d'un fonctionnement en mode déséquilibré. Ceci fera l'objet d'une étude détaillée qui sera établi dans le chapitre suivant.

2.2.5. Calcul des grandeurs électriques du GAAE

Une fois les valeurs de X_m et F sont calculées, les différents courants, tensions et puissances du GAAE peuvent être calculés. En effet, la valeur de la réactance magnétisante X_m permettra de déduire la tension statorique à vide de la séquence directe (E^d) à partir de la courbe de

magnétisation de la machine. La courbe de variation la réactance magnétisante en fonction de la tension à vide est obtenue expérimentalement à partir de la caractéristique à vide de la machine asynchrone MAS 1 (voir annexe) qui est établie à une vitesse rotorique égale à 1500 tr/min. Elle est modélisée par l'expression polynomiale suivante :

$$E^d = p_1 X_m^3 + p_2 X_m^2 + p_3 X_m + p_4 \quad (2.36)$$

Avec :

$$p_1 = -0,002053, \quad p_2 = 0,1787, \quad p_3 = -7,32, \quad p_4 = 357$$

Ces coefficients sont obtenus par minimisation – dans le sens des moindres carrés – de l'écart entre la courbe de magnétisation expérimentale et son modèle analytique.

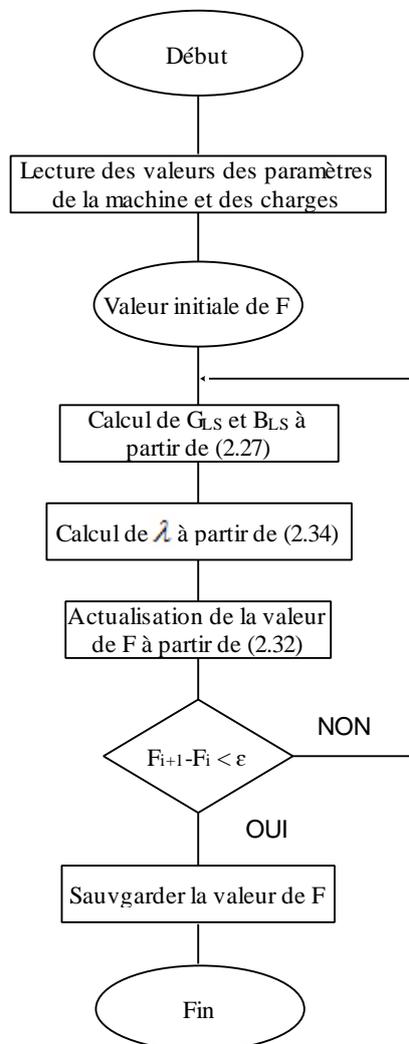


Figure 2.5. Organigramme de l'algorithme itératif dédié au calcul de la variable F

Par la suite, la tension statorique de la séquence directe (V^d) peut être déterminée à partir du schéma équivalent par phase de la séquence directe de la machine (Figure 2.2.a), tel que :

$$V^d = \frac{(E^d/F)}{1-(R_s + jX_s)Y_d} \quad (2.37)$$

Les courants et les tensions des trois phases sont déterminés à partir des transformations issues des composantes symétriques.

Pour les tensions, on'a :

$$V_a = V^d + V^i \quad (2.38)$$

$$V_b = a^2 V^d + a V^i \quad (2.39)$$

$$V_c = a V^d + a^2 V^i \quad (2.40)$$

Pour les courants de phase, on'a :

$$I_a = Y_d V^d + Y_i V^i \quad (2.41)$$

$$I_b = a^2 (Y_d V^d) + a (Y_i V^i) \quad (2.42)$$

$$I_c = a (Y_d V^d) + a^2 (Y_i V^i) \quad (2.43)$$

Etant donné que les charges sont purement résistives, la puissance active consommée par les trois charges est calculée par l'expression suivante :

$$P = \frac{V_a^2}{R_a} + \frac{V_b^2}{R_b} + \frac{V_c^2}{R_c} \quad (2.44)$$

D'autre part, deux coefficients quantifiant le degré de déséquilibre sont introduits :

$$VUF = \frac{V^i}{V^d} \times 100 \% \quad (2.45)$$

$$CUF = \frac{I^i}{I^d} \times 100 \%$$

VUF : coefficient de déséquilibre des tensions statorique de la machine.

CUF : coefficient de déséquilibre des courants de phases statoriques de la machine.

2.3 Validation des résultats de l'approche proposée

Dans cette section, on examine l'efficacité de l'approche proposée pour la détermination des performances du GAAE en régime permanent déséquilibré. Dans cette étude, les résultats sont donnés pour le cas de la machine asynchrone MAS 1 (Annexe) fonctionnant comme GAAE. Trois modes de fonctionnement du générateur seront considérés : le fonctionnement en mode équilibré, le fonctionnement en mode déséquilibré créé par une phase de la charge et le

fonctionnement en mode monophasé. Pour le mode équilibré, les valeurs des résistances de charge utilisées sont : 38.7 Ω , 45.9 Ω , 57.3 Ω , 75.3 Ω , 108.3 Ω et 204.6 Ω . Pour le mode déséquilibré, la charge triphasée déséquilibrée est simulée de sorte que deux phases de la charge sont maintenues constantes à 75.3 Ω , tandis que la troisième phase est à résistance variable. Six valeurs de résistances sont examinées : 38.7 Ω , 45.9 Ω , 57.3 Ω , 108.3 Ω , 204.6 Ω et 650 Ω . Concernant le mode monophasé, trois valeurs de la charge monophasée sont examinées : 38.7, 57.3 et 75.3 Ω . Par ailleurs, on considère que la vitesse de rotation du générateur est maintenue égale à 1500 tr/min et que la valeur des condensateurs triphasés équilibrés est maintenue à 80 μF .

Dans ce qui suit, deux types de validation seront considérés. Dans la première validation, les résultats obtenus avec le modèle proposé seront comparés à ceux obtenus avec le modèle conventionnel et où une méthode d'optimisation est utilisée pour la résolution des équations. Dans la deuxième validation, les résultats théoriques sont comparés à ceux issus des relevés expérimentaux.

2.3.1. 1ère Validation: Comparaison aux résultats issus du modèle conventionnel

Dans cette première validation, il s'agit de comparer les valeurs des variables X_m et F qui seront calculées à partir de la résolution de l'équation (2.17) en utilisant une méthode d'optimisation (modèle conventionnel) et à partir de la résolution des équations (2.30) et (2.31) en utilisant une technique itérative en deux étapes (modèle proposé).

2.3.1.1 Procédure de calcul avec une méthode d'optimisation

La résolution de (2.17) avec une méthode d'optimisation revient à trouver les valeurs de X_m et F permettant la minimisation de (2.17). Dans cette étude, la méthode utilisée consiste à séparer les équations issues des parties réelle et imaginaire de (2.17) puis les résoudre simultanément par la fonction nommée « fsolve » qui est intégrée dans Matlab. Cette fonction utilise des algorithmes qui sont basées sur la méthode des moindres carrés non linéaire. L'une des propriétés de ces algorithmes est que même si le système d'équations n'admet pas de solution i.e. un zéro (algébrique), l'algorithme converge toujours vers un point où la valeur du résidu est minimale.

2.3.1.2 Résultats et discussion

Dans cette partie, les résultats obtenus seront donnés pour les trois modes de fonctionnement du GAAE et où les valeurs des résistances de charges ont été spécifiées auparavant. Les résultats obtenus sont représentés sur la Figure 2.6. Pour un souci de clarté, les valeurs de la fréquence seront représentées en valeurs réelles au lieu des valeurs en per-unit.

A partir de la Figure 2.6, on peut constater que les valeurs de X_m et F calculées à partir de l'algorithme itératif proposé et de la méthode d'optimisation sont identiques. Ceci confirme la validité de la modélisation adoptée. En outre, l'algorithme itératif proposé offre l'avantage de réduire le temps de convergence par rapport à la méthode d'optimisation. L'algorithme itératif proposé est presque dix fois plus rapide. Ceci est due au fait qu'un maximum de sept itérations est suffisant pour atteindre le critère de convergence.

D'autre part, à partir des résultats de la Figure 2.6, on remarque que, pour les trois modes de fonctionnement considérés, la fréquence étant très peu sensible aux variations de la charge. Par ailleurs, la valeur de X_m décroît en fonction de l'augmentation de la valeur de la charge. Pour mieux interpréter les variations de X_m en fonction de la charge, nous représentons, dans la Figure 2.7, les variations de X_m en fonction de la puissance totale débitée en considérant les trois modes de fonctionnement du générateur : équilibré, déséquilibré et monophasé.

A partir de la Figure 2.7, on remarque que la valeur de X_m augmente légèrement avec la puissance totale débitée, et ce quel que soit le mode de fonctionnement du générateur : mode équilibré, mode déséquilibré ou mode monophasé. En augmentant la puissance débitée du générateur, le point de fonctionnement se déplace vers la zone linéaire (valeur élevée de X_m).

En outre, la Figure 2.7 montre que tous les points de fonctionnement se situent sur une même courbe (ligne continue) qui est relative au fonctionnement en mode équilibré. Notons que, dans la présente étude, nous avons adopté une même courbe de magnétisation de la machine aussi bien en mode équilibré qu'en mode déséquilibré. Cette courbe est relevée dans le cas du fonctionnement de la machine en mode équilibré (essai à vide ou en synchronisme).

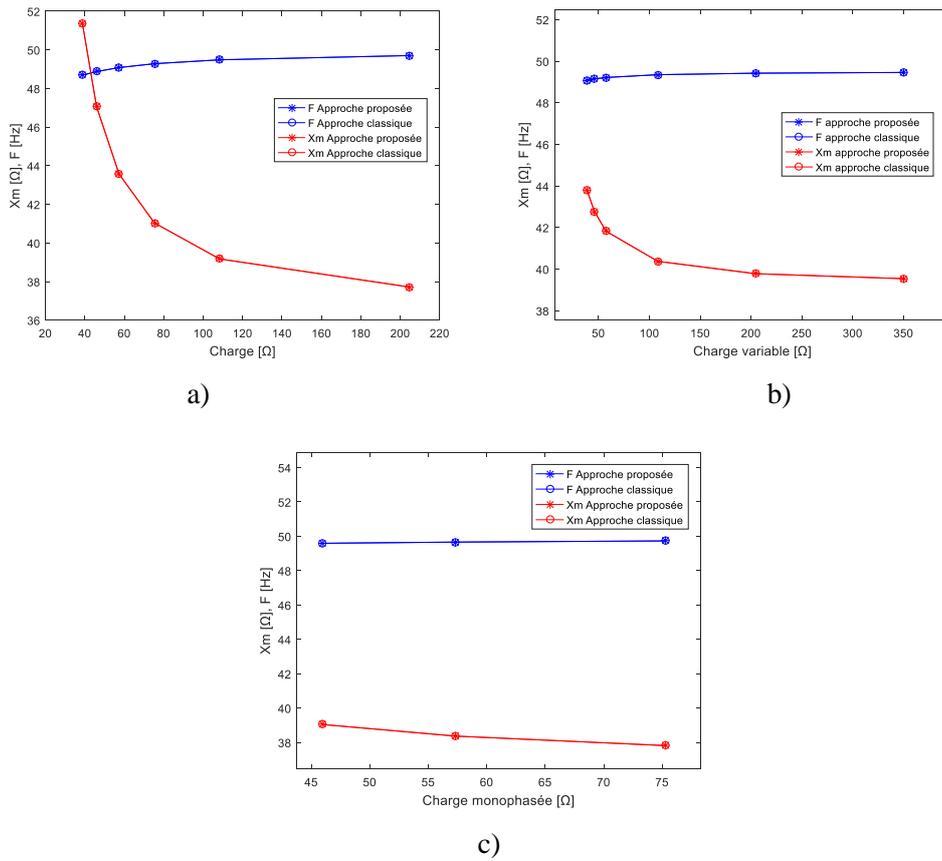


Figure 2.6. Valeurs de X_m et F pour un fonctionnement du GAAE en : a) Mode équilibrée, b) Mode déséquilibré et c) Mode monophasé

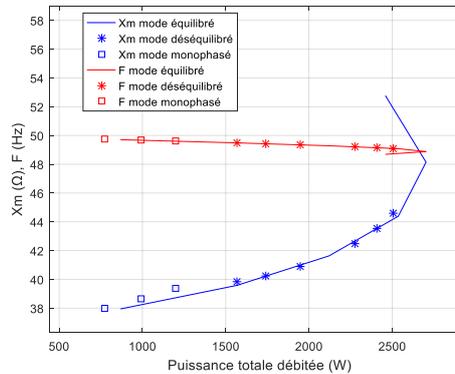


Figure 2.7. Valeurs de X_m et F en fonction de la puissance totale débitée

2.3.1.3. Vérification de l'hypothèse simplificatrice adoptée

Il a été indiqué précédemment que l'établissement de l'algorithme itératif pour le calcul des valeurs de X_m et F à partir de (2.30) et (2.31) exige l'adoption d'une hypothèse simplificatrice qui consiste à éliminer X_m du schéma équivalent de la séquence inverse de la machine asynchrone (Figure 2.2.b). Afin de confirmer la validité de cette hypothèse simplificatrice, la résolution de (2.17) sera effectuée avec une méthode d'optimisation, et ce en considérant les

deux cas avec et sans la prise en compte de l'hypothèse simplificatrice. Ceci sera effectué pour deux modes de fonctionnement du générateur à savoir : le mode déséquilibré et le mode monophasé, dont les valeurs des charges ont été spécifiées précédemment. Le mode équilibré n'étant pas influencé par l'adoption de cette hypothèse car la séquence inverse n'existe pas dans le mode équilibré. Les résultats obtenus pour les valeurs de X_m et F sont donnés dans les Tableaux 2.1 et 2.2.

Tableau 2.1

Valeurs de X_m et F calculées avec et sans l'hypothèse simplificatrice : le mode déséquilibré

Valeur de la charge variable [Ω]	Valeurs de X_m [Ω] et F [Hz]	
	Sans approximation	Avec approximation
38.7	$X_m = 44.5930$ $F = 49.0854$	$X_m = 44.5984$ $F = 49.0855$
45.9	$X_m = 43.5107$ $F = 49.1484$	$X_m = 43.5133$ $F = 49.1485$
57.3	$X_m = 42.4892$ $F = 49.2171$	$X_m = 42.4899$ $F = 49.2171$
108.3	$X_m = 40.9046$ $F = 49.3512$	$X_m = 40.9052$ $F = 49.3512$
204.6	$X_m = 40.2403$ $F = 49.4239$	$X_m = 40.2434$ $F = 49.4240$
650	$X_m = 39.8054$ $F = 49.4809$	$X_m = 39.8117$ $F = 49.4810$

Tableau 2.2

Valeurs de X_m et F calculées avec et sans l'hypothèse simplificatrice : le mode monophasé

Valeur de la charge variable [Ω]	Valeurs de X_m [Ω] et F [Hz]	
	Sans approximation	Avec approximation
75.3	$X_m = 38,0134$ $F = 49,7315$	$X_m = 38,0226$ $F = 49,7317$
57.3	$X_m = 38,6175$ $F = 49,6626$	$X_m = 38,6329$ $F = 49,6629$
45.9	$X_m = 39,3465$ $F = 49,5924$	$X_m = 39,3699$ $F = 49,5929$

D'après les résultats présentés dans les Tableaux 2.1 et 2.2, on peut remarquer que, pour les deux modes de fonctionnement considérés, les valeurs de la fréquence F sont pratiquement identiques pour les deux cas avec et sans la prise en compte de l'hypothèse simplificatrice. D'autre part, lorsque l'hypothèse simplificatrice est prise en compte, les valeurs de X_m sont légèrement supérieures à celles calculées dans le cas contraire. La différence relative maximale entre les valeurs de X_m est de 0,015%, ce qui peut être considérée comme très acceptable. Ainsi, la validité de l'hypothèse simplificatrice adoptée est confirmée.

2.3.2. 2ème Validation: Comparaison aux résultats expérimentaux

La validation expérimentale des résultats théoriques est effectuée en laboratoire sur un banc d'essais constitué de la machine asynchrone MAS 1 (Annexe), entraînée par une machine à courant continu de même puissance. Les performances du GAEE sont évaluées pour les trois modes de fonctionnement : équilibré, déséquilibré et monophasé. De plus, une comparaison des performances de la configuration étoile (avec neutre isolé) et de la configuration triangle de l'ensemble générateur-charge est présentée.

2.3.2.1. Mode équilibré

Le régime équilibré est réalisé, dans notre étude, par la connexion d'une charge résistive triphasée équilibrée en parallèle avec les condensateurs d'excitation. Les valeurs des résistances de charge utilisées sont : 38.7 Ω , 45.9 Ω , 57.3 Ω , 75.3 Ω , 108.3 Ω et 204.6 Ω . La Figure 2.8 représente la variation de la tension et du courant statoriques en fonction des puissances consommées en mode équilibré pour la configuration en triangle. Des résultats similaires sont obtenus dans le cas de la configuration étoile.

La Figure 2.8 indique que la tension statorique diminue quand la puissance consommée augmente. Cela est dû à la baisse du niveau de magnétisation du générateur, qui est à son tour dû à la diminution de l'apport en énergie réactif fournie par les condensateurs. En outre, la Figure 2.8 montre que la puissance fournie par le générateur atteint un point de puissance maximale (2560 W) au-dessus duquel l'augmentation de la charge ($R > 45,9 \Omega$) provoque une diminution de la puissance et de la tension.

D'autre part, le courant statorique est pratiquement constant à 10.5 A, cela peut être justifié par le fait que le courant statorique est la somme vectorielle du courant capacitif et de celui de la charge. Ainsi, en charge, la tension diminue et le courant capacitif diminue également, et puisque le courant dans la charge augmente lorsque la puissance augmente, le courant de la charge compense le courant capacitif, ce qui permet d'avoir un courant statorique pratiquement constant.

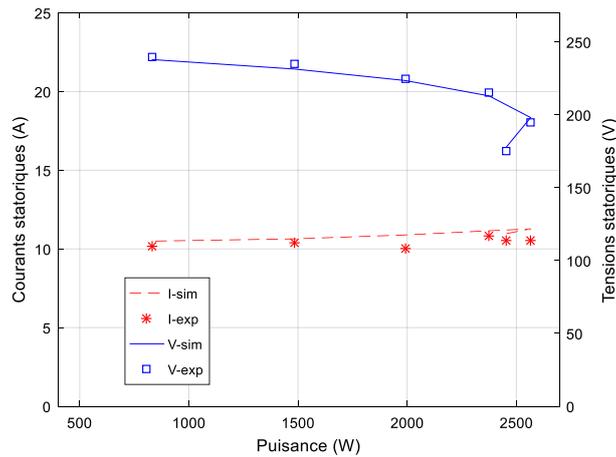


Figure 2.8. Performances du GAAE en mode équilibré

2.3.2.2. Mode déséquilibré

Dans cette partie, le fonctionnement du GAAE triphasé alimentant une charge triphasée déséquilibrée est examinée de sorte que deux phases de la charge sont maintenues constantes à 75.3Ω , tandis que la troisième phase est à résistance variable. Six valeurs de résistances sont examinées : 38.7Ω , 45.9Ω , 57.3Ω , 108.3Ω , 204.6Ω et 650Ω .

La Figure 2.9 représente les variations des tensions des trois charges et celle des courants statoriques en fonction de la puissance consommée pour les configurations étoile et triangle. Les résultats de simulation sont très proches des résultats expérimentaux d'où la validité du modèle adopté. L'intersection des trois courbes de tension (respectivement courant) correspond au point de fonctionnement en mode équilibré. Pour la configuration en triangle, les tensions aux bornes des charges sont proches les unes des autres comparativement au cas de la configuration étoile.

La Figure 2.10 représente les variations des coefficients CUF et VUF en fonction de la puissance totale débitée. Les valeurs de CUF et VUF sont calculées à partir de (2.45). A partir de La Figure 2.10, on constate que les courbes de CUF et VUF diminuent proportionnellement avec l'augmentation de la puissance jusqu'à une valeur limite (5% pour CUF et 1% pour VUF). Ces valeurs sont atteintes pour une charge presque équilibrée. En effet, dans un fonctionnement en mode équilibré CUF et VUF sont nuls. En augmentant davantage la puissance à travers la charge de la phase variable, les valeurs de CUF et VUF reprennent des valeurs croissantes jusqu'à atteindre 16% pour CUF et 3% pour VUF. Les courbes de CUF et VUF obtenues pour les deux configurations étoile et triangle sont pratiquement semblables. Notons aussi que les valeurs de VUF sont inférieures à ceux de CUF.

Sur la Figure 2.11 représentant les puissances par phase, on constate que dans le cas de la configuration triangle, la puissance consommée par chaque phase est proportionnelle à la valeur de la charge correspondante. Ainsi, les puissances consommées par les deux phases chargées avec une résistance de 75.3Ω sont pratiquement identiques et varient de peu en fonction de la puissance totale (580 W à 720 W) tandis que la puissance de la troisième phase est proportionnelle à la valeur de la charge variable. En outre, dans le cas de la configuration étoile, les puissances des trois phases sont différentes malgré que deux phases présentent la même charge. Cette différence entre les résultats des configurations étoile et triangle est dû au fait que le déséquilibre en tension de charges dans le cas de la configuration étoile est plus important que celui dans le cas de la configuration triangle (Figure 2.9. a et b). En effet, dans le cas d'une charge résistive, la puissance active varie avec le carré de la tension.

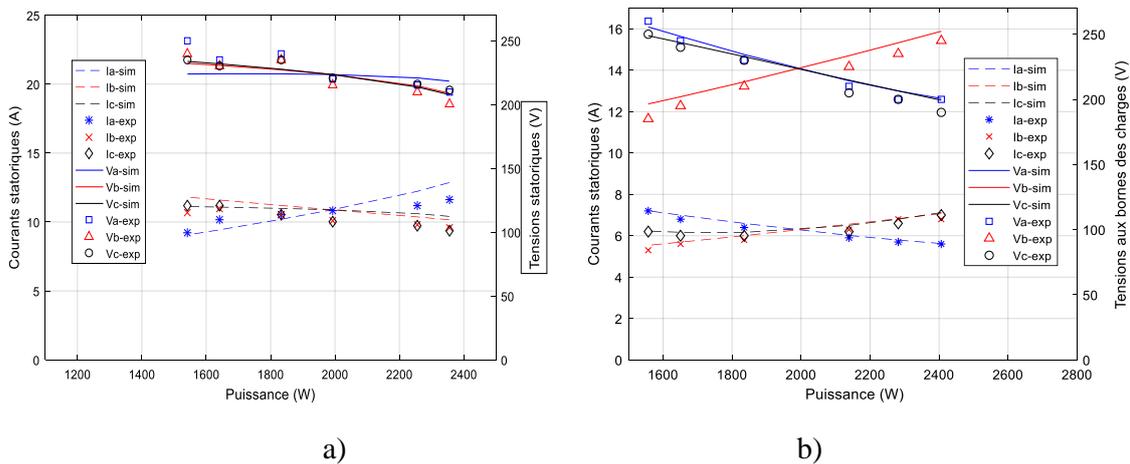


Figure 2.9. Performances du GAAE en mode déséquilibré : a) Configuration en triangle et b) Configuration en étoile

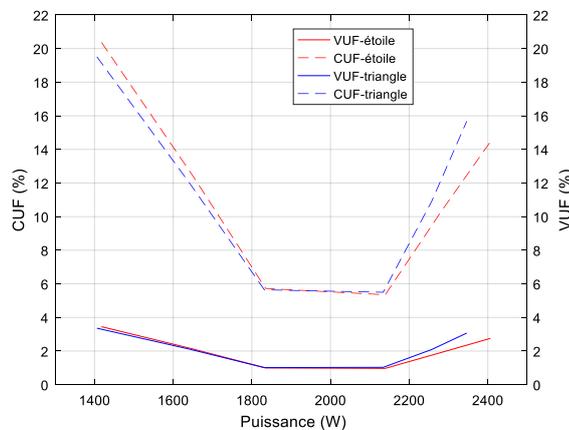


Figure 2.10. Degrés de déséquilibre en courant et en tension du GAAE en mode déséquilibré

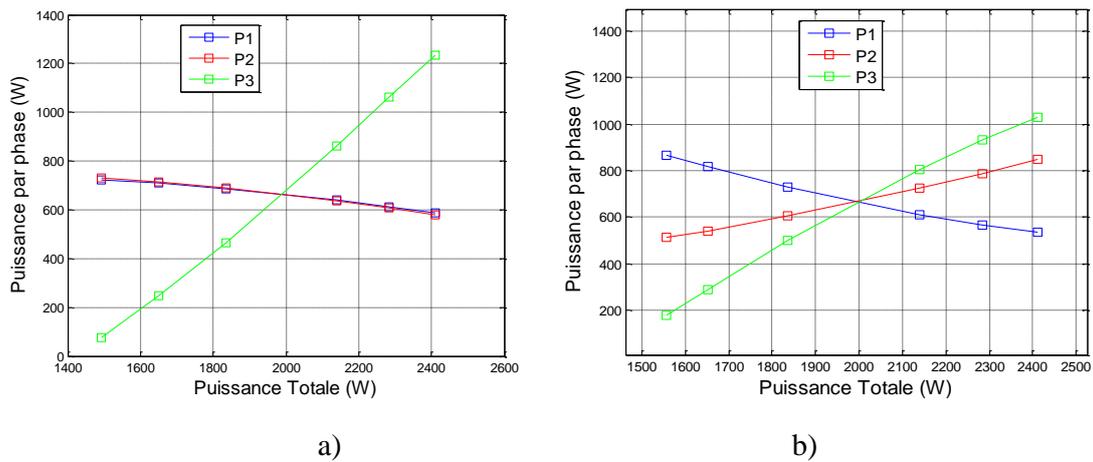


Figure 2.11. Puissances par phase en fonction de la puissance totale : a) Configuration en triangle et b) Configuration en étoile

2.3.2.3. Mode monophasé

Dans cette partie, on examine les performances du GAAE triphasé alimentant une charge monophasée (débit sur une phase). Ce mode de fonctionnement engendre un déséquilibre extrême au niveau du générateur. Plusieurs topologies de connexion des condensateurs et de la charge existent [55]. La topologie adoptée dans cette partie consiste à utiliser trois condensateurs d'excitation (C_a, C_b, C_c). La charge monophasée (R) étant branchée aux bornes de l'une des trois phases (phase b). La Figure 2.12 représente les connexions de la charge monophasée au circuit électrique du GAAE dans le cas d'une configuration en triangle.

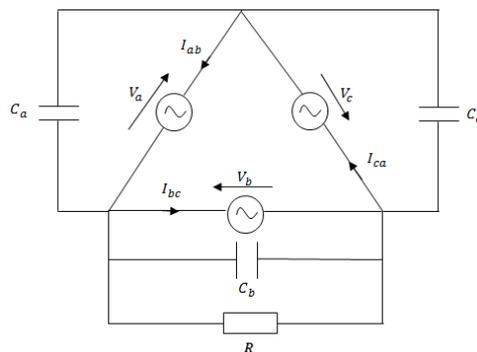


Figure 2.12. Schéma de connexion du GAAE à une charge monophasée

Les trois condensateurs sont identiques avec une capacité de $80\mu\text{F}$ chacun. Les résultats de la configuration en étoile sont donnés pour six valeurs de la charge monophasée : $38.7 \Omega, 45.9 \Omega, 57.3 \Omega, 75.3 \Omega, 108.3 \Omega$ et 204.6Ω , et les résultats de la configuration en triangle sont donnés pour trois valeurs de la charge monophasée $38.7, 57.3$ et 75.3Ω .

La Figure 2.13 représente les variations des courants statoriques et celle des tensions aux bornes des condensateurs d'excitation pour les configurations étoile et triangle. D'après la Figure 2.13, on constate que les résultats de simulation concordent avec ceux obtenus expérimentalement, ce qui démontre la consistance du modèle élaboré même pour les cas de déséquilibres extrêmes soit le fonctionnement monophasé.

Les courbes représentant la variation des tensions (Figure 2.13) pour les deux configurations en étoile et en triangle montrent que la tension aux bornes de la charge monophasée (phase b) est pratiquement constante et proche de la valeur nominale de la machine soit 220 V. Aussi, la tension du condensateur de la phase « a » pour la configuration étoile augmente avec la charge jusqu'à atteindre 340 V pour une charge de 38.7 Ω, ce qui peut causer un risque pour le condensateur branché sur cette phase. Les tensions aux bornes des condensateurs pour la configuration triangle sont très proches les unes des autres et pratiquement invariable avec la puissance.

La Figure 2.14 représente les variations des coefficients VUF et CUF en fonction des puissances des charges monophasées. Les courbes de variation des coefficients CUF et VUF augmentent proportionnellement avec la puissance, toutefois le déséquilibre en courant (CUF) est plus significatif que le déséquilibre en tension (VUF). Le CUF atteint 32% pour une puissance de 1300 W, soit un tiers de la puissance nominale de la machine. La configuration triangle présente un CUF plus élevés, tandis que les VUF sont presque identiques.

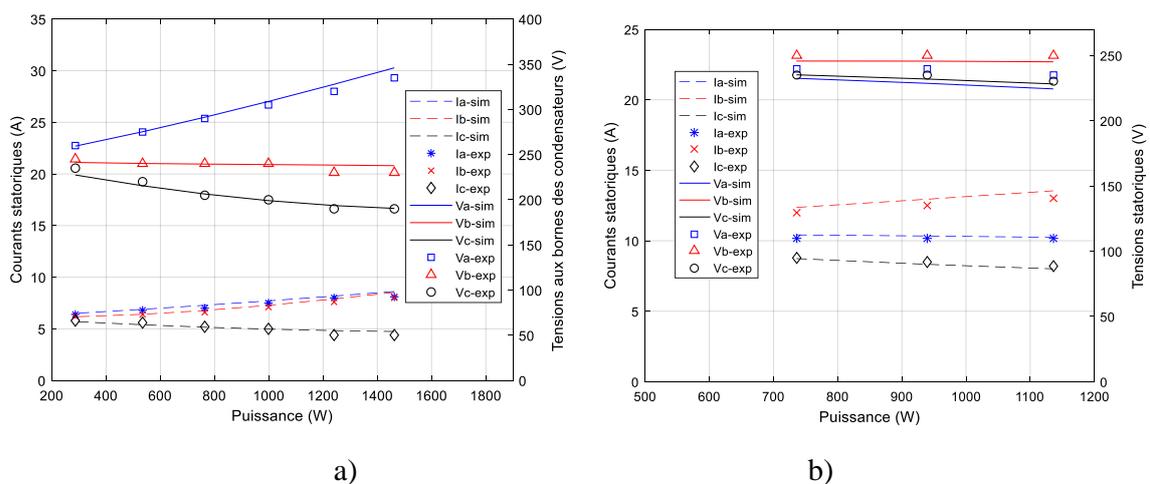


Figure 2.13. Performances du GAAE en mode monophasée : a) Configuration étoile et b) Configuration triangle.

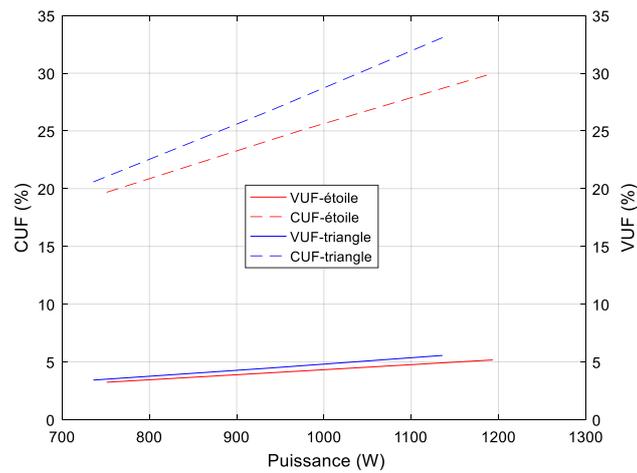


Figure 2.14. Degrés de déséquilibre en courant et en tension du GAAE en mode monophasé

2.4 Conclusion

Dans ce chapitre, les performances en régime permanent du GAAE en mode déséquilibré ont été examinées. En utilisant la méthode des composants symétriques, une nouvelle approche basée sur un modèle modifié du GAAE a été proposée afin de simplifier la résolution des équations.

Le modèle modifié du GAAE en mode déséquilibré a été développé d'une façon similaire au modèle du GAAE en mode équilibré. Ceci a permis d'établir une fonction objectif à deux variables : la réactance magnétisante et la fréquence. Sa résolution a été effectuée à travers une technique itérative en deux étapes, ce qui a permis une détermination séquentielle et séparée des variables de la fonction objectif. Par la suite, le point de fonctionnement du générateur et ses performances ont été déterminés en utilisant les circuits équivalents par phase des séquences directe et inverse de la machine asynchrone tout en prenant en considération l'effet de la saturation magnétique.

Les résultats obtenus à partir du modèle proposé ont été présentés et comparés au modèle conventionnel et où une méthode d'optimisation est utilisée pour la résolution des équations. Pour un même niveau de précision, il a été constaté que la technique itérative permet de résoudre les équations du modèle proposé d'une façon dix fois plus rapide. En effet, en utilisant le modèle proposé, seules quelques itérations sont nécessaires pour la convergence de l'algorithme itératif utilisé.

D'autre part, trois modes de fonctionnement ont été étudiés : le fonctionnement en régime équilibré, le fonctionnement en régime déséquilibré créé par une phase de la charge et le fonctionnement sous charge monophasée. Pour chaque mode de fonctionnement, les résultats relatifs aux tensions et aux courants ainsi que les bilans de puissance ont été présentés et discutés. De plus, une comparaison des performances des deux configurations étoile et triangle de l'ensemble générateur-charge a été présentée. Les résultats théoriques ont été validés expérimentalement sur une machine asynchrone triphasée de 3,5 kW.

Pour un fonctionnement en charge équilibrée avec une vitesse rotorique constante, le courant statorique est quasi constant mais la tension statorique varie inversement avec l'augmentation de la charge, ce qui reste un inconvénient. Le déséquilibre lié à la différence des puissances consommées sur chacune des phases de la charge a été examiné. Des coefficients permettant de quantifier le degré de déséquilibre en courant (CUF) et en tension (VUF) ont été introduits et calculés pour chaque cas de déséquilibre. Les (VUF) sont toujours inférieurs aux (CUF). Les caractéristiques de (CUF) et (VUF) pour les deux configurations en triangle et en étoile sont presque identiques. La configuration monophasée présente le CUF le plus élevé ; il atteint une valeur de 32% pour un peu moins d'un tiers de la puissance nominale de la machine (montage triangle). En outre, les tensions aux bornes des charges de la configuration en triangle sont moins déséquilibrées comparativement à la configuration en étoile.

Pour le fonctionnement en mode monophasé (montage triangle), le GAAE triphasé présente des caractéristiques en courant et en tension proches des valeurs nominales, ce qui offre la possibilité d'utiliser ce type de générateur pour l'alimentation des charges monophasées. Le chapitre suivant examine en détail ce mode de fonctionnement particulier du GAAE triphasé.

Chapitre 3

Etude de cas : Fonctionnement de la machine asynchrone triphasée comme générateur monophasé

3.1 Introduction

Dans les zones rurales et isolées où le réseau électrique n'est pas disponible, les moteurs asynchrones monophasés utilisés pour différents appareils électroménagers, constituent, avec l'éclairage, une part importante des charges domestiques. Dans de tels cas, l'alimentation monophasée peut être utilisée afin que le système de distribution électrique soit simple et rentable.

La machine asynchrone à conception monophasée peut être utilisée comme générateur asynchrone monophasé mais sa fabrication en série est limitée à des puissances de sortie relativement faibles. Néanmoins, le comportement de la machine asynchrone monophasée a été étudié par de nombreux chercheurs [96, 97]. Contrairement aux machines asynchrones monophasées, celles à conception triphasées sont disponibles dans une très large plage de puissance. Avec certains arrangements, une machine asynchrone triphasée peut être utilisée pour alimenter des charges monophasées. À l'aide d'un seul condensateur, plusieurs topologies de branchements peuvent être obtenues [55].

Dans ce chapitre, on présente l'étude d'un cas particulier de déséquilibre du GAAE triphasé, à savoir l'alimentation d'une charge monophasée à partir d'un GAAE triphasé. Ceci est accompli à travers l'utilisation du modèle du GAAE en régime permanent déséquilibré qui a été développé dans le chapitre précédent. Les résultats théoriques seront comparés à ceux issus des mesures expérimentales.

Toutefois, le fonctionnement du GAAE en mode monophasé engendre un déséquilibre extrême au niveau des grandeurs électriques de la machine. Afin de minimiser ce déséquilibre extrême, nous proposerons deux méthodes de contrôle des grandeurs électriques du GAAE triphasé alimentant une charge monophasée variable. Ces deux méthodes de contrôle sont basées sur le réajustement des capacités des condensateurs d'excitation en fonction de la charge et ce, à travers l'utilisation d'un système de commutation de condensateurs de différentes valeurs. Les performances de ces deux méthodes de contrôle proposées sont évaluées sur un prototype expérimental.

3.2. Equilibrage du GAAE triphasé alimentant une charge monophasée

Comme établi dans le chapitre précédent, le fonctionnement du GAAE triphasé alimentant une charge monophasée engendre un déséquilibre extrême au niveau de la machine. L'objectif des topologies d'équilibrage est de minimiser le degré de déséquilibre en courant et de tension. Par ailleurs, pour réduire ce déséquilibre au niveau du GAAE triphasé, il existe deux principales méthodes [55]. La première méthode consiste à rajouter des éléments passifs (essentiellement des condensateurs) au branchement du circuit électrique de l'ensemble GAAE triphasé - charge monophasée. Avec un bon choix des éléments passifs ajoutés, le GAAE triphasé peut fonctionner en mode équilibré même s'il débite sur une seule phase.

Malgré la simplicité des topologies d'équilibrage basées sur le rajout des éléments passifs, elles ne sont efficaces que pour une valeur fixe de la charge. Pour pouvoir réguler les grandeurs électriques du GAAE sur toute la plage de variation de la charge, une deuxième méthode consiste à utiliser des convertisseurs électroniques de puissance. En se basant sur ces deux méthodes, plusieurs topologies de branchement de la charge monophasée au circuit électrique du GAAE triphasé ont été proposées dans la littérature [55]. Dans ce qui suit, nous donnons un aperçu sur ces principales topologies de branchement.

3.2.1 Régulation passive

Du fait de la simplicité de cette méthode de régulation, plusieurs topologies d'équilibrage du GAAE triphasé ont été proposées dans la littérature. Pour les deux connexions de la machine (étoile ou triangle), le nombre de condensateurs utilisés pour l'auto-excitation varie de un à trois [35, 55, 98-102].

Le choix parmi les topologies d'équilibrage se fait en fonction des objectifs souhaités par l'utilisateur en termes de puissance maximale et de sensibilité des récepteurs électriques aux variations de la tension et de la fréquence [56, 57]. Toutefois, les topologies les plus étudiées dans la littérature sont la topologie, dite topologie C-2C (Figure 3.1) dans le cas d'une machine couplée en triangle [35] et la topologie, dite topologie de Fukami (Figure 3.2) dans le cas d'une machine couplée en étoile [99]. Par ailleurs, il est à noter qu'en dépit de la simplicité de la mise en œuvre de ces topologies de branchement, leur inconvénient est qu'elles ne sont efficaces que pour une plage définie de la puissance débitée.

Dans [56, 57], les auteurs ont effectué une comparaison entre les performances du GAAE en régime permanent en considérant différentes topologies de branchement de la charge

monophasée au circuit électrique de la machine. D’après les résultats de ces deux études, les topologies utilisant une machine asynchrone branchée en triangle donnent de meilleures performances par rapport aux autres topologies.

D’autre part, le fonctionnement du GAAE en mode monophasé est caractérisé par un déclassement en puissance de la machine ; la puissance maximale permise en mode monophasé est étroitement liée au degré de déséquilibre en courant maximal toléré par la machine. La littérature révèle que les différentes topologies de branchement utilisées pour le fonctionnement du GAAE en mode monophasé permettent d’avoir des valeurs comprises entre 40% et 86% de la puissance équivalente de la machine lorsqu’elle fonctionne en mode équilibré [55].

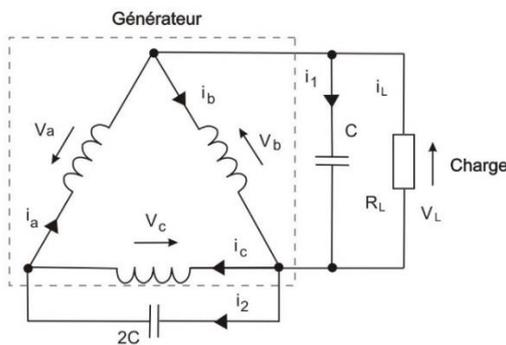


Figure 3.1 Topologie C-2C

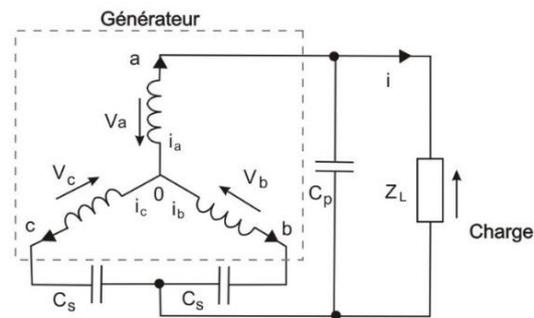


Figure 3.2 Topologie de Fukami

3.2.2 Régulation active

La régulation active est basée sur l’utilisation des convertisseurs électroniques de puissance. Ce type de régulation est d’un coût relativement élevé par rapport à la régulation passive. Dans cette partie, on décrit les principales configurations utilisant les convertisseurs d’électronique de puissance pour la régulation des grandeurs électriques du GAAE triphasé alimentant une charge monophasée.

Les auteurs dans [103] ont proposé une topologie de branchement où un contrôleur de charge est branché en parallèle avec la charge monophasée (Figure 3.3). A l’aide de la commande de l’interrupteur commandé, la somme des puissances consommées par la charge monophasée et par la charge de dissipation est maintenue constante, ce qui permet au GAAE de fonctionner dans un seul point de fonctionnement en dépit de la variation de la charge monophasée.

Une autre configuration consiste à utiliser une combinaison d’un onduleur de tension triphasé et un contrôleur de charge, la charge monophasée étant branchée entre deux phases du GAAE (Figure. 3.4). La commande appliquée sur l’onduleur permet la redistribution des courants à

travers les bras de l'onduleur, ce qui permet d'équilibrer les courants dans la machine. De plus, la fréquence statorique est imposée par la commande de l'onduleur [45].

Le compensateur synchrone (STATCOM) peut être aussi utilisé [44, 46]. Le branchement du STATCOM au circuit électrique du GAAE est le même que celui représenté dans la Figure. 1.8 (voir le chapitre 1). Toutefois, la charge monophasée est branchée entre deux phases de la machine.

Une solution récente pour le contrôle des grandeurs électriques du GAAE triphasé alimentant une charge monophasée consiste à brancher un onduleur de tension monophasé aux bornes d'une des trois phases de la machine et le neutre, la charge monophasée étant branchée en série avec les deux phases restantes (Figure 3.5). L'avantage de cette topologie réside dans la possibilité de contrôler les puissances actives et réactives mises en jeu dans la machine à travers un onduleur monophasé au lieu d'un onduleur triphasé [58].

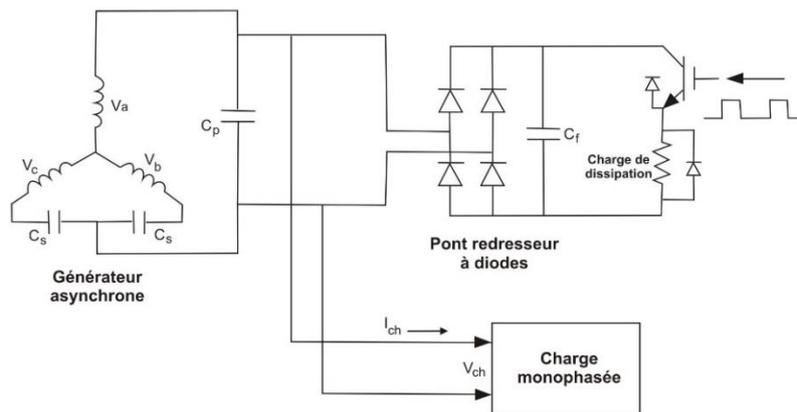


Figure 3.3 Topologie à base d'un contrôleur de charge

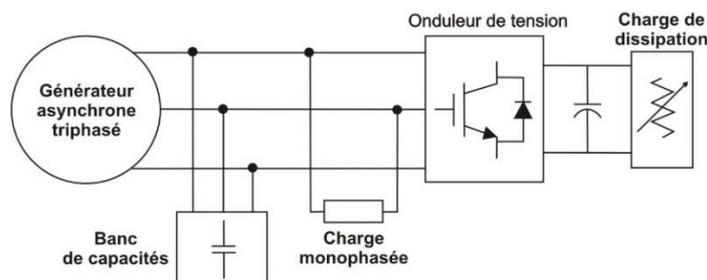


Figure 3.4 Topologie à base d'un onduleur triphasé et un ELC

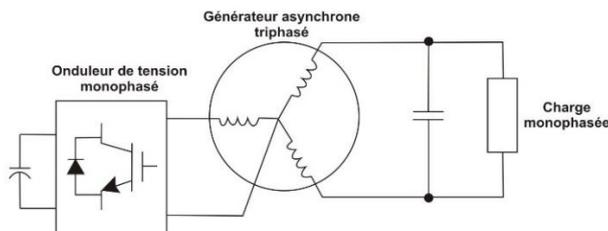


Figure 3.5 Topologie à base d'un onduleur monophasé

Par ailleurs, il est à noter que, dans un système de production d'électricité destiné aux zones rurales isolées, la simplicité et le coût sont des facteurs qui pourraient prévaloir sur la qualité énergétique. De ce fait, l'utilisation de convertisseurs de puissance sophistiqués et coûteux n'est pas toujours justifiée pour l'alimentation des charges monophasées isolées à partir d'un GAAE triphasé. Ainsi, dans ces conditions, il est plus approprié d'utiliser un dispositif simple pour le contrôle des grandeurs électriques du GAAE en dépit de la présence d'un certain degré de déséquilibre.

Pour les raisons sus citées, la topologie que nous adoptons pour l'équilibrage du GAAE triphasé sera basée sur le principe de la régulation passive. La Figure. 3.6 représente les connexions de la topologie de branchement adoptée pour le GAAE triphasé avec la charge monophasée dans le cas d'une configuration en triangle. La charge résistive monophasée R_a est branchée aux bornes de la phase 'a' et les condensateurs d'excitation sont représentés par C_a, C_b, C_c . La modélisation mathématique régissant le fonctionnement du GAAE triphasé en mode équilibré sera détaillée dans le prochain paragraphe.

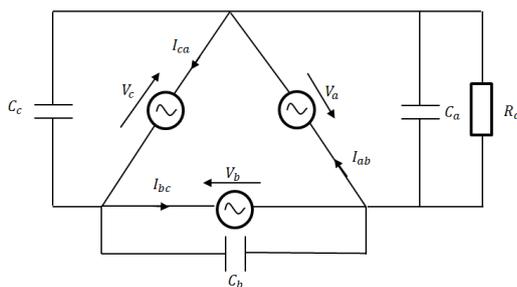


Figure 3.6 Schéma de connexion du GAAE triphasé à la charge monophasée

3.3. Méthode d'équilibrage du GAAE triphasé alimentant une charge monophasée

L'équilibrage du GAAE triphasé est assuré à travers un choix approprié des capacités des trois condensateurs d'excitation (Figure 3.6). Pour cela, nous nous intéressons dans cette section à la méthode de calcul des capacités des trois condensateurs d'excitation permettant un fonctionnement équilibré du GAAE triphasé alimentant une charge monophasée. Ceci est

effectué à l'aide du modèle en régime permanent qui a été développé dans le chapitre précédent et où le cas généralisé d'une charge triphasée déséquilibrée a été considéré. En effet, l'alimentation d'une charge monophasée à partir d'un GAAE triphasé représente un cas particulier du fonctionnement du GAAE triphasé en mode déséquilibré.

En outre, dans ce qui suit, l'étude théorique et la validation expérimentale seront effectuées sur la machine asynchrone MAS 2 (voir annexe). Dans toute l'étude, la vitesse rotorique est maintenue constante à 1500 tr/min et la charge sera considérée purement résistive.

3.3.1 Condition de fonctionnement du GAAE triphasé en mode équilibré

D'après les équations du modèle du GAAE en régime permanent déséquilibré (chapitre 2), la condition du fonctionnement en mode équilibré du GAAE alimentant une charge monophasée peut être établie à partir de l'équation de la tension statorique de la séquence inverse (V^i). En effet, le fonctionnement du GAAE en mode équilibré n'est possible que si V^i est nulle. Ainsi, à partir de l'équation (2.15) (voir le chapitre 2), on aura :

$$V^i = \left(\frac{-y_a}{y_0 + Y_i} \right) V^d = 0 \quad (3.1)$$

Dans un fonctionnement en auto-amorcé, la tension V^d n'est pas nul, ainsi, l'équation (3.1) implique:

$$y_a = 0 \quad (3.2)$$

En remplaçant y_a par son expression donnée dans l'équation (2.7) (voir le chapitre 2), on peut écrire :

$$y_a + y_b \cdot a + y_c \cdot a^2 = 0 \quad (3.3)$$

L'équation (3.3) fixe les conditions d'équilibrage du GAAE pour n'importe qu'elle topologie de branchement de la charge monophasée avec le circuit électrique d'un GAAE triphasé connecté en triangle [35]. Comme on va l'établir ci-après, un choix approprié des capacités des condensateurs d'excitation en fonction de la résistance de la charge permettra de faire vérifier la condition d'équilibrage du GAAE établie dans l'équation (3.3).

3.3.2. Méthode de calcul des capacités des condensateurs d'excitation

Dans cette partie, on s'intéresse à la méthode de calcul des capacités des condensateurs d'excitation C_a, C_b, C_c qui permettent d'avoir un point de fonctionnement en mode équilibré du GAAE alimentant une charge résistive monophasée de valeur spécifique. Pour cela, deux équations sont nécessaires afin de régir les caractéristiques de ce point de fonctionnement. La

première étant l'équation (2.17) (voir le chapitre 2) qui établit la condition d'auto-amorçage du générateur et la deuxième est l'équation (3.3) qui établit la condition du fonctionnement du GAAE en mode équilibré. En procédant à la séparation des parties réelle et imaginaire de ces deux équations, on obtient :

$$Re (Y_d + y_0 - \frac{y_d y_i}{y_0 + Y_i}) = 0 \quad (3.7)$$

$$Imag (Y_d + y_0 - \frac{y_d y_i}{y_0 + Y_i}) = 0 \quad (3.8)$$

$$Re (y_a + y_b \cdot a + y_c \cdot a^2) = 0 \quad (3.9)$$

$$Imag (y_a + y_b \cdot a + y_c \cdot a^2) = 0 \quad (3.10)$$

D'autre part, afin que le GAAE fonctionne avec une tension statorique de valeur désirée $V_{dés}$, les équations suivantes doivent être satisfaites :

$$|V_a| - V_{dés} = 0 \quad (3.11)$$

$$|V_b| - V_{dés} = 0 \quad (3.12)$$

$$|V_c| - V_{dés} = 0 \quad (3.13)$$

Où V_a , V_b et V_c représentent les tensions statoriques des phases a,b et c de la machine respectivement et $V_{dés}$ est la valeur désirée de la tension statorique.

Le système d'équations formé par (3.7)-(3.13) est fonction de neuf variables $X_m, F, v, C_a, C_b, C_c, R_a, R_b$ et R_c . Dans cette étude, on s'intéresse à la résolution des équations (3.7)-(3.13) pour des valeurs fixes de la vitesse rotorique v et des résistances de charge R_a, R_b, R_c . En effet, dans cette étude, on considère que la vitesse rotorique est fixe c.à.d. $v = 1$. D'autre part, étant donné que la charge monophasée est branchée sur la phase 'a' de la machine (Figure. 3.6), ainsi seule la valeur de R_a est retenue ; les valeurs de R_b et R_c sont mises à l'infini. Dans ces conditions, les équations (3.7)-(3.13) seront exprimées en fonction des cinq variables suivantes F, X_m, C_a, C_b et C_c .

Par conséquent, la résolution des équations (3.7)-(3.13) permettra de calculer, pour une charge résistive monophasée de valeur donnée, les capacités des condensateurs C_a, C_b, C_c assurant l'équilibrage du GAAE triphasé tout en fixant la tension statorique à la valeur désirée $V_{dés}$. Toutefois, il faut noter que ce calcul doit aussi tenir compte des données de la courbe de magnétisation de la machine MAS 2 (voir l'équation $E^d = f(X_m)$ dans l'annexe).

3.3.2.1. Résultats théoriques

En adoptant la démarche détaillée précédemment, les équations (3.7)-(3.13) sont résolues numériquement avec une méthode d'optimisation, et ce en utilisant la fonction « fsolve » qui est disponible dans Matlab. Dans ce qui suit, les capacités des condensateurs d'excitation C_a , C_b et C_c permettant l'équilibrage du GAAE sont calculées pour cinq valeurs de la charge monophasée : 55 Ω , 70 Ω , 150 Ω , 70 Ω et 370 Ω . De plus, la valeur de la tension désirée est maintenue constante à $V_{dés} = 230$ V. Les résultats obtenus à partir de la simulation des performances du GAAE en régime permanent équilibré sont représentés dans la Figures. 3.7 à 3.9.

D'après les Figures 3.7 et 3.8, on remarque que les tensions et les courants statoriques sont maintenues à l'équilibre durant toute la plage de variation de la puissance débitée. De plus, les tensions statoriques sont régulées à la valeur désirée $V_{dés} = 230$ V (Figure 3.7). D'autre part, on remarque que la valeur des courants statoriques augmente proportionnellement avec la puissance active débitée (Figure 3.8). Ceci est dû au fait que lorsque la puissance active augmente, les courants réactifs circulant dans les condensateurs d'excitation augmentent aussi afin de maintenir la tension statorique à la valeur désirée (230 V).

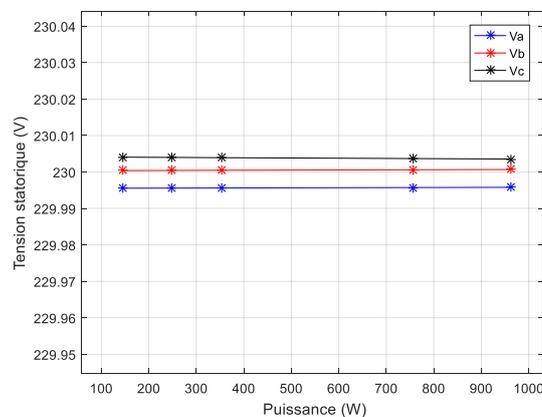


Figure 3.7 Variation des tensions statoriques

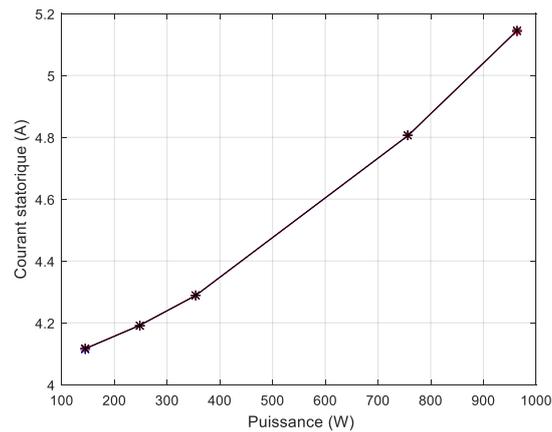


Figure 3.8 Variation des courants statoriques

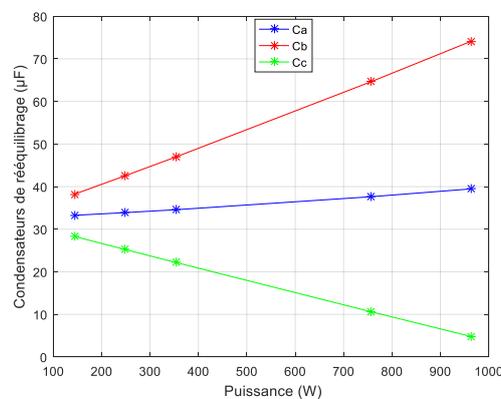


Figure 3.9 Variation des capacités C_a , C_b et C_c

Par ailleurs, d'après la Figure 3.9 représentant les courbes de variation des capacités des condensateurs C_a , C_b et C_c en fonction de la puissance débitée, on remarque que pour avoir un fonctionnement équilibré du GAEE, les valeurs de C_b augmentent, celles de C_c diminuent alors que celles de C_a varient de peu (valeur comprise entre $36\mu\text{F}$ et $39\mu\text{F}$).

Les résultats de la Figures 3.9 confirment qu'à travers un choix adéquat des capacités des condensateurs d'excitation, le GAEE triphasé peut fonctionner en mode équilibré en dépit de la présence du déséquilibre au niveau de la charge (débit sur une seule phase seulement). Toutefois, ce fonctionnement du GAEE en mode équilibré n'est obtenu que pour une valeur spécifique de la résistance charge. Ainsi, afin d'assurer un équilibrage des grandeurs électriques du GAEE alimentant une charge résistive monophasée de valeur variable, un réajustement des capacités des condensateurs d'excitation doit être effectué en fonction de la valeur de la résistance de charge. En se basant sur ce principe, nous présentons, dans le paragraphe suivant, deux méthodes de contrôle qui permettant d'avoir un fonctionnement équilibré et régulé du GAEE triphasé dans le cas de l'alimentation d'une charge résistive monophasée variable.

3.4. Contrôle des grandeurs électriques du GAAE triphasé

Afin de pouvoir contrôler les grandeurs électriques du GAAE triphasé à travers le réajustement des capacités des condensateurs d'excitation, on propose l'utilisation d'un système de commutation de condensateurs d'excitation ayant différentes valeurs [104]. L'avantage de ce système proposé réside dans sa possibilité de pouvoir réajuster, indépendamment sur chacune des trois phases, les capacités des condensateurs d'excitation commutés, ce qui s'adapte à notre application comme le confirme l'analyse présentée dans le paragraphe précédent.

Selon la procédure de sélection des condensateurs qui sont commutés à partir du système de commutation de condensateurs proposé, nous présentons, dans ce qui suit, deux méthodes de contrôle des grandeurs électriques du GAAE.

3.4.1. Première méthode de contrôle des grandeurs électriques du GAAE

Dans cette première méthode, le contrôle des grandeurs électriques du GAAE est établi en deux étapes. Dans un premier temps, les capacités des condensateurs d'excitation sont calculées dans le but d'assurer à la fois un fonctionnement parfaitement équilibré et régulé du GAAE triphasé alimentant des charges résistives monophasées de valeurs prédéfinies. Ainsi, pour chaque valeur prédéfinie de la charge, les valeurs calculées des capacités des condensateurs seront regroupés en triplets (C_a, C_b, C_c).

Dans un second temps, à travers l'utilisation des triplets de capacités (C_a, C_b, C_c) dont les valeurs ont été calculés initialement pour des valeurs prédéfinies de la charge, on examine, pour les autres valeurs non-prédéfinies de la charge, la possibilité du fonctionnement du GAAE en mode quasi équilibré.

3.4.1.1 Calcul des valeurs des triplets (C_a, C_b, C_c) des valeurs prédéfinies de la charge

Dans cette partie, on s'intéresse au calcul des valeurs des triplets (C_a, C_b, C_c) permettant un fonctionnement du GAAE en mode parfaitement équilibré pour des charges à valeurs prédéfinies. Ceci est effectué avec la même la méthode présentée précédemment qui consiste à résoudre numériquement le système d'équations formé par (3.7)-(3.13) avec une méthode d'optimisation (voir § 3.3.2). De plus, la tension statorique est régulée à une valeur désirée $V_{dés} = 220 V$.

Dans cette étude, les valeurs des triplets (C_a, C_b, C_c) seront calculées pour six valeurs prédéfinies de la charge monophasée : 370 Ω , 230 Ω , 135 Ω , 95 Ω , 68 Ω et 57 Ω . Les résultats obtenus sont

données dans le Tableau 3.1. A partir des résultats du Tableau 3.1, on constate qu'afin d'assurer un fonctionnement équilibré et régulé du GAAE, les valeurs des triplets (C_a, C_b, C_c) doivent être réajustées en fonction de la valeur de la résistance de charge. Dans notre travail, ceci est réalisé à travers un système de commutation de condensateurs de différentes valeurs.

Tableau 3.1. Valeurs des triplets (C_a, C_b, C_c) en fonction des valeurs prédéfinies de la charge monophasée avec $V_{dés} = 220 V$

Numéro de référence du triplet (C_a, C_b, C_c)	Charge monophasée [Ω]	Valeurs des capacités des triplets (C_a, C_b, C_c) [μF]			Tension statorique [V]
Triplet N°1	370	$C_a = 32.3$	$C_b = 37.3$	$C_c = 27.3$	220
Triplet N°2	230	$C_a = 32.7$	$C_b = 40.7$	$C_c = 24.6$	220
Triplet N°3	135	$C_a = 33.2$	$C_b = 47$	$C_c = 19.3$	220
Triplet N°4	95	$C_a = 34.2$	$C_b = 54$	$C_c = 14.4$	220
Triplet N°5	68	$C_a = 36$	$C_b = 63.6$	$C_c = 8$	220
Triplet N°6	57	$C_a = 37$	$C_b = 70$	$C_c = 3$	220

3.4.1.2. Description du système de commutation de condensateurs

Le système de commutation de condensateurs proposé est constitué de batteries de condensateurs de différentes capacités ; branchés en parallèle et reliés avec des relais électromagnétiques. A travers la commande des différents relais électromagnétiques, les condensateurs des batteries sont commutés afin d'avoir des condensateurs équivalents dont les capacités sont, selon les condensateurs constituant les batteries, plus au moins proches de celles des six triplets (C_a, C_b, C_c) listées dans le Tableau 3.1.

D'après le Tableau 3.1, on remarque que la capacité du condensateur C_a ne varie pas beaucoup en fonction de la charge, ainsi, on admettra une valeur moyenne constante telle que $C_a = 35 \mu F$. De ce fait, seules deux batteries de condensateurs (A) et (B) seront utilisées, où chacune des deux batteries (A) et (B) sera respectivement branchée en parallèle avec les phases 'b' et 'c' de la machine. Ainsi, les condensateurs équivalents dont les capacités correspondent à celles des condensateurs C_b et C_c listées dans le Tableau 3.1 seront obtenus à partir des combinaisons des condensateurs des deux batteries (A) et (B) respectivement. Le dispositif des deux batteries de condensateurs utilisé est schématisé dans la Figure 3.10. Les capacités des condensateurs de la première batterie (A) ont pour valeurs: 35 μF , 14 μF , 12 μF et celles des condensateurs de la deuxième batterie (B) ont pour valeurs: 35 μF , 14 μF , 7 μF .

Afin d'obtenir les capacités désirées des condensateurs équivalents à partir des deux batteries (A) et (B), la commande des relais électromagnétiques s'effectue à l'aide d'une carte à microcontrôleur de la série Arduino. Ceci permet de faire fonctionner les deux batteries de condensateurs utilisées comme des condensateurs à capacité variable. La procédure de commande des relais électromagnétiques sera décrite en détail dans la sous-section dédiée à la validation expérimentale.

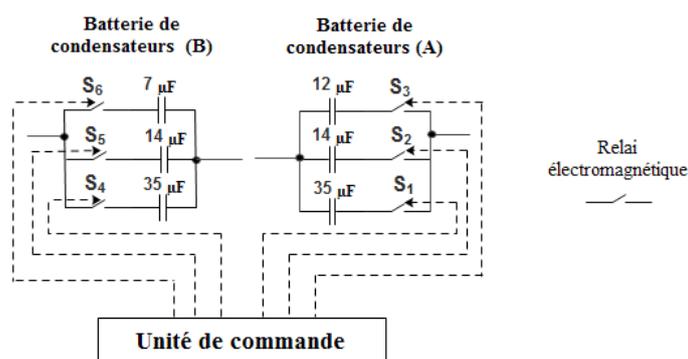


Figure. 3.10 Dispositif des deux batteries de condensateurs (A) et (B)

3.4.1.3. Fonctionnement du GAEE en mode quasi-équilibré

Dans § 3.4.1.1, les valeurs des six triplets (C_a , C_b , C_c) listés dans le Tableau 3.1 ont été calculées pour permettre un fonctionnement du GAEE en mode parfaitement équilibré avec des charges monophasées à valeurs prédéfinies (370Ω , 230Ω , 135Ω , 95Ω , 68Ω et 57Ω). Pour tenir compte des valeurs non-prédéfinies de la charge, il est clair que les valeurs des triplets (C_a , C_b , C_c) doivent être de nouveau recalculées pour chaque valeur de la charge. Cependant, dans cette première méthode de contrôle que nous proposons, cette étape est évitée et les six triplets (C_a , C_b , C_c) dont les valeurs sont listés dans le Tableau 3.1 seront aussi utiliser pour le contrôle des grandeurs électriques du GAEE alimentant des charges monophasées à valeurs non-prédéfinies. Dans ces conditions, il est évident que, pour les charges monophasées à valeurs non-prédéfinies, le GAEE fonctionnera en mode quasi-équilibré.

Pour quantifier le degré de déséquilibre maximal que peut atteindre le GAEE durant son fonctionnement en mode quasi-équilibré (toute valeur de la résistance de charge comprise entre 57Ω et 370Ω), nous évaluerons la variation des valeurs des deux coefficients de degré de déséquilibre en tension (VUF) et en courant (CUF) en fonction de la valeur de la résistance de charge. Ceci est effectué avec la même procédure de calcul décrite précédemment pour le traçage des courbes de la Figure 3.9. Ainsi, les courbes de CUF et VUF sont tracées pour chacun des six triplets (C_a , C_b , C_c) répertoriés dans le Tableau 3.1. Les résultats obtenus sont représentés

dans la Figure 3.11. Pour la clarté des résultats, l'axe des abscisses est mis en échelle logarithmique. D'après la Figure 3.11, on remarque que les valeurs de VUF sont plus faibles par rapport à celles de CUF. De ce fait, seules les courbes de CUF seront retenues dans la suite de cette étude.

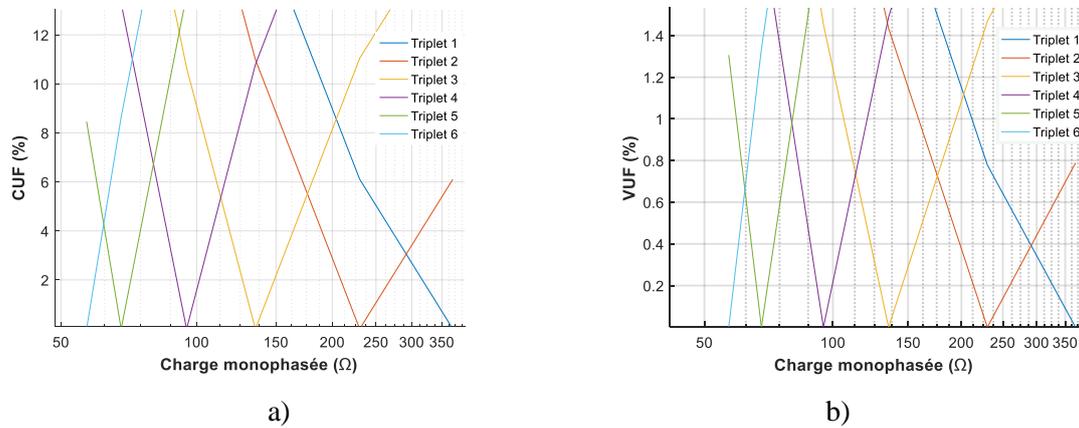


Figure 3.11 Variations des valeurs des coefficients de déséquilibre en fonction de la charge monophasée : a) CUF et b) VUF

A partir de la Figure. 3.11.a, on peut localiser, sur chacune des six courbes de variation de CUF, les portions de courbes inférieures où les valeurs CUF sont les plus faibles. Chacune de ces portions de courbes forme une courbe en lettre 'V' qui est délimitée par les points d'intersection entre les six courbes adjacentes de CUF. Dans la Figure. 3.12, on représente en couleur rouge l'association de ces portions de courbes.

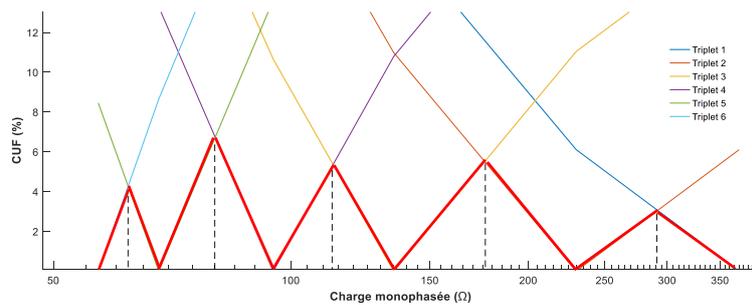


Figure 3.12 Association des parties inférieures des six courbes en 'V' des valeurs de CUF

Le Tableau 3.2 ci-dessous donne les intervalles de valeurs des résistances de charge correspondants aux portions de courbes associées à chacun des six triplets (C_a , C_b , C_c). Les limites de ces intervalles sont déterminées graphiquement à partir des points d'intersection entre les six courbes adjacentes de CUF (Figure 3.12).

Tableau 3.2. Intervalles de valeurs de la charge monophasée correspondant aux six triplets

Numéro de référence du triplet	Intervalle correspondant de valeurs de la charge monophasée
Triplet N°1	290 Ω – 370 Ω
Triplet N°2	176 Ω – 290 Ω
Triplet N°3	113,3 Ω – 176 Ω
Triplet N°4	80 Ω – 113,3 Ω
Triplet N°5	62,2 Ω – 80 Ω
Triplet N°6	57 Ω – 62,2 Ω

Sur la base des résultats du Tableau 3.2, le contrôle des grandeurs électriques du GAAE est effectué à travers le réajustement des valeurs des triplets (C_a, C_b, C_c) en fonction des intervalles de valeurs des résistances de charge. Ainsi, le GAAE peut fonctionner avec un degré de déséquilibre plus ou moins important ($CUF \neq 0$) sur toute la plage de variation de la charge (toute valeur comprise entre 57 Ω et 370 Ω). Ce degré de déséquilibre peut être estimé à partir de la courbe de la Figure 3.12 (en couleur rouge). D'après cette courbe, la valeur maximale de CUF que peut atteindre le GAAE est de 7%. Cette valeur maximale de 7% obtenue pour le CUF est un résultat spécifique à la présente étude. En effet, pour réduire cette valeur, les six intervalles de valeurs des résistances de charge doivent être rétrécis davantage (Figure 3.12). Ceci implique que les valeurs des triplets (C_a, C_b, C_c) doivent être calculées pour un nombre plus important de valeurs prédéfinis des résistances de charge (dans cette étude, nous avons considéré six valeurs seulement). La Figure 3.13 représente l'organigramme des étapes de calcul des valeurs des triplets (C_a, C_b, C_c) ainsi que la procédure d'identification des intervalles des valeurs des résistances de charge correspondants.

Enfin, il est à noter qu'en pratique, le réajustement des valeurs des triplets (C_a, C_b, C_c) en fonction de la valeur de résistance de charge est effectué à travers le dispositif de commutation de condensateurs d'excitation décrit précédemment et où deux batteries de condensateurs sont utilisées (Figure 3.10).

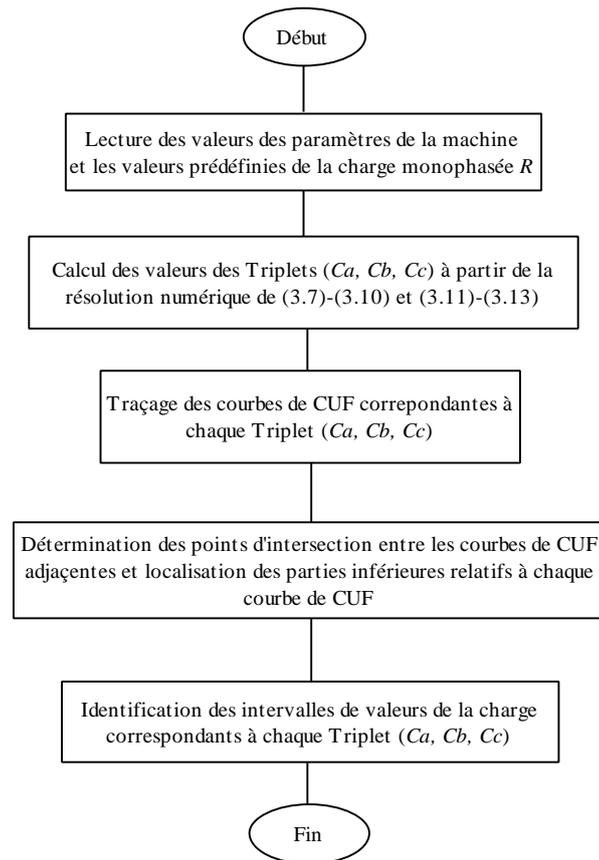


Figure 3.13 Organigramme de la méthode de calcul des valeurs des triplets (C_a , C_b , C_c) et identification des intervalles de valeurs de la charge monophasée correspondants à partir de la Figure 3.12

3.4.1.4. Validation expérimentale

Dans cette partie, on évalue, à travers des relevés expérimentaux, les performances de la première méthode proposée pour le contrôle des grandeurs électriques du GAEE alimentant une charge monophasée variable.

3.4.1.4.1. Description du banc d'essais expérimentale

Le banc d'essai expérimental est constitué de la machine asynchrone triphasée MAS 2 (voir Annexe) qui est entraîné par un moteur asynchrone de 5 kW avec une vitesse rotorique fixée à 1500 tr/min. Le banc d'essais expérimental est représenté sur la Figure 3.14. En outre, on utilise un dispositif de commutation de condensateurs comprenant deux batteries de condensateurs BDC (A) et BDC (B) afin de modifier les capacités des condensateurs d'excitation branchées aux bornes des phases 'b' et 'c' respectivement. La Figure 3.15 montre le schéma de branchement de la charge monophasée et des batteries de condensateurs BDC (A) et BDC (B) avec les phases statoriques du GAEE.



Figure 3.14 Photo du banc d'essais expérimental.

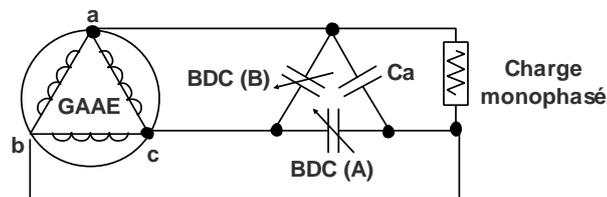


Figure 3.15 Schéma de branchement du GAAE triphasé avec la charge monophasée et les batteries de condensateurs BDC (A) et BDC (B).

3.4.1.4.2. Dispositif expérimental du système de commutation de condensateurs

Comme décrit précédemment (Figure 3.10), le système de commutation de condensateurs utilisé comprend deux batteries de condensateurs qui sont constituées de condensateurs de différentes capacités, branchés en parallèle et reliés avec des relais électromagnétiques. La Figure 3.16 montre le schéma synoptique de la procédure de commutation des condensateurs à travers la commande des relais électromagnétique.

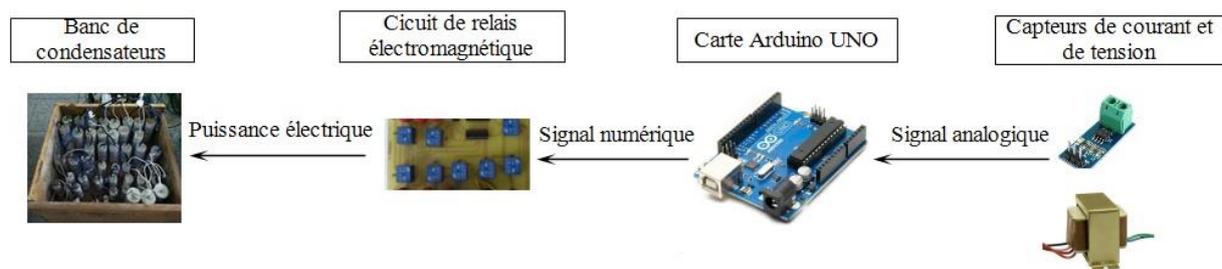


Figure 3.16 Procédure de commutation des condensateurs

La commande des relais électromagnétique est effectuée à travers une carte Arduino UNO. Tout d'abord, la résistance de la charge est mesurée à l'aide d'un système de capteurs de courant et de tension. La tension alternative aux bornes de la charge est mesurée à l'aide d'un transformateur abaisseur et un circuit de conditionnement de signal. D'autre part, la mesure du courant alternatif est effectuée par le capteur ACS712. Les signaux provenant des mesures de

tension et de courant seront transmis aux entrées analogiques de la carte Arduino, ce qui permettra de calculer la résistance de la charge.

Par la suite, en fonction de l'intervalle de valeurs des résistances de charge (Tableau 3.2) auquel appartient la valeur de la résistance mesurée, les états ON/OFF appropriés des différents relais électromagnétique sont déterminés. Ainsi, les sorties numériques de la carte Arduino seront utilisées pour activer les relais électromagnétiques sélectionnés qui commutent à leur tour les condensateurs correspondants (Figure 3.10).

On note que toutes ces opérations sont effectuées à l'aide d'un programme développé dans l'environnement de développement intégré de Arduino (IDE : Integrated Development Environment).

3.4.1.4.3. Procédure de détermination des états des relais électromagnétiques

Dans cette première méthode de contrôle de grandeurs électriques du GAEE, les états ON/OFF des différents relais électromagnétique sont déterminés préalablement à partir d'un code de calcul dédié qui est exécuté sur PC (en offline). Tout d'abord, chacun des relais électromagnétique est affecté à un des condensateurs des deux batteries (A) et (B) comme le montre la Figure 3.10. Puis, à travers une procédure itérative, le code de calcul utilisé permet d'obtenir, pour chacune des valeurs de C_b et C_c des triplets (C_a, C_b, C_c) listées dans le Tableau 3.1, la combinaison optimale des condensateurs qui doivent être commutés à partir des deux batteries (A) et (B) respectivement, et ce afin d'avoir un condensateur équivalent dont la valeur est la plus proche de la valeur désirée. Une fois déterminés, les états ON/OFF des différents relais relatifs aux condensateurs C_b et C_c des six triplets (C_a, C_b, C_c) ainsi que les intervalles de valeurs de la charge correspondants (Tableau 3.2) sont mémorisés dans la carte Arduino.

Par ailleurs, il est à noter que du fait que les deux batteries de condensateurs utilisées (Figure 3.10) disposent d'un nombre limité de condensateurs (trois condensateurs sur chacune des batteries), les combinaisons possibles entre ces condensateurs sont aussi limitées. Par conséquent, ces combinaisons ne permettent pas d'avoir toutes les capacités désirées pour les condensateurs équivalents. Cependant, compte tenu des capacités des condensateurs disponibles au niveau du laboratoire, une marge d'erreur de $\pm 6 \mu\text{F}$ a été adoptée dans cette étude.

A titre de comparaison, le Tableau 3.3 donne les valeurs des capacités des condensateurs C_b et C_c des trois triplets : le triplet N°1, le triplet N°2 et le triplet N°3 listées dans le Tableau

3.1 et celles issues des combinaisons des condensateurs commutés à partir des deux batteries (A) et (B). Les résultats du Tableau 3.3 confirment que l'écart (en valeur absolue) entre les capacités des différents condensateurs d'une même catégorie est inférieur à 6 μF . En outre, en considérant la numérotation adoptée pour les relais dans le schéma de la Figure 3.10, le Tableau 3.4 donne les états des différents relais électromagnétiques relatifs à chacun des triplets N°1, 2 et 3.

Tableau 3.3 Comparaison des valeurs des capacités des condensateurs C_b et C_c des six triplets listées dans le Tableau 3.1 et celles issues des combinaisons des deux batteries de condensateurs

Numéro de référence du triplet	Valeurs issues du Tableau 3.1 [μF]	Valeurs issues des combinaisons des deux batteries de condensateurs [μF]
Triplet 1	$C_b = 37.3$ $C_c = 27.3$	$C_b = 35$ $C_c = 21$
Triplet 2	$C_b = 40.7$ $C_c = 24.6$	$C_b = 35$ $C_c = 21$
Triplet 3	$C_b = 47$ $C_c = 19.3$	$C_b = 47$ $C_c = 21$

Tableau 3.4 Etats des relais électromagnétique : $S_1 - S_6$ relatifs aux triplets N°1, N°2 et N°3 listées dans le Tableau 3.1 ($S_i = 0$: état OFF , $S_i = 1$: état ON)

Numéro de référence du triplet	Etats des relais $S_1S_2S_3$ correspondants à C_b	Etats des relais $S_4S_5S_6$ correspondants à C_c
Triplet 1	$S_1S_2S_3 = 100$	$S_4S_5S_6 = 011$
Triplet 2	$S_1S_2S_3 = 100$	$S_4S_5S_6 = 011$
Triplet 3	$S_1S_2S_3 = 101$	$S_4S_5S_6 = 011$

3.4.1.4.4. Performances du système de commutation des condensateurs

Dans cette partie, on examine les performances du système de commutation des condensateurs pour le contrôle des grandeurs électriques du GAAE alimentant une charge monophasée variable. Le réajustement des capacités des condensateurs d'excitation en fonction de la valeur de la résistance de charge s'effectue selon l'approche décrite précédemment. Dans ce qui suit, deux valeurs de la résistance de charge : 250 Ω et 150 Ω seront examinées. Le mode opératoire adoptée est décrit ci-après.

Initialement, le GAAE est excité avec trois condensateurs d'excitation équilibrés de valeur 35 μF chacun. Une charge monophasée résistive d'une valeur de 250 Ω étant branchée aux bornes de la phase 'a'. Dans ces conditions, le GAAE fonctionne en mode déséquilibré.

Pour avoir un fonctionnement du GAAE en mode équilibré/quasi-équilibré, les condensateurs d'excitation de capacités appropriées sont commutés à partir des deux batteries de condensateurs. A partir du Tableau 3.2, on constate que pour le cas d'une charge monophasée de valeur 250 Ω , le triplet adéquat est le triplet N°2. Ainsi, la commutation des condensateurs à partir des deux batteries de condensateurs se fait à l'instant $t = 8.2$ s. Les résultats expérimentaux obtenus sont représentés dans la Figure 3.17.a.

A l'instant $t = 9.25$ s, la valeur de la charge est modifiée à une valeur de 150 Ω . Ce changement de la valeur de la charge force le GAAE à fonctionner, une autre fois, en mode déséquilibré. Afin de rééquilibrer les grandeurs électriques du GAAE, la même démarche décrite précédemment pour le cas de la charge de valeur 250 Ω est adoptée. Dans le cas d'une charge monophasée de valeur 150 Ω , les capacités appropriées des condensateurs d'excitation correspondent à celles du triplet N°3 (voir le Tableau 3.2). Ainsi, la commutation des condensateurs à partir des deux batteries de condensateurs se fait à l'instant $t = 9.65$ s (voir la Figure 3.17.a).

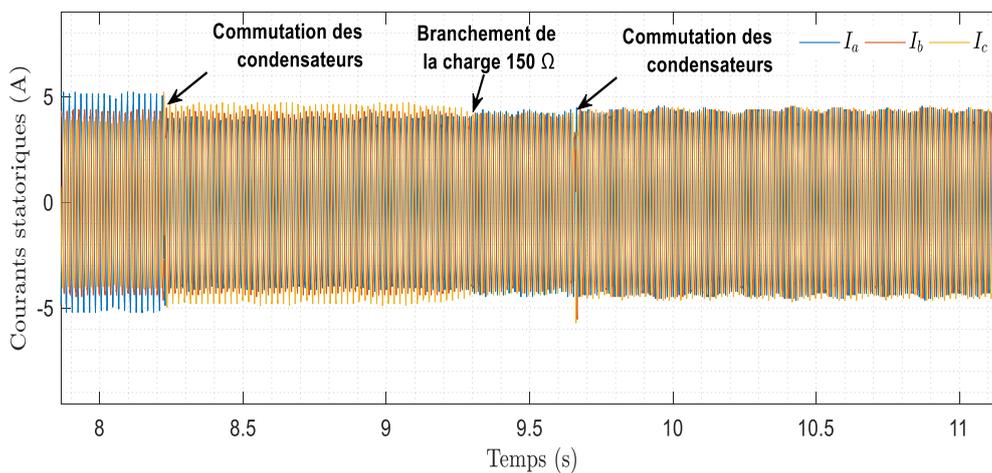
D'après les résultats relatifs aux courants statoriques (Figure 3.17.a, b et c), on remarque que les condensateurs commutés à partir des deux batteries de condensateurs permettent d'avoir un fonctionnement quasi équilibré du GAAE pour le cas de la charge de valeur 250 Ω (Figure 3.17.b), alors qu'un fonctionnement parfaitement équilibré du GAAE est obtenu pour le cas de la charge 150 Ω (Figure 3.17.c). La différence entre ces résultats est due à l'écart existant entre les valeurs des capacités des condensateurs équivalents obtenus à partir des combinaisons des condensateurs des deux batteries d'une part et celles que doivent avoir les triples N°2 et N°3 sélectionnés (valeurs listées dans le Tableau 3.1) d'autre part. En effet, la comparaison établit précédemment dans le Tableau 3.3 montre que cet écart est plus réduit dans le cas du triplet N°3 par rapport au triplet N°2.

D'autre part, on remarque que, durant toute la période de l'essai, les tensions statoriques (Figure 3.10.d) sont moins déséquilibrées par rapport aux courants statoriques (Figure 3.17.a). Ces résultats sont en accord avec ceux obtenus théoriquement (Figure 3.11). De plus, on constate que les tensions statoriques sont proches de la valeur désirée, soit 220V. Ainsi, en plus de

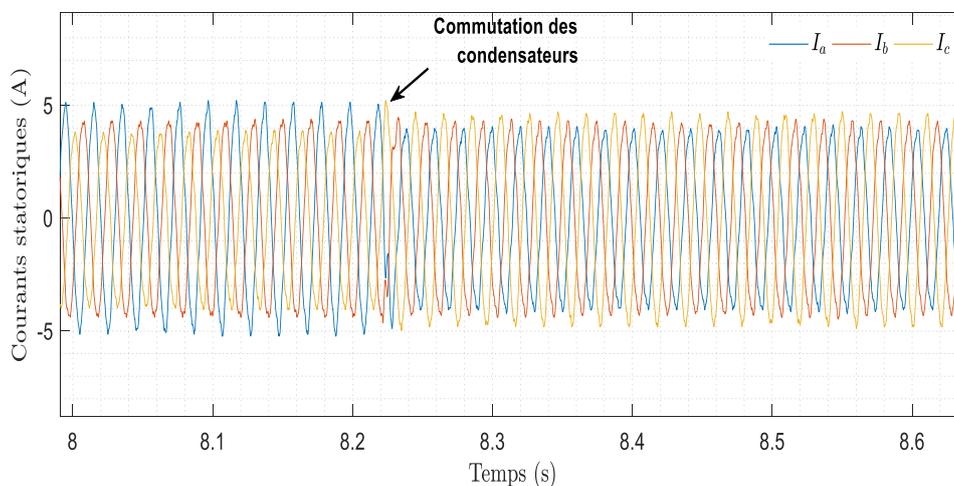
l'équilibrage des grandeurs électriques, les triples N°2 et N°3 sélectionnés permettent aussi la régulation de la tension statorique à la valeur désirée.

Par ailleurs, on note l'apparition de pics de courants à l'instant de commutation des condensateurs (Figure 3.17.c). Ces pics de courants sont dus aux manœuvres d'ouverture et de fermeture des relais électromagnétique qui sont reliés en série avec les condensateurs. Par conséquent, ces relais doivent être protégés et être bien dimensionnés. En outre, on remarque que les courants statoriques ne sont pas rééquilibrés immédiatement suite à la variation de la valeur de la charge. Ceci est dû à un retard à la commutation des condensateurs.

Enfin, on peut conclure que les résultats représentés dans la Figure 3.17 confirment l'efficacité de la première méthode proposée pour le contrôle des grandeurs électriques du GAEE alimentant une charge monophasée variable.



a)



b)

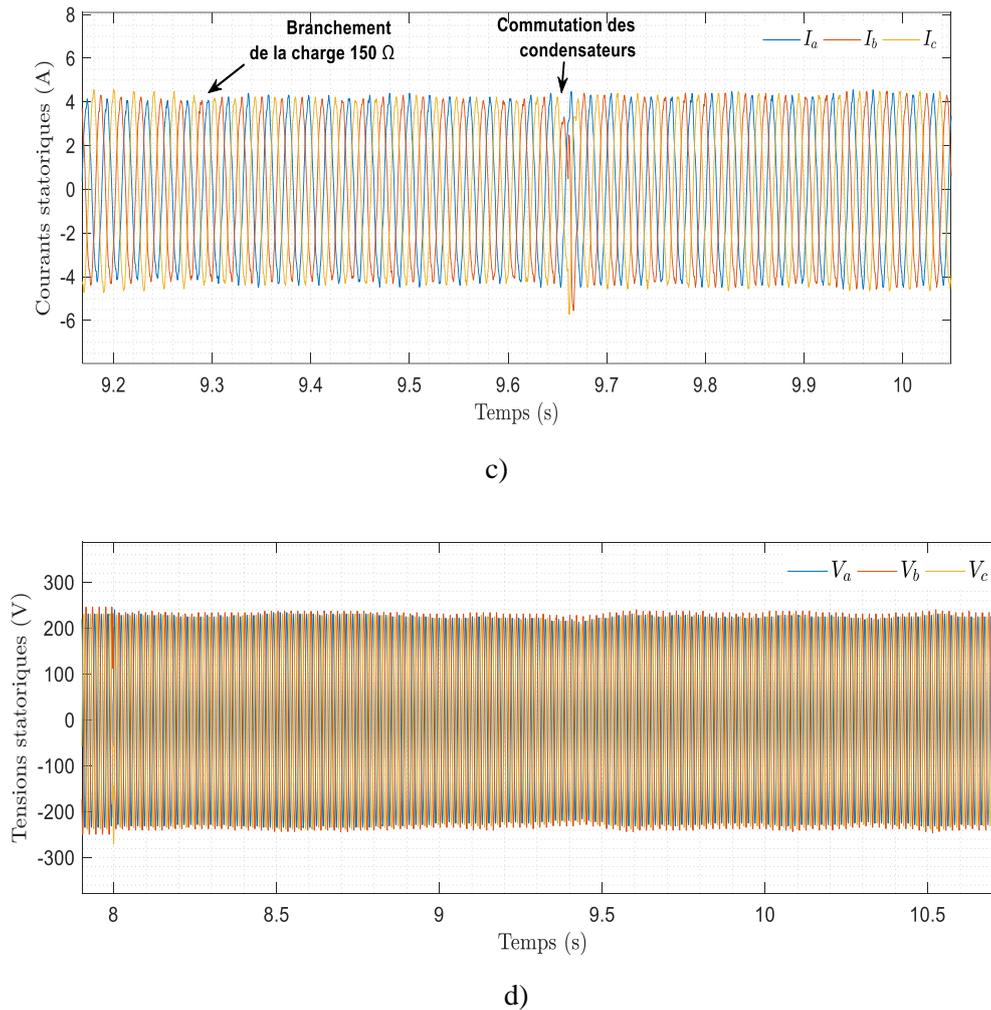


Figure 3.17 Résultats expérimentaux relatifs aux performances de la première méthode de contrôle du GAEE alimentant une charge monophasée variable : a) Courants statoriques, b) Courants statoriques : zoom sur l’instant de commutation des condensateurs à $t=8.2$ s, c) Courants statoriques : zoom sur l’instant de commutation des condensateurs à $t=9.65$ s et d) Tensions statoriques

3.4.2. Deuxième méthode de contrôle des grandeurs électriques du GAEE

Dans cette deuxième méthode de contrôle, le réajustement des capacités des condensateurs en fonction de la valeur de la résistance de charge est effectué, à l’instar de la première méthode proposée, à travers un dispositif de commutation de condensateurs. Cependant, contrairement à la première méthode de contrôle où les valeurs des triplets (C_a, C_b, C_c) sont calculées uniquement pour certaines valeurs prédéfinies de la charge, dans cette deuxième méthode de contrôle, elles sont calculées pour chaque valeur de la charge. Ceci permettra un contrôle plus précis des grandeurs électriques du GAEE par rapport à la première méthode de contrôle proposée et où un certain degré de déséquilibre en courant est toléré.

D'autre part, pour que les valeurs des triplets (C_a, C_b, C_c) soient calculées pour chaque valeur de la charge, il est évident que cela nécessitera un calcul en temps réel qui doit être exécuté sur un ordinateur externe (microcontrôleur). Dans ce qui suit, on présente la procédure de calcul en temps réel des valeurs des triplets (C_a, C_b, C_c).

3.4.2.1. Procédure de calcul en temps réel des valeurs des triplets (C_a, C_b, C_c)

Comme établi précédemment, les valeurs des triplets (C_a, C_b, C_c) permettant un fonctionnement équilibré et régulé du GAAE alimentant une charge monophasée de valeur spécifique sont calculés à partir de la résolution numérique du système d'équations non-linéaires à plusieurs variables formé par (3.7)-(3.13). Dans la première méthode de contrôle proposée, ceci a été réalisé à l'aide d'une méthode d'optimisation (voir § 3.3.1 et § 3.3.2) et où les opérations mathématiques requises se font au préalable sur PC (calcul offline).

En revanche, dans la deuxième méthode de contrôle que nous proposons dans cette partie, les opérations mathématiques requises pour la résolution de (3.7)-(3.13) doivent être effectuées en temps réel sur un ordinateur externe (calcul online). Toutefois, dans ce cas, une méthode de résolution simple est requise afin d'avoir un temps de calcul réduit.

Pour atteindre cet objectif, le modèle modifié du GAAE en régime permanent déséquilibré qui a été développé dans le chapitre précédent est mis à profit. En effet, à travers l'utilisation de ce modèle modifié, la résolution numérique des équations non-linéaires régissant le fonctionnement du GAAE est effectuée à l'aide d'un algorithme itératif simple. La solution est obtenue au bout de quelques itérations seulement, impliquant ainsi un temps de calcul très réduit.

3.4.2.1.1. Etapes de calcul

A l'instar de la première méthode de contrôle proposée, en admettant une valeur donnée de la charge monophasée, les valeurs des triplets (C_a, C_b, C_c) sont calculées pour assurer un fonctionnement équilibré du GAAE et où la tension statorique est régulée à la valeur désirée, soit 220 V.

Comme démontré précédemment, la condition d'équilibrage du GAAE alimentant une charge monophasée est établie à travers l'équation (3.3). Celle-ci est donnée tel que :

$$y_a + y_b \cdot a + y_c \cdot a^2 = 0 \quad (3.14)$$

En considérant la topologie de branchement de la charge monophasée avec le circuit électrique du GAAE triphasé adoptée dans cette étude (Figure. 3.6), les admittances des charges y_a , y_b et y_c peuvent être exprimées comme suit [21]:

$$\begin{aligned} y_a &= jF^2 C_a w_b + \frac{F}{R_a} \\ y_b &= jF^2 C_b w_b \\ y_c &= jF^2 C_c w_b \end{aligned} \quad (3.15)$$

En remplaçant ces expressions de y_a , y_b et y_c dans l'équation établie dans (3.14) et en procédant à la séparation des parties réelle et imaginaire, on obtient :

$$\frac{F}{3R_a} - \frac{\sqrt{3}F^2 C_b w_b}{6} + \frac{\sqrt{3}F^2 C_c w_b}{6} = 0 \quad (3.16)$$

$$-2C_a + C_b + C_c = 0 \quad (3.17)$$

A partir de (3.16) et (3.17), les expressions des deux condensateurs C_b et C_c sont déduites comme suit :

$$C_b = C_a + \frac{1}{\sqrt{3} R_a w_b F} \quad (3.18)$$

$$C_c = C_a - \frac{1}{\sqrt{3} R_a w_b F} \quad (3.19)$$

w_b représente la pulsation statorique de référence, $w_b = 314$ rd/s.

Ainsi, afin de calculer les valeurs des triplets (C_a, C_b, C_c) permettant un fonctionnement du GAAE en mode équilibré, l'équation (2.17) (voir le chapitre 2) qui établit la condition d'auto-amorçage du générateur doit être résolue en prenant en compte les expressions établies dans (3.18) et (3.19) pour les deux condensateurs C_b et C_c respectivement. Ceci est effectué avec le même algorithme itératif dédié à la résolution des équations du modèle modifié du GAAE en régime permanent déséquilibré (voir § 2.4.4 du chapitre 2). Ainsi, pour des valeurs données de la charge résistive R_a et de la vitesse rotorique en per-unit v (dans cette étude, $v = 1$), l'organigramme de l'algorithme itératif dédié au calcul des valeurs des triplets (C_a, C_b, C_c) est représenté dans la Figure 3.18.

La boucle d'itération est initiée à travers l'adoption de valeurs initiales pour F et C_a . De plus, afin de fixer la tension statorique à la valeur désirée $V_{dés}$ (220 V), la tension statorique V_s est évaluée à la fin de chaque itération et est comparée à $V_{dés}$; tant que la valeur de V_s reste supérieure à $V_{dés}$, la valeur de C_a est diminuée d'une certaine valeur ΔC (dans cette étude, $\Delta C = 1 \mu F$). Une fois que la condition sur la tension statorique V_s est satisfaite, les valeurs du triplet (C_a, C_b, C_c) sont sauvegardées. De cette façon, les valeurs calculées du triplet (C_a, C_b, C_c)

assurent à la fois le fonctionnement du GAAE en mode équilibré ainsi que la régulation statorique à la valeur désirée.

D'autre part, comme constaté dans le chapitre précédent, le temps de calcul requis par l'algorithme itératif utilisé est réduit. Par conséquent, les opérations mathématiques requises par cet algorithme itératif peuvent être implémentées sur une carte à microcontrôleur à faible puissance de calcul. Une fois implémentées, ces opérations mathématiques peuvent être alors exécutées afin de calculer, en temps réel, les valeurs des triplets (C_a, C_b, C_c).

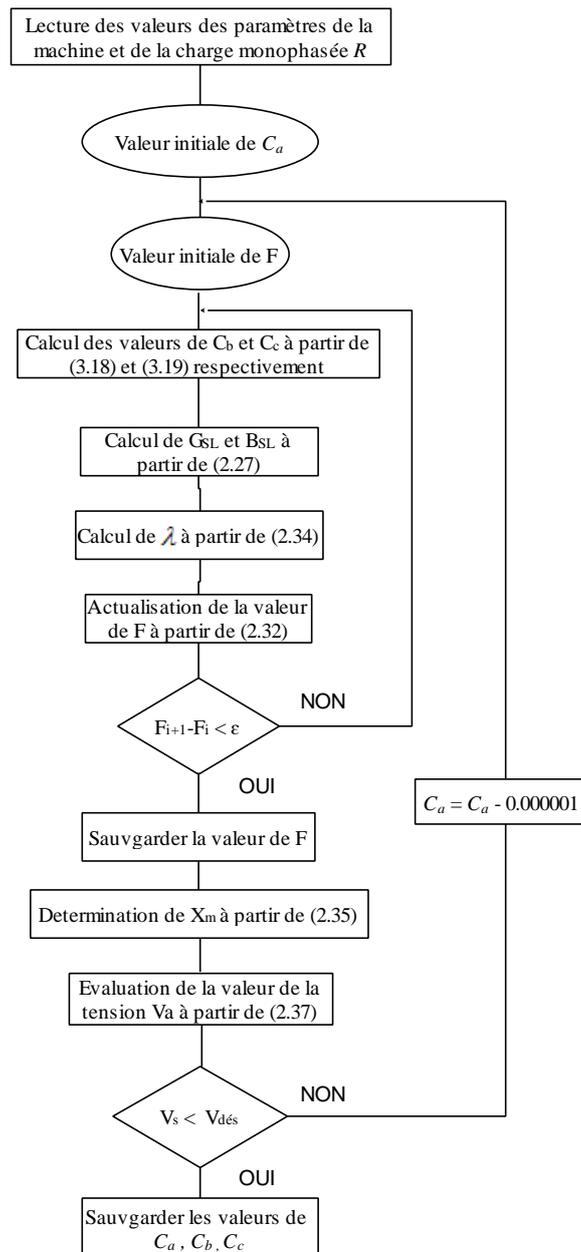


Figure 3.18 Deuxième méthode de contrôle du GAAE alimentant une charge monophasée variable : Organigramme de l'algorithme itératif dédié au calcul des valeurs des triplets (C_a, C_b, C_c)

3.4.2.1.2. Implémentation de l'algorithme de calcul sur une carte à microcontrôleur

Dans cette étude, l'algorithme de calcul des valeurs des triplets (C_a , C_b , C_c) est implémenté sur une carte à microcontrôleur appelée Arduino UNO qui appartient à la série Arduino. Cette carte dispose d'une précision de calcul de 8 bits. Afin de confirmer la précision des résultats obtenus à partir de cette carte, on établit une comparaison avec les résultats obtenus à partir de l'exécution du même l'algorithme de calcul dans un PC disposant d'un microprocesseur Core_i5 de marque Intel. Pour cela, les valeurs des triplets (C_a , C_b , C_c) seront calculées pour trois valeurs de la charge résistive : 250 Ω , 200 Ω et 150 Ω . Les résultats obtenus sont donnés sur le Tableau 3.5. A partir des résultats du Tableau 3.5, on constate que l'erreur relative maximale est de 2 %.

En outre, l'exécution des opérations mathématiques implémentées sur la carte à microcontrôleur confirme que le temps de calcul requis est très réduit (inférieur à une seconde). Ces résultats mettent en évidence la possibilité qu'offre la carte à microcontrôleur utilisée pour calculer, en temps réel et avec une très bonne précision, les valeurs des triplets (C_a , C_b , C_c).

Tableau 3.5 Comparaison entre les valeurs des triplets (C_a , C_b , C_c) calculées avec la carte à microcontrôleur et celles calculées avec le PC

Charge [Ω]	Résultats de la carte à microcontrôleur [μF]	Résultats du PC (Core i5) [μF]
250	$C_a = 31.0$ $C_b = 38.4$ $C_c = 23.6$	$C_a = 32.1$ $C_b = 39.5$ $C_c = 24.7$
200	$C_a = 31.5$ $C_b = 40.8$ $C_c = 22.2$	$C_a = 32.4$ $C_b = 41.7$ $C_c = 23.1$
150	$C_a = 32.5$ $C_b = 44.9$ $C_c = 20.0$	$C_a = 32.9$ $C_b = 45.1$ $C_c = 20.5$

3.4.2.2. Validation expérimentale

Dans cette partie, on évalue, à travers des relevés expérimentaux, les performances de la deuxième méthode proposée pour le contrôle du GAAE triphasé alimentant une charge monophasée variable. La validation expérimentale est effectuée sur le même banc d'essais décrit précédemment (voir § 3.4.1.4.1).

Pour les mêmes raisons évoquées dans le cas de la première méthode de contrôle proposée, la capacité du condensateur branché aux bornes de la phase 'a', en parallèle avec la charge, est maintenue constante à 35 μF . Seuls les capacités des condensateurs branchés sur les phases 'b' et 'c' sont réajustés en fonction de la valeur de la résistance de charge. Ceci est effectué à l'aide du même système de commutation de condensateurs décrit précédemment et où deux batteries

de condensateurs commandés à l'aide de relais électromagnétiques sont utilisées (voir § 3.4.1.4.2).

3.4.2.2.1. Procédure de réajustement des capacités des condensateurs

Le schéma synoptique de la procédure de commutation des condensateurs est représenté précédemment dans la Figure 3.16.

Dans un premier temps, la valeur de la charge résistive branchée aux bornes de la phase 'a' du GAAE est mesurée à l'aide d'un système de capteurs de courant et de tension. Ensuite, à partir de la valeur mesurée de la charge résistive, les capacités des condensateurs permettant un fonctionnement équilibré et régulé du GAAE sont calculées à partir de l'algorithme de calcul implémenté sur la carte Arduino UNO (voir § 3.4.2.1.2). Par la suite, en utilisant la même carte Arduino UNO, les états ON/OFF appropriés des différents relais électromagnétique du dispositif de commutation des condensateurs sont déterminés à l'aide d'un code de calcul dédié. Ce code de calcul est le même que celui utilisé dans la première méthode de contrôle proposée (voir § 3.4.1.4.3).

Une fois ces opérations sont effectuées (en temps réel), les sorties numériques de la carte Arduino UNO sont utilisées pour activer les relais électromagnétiques qui commutent à leur tour les condensateurs à partir des deux batteries condensateurs. De cette façon, les capacités des condensateurs sont continuellement réajustées en fonction de chaque valeur mesurée de la résistance de charge afin d'assurer un fonctionnement équilibré et régulé du GAAE.

3.4.2.2.2. Analyse des résultats

La démarche adoptée dans l'essai expérimental consiste à examiner l'effet du réajustement des capacités des condensateurs à partir du système de commutation de condensateurs sur l'évolution des grandeurs électriques du GAAE triphasé alimentant une charge monophasée variable. Trois valeurs de la charge monophasée sont considérées : 250 Ω , 200 Ω et 150 Ω . Les Figure 3.19 et 3.20 représentent les résultats expérimentaux des courants statoriques. Le mode opératoire de l'essai effectué est décrit ci-après.

Initialement, le GAAE fonctionne à vide avec trois condensateurs d'excitation équilibrés de valeur 35 μF chacun. Ensuite, à l'instant $t=5.4$ s, une charge résistive monophasée d'une valeur de 250 Ω est branchée aux bornes de la phase 'a'. Dans ces conditions, le GAAE fonctionne en mode déséquilibré. Pour équilibrer les grandeurs électriques du GAAE, les condensateurs d'excitation de capacités appropriées sont commutés à partir des deux batteries de

condensateurs utilisées selon la procédure décrite précédemment. Ceci est effectué à l'instant $t=7.3$ s. Par la suite, les valeurs de la charge sont modifiées à 200Ω puis à 150Ω aux instants $t =9.9$ s et $t =16.4$ s respectivement. Pour rétablir le fonctionnement équilibré et régulé du GAAE, la même démarche est adoptée à l'instar du cas où la charge monophasée était de valeur 250Ω .

A partir de la Figure 3.19 et 3.20, on constate qu'après les instants de commutation des condensateurs, les courants statoriques sont très proches de l'équilibre dans le cas de la charge de valeur 150Ω , alors que dans les cas des charges de valeurs 250Ω et 200Ω , les courants statoriques ne sont pas parfaitement équilibrés. Ceci est dû à l'écart qui existe entre les valeurs des capacités des condensateurs équivalents commutés à partir des deux batteries de condensateurs et celles calculées avec l'algorithme de calcul implémenté sur la carte de commande. D'après le Tableau 3.6, on remarque que cet écart est réduit pour le cas de la charge de valeur 150Ω par rapport au cas des charges de valeurs 250Ω et 200Ω . En effet, du fait que les deux batteries de condensateurs utilisées (Figure 3.10) disposent d'un nombre limité de condensateurs (trois condensateurs sur chacune des batteries), les combinaisons possibles entre ces condensateurs sont aussi limitées. Par conséquent, ces combinaisons ne permettent pas d'avoir toutes les capacités désirées pour les condensateurs équivalents.

Tableau 3.6 Valeurs des capacités des condensateurs C_b et C_c calculées avec l'algorithme de calcul et celles obtenus à partir des combinaisons des condensateurs des deux batteries utilisées

Charge monophasée [Ω]	Calcul avec l'algorithme itératif [μF]	Combinaisons des deux batteries [μF]
250	$C_b = 38.4$ $C_c = 23.6$	$C_b = 35$ $C_c = 21$
200	$C_b = 40.8$ $C_c = 22.2$	$C_b = 35$ $C_c = 21$
150	$C_b = 44.9$ $C_c = 20.0$	$C_b = 47$ $C_c = 21$

D'autre part, d'après la Figure 3.20, on remarque que les condensateurs ne sont pas commutés immédiatement suite au changement de la résistance de charge. Ce retard à la commutation des condensateurs est programmé volontairement afin de permettre à la carte de commande utilisée d'effectuer une mesure précise de la valeur de la résistance de la charge d'une part et pour permettre un temps suffisant pour l'exécution de l'algorithme itératif dédié au calcul des capacités des condensateurs d'une autre part.

Par ailleurs, la durée des transitoires des courants avant l'instant de commutation des condensateurs indique le temps d'exécution requis par l'algorithme itératif implémenté sur la carte de commande. On remarque que ce temps de calcul est de l'ordre d'une demi-seconde, ce qui peut être considéré comme suffisant pour assurer une régulation en temps réel des grandeurs électriques du GAAE. En outre, on remarque l'apparition de pics de courants plus ou moins importants suite à la commutation des condensateurs.

Enfin, on peut conclure que les résultats des Figures 3.19 et 3.20 confirment l'efficacité de la deuxième méthode proposée pour le contrôle du GAAE alimentant une charge monophasée variable.

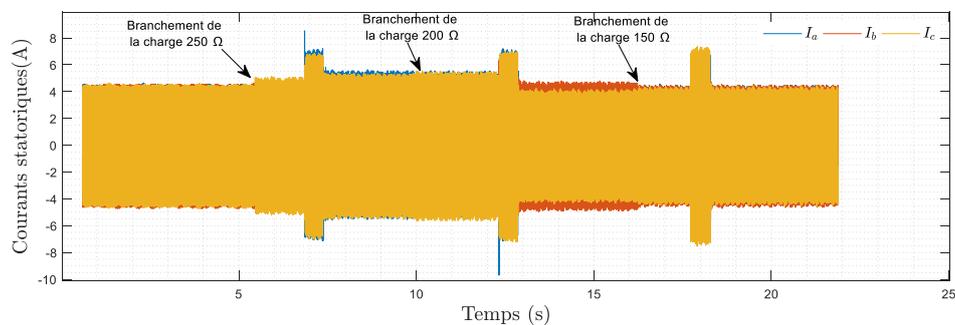
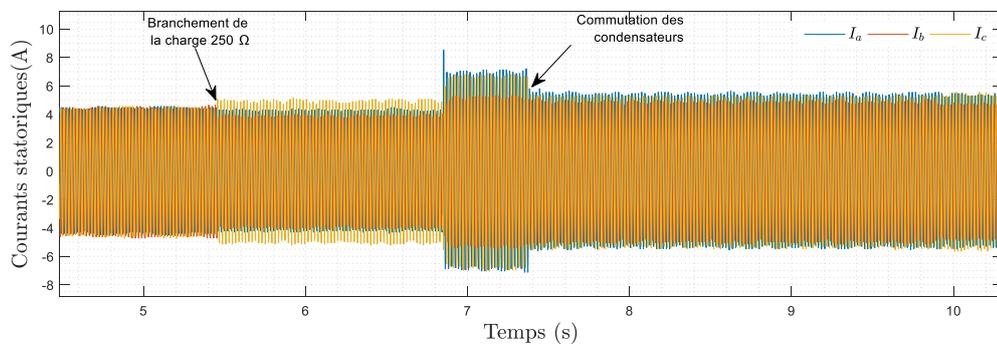
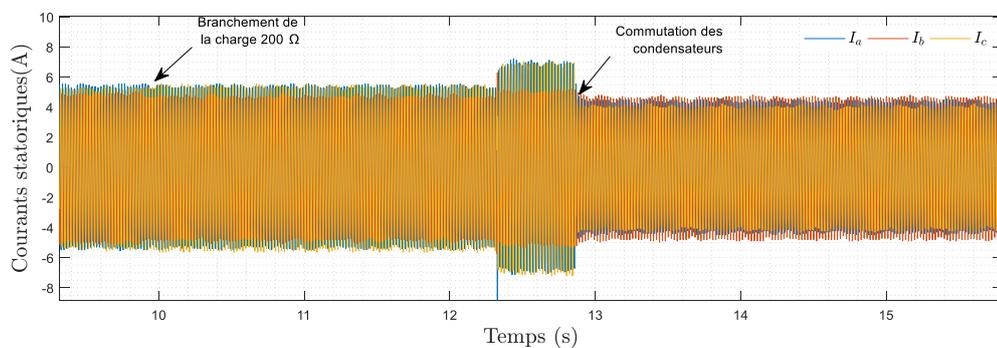


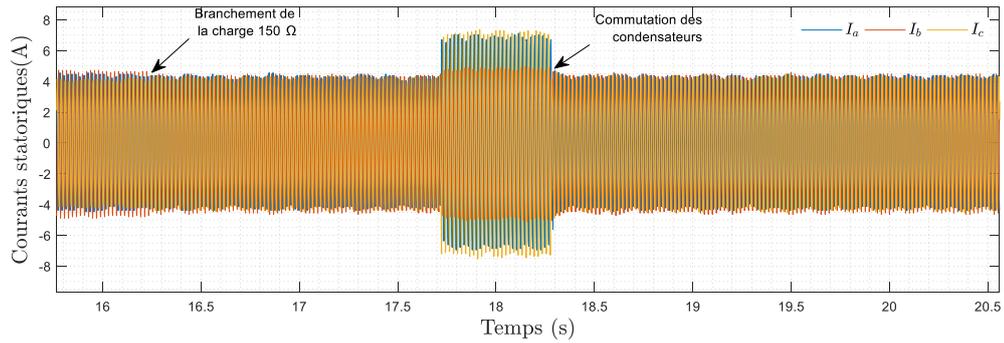
Figure 3.19 Performances de la deuxième méthode de contrôle : Résultats expérimentaux



a)



b)



c)

Figure 3.20 Performances de la deuxième méthode de contrôle: Zoom sur les instants de branchement de la charge monophasée et les instants de commutation des condensateurs. a) Charge 250 Ω , b) Charge 200 Ω et c) Charge 150 Ω .

3.5. Conclusion

Dans ce chapitre, nous nous sommes intéressés aux performances en régime permanent du GAAE triphasé alimentant une charge monophasée. Ce mode de fonctionnement représente un cas de déséquilibre particulier du fonctionnement du GAAE triphasé. Dans cette étude, la topologie du GAAE avec trois condensateurs d'excitation a été adoptée. La charge monophasée, considérée purement résistive, étant branchée aux bornes de l'une des trois phases (phase a). Les résultats des courants et tensions statorique en régime permanent montrent que le fonctionnement du GAAE triphasé sous une charge monophasée engendre un déséquilibre extrême.

En outre, l'étude a montré qu'un fonctionnement en mode équilibré du GAAE triphasé alimentant une charge monophasée variable ne peut être obtenu qu'à travers un réajustement des valeurs capacités des condensateurs d'excitation en fonction de la valeur de la charge. Dans cette étude, les valeurs appropriées des capacités des condensateurs d'excitation sont calculées à partir du modèle du GAAE triphasé en régime permanent déséquilibré. En se basant sur ce principe, deux méthodes de contrôle des grandeurs électriques du GAAE triphasé ont été proposées.

Dans la première méthode de contrôle proposée, le réajustement des capacités des condensateurs d'excitation s'effectue en fonction d'intervalles prédéfinis de valeurs de la charge. De plus, les grandeurs électriques du GAAE sont contrôlées tout en tolérant un certain degré de déséquilibre. D'autre part, dans la deuxième méthode de contrôle proposée, le

réajustement des capacités des condensateurs d'excitation se fait pour chaque la valeur de la charge. Ceci a permis d'avoir un contrôle plus précis des grandeurs électriques du GAAE.

La différence entre les deux méthodes de contrôle proposées réside dans la procédure de sélection des condensateurs d'excitation qui sont branchés aux bornes des phases de la machine. Dans la première méthode de contrôle, les valeurs appropriées des capacités des condensateurs sont calculées au préalable (calcul offline) alors qu'un calcul en temps réel (calcul online) est requis dans le cas de la deuxième méthode de contrôle. Ceci est dû au fait que dans ce dernier cas, les valeurs des capacités des condensateurs sont recalculées pour chaque valeur de la charge tandis que dans la première méthode, elles sont calculées pour des valeurs prédéfinies de la charge seulement. Les étapes nécessaires à l'établissement de chacune de ces deux méthodes de contrôle ont été présentées en détail.

De plus, un prototype expérimental a été développé pour tester l'efficacité des deux méthodes de contrôle proposées. Ce prototype expérimental est basé sur un système de commutation de condensateurs et où deux batteries de condensateurs ont été utilisées. La commutation des condensateurs à partir des deux batteries utilisées s'effectue à l'aide de relais électromagnétiques, ce qui a permis d'avoir des condensateurs équivalents avec des capacités de valeurs désirées. En outre, une carte à microcontrôleur à faible puissance de calcul appartenant à la série Arduino est utilisée pour la commande des relais électromagnétiques ainsi que pour l'implémentation des codes de calcul requis par les deux méthodes de contrôle proposées.

Les résultats expérimentaux relatifs aux performances des deux méthodes de contrôle proposées confirment l'étude théorique établie. Toutefois, du fait que le dispositif de commutation de condensateurs utilisé dispose d'un nombre limité de condensateurs (trois condensateurs sur chacune des deux batteries utilisées), les combinaisons possibles entre ces condensateurs sont aussi limitées. Ceci a empêché d'avoir toutes les valeurs désirées pour les capacités des condensateurs équivalents. Par conséquent, l'équilibrage parfait des grandeurs électriques du GAAE n'est pas garanti pour toutes les valeurs de la charge.

En outre, des pics de courants et de tensions sont apparus aux instants de commutation des condensateurs d'excitation. Afin de réduire ces gradients, on propose d'utiliser un circuit électronique qui permet la détection de l'instant de passage par zéro de la tension statorique instantanée. Ceci permettra d'amorcer, sans danger, les relais électromagnétiques des deux batteries de condensateurs utilisées.

Chapitre 4

Modélisation du générateur asynchrone auto-excité en régime transitoire

4.1. Introduction

Après avoir examiné le comportement du GAAE en régime permanent dans les deux chapitres précédents, l'étude du GAAE est complétée dans le présent chapitre par l'analyse de son comportement en régime transitoire. Ceci permettra d'avoir des informations supplémentaires sur le fonctionnement du générateur en mode déséquilibré. Ainsi, il sera possible de prévoir, pour des conditions de fonctionnement spécifiques, les variations des grandeurs électriques et mécaniques de la machine, telles que les courants, les flux et le couple, aussi bien en régime transitoire qu'en régime permanent.

Cette étude du GAAE en régime transitoire sera basée sur l'utilisation du modèle de Park. La saturation magnétique est aussi prise en compte dans le même modèle. Le modèle développé nous permettra d'analyser le comportement du GAAE en régime transitoires pour différentes configurations de la charge et des condensateurs d'excitation dans les modes équilibré et déséquilibré. Par ailleurs, le modèle développé sera utilisé pour évaluer le comportement du GAAE triphasé dans le cas d'un fonctionnement en mode monophasée. Les résultats théoriques seront validés expérimentalement. Nous commençons ce chapitre par une brève description des principales transformations triphasées-biphasées qui sont utilisées dans la modélisation de la machine asynchrone en régime transitoire.

4.2. Les transformations triphasées-biphasées

En raison du couplage entre les phases statoriques et rotoriques, qui dépend de la position du rotor, le modèle mathématique régissant le fonctionnement du moteur asynchrone en régime transitoire est un système d'équations différentielles à coefficients variables. Pour le transformer en un système à coefficients constants qui s'adapte mieux à sa résolution, on utilise les transformations triphasées-biphasées (théorie des deux axes). En se basant sur un changement de référentiel, ces transformations permettent de passer des grandeurs réelles aux composantes relatives [3].

Dans la littérature, plusieurs transformations à coefficients réels (Park, Stanley, Kron, Clark, Concordia...etc.) ont été proposées pour l'étude des machines électriques en régime transitoire. Dans un premier temps, ces transformations à coefficients réels ont été traitées

séparément dans la littérature. En 1965, P.C. Krause et C.H. Thomas [105] ont montré que toutes ces transformations sont incluses dans une seule transformation générale. Le système d'axes q.d.0 de cette dernière transformation tourne alors à une pulsation arbitraire ω . Cette transformation générale conduit aux transformations usuelles de Park, Stanley, Kron, Clark, Concordia...etc., selon la valeur de la pulsation ω [10].

Les transformations à coefficients réels sont largement utilisées pour la modélisation des machines électriques. Cependant, il existe d'autres transformations à coefficients complexes particulièrement utiles, notamment pour l'étude des systèmes déséquilibrés. Les transformations à coefficients complexes les plus connues sont la transformation de Fortescue, appelée aussi la transformation des composantes symétriques, et la transformation de Ku. Ces deux transformations sont utilisées exclusivement avec les variables exprimées en régime permanent. En outre, il existe aussi des transformations à coefficients complexes qui sont exprimées en grandeurs instantanées. Ces transformations sont des extensions des transformations à coefficients complexes conventionnels [106]. Le travail présenté par W. V. Lyon [107] était la première utilisation de ces transformations complexes instantanées pour l'analyse des machines électriques. En utilisant cette approche, les auteurs dans [108] ont effectué l'étude du régime transitoire du moteur asynchrone triphasé en mode déséquilibré.

Par ailleurs, P.C. Krause [109] a montré qu'à l'instar des transformations à coefficients réels, toutes les transformations à coefficients complexes sont aussi des dérivées de la transformation générale. En particulier, P.C. Krause a montré que l'utilisation de la transformation générale sur des grandeurs non totalement équilibrées revient à une utilisation de la transformation des composantes symétriques.

Compte tenu de ce qui précède, on constate que la transformation générale est aussi valable pour l'étude du comportement du GAAE en régime transitoire déséquilibré. Dans ce qui suit, la transformation générale sera désignée simplement par « transformation de Park ». Dans le paragraphe suivant, nous aborderons la modélisation mathématique du GAAE triphasé en régime transitoire en utilisant la transformation de Park. Les modes de fonctionnement avec charges/condensateurs équilibrés et déséquilibrés seront considérés.

4.3. Modèle de Park du GAAE triphasé

Afin d'établir le modèle de Park du GAAE triphasé, nous exprimons dans un premier temps les équations du modèle de la machine asynchrone en grandeurs de phases (référentiel a.b.c).

Puis, en utilisant la transformation de Park, les grandeurs de phases seront transformées en grandeurs relatives (référentiel q.d.o). En outre, le fonctionnement du GAEE repose sur le phénomène de saturation du circuit magnétique. Ainsi, la prise en considération de la non-linéarité du circuit magnétique dans le même modèle de la machine asynchrone est indispensable. D'autre part, à l'instar du modèle de la machine asynchrone, nous adoptons la même démarche pour l'établissement des équations du modèle de Park de l'ensemble charge-condensateurs d'excitation. La résolution numérique du système d'équations global permettra de calculer les composantes des grandeurs relatives qui seront par la suite transformées pour obtenir les composantes des grandeurs de phases.

4.3.1. Modèle de la machine asynchrone

La machine asynchrone utilisée est une machine à enroulement triphasé au stator et au rotor, les bobines statoriques sont réparties régulièrement à la périphérie de l'entrefer cylindrique. Les hypothèses simplificatrices suivantes seront adoptées :

- Les enroulements statoriques et rotoriques sont symétriques.
- La f.m.m est distribuée sinusoïdalement le long de la périphérie des deux armatures.
- Les pertes fer (par hystérésis et par courants de Foucault) sont négligeables.
- L'effet de peau est négligé.
- Les paramètres de la machine sont considérés indépendants de la température.

4.3.1.1 Equations de la machine en grandeurs de phases

La Figure 4.1. représente la disposition des enroulements des trois phases statoriques et des trois phases rotoriques dans l'espace électrique. Les phases rotoriques sont court-circuitées sur elles mêmes. θ est l'angle électrique entre l'axe de la phase statorique « as » et l'axe de la phase rotorique « ar » [110].

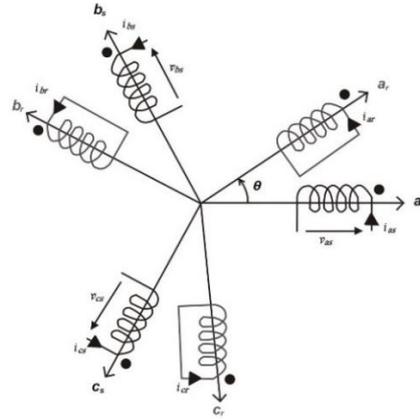


Figure 4.1. Représentation des enroulements statoriques et rotoriques

Les équations des tensions de la machine asynchrone, exprimées en grandeurs de phases, sont données par :

$$V_{abcs} = R_s i_{abcs} + p\Phi_{abcs} \quad (4.1)$$

$$V_{abcr} = R_r i_{abcr} + p\Phi_{abcr} \quad (4.2)$$

Avec :

$$V_{abcs} = [V_{as} \ V_{bs} \ V_{cs}]^t \quad (4.3)$$

$$i_{abcs} = [i_{as} \ i_{bs} \ i_{cs}]^t \quad (4.4)$$

$$\Phi_{abcs} = [\Phi_{as} \ \Phi_{bs} \ \Phi_{cs}]^t \quad (4.5)$$

Et : $p = d/dt$ représente l'opérateur dérivé par rapport au temps.

Les variables rotoriques sont définies d'une manière analogue.

Les termes R_s et R_r représentent les matrices résistances statoriques et rotoriques respectivement tel que:

$$R_s = \begin{bmatrix} r_s & 0 & 0 \\ 0 & r_s & 0 \\ 0 & 0 & r_s \end{bmatrix} \quad R_r = \begin{bmatrix} r_r & 0 & 0 \\ 0 & r_r & 0 \\ 0 & 0 & r_r \end{bmatrix} \quad (4.6)$$

D'autre part, dans un premier temps, on considère que le circuit magnétique n'est pas saturé, ce qui permet d'exprimer les flux comme une fonction linéaire du courant. Ainsi, on aura :

$$\begin{bmatrix} \Phi_{abcs} \\ \Phi_{abcr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_s & L_{sr} \\ (L_{sr})^t & L_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{abcs} \\ i_{abcr} \end{bmatrix} \quad (4.7)$$

Où L_s , L_r et L_{sr} représentent respectivement les matrices inductances des bobines statoriques, rotoriques, ainsi que la matrice mutuelle inductance stator - rotor.

$$L_s = \begin{bmatrix} L_{ss} & M_{ss} & M_{ss} \\ M_{ss} & L_{ss} & M_{ss} \\ M_{ss} & M_{ss} & L_{ss} \end{bmatrix} \quad (4.8)$$

$$L_r = \begin{bmatrix} L_{rr} & M_{rr} & M_{rr} \\ M_{rr} & L_{rr} & M_{rr} \\ M_{rr} & M_{rr} & L_{rr} \end{bmatrix} \quad (4.9)$$

$$L_{sr} = L_{sr} \begin{bmatrix} \cos(\theta) & \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta) & \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta) \end{bmatrix} \quad (4.10)$$

L_{ss} (respectivement L_{rr}) désigne l'inductance propre d'une bobine statorique (respectivement rotoriques).

M_{ss} (respectivement M_{rr}) désigne la mutuelle inductance entre bobines statoriques (respectivement rotoriques).

L_{sr} représente l'amplitude maximale de la mutuelle inductance stator-rotor.

Par ailleurs, ces différentes inductances s'expriment par [105] :

$$M_{ss} = -\frac{1}{2} L_{ms} \quad (4.11)$$

$$M_{rr} = -\frac{1}{2} L_{mr} \quad (4.12)$$

$$L_{ss} = L_{ms} + l_s \quad (4.13)$$

$$L_{rr} = L_{mr} + l_r \quad (4.14)$$

Avec l_s : inductance de fuite des enroulements statoriques.

l_r : inductance de fuite des enroulements rotoriques.

L_{ms} : inductance de magnétisation du stator.

L_{mr} : inductance de magnétisation du rotor.

Après avoir établi les équations des tensions, nous ramenons les grandeurs (variables et paramètres) rotoriques au stator dans le but d'aboutir aux équations des tensions ramenées au stator.

Soit alors m , le rapport de transformation stator-rotor :

$$m = \frac{E_s}{E_r} \quad (4.15)$$

Avec E_s : tension d'entrefer statorique par phase.

E_r : tension induite par phase rotorique.

Les variables rotoriques sont ramenées au stator en utilisant les équations suivantes :

$$i'_{abcr} = i_{abcr}/m \quad (4.16)$$

$$V'_{abcr} = m V_{abcr} \quad (4.17)$$

$$\Phi'_{abcr} = m \Phi_{abcr} \quad (4.18)$$

Les inductances de magnétisation statoriques et rotoriques ainsi que la mutuelle inductance sont liées par les équations ci-dessous [10] :

$$L_{ms} = m L_{sr} \quad (4.19)$$

$$L_{sr} = L_{ms} / m \quad (4.20)$$

$$L_{mr} = L_{ms} / m^2 \quad (4.21)$$

En outre, les deux matrices inductances L'_{sr} et L'_r sont définies par :

$$L'_{sr} = m L_{sr} \quad (4.22)$$

$$L'_r = m^2 L_r \quad (4.23)$$

Compte tenu des équations (4.20) et (4.21), les matrices L'_{sr} et L'_r peuvent être exprimées par :

$$L'_{sr} = L_{ms} \begin{bmatrix} \cos(\theta) & \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta) & \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta) \end{bmatrix} \quad (4.24)$$

$$L'_r = \begin{bmatrix} L_{ms} + l'_r & -\frac{1}{2} L_{ms} & -\frac{1}{2} L_{ms} \\ -\frac{1}{2} L_{ms} & L_{ms} + l'_r & -\frac{1}{2} L_{ms} \\ -\frac{1}{2} L_{ms} & -\frac{1}{2} L_{ms} & L_{ms} + l'_r \end{bmatrix} \quad (4.25)$$

Avec :

$$l'_r = m^2 l_r \quad (4.26)$$

En tenant compte des équations précédentes, les équations des flux données dans (4.7) deviennent :

$$\begin{bmatrix} \Phi_{abcs} \\ \Phi'_{abcr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_s & L'_{sr} \\ (L'_{sr})^t & L'_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{abcs} \\ i'_{abcr} \end{bmatrix} \quad (4.27)$$

Enfin, les équations des tensions en termes des variables de phases peuvent s'écrire comme suit :

$$\begin{bmatrix} V_{abc} \\ V'_{abc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_s + pL_s & pL'_{sr} \\ p(L'_{sr})^t & R'_r + pL'_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{abc} \\ i'_{abc} \end{bmatrix} \quad (4.28)$$

Avec :

$$R'_r = m^2 R_r \quad (4.29)$$

Ce système d'équations différentielles à coefficients variables (4.28) représente le modèle dynamique de la machine asynchrone exprimé en grandeurs de phase. L'établissement du modèle de la machine dans le repère q.d.o rendra le système d'équation précédent à coefficients constants, ce qui facilitera sa résolution.

4.3.1.2. Equations de la machine dans le repère q.d.o.

Dans ce qui suit, nous exprimons les équations des tensions de la machine (4.28) dans le repère q.d.o. Pour ce faire, on définit, dans un premier temps, la matrice de transformation de Park des grandeurs statoriques et celle des grandeurs rotoriques.

4.3.1.2.1. Transformation de Park des grandeurs statoriques et rotoriques

Du fait que la représentation d'un circuit électrique dans le système d'axes q.d.o dépend de la vitesse angulaire de ce circuit électrique lui-même par rapport à celle du référentiel, on définit, séparément, la transformation de Park des grandeurs de phase du circuit statorique (circuit électrique immobile) et celle du circuit rotorique (circuit électrique tournant).

Si l'on note par θ_s (resp. par θ_r) l'angle de la transformation de Park des grandeurs statoriques (resp. rotoriques), il existe une relation qui les lie et qui simplifie les équations et par la même le modèle final. Les repères de la transformation de Park des grandeurs statoriques et celle des grandeurs rotoriques doivent coïncider pour simplifier ces équations (voir la Figure 4.2). Ceci se fait en liant les angles θ_s et θ_r par la relation :

$$\theta_s = \theta + \theta_r \quad (4.30)$$

Avec :

θ_s est l'abscisse angulaire de l'axe q par rapport à l'axe de la phase statorique « as ».

θ_r est l'abscisse angulaire de l'axe q par rapport à l'axe de la phase rotorique « ar ».

L'angle θ entre l'axe de la phase statorique « as » et l'axe de la phase rotorique « ar » est donné par :

$$\theta = \int_0^t \omega_r(\tau) d\tau + \theta(0)$$

ω_r représente la pulsation rotorique. $\theta(0)$ est la valeur initiale de θ .

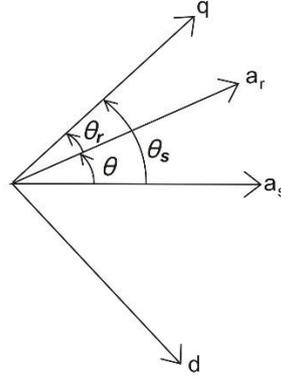


Figure 4.2. Représentation géométrique de la transformation de Park des variables statoriques et rotoriques

La transformation d'un système d'équations en grandeurs de phases triphasés statoriques (f_{as} , f_{bs} , f_{cs}) vers un système d'équations en composantes relatives (f_{qs} , f_{ds} , f_{os}) s'effectue en utilisant le changement de variable suivant :

$$f_{qdos} = P_s(\theta_s) f_{abcs} \quad (4.31)$$

Avec :

$$f_{qdos} = [f_{qs} \ f_{ds} \ f_{os}]^t$$

$$f_{abcs} = [f_{as} \ f_{bs} \ f_{cs}]^t$$

Les grandeurs réelles (f_{as} , f_{bs} , f_{cs}) peuvent représenter des tensions, des courants ou des flux statoriques.

En utilisant la transformation de Park, la matrice de transformation des grandeurs statoriques, notée $P_s(\theta_s)$ est définie par [10] :

$$P_s(\theta_s) = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos(\theta_s) & \cos(\theta_s - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta_s + \frac{2\pi}{3}) \\ \sin(\theta_s) & \sin(\theta_s - \frac{2\pi}{3}) & \sin(\theta_s + \frac{2\pi}{3}) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \quad (4.32)$$

D'autre part, la transformation d'un système d'équations en grandeurs de phases triphasés rotoriques (f_{ar} , f_{br} , f_{cr}) vers un système d'équations en composantes relatives (f_{qr} , f_{dr} , f_{or}) s'effectue en utilisant le changement de variable suivant :

$$f_{qdor} = P_r(\theta_r) f_{abcr} \quad (4.33)$$

Avec :

$$f_{qdor} = [f_{qr} \ f_{dr} \ f_{or}]^t$$

$$f_{abcr} = [f_{ar} \ f_{br} \ f_{cr}]^t$$

Les grandeurs réelles (f_{ar} , f_{br} , f_{cr}) peuvent représenter des tensions, des courants ou des flux rotoriques.

A l'instar des grandeurs statoriques, en utilisant la transformation de Park, la matrice de transformation des grandeurs rotoriques, notée $P_r(\theta_r)$ est définie par :

$$P_r(\theta_r) = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos(\theta_r) & \cos(\theta_r - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta_r + \frac{2\pi}{3}) \\ \sin(\theta_r) & \sin(\theta_r - \frac{2\pi}{3}) & \sin(\theta_r + \frac{2\pi}{3}) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \quad (4.34)$$

Il est important de noter que, jusqu'à présent, les angles électriques θ_s et θ_r utilisés dans (4.32) et (4.34) respectivement sont définis dans le repère q.d.o qui tourne à une pulsation arbitraire. Cependant, il existe trois choix importants pour la pulsation du repère q.d.o. On peut fixer le repère q.d.o au stator (référentiel stationnaire), au rotor ou au champ tournant. Généralement, les conditions de fonctionnement de la machine détermineront la vitesse angulaire du repère q.d.o la plus pratique. Dans la présente étude, c'est le référentiel stationnaire qui est utilisé. Ainsi, à partir de la Figure 4.2 et en tenant compte de (4.30), on aura :

$$\theta_s = 0 \text{ et } \theta_r = -\theta \quad (4.35)$$

Ainsi, en remplaçant θ_s et θ_r par leurs valeurs dans (4.32) et (4.34), les matrices de transformation P_s et P_r deviennent :

$$P_s = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & -\frac{\sqrt{3}}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \quad (4.36)$$

$$P_r = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos(-\theta) & \cos(-\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos(-\theta + \frac{2\pi}{3}) \\ \sin(-\theta) & \sin(-\theta - \frac{2\pi}{3}) & \sin(-\theta + \frac{2\pi}{3}) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \quad (4.37)$$

D'autre part, les grandeurs de phases statoriques et rotoriques peuvent être obtenues à partir des matrices de transformation inverses P_s^{-1} et P_r^{-1} définies respectivement par :

$$P_s^{-1} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 1 \\ -\frac{1}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} & 1 \\ -\frac{1}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} & 1 \end{bmatrix} \quad (4.38)$$

$$P_r^{-1} = \begin{bmatrix} \cos(-\theta) & \sin(-\theta) & 1 \\ \cos(-\theta - \frac{2\pi}{3}) & \sin(-\theta - \frac{2\pi}{3}) & 1 \\ \cos(-\theta + \frac{2\pi}{3}) & \sin(-\theta + \frac{2\pi}{3}) & 1 \end{bmatrix} \quad (4.39)$$

4.3.1.2.2. Equations des tensions dans le référentiel stationnaire

En utilisant les matrices de transformation des grandeurs statoriques et rotoriques définies précédemment, les équations des tensions (4.28) peuvent être écrites comme suit :

$$P_s^{-1} V_{qd0s} = R_s P_s^{-1} i_{qd0s} + p (P_s^{-1} \Phi_{qd0s}) \quad (4.40)$$

$$P_r^{-1} V'_{qd0r} = R'_r P_r^{-1} i'_{qd0r} + p (P_r^{-1} \Phi'_{qd0r}) \quad (4.41)$$

D'où :

$$V_{qd0s} = P_s R_s P_s^{-1} i_{qd0s} + P_s (p P_s^{-1}) \Phi_{qd0s} + P_s P_s^{-1} p \Phi_{qd0s} \quad (4.42)$$

$$V'_{qd0r} = P_r R'_r P_r^{-1} i'_{qd0r} + P_r (p P_r^{-1}) \Phi'_{qd0r} + P_r P_r^{-1} p \Phi'_{qd0r} \quad (4.43)$$

Par ailleurs, dans un référentiel stationnaire, il est facile de montrer que :

$$P_s (p P_s^{-1}) \Phi_{qd0s} = 0 \quad (4.44)$$

$$P_r (p P_r^{-1}) \Phi'_{qd0r} = (-\omega_r) [\Phi'_{dr} \quad -\Phi'_{qr} \quad 0]^t = -\omega_r \Phi'_{dq0r} \quad (4.45)$$

Du fait de la symétrie de la machine, les matrices R_s et R'_r sont diagonales et à termes égaux. Ceci nous permettra de les exprimer comme suit :

$$R_s = r_s I_3 \quad (4.46)$$

$$R'_r = r'_r I_3 \quad (4.47)$$

I_3 étant la matrice identité d'ordre 3.

Et r_s et r'_r représentent les résistances par phase au stator et au rotor (vu du stator, $r'_r = m^2 r_r$) respectivement.

Les équations (4.42) et (4.43) deviennent alors:

$$V_{qd0s} = R_s i_{qd0s} + p \Phi_{qd0s} \quad (4.48)$$

$$V'_{qd0r} = R'_r i'_{qd0r} - \omega_r \Phi'_{dq0r} + p \Phi'_{qd0r} \quad (4.49)$$

Ces deux dernières équations représentent le modèle de la machine asynchrone dans le référentiel stationnaire.

4.3.1.2.3. Equations des flux dans le référentiel stationnaire

A l'instar des équations des tensions, les équations des flux (4.27) s'écrivent dans le référentiel stationnaire tel que :

$$\Phi_{qd0s} = P_s L_s P_s^{-1} i_{qd0s} + P_s L'_{sr} P_r^{-1} i'_{qd0r} \quad (4.50)$$

$$\Phi'_{qd0r} = P_r L'_{sr} P_s^{-1} i_{qd0s} + P_r L'_r P_r^{-1} i'_{qd0r} \quad (4.51)$$

Et que nous pouvons exprimer sous la forme matricielle comme suit :

$$\begin{bmatrix} \Phi_{qd0s} \\ \Phi'_{qd0r} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} P_s L_s P_s^{-1} & P_s L'_{sr} P_r^{-1} \\ P_r L'_{sr} P_s^{-1} & P_r L'_r P_r^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{qd0s} \\ i'_{qd0r} \end{bmatrix} \quad (4.52)$$

On note que les matrices L_s , L'_r et L'_{sr} sont des matrices symétriques i.e. les éléments diagonaux sont égaux et ses éléments non-diagonaux sont aussi égaux. Ainsi, il est facile de montrer que:

$$P_s L_s P_s^{-1} = \begin{bmatrix} l_s + M & 0 & 0 \\ 0 & l_s + M & 0 \\ 0 & 0 & l_s \end{bmatrix} \quad (4.53)$$

Où :

$$M = \frac{3}{2} L_{ms} \quad (4.54)$$

L'_r étant de même forme que L_s , d'où:

$$P_r L'_r P_r^{-1} = \begin{bmatrix} l'_r + M & 0 & 0 \\ 0 & l'_r + M & 0 \\ 0 & 0 & l'_r \end{bmatrix} \quad (4.55)$$

Et :

$$P_s L'_{sr} P_r^{-1} = P_r (L'_{sr})^t P_s^{-1} = \begin{bmatrix} M & 0 & 0 \\ 0 & M & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (4.56)$$

Nous remarquons que la transformation de Park permet de rendre L_s , L'_r et L'_{sr} des matrices diagonales, ce qui permettra de simplifier les équations du modèle. C'est en cela que réside l'avantage de l'utilisation de la transformation de Park dans la modélisation de la machine asynchrone symétrique.

En remplaçant (4.53), (4.54), (4.55) et (4.56) dans (4.52), les équations des flux sous leur forme explicite sont exprimées comme suit :

$$\Phi_{qs} = l_s i_{qs} + M(i_{qs} + i'_{qr}) \quad (4.57)$$

$$\Phi_{ds} = l_s i_{ds} + M(i_{ds} + i'_{dr}) \quad (4.58)$$

$$\Phi_{0s} = l_s i_{0s} \quad (4.59)$$

$$\Phi'_{qr} = l'_r i'_{qr} + M(i_{qs} + i'_{qr}) \quad (4.60)$$

$$\Phi'_{dr} = l'_r i'_{dr} + M(i_{ds} + i'_{dr}) \quad (4.61)$$

$$\Phi'_{0r} = l'_r i'_{0r} \quad (4.62)$$

Ainsi, on constate que les flux Φ_{qs} , Φ_{ds} , Φ'_{qr} et Φ'_{dr} présentent deux composantes à savoir le flux de fuite et le flux magnétisant. Les expressions $M(i_{qs} + i'_{qr})$ et $M(i_{ds} + i'_{dr})$ représentent les composantes d'axes q et d du flux magnétisant. Cette écriture des équations des flux nous sera utile lors de la modélisation de la saturation magnétique.

4.3.1.2.4. Modèle des courants de la machine asynchrone dans le référentiel stationnaire

Le modèle des courants de la machine asynchrone consiste à écrire les équations des tensions (4.48) et (4.49) sous forme d'un modèle d'état, où les variables d'état sont les courants statoriques et rotoriques seulement. Pour aboutir à ce modèle d'état, on remplace les équations des flux (4.57)-(4.62) dans les équations des tensions (4.48)-(4.49). Ceci permet d'écrire :

$$V_{qs} = r_s i_{qs} + p (l_s i_{qs} + M i_{mq}) \quad (4.63)$$

$$V_{ds} = r_s i_{ds} + p (l_s i_{ds} + M i_{md}) \quad (4.64)$$

$$V_{0s} = r_s i_{0s} + p(l_s i_{0s}) \quad (4.65)$$

$$V'_{qr} = r'_r i'_{qr} - w_r (l'_r i'_{dr} + M i_{md}) + p (l'_r i'_{qr} + M i_{mq}) \quad (4.66)$$

$$V'_{dr} = r'_r i'_{dr} + w_r (l'_r i'_{qr} + M i_{mq}) + p (l'_r i'_{dr} + M i_{md}) \quad (4.67)$$

$$V'_{0r} = r'_r i'_{0r} + p(l'_r i'_{0r}) \quad (4.68)$$

Avec :

i_{mq} et i_{md} représentent respectivement les composantes d'axes q et d du courant magnétisant.

Elles sont données par:

$$i_{mq} = i_{qs} + i'_{qr} \quad (4.69)$$

$$i_{md} = i_{ds} + i'_{dr} \quad (4.70)$$

Les équations des tensions exprimées dans (4.63)-(4.68) forment le modèle des courants de la machine asynchrone dans le référentiel stationnaire. Si on considère que l'inductance de magnétisation M est constante (saturation négligée), le système d'équation précédent (4.63)-

(4.68) devient linéaire et à coefficients constants. Ce modèle linéaire donne de très bons résultats dans le cas de l'étude du fonctionnement de la machine asynchrone en mode moteur. Cependant, dans le cas de la machine asynchrone fonctionnant en mode générateur autonome, l'utilisation du modèle linéaire donne des résultats divergents [10]. En effet, la saturation magnétique doit être prise en compte dans le même modèle.

4.3.1.2.5. Prise en compte de la saturation magnétique dans le modèle des courants

Tout d'abord, on note que la transformation de Park tout comme celle des composantes symétriques sont applicables pour les systèmes linéaires seulement. D'autre part, la prise en compte indispensable de la saturation magnétique dans le modèle du GAEE rend obligatoirement ce modèle non-linéaire, ce qui empêche, à priori, d'appliquer le principe de superposition.

Cependant, en théorie des machines électriques tournantes, il est admis que l'effet de la saturation magnétique peut être pris en considération à travers l'introduction de modifications dans le modèle de la machine qui est considéré initialement linéaire [51]. Ainsi, l'application de la transformation de Park reste valable pour l'étude du fonctionnement du GAEE en régime transitoire déséquilibré, et ce en dépit de la présence de la non-linéarité due à la saturation magnétique.

L'introduction de la saturation dans le modèle de Park est basée sur un réajustement du degré de saturation au fur et à mesure de l'évolution du point de fonctionnement de la machine. Pour cela, une modélisation mathématique du comportement non linéaire du circuit magnétique de la machine est effectuée. Dans la littérature, différentes techniques sont proposées pour tenir compte de la de la saturation magnétique [10, 92]. Elles sont basées sur l'hypothèse d'une induction homogène dans la totalité de la structure [66]. Dans la présente étude, nous adoptons une technique qui est basée sur le réajustement des valeurs des inductances de la machine. Dans cette technique, la valeur de l'inductance de magnétisation M est réajustée en fonction de la valeur efficace du courant magnétisant i_m qui est défini à partir de (4.69) et (4.70) tel que :

$$i_m = \sqrt{i_{mq}^2 + i_{md}^2} \quad (4.71)$$

La courbe de variation de M en fonction de i_m est obtenue expérimentalement à partir de la caractéristique à vide de la machine asynchrone MAS 2 (voir annexe) qui est établie à une

vitesse rotorique égale à 1500 tr/min. Elle est modélisée par l'expression polynomiale suivante :

$$M = \frac{p_1 i_m^3 + p_2 i_m^2 + p_3 i_m + p_4}{i_m^2 + q_1 i_m + q_2} \quad (4.72)$$

Avec:

$$p_1 = -0.02785, \quad p_2 = 0.4009, \quad p_3 = -1.209, \quad p_4 = 1.712, \quad q_1 = -3.337, \quad q_2 = 4.785$$

Ces coefficients sont obtenus par minimisation – dans le sens des moindres carrés – de l'écart entre la courbe de magnétisation expérimentale et son modèle analytique.

Dans ce qui suit, en tenant compte de la variation de M en fonction de i_m selon (4.72), le modèle saturé de la machine asynchrone est établi à partir des équations du modèle d'état (4.63) à (4.68).

4.3.1.2.6. Equations de tensions du modèle saturé de la machine asynchrone

Dans cette étude, la saturation magnétique du flux de fuite est négligée. De ce fait, les inductances de fuite l_s et l'_r sont constantes. La saturation magnétique est prise en compte dans le flux magnétisant seulement.

En considérant que l'inductance magnétisante M est identique suivant les axes q et d, les opérations de dérivées des flux statoriques et rotoriques totaux (derniers termes des équations (4.63) à (4.68)) permettent d'écrire :

$$p (l_s i_{qs} + M i_{mq}) = l_s p i_{qs} + p(M i_{mq}) \quad (4.73)$$

$$p (l_s i_{ds} + M i_{md}) = l_s p i_{ds} + p(M i_{md}) \quad (4.74)$$

$$p (l_s i_{os}) = l_s p i_{os} \quad (4.75)$$

$$p (l_s i'_{qr} + M i_{mq}) = l'_r p i'_{qr} + p(M i_{mq}) \quad (4.76)$$

$$p (l_s i'_{dr} + M i_{md}) = l'_r p i'_{dr} + p(M i_{md}) \quad (4.77)$$

$$p (l_s i'_{or}) = l'_r p i'_{or} \quad (4.78)$$

Du fait que l'inductance de magnétisation est variable avec le courant, les dérivées des flux magnétisants ($M i_{mq}$) et ($M i_{md}$) peuvent être écrites comme suit :

$$p(M i_{mq}) = i_{mq} pM + M pi_{mq} \quad (4.79)$$

$$p(M i_{md}) = i_{md} pM + M pi_{md} \quad (4.80)$$

L'apparition des termes $(i_{mq}pM)$ et $(i_{mq}pM)$ dans (4.79) et (4.80) est attribuée à l'effet croisé de la saturation (inter-saturation). L'effet croisé de la saturation est responsable à l'apparition d'une inductance supplémentaire qui quantifie l'interaction mutuelle entre les axes q et d qui étaient jusque-là supposés indépendants [10]. Dans cette étude, l'effet de inter-saturation sera négligé et ainsi les deux termes $(i_{mq}pM)$ et $(i_{mq}pM)$ seront omis. Ceci permettra de simplifier les équations du modèle sans pour autant diminuer sa précision ; comme nous allons le confirmer dans la partie relative aux résultats.

Dans ce qui suit, seul l'effet de la saturation de l'inductance de magnétisation « statique » M est pris en considération. Ainsi, les équations des dérivées des flux statoriques et rotoriques (4.73) à (4.78) deviennent :

$$p (l_s i_{qs} + M i_{mq}) = l_s p i_{qs} + M p i_{mq} \quad (4.89)$$

$$p (l_s i_{ds} + M i_{md}) = l_s p i_{ds} + M p i_{md} \quad (4.90)$$

$$p (l_s i_{os}) = l_s p i_{os} \quad (4.91)$$

$$p (l_s i'_{qr} + M i_{mq}) = l'_r p i'_{qr} + M p i_{mq} \quad (4.92)$$

$$p (l_s i'_{dr} + M i_{md}) = l'_r p i'_{dr} + M p i_{md} \quad (4.93)$$

$$p (l'_r i'_{or}) = l_s p i'_{or} \quad (4.94)$$

En remplaçant ces dernières équations dans le système d'équations des tensions (4.63)-(4.68), nous obtenons :

$$V_{qs} = r_s i_{qs} + (l_s + M) p i_{qs} + M p i'_{qr} \quad (4.95)$$

$$V_{ds} = r_s i_{ds} + (l_s + M) p i_{ds} + M p i'_{dr} \quad (4.96)$$

$$V_{os} = r_s i_{os} + l_s p i_{os} \quad (4.97)$$

$$V'_{qr} = r'_r i'_{qr} - w_r (l'_r + M) i'_{dr} - w_r M i_{ds} + (l'_r + M) p i'_{qr} + M p i_{qs} \quad (4.98)$$

$$V'_{dr} = r'_r i'_{dr} + w_r (l'_r + M) i'_{qr} + w_r M i_{qs} + (l'_r + M) p i'_{dr} + M p i_{ds} \quad (4.99)$$

$$V'_{or} = r'_r i'_{or} + l'_r p i'_{or} \quad (4.100)$$

4.3.2. Modèle de l'ensemble charge-condensateurs d'excitation

Après avoir établi les équations du modèle saturé de la machine asynchrone (4.95)-(4.100), la modélisation du GAAE se complète à travers l'établissement du modèle de l'ensemble charge-condensateurs d'excitation. En effet, comme établi précédemment, l'auto-excitation du GAAE exige une source d'énergie réactive extérieure, en l'occurrence des condensateurs. Dans cette étude, on adopte la configuration triangle pour les connexions entre le stator de la

machine, les condensateurs d'excitation (C_a , C_b et C_c) et la charge, qui est considérée résistive (R_a , R_b , et R_c) (Figure 4.3).

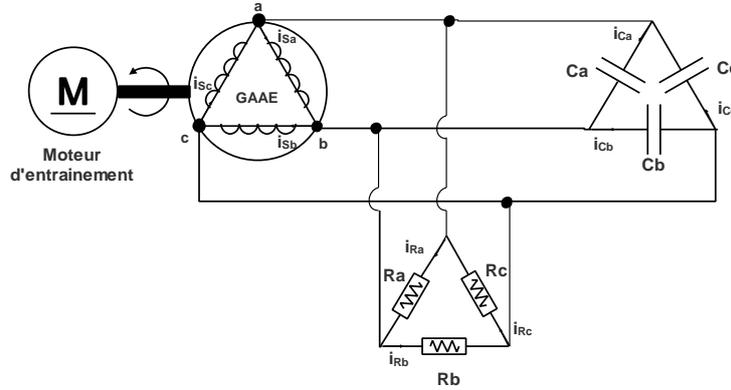


Figure 4.3. Schéma de connexions du GAAE à la charge triphasé déséquilibrée

A partir de la somme des courants dans les nœuds a, b et c des connexion du stator de la machine avec les condensateurs et les charges (Figure 4.3), on écrit [8] :

$$i_{sa} + i_{ca} + i_{Ra} = i_{sb} + i_{cb} + i_{Rb} = i_{sc} + i_{cc} + i_{Rc} \quad (4.101)$$

Et que nous pouvons mettre sous la forme suivante :

$$\begin{bmatrix} i_{sa} & -i_{sb} \\ i_{sa} & -i_{sc} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} i_{ca} & -i_{cb} \\ i_{ca} & -i_{cc} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} i_{Ra} & -i_{Rb} \\ i_{Ra} & -i_{Rc} \end{bmatrix} = 0 \quad (4.102)$$

Dans le cas d'une configuration en triangle, les tensions des phases statoriques et celles des condensateurs d'excitation et des charges sont toutes égales. Ainsi, en exprimant les courants capacitifs et ceux des charges en fonction des tensions, le système d'équations (4.102) devient :

$$\begin{bmatrix} i_{sa} & -i_{sb} \\ i_{sa} & -i_{sc} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C_a \frac{dV_{as}}{dt} & -C_b \frac{dV_{bs}}{dt} \\ C_a \frac{dV_{as}}{dt} & -C_c \frac{dV_{cs}}{dt} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{V_{as}}{R_a} & -\frac{V_{bs}}{R_b} \\ \frac{V_{as}}{R_a} & -\frac{V_{cs}}{R_c} \end{bmatrix} = 0 \quad (4.103)$$

A l'instar des équations du modèle de la machine asynchrone, les équations de l'ensemble charge-condensateurs d'excitation sont aussi exprimées dans le repère q.d.o stationnaire. D'autre part, pour une configuration en triangle, les composantes homopolaires de la tension et du courant de ligne statoriques sont nulles. En outre, du fait que les enroulements statoriques et rotoriques de la machine sont symétriques, les composantes homopolaires des courant de phase sont aussi nuls [8]. Ainsi, dans ce qui suit, seules les composantes q et d seront considérées.

En utilisant la matrice de transformation inverse P_s^{-1} définie dans (4.38), le système d'équations (4.103) est exprimé dans le repère stationnaire tel que :

$$[C] \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} V_{qs} \\ V_{ds} \end{bmatrix} = - \left\{ [A] \begin{bmatrix} i_{qs} \\ i_{ds} \end{bmatrix} + [B] \begin{bmatrix} V_{qs} \\ V_{ds} \end{bmatrix} \right\} \quad (4.104)$$

Avec :

$$A = \begin{bmatrix} \frac{3}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} \\ \frac{3}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix}, \quad B = \begin{bmatrix} \frac{1}{R_a} + \frac{1}{2R_b} & \frac{\sqrt{3}}{2R_b} \\ \frac{1}{R_a} + \frac{1}{2R_c} & -\frac{\sqrt{3}}{2R_c} \end{bmatrix}, \quad C = \begin{bmatrix} C_a + \frac{C_b}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} C_b \\ C_a + \frac{C_c}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} C_c \end{bmatrix} \quad (4.105)$$

Les condensateurs d'excitation (C_a , C_b et C_c) et les charges résistives (R_a , R_b , et R_c) peuvent être équilibrées ou déséquilibrées.

4.3.3. Mise sous forme d'état

Le modèle global du GAEE triphasé dans le repère stationnaire s'obtient en associant le système d'équations (4.104) de l'ensemble charge-condensateurs d'excitation aux équations d'état (4.95)-(4.96) et (4.98)-(4.99) de la machine asynchrone. La mise sous forme d'état du système d'équations résultant peut s'écrire comme suit :

$$\frac{dX}{dt} = -L^{-1} * G * X \quad (4.106)$$

X étant le vecteur d'état qui est défini tel que :

$$X = [i_{qs} \ i_{ds} \ i'_{qr} \ i'_{dr} \ V_{qs} \ V_{ds}]^t \quad (4.107)$$

$$G = \begin{bmatrix} r_s & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 \\ 0 & r_s & 0 & 0 & 0 & -1 \\ 0 & -w_r M & r'_r & -w_r(l'_r + M) & 0 & 0 \\ w_r M & 0 & w_r(l'_r + M) & r'_r & 0 & 0 \\ \frac{3}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} & 0 & 0 & \frac{1}{R_a} + \frac{1}{2R_b} & \frac{\sqrt{3}}{2R_b} \\ \frac{3}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} & 0 & 0 & \frac{1}{R_a} + \frac{1}{2R_c} & -\frac{\sqrt{3}}{2R_c} \end{bmatrix} \quad (4.108)$$

$$L = \begin{bmatrix} (l_s + M) & 0 & M & 0 & 0 & 0 \\ 0 & (l_s + M) & 0 & M & 0 & 0 \\ M & 0 & (l'_r + M) & 0 & 0 & 0 \\ 0 & M & 0 & (l'_r + M) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & (C_a + \frac{C_b}{2}) & (\frac{\sqrt{3}}{2} C_b) \\ 0 & 0 & 0 & 0 & (C_a + \frac{C_c}{2}) & -(\frac{\sqrt{3}}{2} C_c) \end{bmatrix} \quad (4.109)$$

La simulation des différents modes de fonctionnement du GAEE sont effectuées à travers l'attribution des valeurs adéquates aux condensateurs d'excitation (C_a , C_b , C_c) et aux charges (R_a , R_b , R_c) dans les équations (4.108) et (4.109). Ensuite, la résolution des équations du

système d'état (4.106) est effectuée numériquement à l'aide de l'algorithme de Runge-Kutta d'ordre 4.5, et ce en utilisant la fonction « ode45 » qui est intégrée dans Matlab. On note que la valeur de l'inductance de magnétisation M est recalculée à chaque itération à l'aide de l'équation (4.72). D'autre part, pour initier phénomène d'auto-amorçage du GAAE, une tension rémanente minimale doit y exister. Dans la simulation, l'effet du rémanent est pris en considération à travers l'attribution d'une valeur initiale aux tensions et aux courants statoriques.

Enfin, à partir des composantes des grandeurs relatives obtenues de la résolution numérique de (4.106), l'utilisation des transformations inverses P_s^{-1} et P_r^{-1} définies dans (4.38) et (4.39) respectivement permettra d'obtenir les composantes des grandeurs de phases statoriques et rotoriques respectivement.

4.4. Performance du GAAE triphasé : résultats de simulation et validation expérimentale

Dans cette partie, nous examinons, à travers le modèle de simulation en régime transitoire développé dans la section précédente, les différents modes de fonctionnement du GAAE. Dans un premier temps, on examine l'auto-amorçage à vide ainsi que le fonctionnement sous une charge équilibrée. Ensuite, nous nous intéressons au fonctionnement du GAAE en mode déséquilibré, qui représente le but de notre travail. De plus, nous allons consacrer une attention particulière au comportement du régime transitoire du GAAE triphasé alimentant des charges monophasées. Par ailleurs, certains des résultats issus de la simulation sont validés expérimentalement sur un banc d'essais constitué de la machine asynchrone triphasée MAS 2 (Annexe) qui est entraînée par un moteur asynchrone d'une puissance de 5 kW.

Il est intéressant de rappeler que le point de fonctionnement du GAAE est défini par l'intersection entre la caractéristique de magnétisation de la machine asynchrone d'une part et la droite d'excitation d'une autre part (voir la Figure 1.2). Ce point de fonctionnement est tributaire de la valeur de la vitesse de rotation de la machine ainsi que des valeurs des condensateurs et des charges [9]. De plus, les valeurs de la vitesse rotorique et des condensateurs doivent être au-dessus de certaines valeurs minimales [4]. Pour tous les essais effectués, la vitesse rotorique est maintenue égale à 1500 tr/min et les valeurs des condensateurs d'excitation sont choisies afin d'avoir un point de fonctionnement en auto-amorcé proche des conditions nominales de la machine. Il est à noter que ces essais peuvent

être réalisés à des vitesses différents de 1500 tr/min et avec des valeurs des condensateurs de différentes valeurs. Cependant, les conditions de l'auto-amorçage ainsi que les grandeurs nominales du générateur doivent être respectées.

D'autre part, le niveau de saturation magnétique de la machine est estimé à partir de la courbe de variation de l'inductance de magnétisation (M) en fonction du courant magnétisant (I_m) qui est représentée sur la Figure 4.4. Cette courbe est établie pour le cas de la machine asynchrone triphasée MAS 2 en considérant une vitesse rotorique égale à 1500 tr/min. L'équation modélisant cette courbe a été donnée précédemment dans (4.72). Deux zones importantes peuvent être distinguées sur la caractéristique de magnétisation illustrée par la Figure 4.4; la zone linéaire (pour $I_m < 1A$) et la zone saturée (pour $I_m > 1A$). La zone linéaire ne présente aucun intérêt dans le fonctionnement du GAAE. En effet, le phénomène d'autoamorçage du générateur asynchrone ne peut avoir lieu que dans la zone saturée [4].

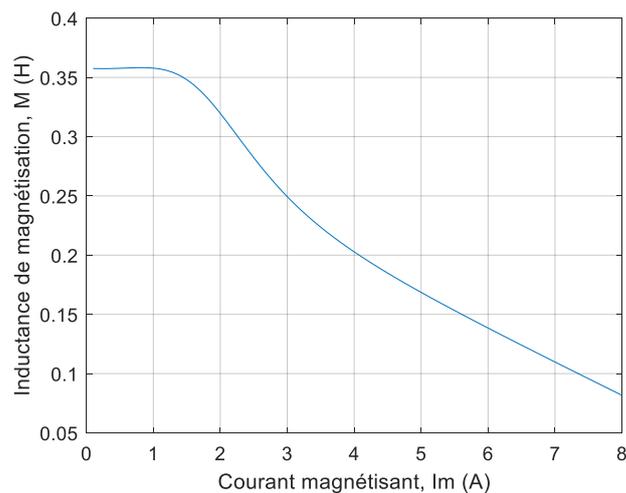
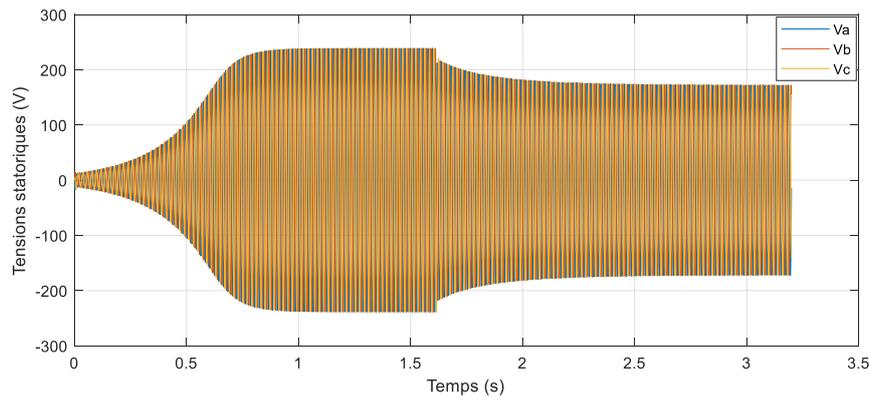


Figure 4.4. Courbe de magnétisation de la machine asynchrone triphasée MAS 2

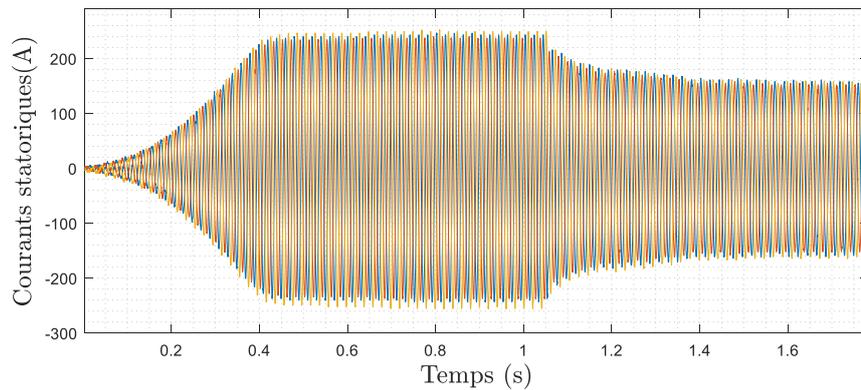
4.4.1. Performance du GAAE triphasé à vide et en charge équilibrée

En considérant que le GAAE est entraîné à une vitesse rotorique égale à 1500 tr/min, le mode opératoire est tel que, initialement, seuls trois condensateurs d'excitation de valeur $35 \mu F$ chacun sont branchés aux bornes du stator de la machine. Ainsi, les tensions et les courants statoriques augmentent progressivement jusqu'à se stabiliser en régime permanent, permettant l'auto-amorçage du GAAE à vide. Par la suite, une fois le régime permanent est atteint, une charge résistive équilibrée de 133Ω est branchée en parallèle avec les condensateurs d'excitation. Les résultats de simulation et ceux obtenus expérimentalement sont représentés sur la Figure 4.5.

La confrontation des résultats relatifs aux courants et tensions statoriques (Figures 4.5.a et b) montre que les résultats expérimentaux concordent avec ceux issus de la simulation. Cette cohérence des résultats est très bonne aussi bien durant le fonctionnement à vide qu'en fonctionnement en charge. En outre, la Figure 4.5.c montre que les résultats de simulation du régime établi en charge du courant rotorique sont très proches, en amplitude et en fréquence, par rapport à ceux obtenus expérimentalement.

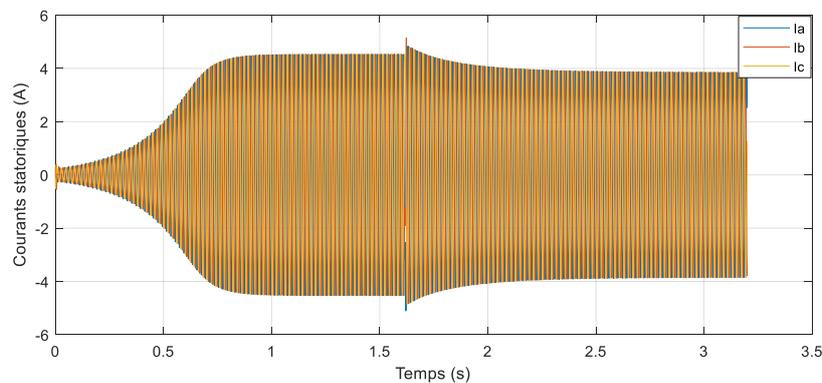


Simulation

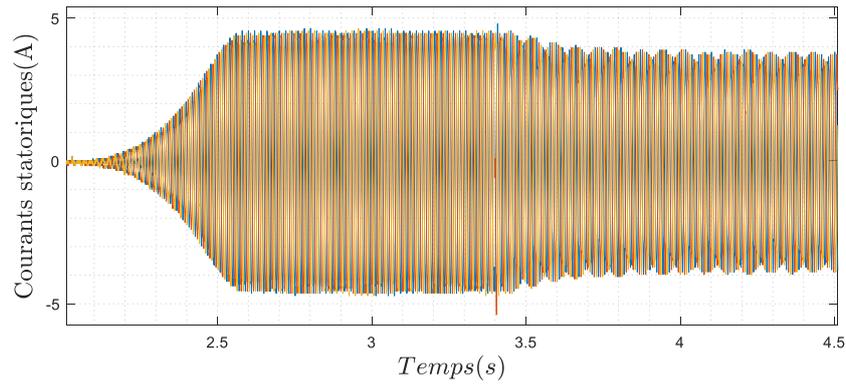


Expérience

a)

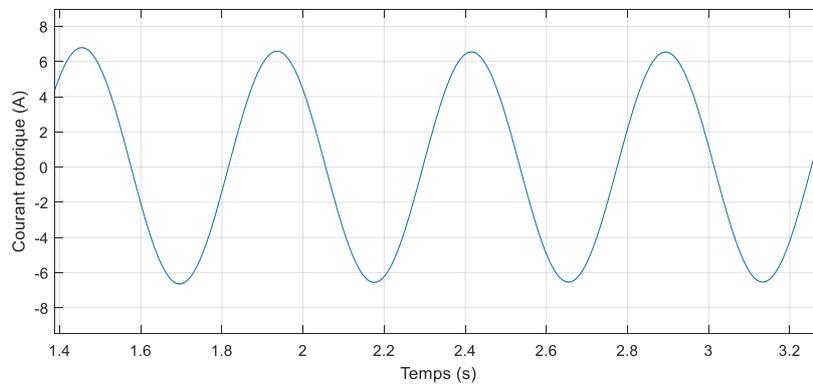


Simulation

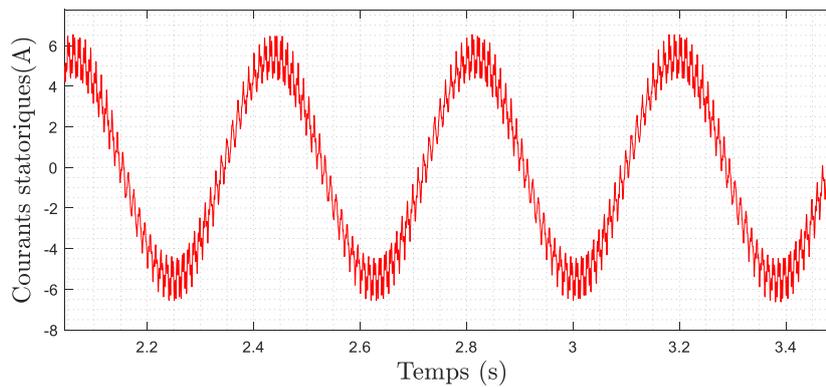


Expérience

b)



Simulation



Expérience

c)

Figure 4.5. Performances du GAAE à vide et en charge triphasée résistive équilibrée $R=133 \Omega$: a) Tensions statoriques b) Courants statoriques et c) Courant rotorique en charge.

En outre, les fluctuations constatées sur le relevé expérimental des amplitudes des courants statoriques pendant le fonctionnement en charge (Figure 4.5.b) peuvent être dues à la présence

d'un certain degré de déséquilibre au niveau de la charge triphasée utilisée dans l'essai. Ce constat est plus apparent sur le relevé expérimental du courant rotorique (Figure 4.5.c).

D'autre part, on remarque qu'après la connexion de la charge, les tensions et les courants statoriques diminuent progressivement jusqu'à atteindre le régime permanent d'un nouveau point de fonctionnement. La principale cause de la diminution des tensions statoriques est due à la diminution de la fréquence statorique. En effet, la diminution de la fréquence statorique modifie les allures des courbes de magnétisation de la machine et celle de la droite des condensateurs d'excitation. Ceci permet d'établir un nouveau point de fonctionnement du GAAE qui est caractérisé par une baisse du niveau de saturation magnétique de la machine, impliquant une diminution de la valeur de la tension [5]. Ceci représente une caractéristique intrinsèque du fonctionnement du GAAE en mode isolé.

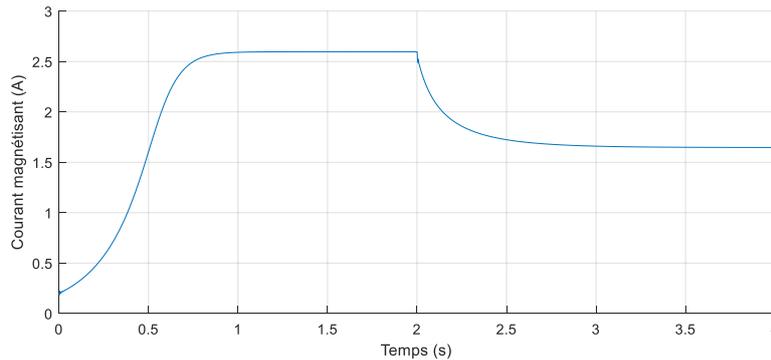
Dans la Figure 4.6, on représente, pour les mêmes conditions de fonctionnement de du GAAE à vide et en charge, les résultats de simulation de l'évolution temporelle de certaines grandeurs électriques de la machine.

Pendant la phase d'auto-amorçage du GAAE, le courant magnétisant (Figure 4.6.a) présente la même allure que celle des tensions et courants statoriques (Figure 4.5.a et b). En outre, le niveau de la saturation magnétique dans la machine est estimé à partir de la courbe de variation de l'inductance de magnétisation en fonction de la valeur efficace du courant magnétisant (Figure 4.6.b). Par ailleurs, dans cette phase d'auto-amorçage, la puissance active (Figure 4.6.c) est pratiquement nulle car le GAAE fonctionne à vide. Toutefois, la puissance réactive augmente progressivement jusqu'à atteindre une valeur de 1850 Var en régime permanent (Figure 4.6.d). Cette puissance réactive consommée par la machine est délivrée entièrement par les condensateurs d'excitation.

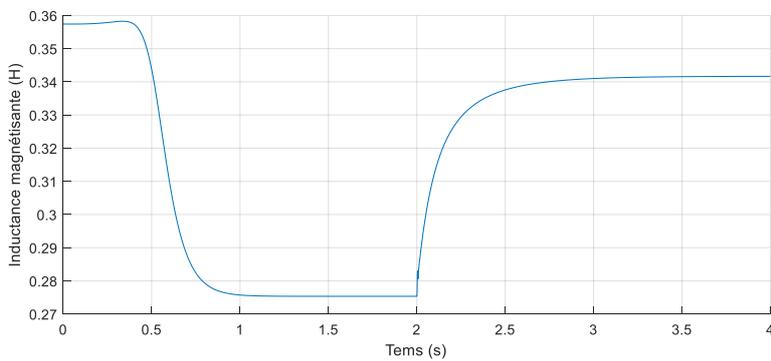
En outre, le branchement de la charge équilibrée impose au GAAE de fonctionner dans un nouveau point de fonctionnement. Ce nouveau point de fonctionnement est, comme le montre la Figure 4.6.a, caractérisé par une baisse du niveau de magnétisation de la machine i.e. diminution de la valeur efficace du courant magnétisant, impliquant une augmentation de la valeur de l'inductance de magnétisation augmente (Figure 4.6.b). Ceci explique la diminution de la tension statorique constatée précédemment sur la Figure 4.5.a.

Par ailleurs, pendant le fonctionnement en charge, la puissance active atteint 680 W (en valeur absolue) en régime permanent comme le montre les Figure 4.6.c alors que la puissance

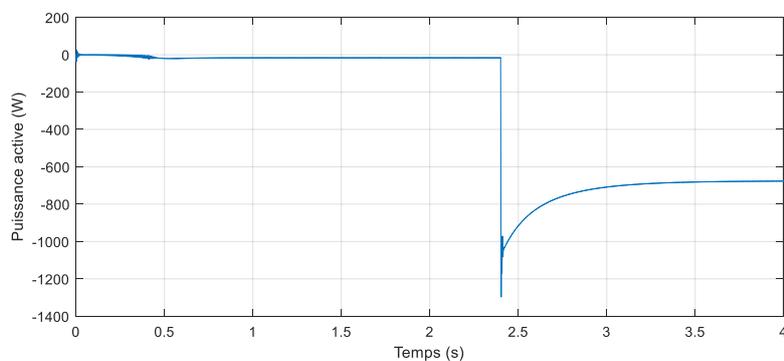
réactive diminue de 1850 Var jusqu'à 950 Var (Figure 4.6.d). Cette diminution de la puissance réactive est due à la diminution des tensions statoriques. En effet, en régime établi, la puissance réactive varie avec le carré de la tension ($Q_c = V^2 C_w$). Ainsi, pour une même valeur des condensateurs d'excitation, qui représentent la seule source de la puissance réactive, la diminution de la tension statorique implique inévitablement celle de la puissance réactive.



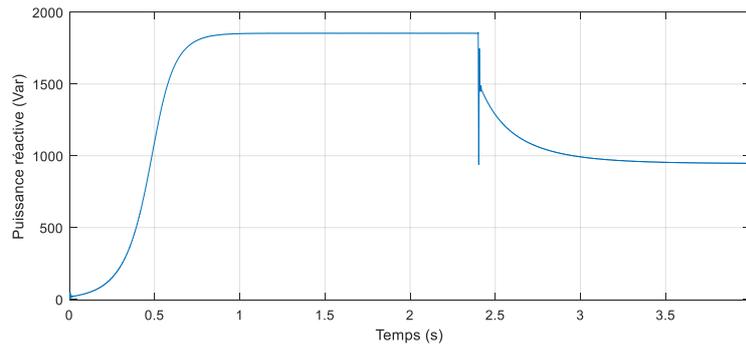
a)



b)



c)



d)

Figure 4.6. Détails des performances du GAAE à vide et en charge équilibrée : a) Courant magnétisant (valeur efficace), b) Inductance de magnétisation c) Puissance active d) Puissance réactive

4.4.2. Performance du GAAE triphasé en mode déséquilibré

Le comportement du GAAE en mode déséquilibré est examiné à travers deux types de déséquilibre : le déséquilibre au niveau de la charge et au niveau des condensateurs d'excitation. En outre, on examine aussi le comportement du GAAE suite à une surcharge.

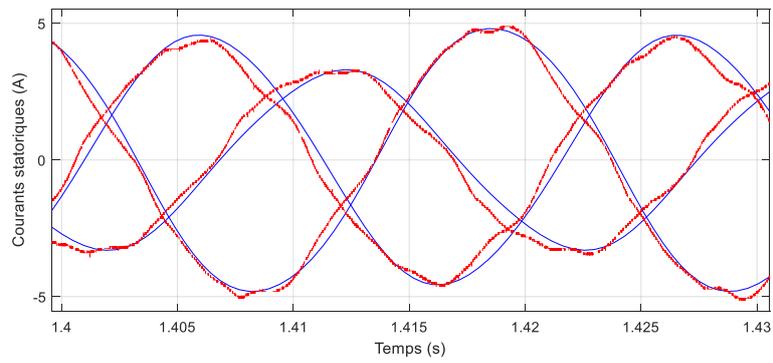
4.4.2.1. Fonctionnement sur charge résistive déséquilibrée

Le déséquilibre au niveau de la charge est examiné à travers une charge triphasée ayant les valeurs suivantes: $R_a = \infty \Omega$, $R_b = 133 \Omega$ et $R_c = 133 \Omega$. Le GAAE étant branché avec trois condensateurs d'excitation équilibrés ayant une valeur de $35 \mu\text{F}$ chacun. Les résultats de simulation et ceux obtenus expérimentalement sont représentés sur la Figure 4.7.

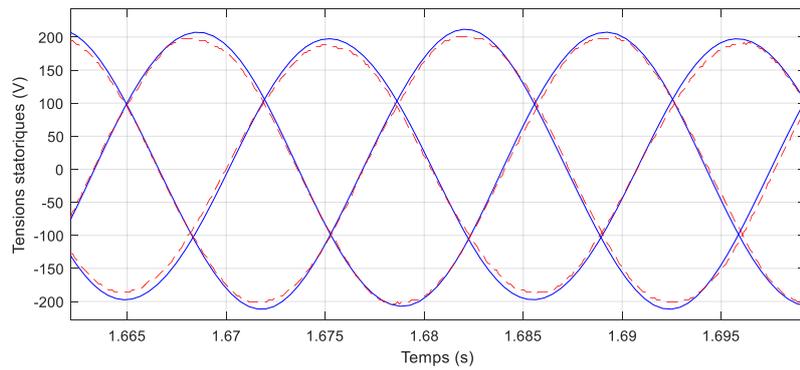
D'après la Figure 4.7, on constate que les résultats de simulation sont très proches des résultats expérimentaux d'où la validité du modèle adopté. D'autre part, comme attendu, les résultats obtenus montrent un écart entre les trois valeurs crêtes des tensions et courants statoriques. Cependant, cet écart est minimal entre les trois valeurs crêtes des tensions statoriques. Ce déséquilibre est dû à la charge. Il s'agit donc, dans ces conditions, d'un déséquilibre en courant.

En outre, la Figure 4.7.c indique que le courant rotorique présente une allure pulsatoire. Le spectre harmonique correspondant à ce courant rotorique représenté sur la Figure 4.7.d comporte deux composantes intéressantes ; le fondamental (fréquence d'environ 2.5 Hz) d'une amplitude de 7.5 A et un harmonique de fréquence double de celle du courant statorique (100 Hz) et d'amplitude de 3A. L'apparition de l'harmonique de rang 2 dans le

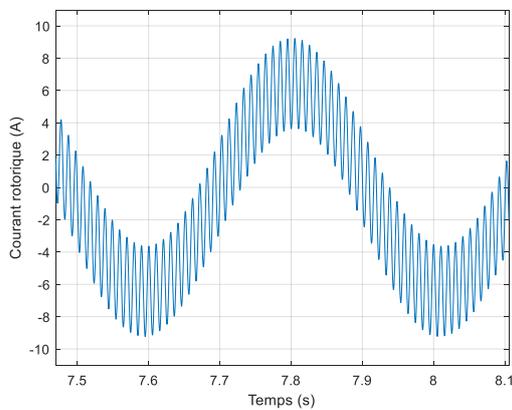
courant rotorique est due à l'existence de la composante relative à la séquence inverse. Ceci est à l'origine de pertes supplémentaires au niveau du rotor et ainsi un échauffement excessif de la machine. De plus, dans ces conditions, le couple électromagnétique présente des pulsations et donc des vibrations qui sont nuisibles pour les roulements ainsi que toute la mécanique couplée à la machine.



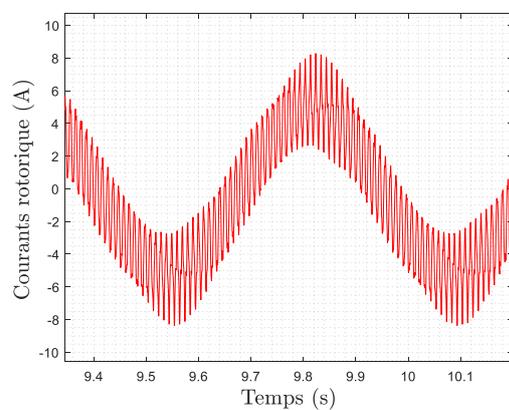
a)



b)

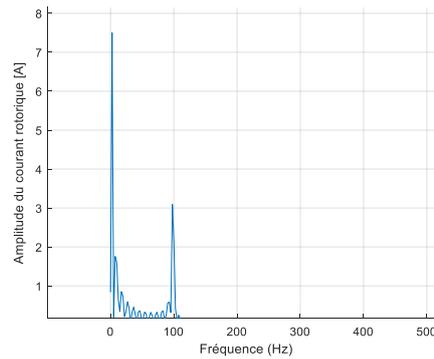


Simulation



Expérimental

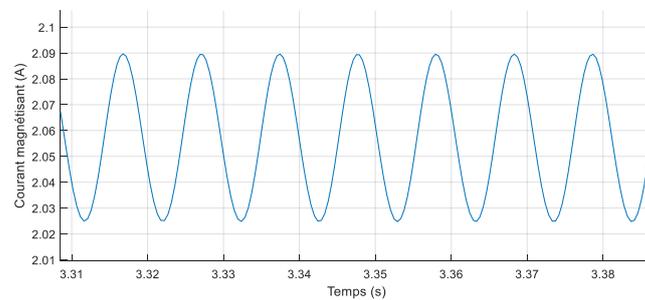
c)



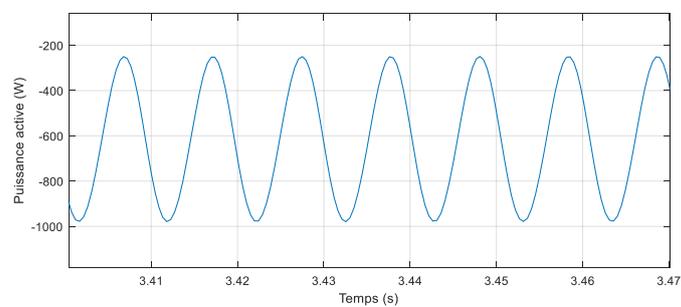
d)

Figure 4.7. Performances du GAAE sous une charge résistive déséquilibrée : a) Courants statoriques, b) Tensions statoriques c) Courant rotorique et d) Spectre harmonique du courant rotorique

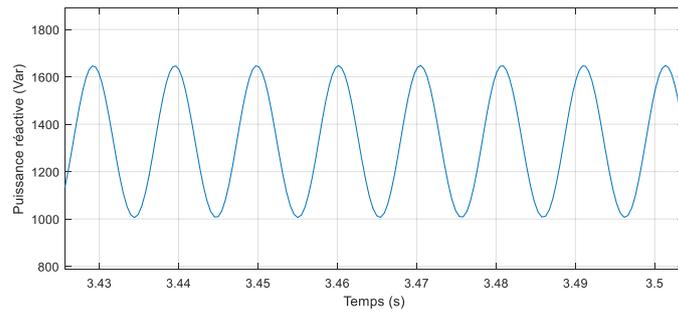
Par ailleurs, la Figure 4.8 montre les résultats de simulation de la variation de certaines grandeurs électriques de la machine pour les mêmes conditions de déséquilibre en charge. D'après la Figure 4.8, on remarque que l'harmonique 100 Hz constaté précédemment sur le courant rotorique est aussi présent dans le courant magnétisant et les puissances active et réactive instantanées. Cependant, cet harmonique à 100 Hz n'était pas présent dans les grandeurs électriques du GAAE pendant le fonctionnement en mode équilibré.



a)



b)

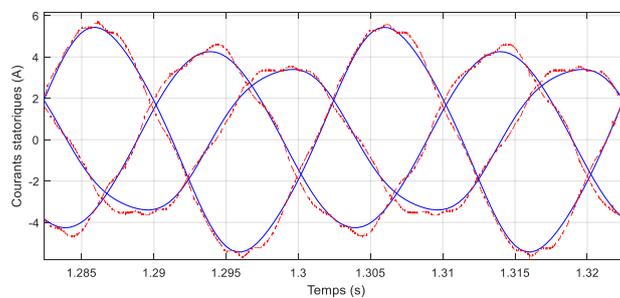


c)

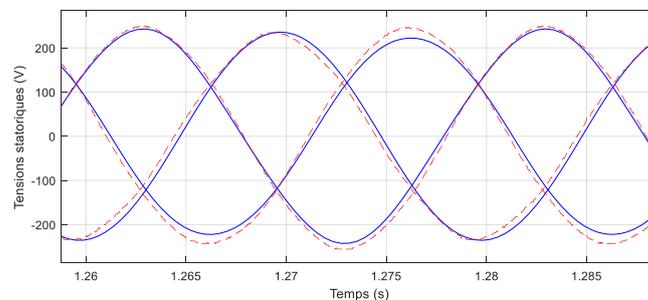
Figure 4.8. Détails des performances du GAAE en mode déséquilibré : a) Courant magnétisant (valeur efficace) b) Puissance active et c) Puissance réactive

4.4.2.2. Fonctionnement avec des condensateurs d'excitation déséquilibrés

Dans cette partie, on examine l'effet du déséquilibre des condensateurs d'excitation sur le comportement du GAAE. Pour cela, les condensateurs d'excitation utilisés ont les valeurs suivantes : $C_a = 35 \mu\text{F}$, $C_b = 46 \mu\text{F}$ et $C_c = 20 \mu\text{F}$. Le générateur fonctionne à vide. Les résultats de la simulation et de la validation expérimentale sont représentés sur la Figure 4.9. Les résultats obtenus montrent une bonne concordance entre les résultats théoriques et expérimentaux. De plus, on aura un déséquilibre en courant et des conséquences semblables à celles constatés dans le cas du déséquilibre en charge.



a)



b)

Figure 4.9. Performances du GAAE en présence de condensateurs d'excitation déséquilibrés : a) Courants statoriques, b) Tensions statoriques

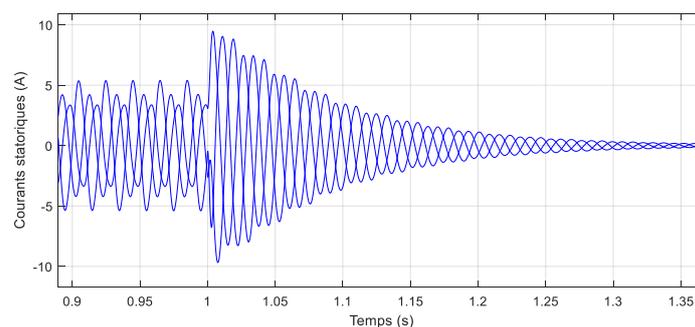
4.4.2.3. Effet de la surcharge

La surcharge du générateur est examinée à travers une charge triphasée équilibrée ayant une valeur de 25Ω . Cette valeur de la charge est largement suffisante pour provoquer une surcharge dans le générateur. Les résultats obtenus suite au branchement de la charge sont représentés sur la Figure 4.10.

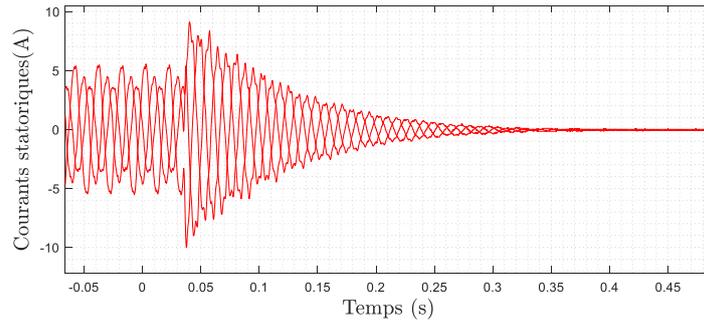
Les résultats de la Figure 4.10 montrent que la surcharge provoque l'annulation progressive des courants et tensions statoriques jusqu'au désamorçage total du générateur. De plus, au moment de branchement de la charge, on remarque l'apparition de surintensités qui atteignent jusqu'à quatre fois la valeur du courant nominal. Par ailleurs, la Figure 4.10.c indique l'apparition d'un pic de courant rotorique qui s'annule rapidement avec la diminution des amplitudes des tensions et courants statoriques. Toutefois, ce pic de courant rotorique provoque aussi un pic au niveau du couple électromagnétique, ce qui peut avoir de graves conséquences sur l'arbre de la machine.

Il est à noter que les amplitudes des surintensités ainsi que la durée des transitoires dépendent de l'instant de branchement de la charge ainsi que des valeurs des condensateurs d'excitation, de la charge et de la vitesse rotorique [8, 9].

Enfin, le désamorçage du générateur suite à la surcharge peut être considéré comme une autoprotection. Cependant, comme constaté durant l'essai expérimental, la surcharge peut provoquer aussi la perte du rémanent.

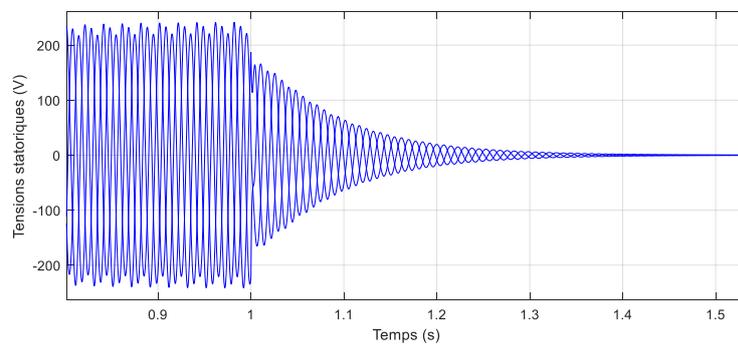


Simulation

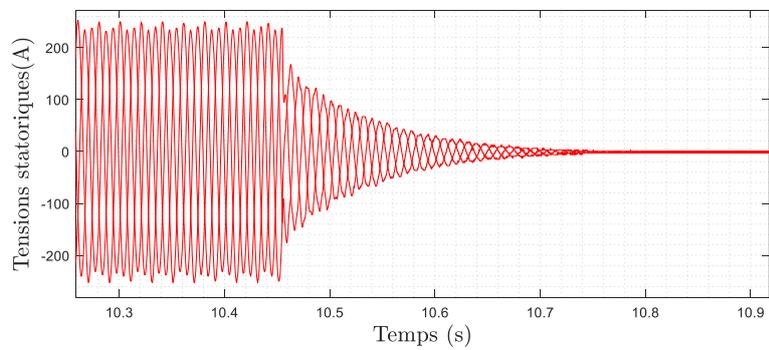


Expérience

a)

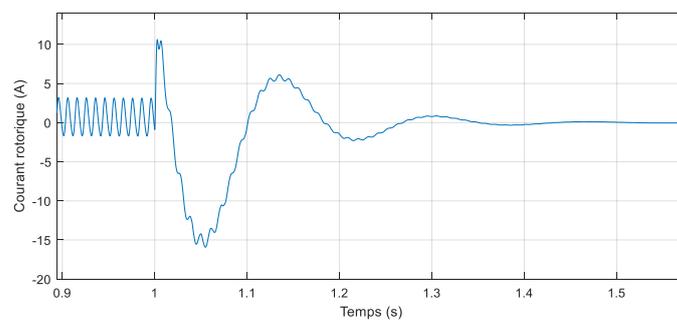


Simulation



Expérience

b)



Simulation

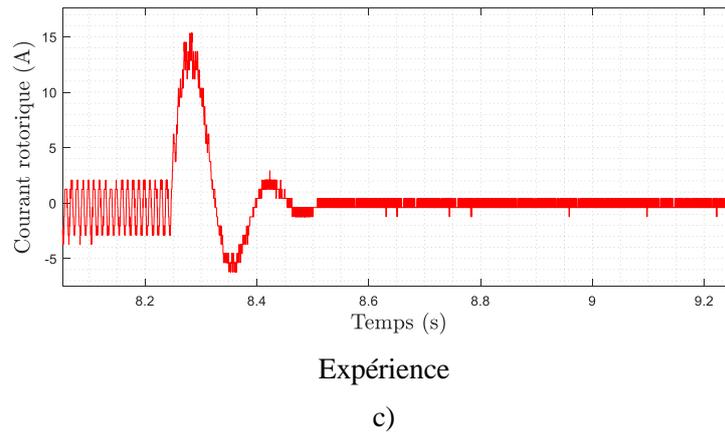


Figure 4.10. Effet de la surcharge sur le fonctionnement du GAAE : a) Courants statoriques b) Tensions statoriques et c) courant rotorique

4.4.3. Performances du GAAE triphasé alimentant une charge monophasée

Dans cette partie, on s'intéresse à une application particulière au déséquilibre qui concerne l'étude de l'alimentation des charges monophasées à partir du GAAE triphasé. Comme établi dans le chapitre précédent, en plus du déséquilibre au niveau de la charge, l'alimentation d'une charge monophasée à partir d'un GAAE triphasé peut aussi introduire un déséquilibre au niveau des condensateurs d'excitation.

L'étude du comportement du GAAE triphasé en régime transitoire sera établie à travers le même modèle en mode déséquilibré qui est établi précédemment à travers le système d'équations (4.106). Cependant, les équations (4.104) relatives au modèle de l'ensemble charge-condensateurs d'excitation doivent être modifiées en fonction de la topologie de branchement de la charge monophasée au circuit électrique du GAAE triphasé. Dans cette étude, deux topologies de branchement seront adoptées.

4.4.3.1 Descriptions des deux topologies de branchement adoptées

a) Première topologie : la topologie (3-C)

Dans cette première topologie, trois condensateurs d'excitation (C_a, C_b, C_c) seront utilisés, où chaque condensateur est branché sur chacune des phases (a,b,c) de la machine. Cette première topologie sera désignée par « topologie (3-C) ». La Figure 4.11 représente les connexions relatives à cette topologie où la charge monophasée résistive (R) est branchée aux bornes de la phase 'a'. Les performances en régime permanent de cette topologie ont été examinés dans [34].

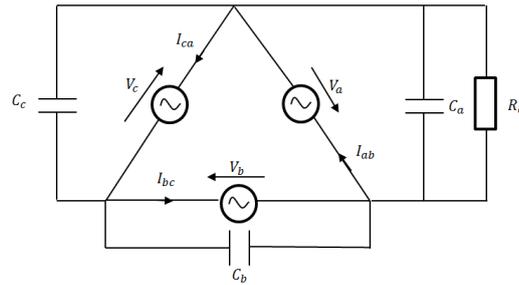


Figure 4.11 Connexions du GAAE triphasé avec la charge monophasée : Topologie (3-C)

Pour l'étude des performances en régime transitoire de cette première topologie de branchement (3-C), le modèle du GAAE développé à travers les équations du système d'état (4.106) peut être utilisé sans modification. Ainsi, la simulation d'un mode de fonctionnement donné du GAAE est effectuée en attribuant les valeurs adéquates aux condensateurs d'excitation (C_a , C_b , C_c) et aux charges (R_a , R_b , R_c) dans les équations (4.108) et (4.109).

b) Deuxième topologie : la topologie (Cp-Cs)

Dans cette deuxième topologie, deux condensateurs seulement sont utilisés. Le premier condensateur (C_s) est branché sur la phase 'a' tandis que le deuxième condensateur (C_p) est branché en parallèle avec la phase 'b'. Cette deuxième topologie sera désignée par « topologie (Cp-Cs) ». La Figure 4.12 représente les connexions relatives à cette topologie où la charge monophasée résistive (R) est branché en série avec le condensateur (C_s). Les performances en régime permanent de cette topologie ont été examinés dans [111].

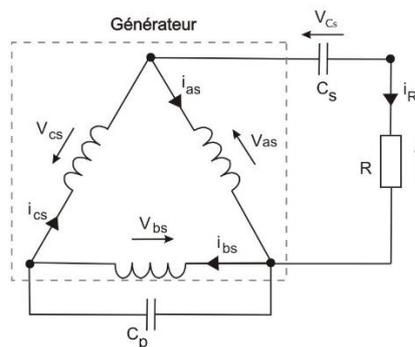


Figure 4.12 Connexions du GAAE triphasé avec la charge monophasée : Topologie (Cp-Cs)

Pour examiner les performances en régime transitoire de cette deuxième topologie de branchement (Cp-Cs), le modèle du GAAE développé précédemment dans le cas d'une charge triphasée déséquilibrée doit être modifié. Ceci est dû à la présence du condensateur C_s en série avec la charge monophasée R (Figure 4.12). Par conséquent, les équations (4.104) de

l'ensemble charge-condensateurs d'excitation doivent être réécrites en considérant le schéma de branchement représenté sur la Figure 4.12.

En particulier, la phase « a » contenant la charge monophasée R est modélisée par l'équation suivante [112] :

$$V_{sa} = V_{Cs} + R i_R \quad (4.110)$$

D'où:

$$i_R = \frac{1}{R} (V_{sa} - V_{Cs}) \quad (4.111)$$

V_{Cs} représente la tension aux bornes du condensateur C_s .

En remplaçant le courant de charge i_{Ra} des équations (4.102) par le courant i_R (4.111) et en considérant les courants de charge i_{Rb} et i_{Rc} nuls (voir Figure 4.12), les équations (4.102) deviennent :

$$\begin{bmatrix} i_{Sa} & -i_{Sb} \\ i_{Sa} & -i_{Sc} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C_a \frac{dV_{as}}{dt} & -C_b \frac{dV_{bs}}{dt} \\ C_a \frac{dV_{as}}{dt} & -C_c \frac{dV_{cs}}{dt} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{1}{R} (V_{sa} - V_{Cs}) & 0 \\ \frac{1}{R} (V_{sa} - V_{Cs}) & 0 \end{bmatrix} = 0 \quad (4.112)$$

En outre, l'équation de dérivée de la tension V_{Cs} , qui constitue une nouvelle variable d'état indépendante, est donnée par :

$$pV_{Cs} = i_R / C_s \quad (4.113)$$

Soit, à partir du schéma de la Figure 4.12 :

$$pV_{Cs} = (i_{Sc} - i_{Sa}) / C_s \quad (4.114)$$

En utilisant la matrice de transformation de Park inverse P_s^{-1} , les équations (4.112) et (4.114) seront définies dans le repère stationnaire tel que :

$$[C] \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} V_{qs} \\ V_{ds} \\ V_{Cs} \end{bmatrix} = - \left\{ [A] \begin{bmatrix} i_{qs} \\ i_{ds} \end{bmatrix} + [B] \begin{bmatrix} V_{qs} \\ V_{ds} \\ V_{Cs} \end{bmatrix} \right\} \quad (4.115)$$

Avec :

$$A = \begin{bmatrix} \frac{3}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} \\ \frac{3}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \\ -\frac{3}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix}, \quad B = \begin{bmatrix} \frac{1}{R} & 0 & -\frac{1}{R} \\ \frac{1}{R} & 0 & -\frac{1}{R} \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad C = \begin{bmatrix} C_a + \frac{C_b}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} C_b & 0 \\ C_a + \frac{C_c}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} C_c & 0 \\ 0 & 0 & -C_s \end{bmatrix} \quad (4.116)$$

Ainsi, à l'instar du système d'équations d'origine établi dans (4.106), la mise sous forme d'état du système d'équations relatif à la topologie (Cp-Cs) peut s'écrire comme suit :

$$\frac{dX_s}{dt} = -L_s^{-1} * G_s * X_s \quad (4.117)$$

X_s représente le nouveau vecteur d'état qui est défini tel que :

$$X_s = [i_{qs} \ i_{ds} \ i'_{qr} \ i'_{dr} \ V_{qs} \ V_{ds} \ V_{Cs}]^t \quad (4.118)$$

$$G_s = \begin{bmatrix} r_s & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & r_s & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 \\ 0 & -w_r M & r'_r & -w_r(l'_r + M) & 0 & 0 & 0 \\ w_r M & 0 & w_r(l'_r + M) & r'_r & 0 & 0 & 0 \\ \frac{3}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} & 0 & 0 & \frac{1}{R} & 0 & -\frac{1}{R} \\ \frac{3}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} & 0 & 0 & \frac{1}{R} & 0 & -\frac{1}{R} \\ -\frac{3}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (4.119)$$

$$L_s = \begin{bmatrix} (l_s + M) & 0 & M & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & (l_s + M) & 0 & M & 0 & 0 & 0 \\ M & 0 & (l'_r + M) & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & (l'_r + M) & 0 & 0 & 0 \\ 0 & M & 0 & 0 & (C_a + \frac{C_b}{2}) & (\frac{\sqrt{3}}{2} C_b) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & (C_a + \frac{C_c}{2}) & -(\frac{\sqrt{3}}{2} C_c) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & (C_a + \frac{C_c}{2}) & -(\frac{\sqrt{3}}{2} C_c) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -C_s \end{bmatrix} \quad (4.120)$$

4.4.3.2. Analyse des performances des deux topologies adoptées

En utilisant les modèles en régime transitoire respectifs des topologies (3-C) et (Cp-Cs), nous présentons, dans un premier temps, les résultats des performances du GAAE triphasé en présence d'une charge monophasée variable. Ensuite, nous nous intéressons au comportement du GAAE triphasé dans le cas de l'apparition de défauts au niveau de la charge monophasée et au niveau des condensateurs d'excitation. Dans tous les résultats présentés dans cette partie, les valeurs utilisées pour les condensateurs d'excitation sont choisies comme suit : pour le cas de la topologie (3-C) : $C_a = 35 \mu\text{F}$, $C_b = 46 \mu\text{F}$, $C_c = 20 \mu\text{F}$ et pour le cas de la topologie (Cp-Cs) : $C_p = 83 \mu\text{F}$, $C_s = 142 \mu\text{F}$. Ces valeurs des condensateurs d'excitation permettent d'avoir un point de fonctionnement proche des conditions nominales du générateur.

4.4.3.2.1. Fonctionnement sur charge monophasée variable

Dans la pratique, la charge branchée aux bornes du GAAE peut être de nature variable. Dans cette partie, on examine, à travers le modèle en régime transitoire, le comportement du GAAE triphasé lors du changement brusque de la charge. Ceci permettra de déterminer l'influence de

la variation de la charge sur l'évolution des grandeurs électriques de la machine. Les résultats relatifs aux deux topologies (3-C) et (Cp-Cs) sont donnés dans les Figures 4.13 et 4.14 respectivement. Les résultats de la validation expérimentale sont donnés pour le cas de la topologie (3-C) seulement.

D'après la Figure 4.13, on constate que les résultats expérimentaux relatifs à la topologie (3-C) concordent avec ceux issus de la simulation. Ces résultats constituent une deuxième validation du modèle du GAAE triphasé en régime transitoire déséquilibré. En effet, le fonctionnement du GAAE triphasé en mode monophasé représente un cas de déséquilibre particulier du GAAE triphasé.

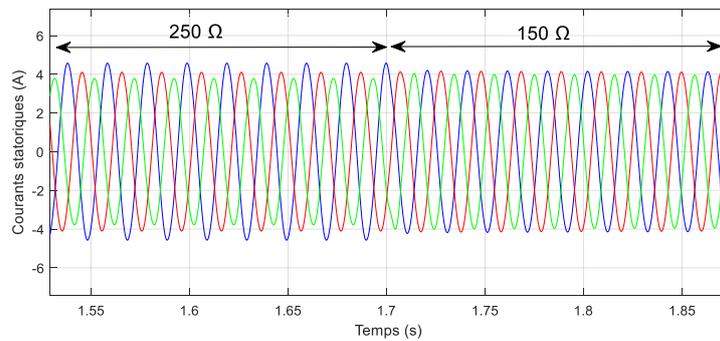
En outre, les résultats représentés dans les Figures 4.13 et 4.14 montrent que les deux topologies adoptées permettent un fonctionnement à des conditions proches des conditions nominales de la machine ($I_{nom} = 6 \text{ A}$ et $V_{nom} = 230 \text{ V}$). Ceci confirme la possibilité d'utiliser le GAAE triphasé comme générateur monophasé sans pour autant dépasser les limites de fonctionnement de la machine.

D'autre part, les Figures 4.13 et 4.14 montrent que la différence entre les valeurs des courants statoriques est minime pour une certaine valeur de la charge. Dans le cas de la topologie (3-C), cette valeur de la charge est de 150Ω alors qu'elle est de 37Ω dans le cas de la topologie (Cp-Cs). Ainsi, pour chacune des deux topologies adoptées, le générateur fonctionne en mode quasi-équilibré pour une valeur spécifique de la charge. En dehors de cette valeur spécifique de la charge, le GAAE fonctionne en mode déséquilibré. Ceci est dû au fait que les valeurs choisies pour les condensateurs d'excitation permettent d'avoir un seul point de fonctionnement en mode quasi-équilibré. Ces résultats sont en adéquation avec ceux obtenus à partir du modèle en régime permanent (voir le chapitre 3).

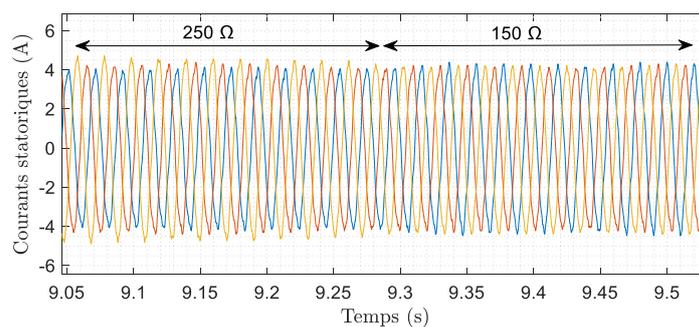
La Figure 4.15 représente les puissances active et réactive instantanées échangées entre le générateur et la charge. On remarque que pendant le fonctionnement du générateur en mode quasi-équilibré, la puissance active fournie à la charge dans le cas de la topologie (Cp-Cs) est de l'ordre de 1000 W alors qu'elle est de l'ordre de 350 W seulement dans le cas de la topologie (3-C). Cependant, la tension aux bornes de la charge est de 220 V dans le cas de la topologie (3-C) (Figure 4.13.b) alors qu'elle est de 200 V dans le cas de la topologie (Cp-Cs) (Figure 4.14.b). Ainsi, dans le cas de la topologie (Cp-Cs) et avec des conditions favorables de la charge, la machine peut délivrer jusqu'à deux tiers de sa puissance nominale, ce qui représente un avantage pour cette topologie. Cependant, ceci se fait au prix d'une

consommation plus élevée de la puissance réactive. En effet, d'après la Figure 4.15, la puissance réactive consommée dans le cas de la topologie (Cp-Cs) est de l'ordre de 2000 Var alors qu'elle est de l'ordre de 1500 Var dans le cas de la topologie (3-C). Par ailleurs, il est à noter que les deux condensateurs utilisés dans les connexions de la topologie (Cp-Cs) ont des valeurs relativement importantes ($C_p=83 \mu\text{F}$ et $C_s=142 \mu\text{F}$) par rapport à celles de la topologie (3-C) où $C_a = 35 \mu\text{F}$, $C_b = 46 \mu\text{F}$ et $C_c = 20 \mu\text{F}$, ce qui reste un inconvénient pour la topologie (Cp-Cs).

En outre, du fait que le générateur ne fonctionne pas en équilibre parfait, les relevés des puissances active et réactive instantanées présentent des ondulations à la fréquence 100 Hz plus ou moins importantes. L'amplitude de ces ondulations est plus faible durant le fonctionnement du GAAE en mode quasi-équilibré.

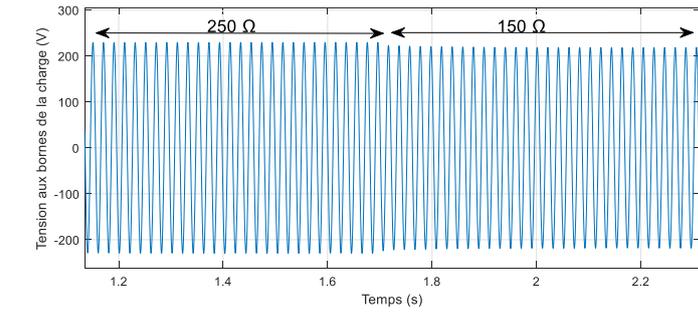


Simulation

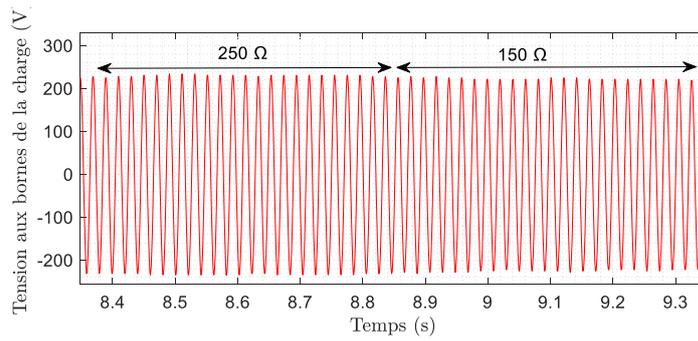


Expérience

a)



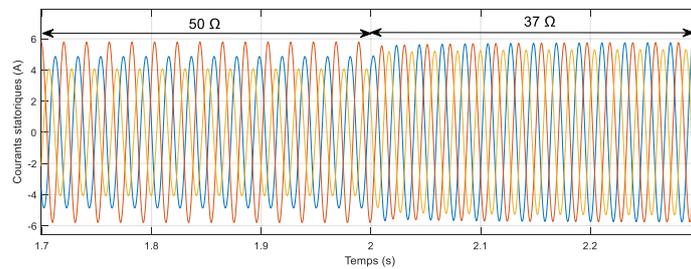
Simulation



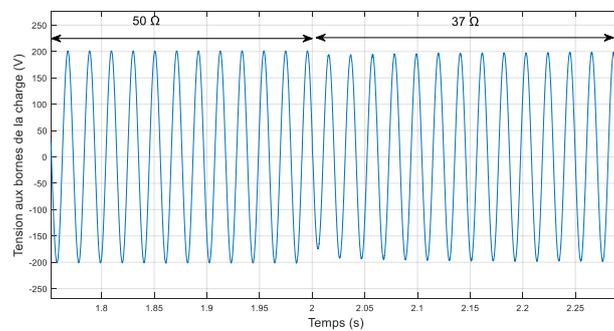
Expérience

b)

Figure 4.13 Performances de la topologie (3-C) en régime permanent : a) Courants statoriques et b) Tension de la charge.

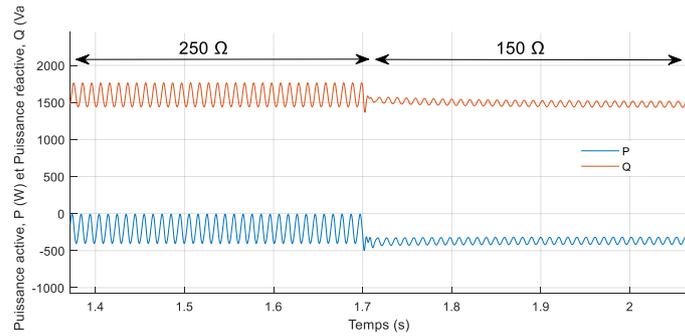


a)

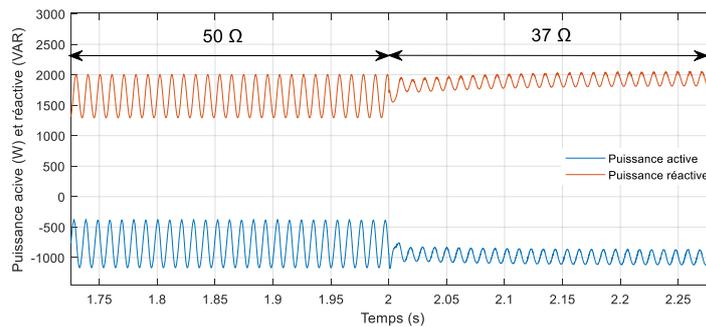


b)

Figure 4.14 Performances de la topologie (Cp-Cs) en régime permanent : a) Courants statoriques et b) Tension aux bornes de la charge.



a)



b)

Figure 4.15 Puissances active et réactive instantanées : a) la topologie (3-C) et b) la topologie (Cp-Cs)

4.4.3.2.2 Comportement vis-à-vis des défauts

Lors du fonctionnement GAEE triphasé, certains cas de déséquilibre suite à des défauts de court-circuit ou d'enclenchement de la charge ou des condensateurs d'excitation, ou suite à une charge excessive peuvent se présenter. Une étude détaillée des performances du GAEE triphasé fonctionnant dans les modes mentionnés ci-dessus pendant les divers régimes transitoires est importante pour déterminer les limites de fonctionnement de ce générateur. Dans cette partie, nous nous intéressons à l'analyse du comportement en régime transitoire du GAEE triphasé alimentant une charge monophasée dans le cas de l'apparition de défauts au niveau de la charge monophasée ou au niveau des condensateurs d'excitation. Trois types de défauts seront considérés : le court-circuit partiel au niveau de la charge monophasée, la déconnexion des condensateurs d'excitation et la déconnexion de la charge monophasée. Dans ce qui suit, une analyse des performances appuyée par des résultats expérimentaux et de simulation est présentée pour les deux topologies (3-C) et (Cp-Cs).

a) Analyse des performances de la topologie (3-C)

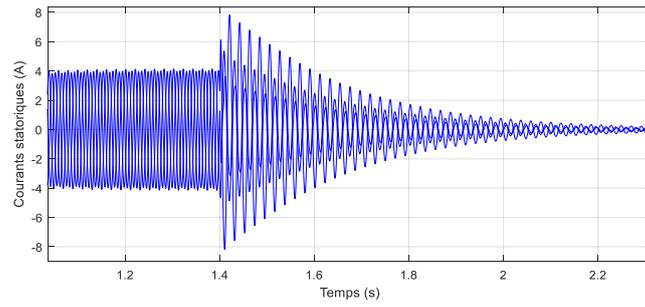
Les résultats relatifs à topologie (3-C) seront donnés en considérant que le GAEE triphasé fonctionne initialement (avant l'apparition du défaut) en mode quasi-équilibré. Ceci est

obtenu à travers les valeurs suivantes pour les condensateurs d'excitation et la charge monophasée résistive : $C_a = 35 \mu\text{F}$, $C_b = 46 \mu\text{F}$, $C_c = 20 \mu\text{F}$ et $R=150 \Omega$. Les résultats obtenus par la simulation et ceux obtenus expérimentalement sont représentés sur les Figures 4.16 à 4.18. D'après les résultats obtenus, on constate, une autre fois, que les résultats de simulation concordent avec ceux obtenus expérimentalement. Ceci démontre la consistance du modèle élaboré pour l'étude du comportement du GAAE en régime transitoire, et ce même dans le cas de la présence des défauts.

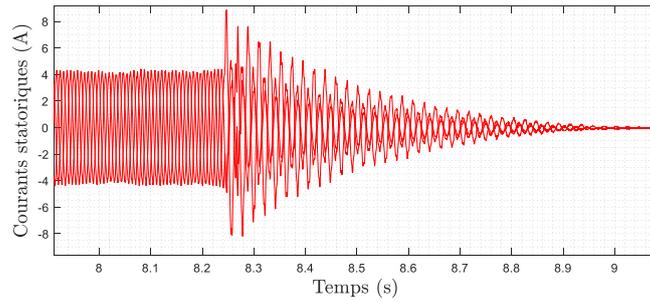
La Figure 4.16 indique que le défaut de court-circuit partiel au niveau de la charge monophasée provoque le désamorçage du GAAE. De plus, l'annulation des courants s'accompagne avec l'apparition de surintensités au moment de la survenue du défaut. Il est à noter que les amplitudes des courants statoriques post-défaut dépendent de la valeur de la résistance de défaut [8, 9]. Bien que, dans certains cas, le désamorçage du générateur suite à une surcharge ou à un court-circuit peut être bénéfique pour la sécurité de l'installation électrique, il pourrait, toutefois, être désavantageux dans certaines applications exigeant la continuité de l'alimentation en électricité. Le problème est encore aggravé par l'incertitude à réamorcer la machine suite à un tel défaut pouvant éventuellement provoquer la perte du rémanent.

A partir de la Figure 4.17, on remarque que, suite à la déconnexion du condensateur $C_a = 35 \mu\text{F}$, le générateur se désamorce avec une décroissance progressive des courants et des tensions statoriques mais sans l'apparition de surintensités. Le temps de décroissance de la tension jusqu'à son annulation dépend des valeurs de la capacité et de la charge. La cause de désamorçage du générateur revient au déficit en puissance réactive, occasionné par la déconnexion du condensateur C_a , et qui ne permet plus de satisfaire la demande de la charge qui est toujours branchée aux bornes du générateur. En effet, dans ce type de générateur, la demande en puissance réactive varie avec la demande en puissance active.

En outre, les résultats de la Figure 4.18 indiquent que le défaut de déconnexion de la charge monophasée provoque un déséquilibre extrême au niveau des grandeurs électriques du générateur. Ceci est dû au fait que la déconnexion de la charge monophasée revient à considérer que sa valeur est devenue infinie (circuit ouvert), ce qui ne permet plus de satisfaire la condition de la valeur de la charge pour laquelle le générateur fonctionnait initialement en mode quasi-équilibré. D'autre-part, le défaut de déconnexion de la charge monophasée ne provoque pas le désamorçage du générateur.

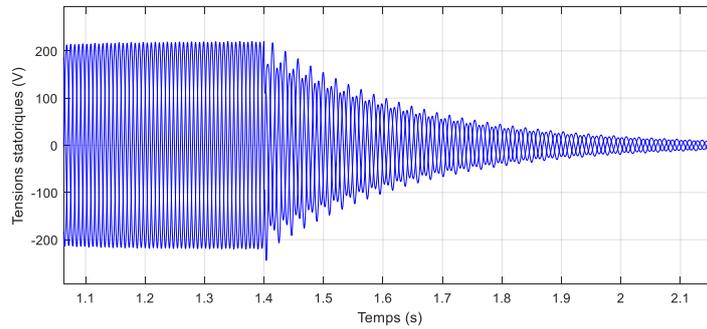


Simulation

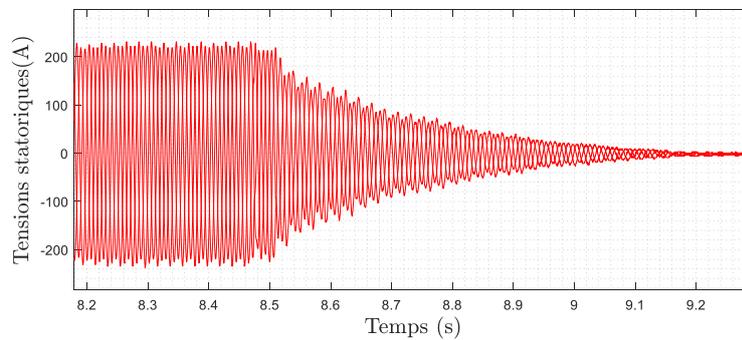


Expérimental

a)



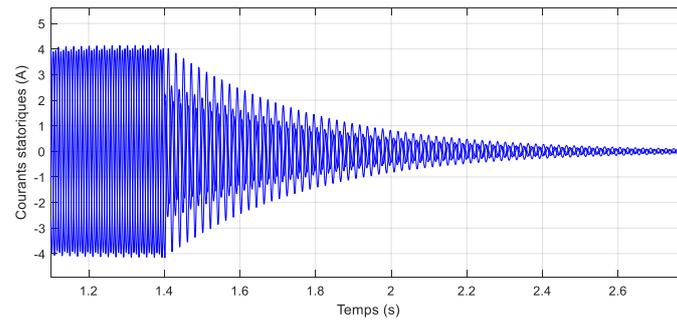
Simulation



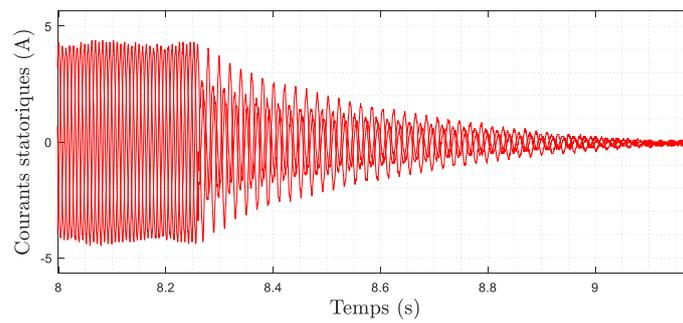
Expérimental

b)

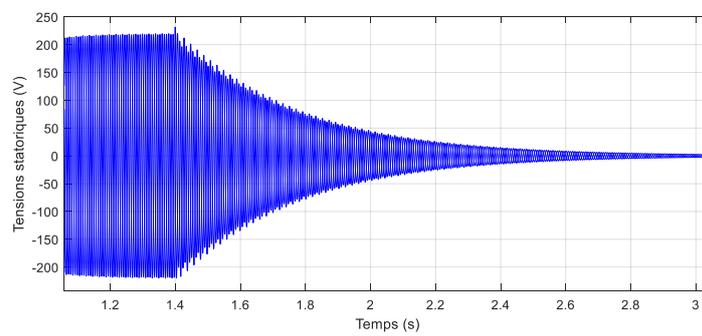
Figure. 4.16. Effet du court-circuit partiel au niveau de la charge monophasée sur le GAAE branché en topologie (3-C) : a) Courants statoriques et b) Tensions statoriques



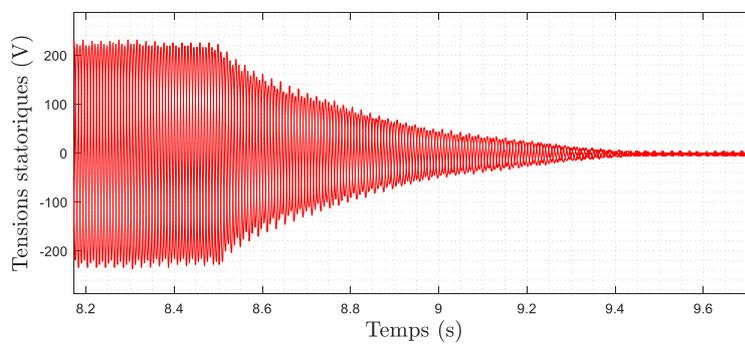
Simulation



Expérimental
a)

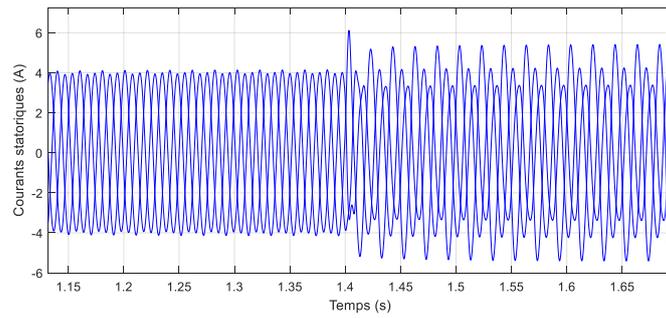


Simulation

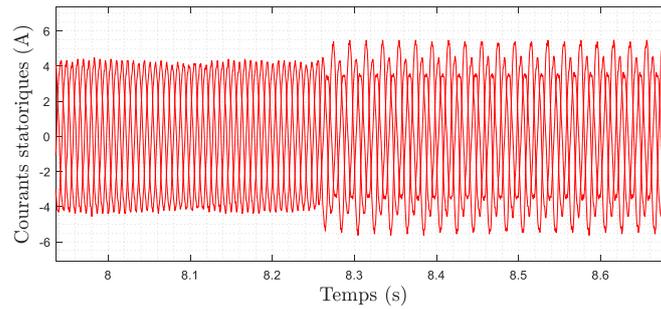


Expérimental
b)

Figure. 4.17. Effet de la déconnexion du condensateurs d'excitation C_a sur le GAAE branché en topologie (3-C) : a) Courants statoriques et b) Tensions statoriques

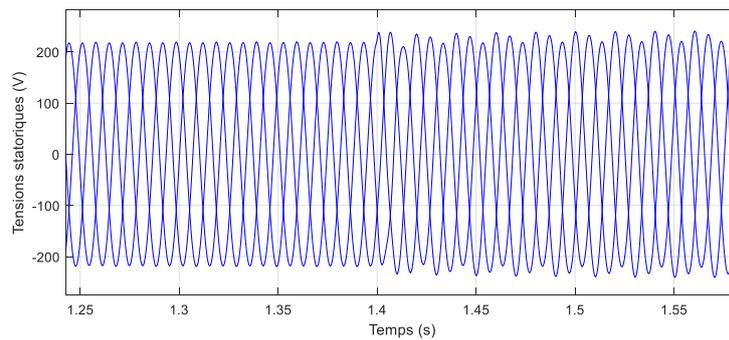


Simulation

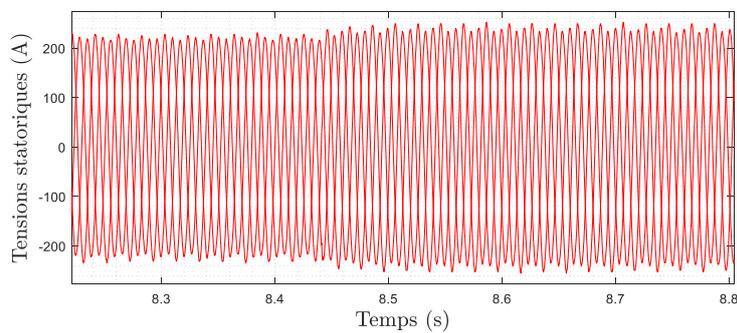


Expérimental

a)



Simulation



Expérimental

b)

Figure. 4.18. Effet de la déconnexion de la charge sur le GAAE branché en topologie (3C) : a) Courants statoriques et b) Tensions statoriques

b) Analyse des performances de la topologie (Cp-Cs)

Pour toutes les simulations effectuées, on considère que le GAEE fonctionne initialement en mode quasi-équilibré. Ceci est obtenu en adoptant les valeurs suivantes pour les condensateurs d'excitation et la charge monophasée résistive : $C_p=83 \mu\text{F}$, $C_s=142 \mu\text{F}$ et $R=37 \Omega$. Les résultats obtenus sont représentés sur les Figures 4.19 à 4.21.

D'après la Figure 4.19, on constate que le défaut de court-circuit aux bornes de la charge monophasée provoque l'apparition de courants déséquilibrés avec des valeurs crête importantes. En effet, à partir du schéma de branchement électrique de la topologie (Cp-Cs) (Figure 4.12), on s'aperçoit que le court-circuit de la charge monophasée place le condensateur C_s en parallèle avec la phase « a ». Ainsi, le générateur, qui fonctionne maintenant à vide, devient surexcité avec les deux condensateurs C_p et C_s ($C_p=83 \mu\text{F}$, $C_s=142 \mu\text{F}$). Ceci a pour conséquence d'induire des courants statoriques ayant des valeurs importantes. Ainsi, l'installation d'un dispositif de protection convenablement dimensionné est indispensable.

D'autre part, les résultats représentés sur la Figure 4.20 indiquent que la déconnexion des condensateurs C_p provoque le désamorçage du générateur suite à une diminution progressive des grandeurs statoriques. Ce désamorçage est dû à la sous-excitation du générateur causé par la déconnexion du condensateur C_p . Ceci limite l'approvisionnement du générateur en puissance réactive alors que la charge est toujours branchée.

Enfin, dans le cas de la déconnexion de la charge (Figure 4.21), le générateur reste amorcé mais les courants deviennent biphasés car le courant circulant dans la phase de la charge est annulé. En outre, on note que le défaut de déconnexion du condensateur C_s provoque des effets semblables à ceux du défaut de déconnexion de la charge. En effet, dans le cas de la topologie (Cp-Cs), du fait que le condensateur C_s est branché en série avec la charge monophasée, la déconnexion de la charge débranche aussi le condensateur C_s .

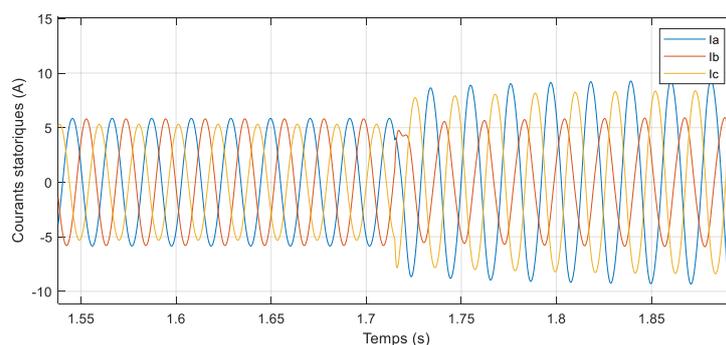
c) Comparaison entre les performances des topologies (3-C) et (Cp-Cs)

Les résultats présentés dans les deux sous-sections précédentes montrent que le comportement du générateur vis-à-vis des défauts est tributaire de la nature du défaut et de la topologie de branchement adoptée pour l'alimentation de la charge monophasée.

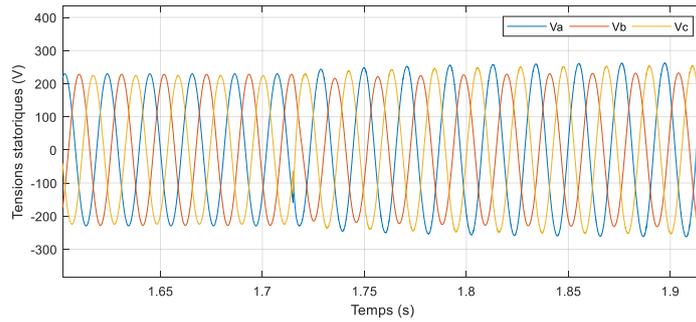
Dans le cas de la topologie (3-C), le défaut de court-circuit au niveau de la charge monophasée provoque le désamorçage du générateur. De plus, des surintensités surgissent au moment de l'apparition du défaut. Cependant, dans le cas de la topologie (Cp-Cs), malgré la présence du défaut de court-circuit au niveau de la charge, le générateur ne se désamorce pas mais des courants ayant des valeurs crêtes importantes apparaissent. Toutefois, ceci offre la possibilité de l'installation d'un coupe-circuit afin d'annuler les courants de défaut, ce qui représente un avantage de la topologie (Cp-Cs) par rapport à la topologie (3-C).

D'autre part, dans le cas de la déconnexion d'un des condensateurs d'excitation, les résultats obtenus pour les deux topologies (3-C) et (Cp-Cs) (cas de la déconnexion du condensateur Cp pour la topologie (Cp-Cs)) ont montrés que le générateur se désamorce avec une décroissance progressive des courants et des tensions statoriques mais sans l'apparition de surintensités. Ceci met en évidence l'importance du dimensionnement des valeurs des condensateurs d'excitation branchés sur le générateur afin d'éviter son désamorçage, et ce même si la charge est connecté aux bornes d'une seule phase statorique.

Enfin, les résultats relatifs au défaut de déconnexion de la charge monophasée ont montré que, pour les deux topologies (3-C) et (Cp-Cs) adoptées, ce type de défaut ne provoque pas l'apparition de surintensités ni le désamorçage du générateur. Cependant, un déséquilibre extrême apparait au niveau des courants statoriques. Pour éviter ce fonctionnement à vide du générateur en mode isolé, il faut prévoir d'alimenter une charge secondaire en cas de la déconnexion de la charge principale.

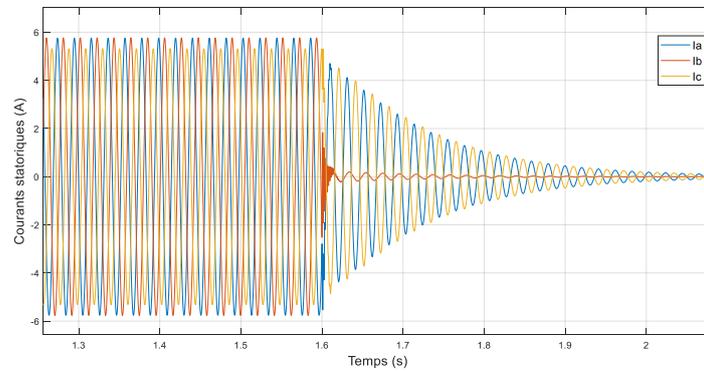


a)

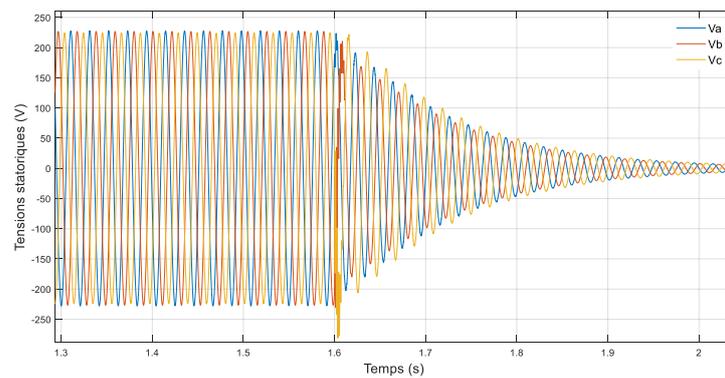


b)

Figure. 4.19. Effet du défaut de court-circuit partiel au niveau de la charge monophasée sur le GAAE branché en topologie (Cp-Cs) : a) Courants statoriques et b) Tensions statoriques

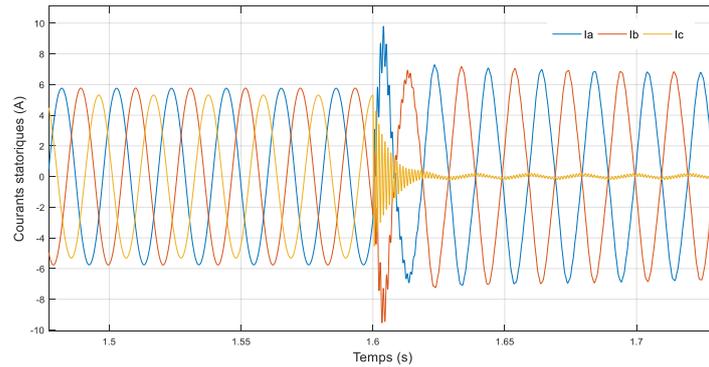


a)

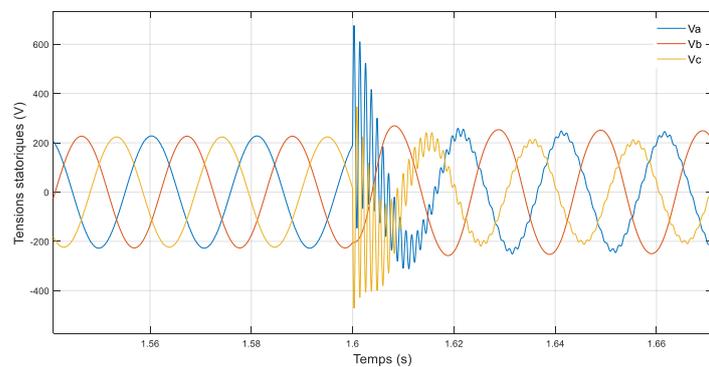


b)

Figure. 4.20. Effet de la déconnexion du condensateur d'excitation Cp sur le GAAE branché en topologie (Cp-Cs) : a) Courants statoriques et b) Tensions statoriques



a)



b)

Figure. 4.21. Effet de la déconnexion de la charge monophasée sur le GAAE branché en topologie (Cp-Cs) : a) Courants statoriques et b) Tensions statoriques

4.4. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons établi le modèle de Park pour l'étude du régime transitoire du GAAE. La saturation magnétique est prise en compte dans le modèle à travers la variation de l'inductance de magnétisation. Ceci nous a permis d'analyser le régime transitoire du GAAE pour différentes configurations des condensateurs d'excitation et des charges dans les cas équilibré ou déséquilibré. Les résultats issus de la simulation sont en bonne concordance avec ceux obtenus avec les essais expérimentaux exploités sur la même machine et sous les mêmes conditions de fonctionnement.

Après avoir examiné la marche à vide et en charge équilibrée, nous avons examiné le cas du fonctionnement du GAAE en mode déséquilibré qui représente le but de notre travail. Les résultats relatifs aux performances du GAAE en mode déséquilibré ont été scindés en deux parties.

La première partie des résultats concerne le déséquilibre au niveau de la charge et au niveau des condensateurs d'excitation ainsi que le fonctionnement en surcharge. Comme attendu, dans le cas du déséquilibre au niveau de la charge, les résultats obtenus ont montré un écart entre les trois amplitudes des tensions et des courants statoriques. Toutefois, le déséquilibre en courant est plus significatif que celui en tension. En outre, le spectre harmonique du courant rotorique montre la présence d'un harmonique de fréquence double de celle du courant statorique (100 Hz). Ceci se répercute aussi sur le courant magnétisant ainsi que les puissances active et réactive instantanées. En outre, pour le cas du déséquilibre au niveau des condensateurs d'excitation, on aura un déséquilibre en courant et des conséquences semblables à celles constatées dans le cas du déséquilibre au niveau de la charge. Enfin, pour le cas du fonctionnement du GAAE en surcharge, les résultats obtenus montrent l'apparition de surintensités au niveau du courant rotorique qui atteignent jusqu'à quatre fois la valeur du courant nominal, suivi par le désamorçage du générateur. Ceci peut être considérée comme un avantage pour ce type de générateur du fait qu'il permet une autoprotection contre la surcharge, cependant la perte possible du rémanent reste un inconvénient.

La deuxième partie des résultats relatifs au fonctionnement du GAAE triphasé en mode déséquilibré concerne l'alimentation d'une charge monophasée à partir d'un GAAE triphasé. Dans ce mode de fonctionnement, en plus du déséquilibre au niveau de la charge, la configuration d'alimentation de la charge monophasée peut aussi introduire un déséquilibre au niveau des condensateurs d'excitation. Nous avons considéré deux topologies de branchement de la charge monophasée au circuit électrique du GAAE triphasé : la topologie (3-C) et la topologie (Cp-Cs). En particulier, nous avons examiné le comportement du GAAE triphasé en régime transitoire suite à l'apparition des défauts. Les défauts considérés sont : le court-circuit au niveau de la charge monophasée, la déconnexion de la charge monophasée et la déconnexion d'un condensateur d'excitation. Les résultats de simulation obtenus concordent avec ceux de l'expérience, ce qui représente une deuxième validation du modèle de simulation adopté. En outre, les résultats obtenus montrent que le comportement du générateur vis-à-vis des défauts varie selon le type de défaut et la topologie de branchement adoptée pour l'alimentation de la charge monophasée à partir du GAAE triphasé.

CONCLUSION GENERALE

Dans cette thèse, nous avons étudié les performances du Générateur Asynchrone Auto-Excité (GAAE) triphasé dans le mode isolé déséquilibré. Lors du fonctionnement GAAE, plusieurs cas de déséquilibres peuvent apparaître, au niveau des condensateurs d'auto-excitation, de la charge, ou bien comme défauts au niveau du générateur. Les performances du GAAE se trouvent très affectées lors du fonctionnement en régime déséquilibré. Les travaux présentés dans cette thèse ont porté sur l'évaluation des performances du GAAE fonctionnant en mode déséquilibré pendant les régimes permanents et transitoires.

Nous nous sommes intéressés à la modélisation du GAAE en régime permanent déséquilibré. Une nouvelle approche de résolution des équations du modèle du GAAE en régime permanent déséquilibré a été proposée. Cette approche est basée sur un modèle modifié du GAAE triphasé où les équations du modèle ont été formulées à l'aide de la méthode des composantes symétriques, de manière similaire à celle du modèle classique du GAAE triphasé fonctionnant en mode équilibré. La détermination du point de fonctionnement du GAAE est alors obtenue à travers la résolution de deux équations non linéaires semi-découplées à deux inconnues ; la réactance magnétisante et la fréquence. Une méthode de résolution simple basée sur un algorithme itératif a été utilisée.

Les résultats obtenus avec l'approche proposée ont été comparés à ceux donnés par l'approche conventionnelle utilisant les méthodes d'optimisation. L'approche proposée est aussi précise que l'approche conventionnelle. De plus, pour le même degré de précision, l'approche proposée permet d'accélérer la résolution par rapport à l'approche conventionnelle, car seules quelques itérations sont nécessaires pour la convergence de l'algorithme itératif utilisé.

Ensuite, trois modes de fonctionnement ont été étudiés : le fonctionnement en régime équilibré, le fonctionnement en régime déséquilibré créé par une phase de la charge et le fonctionnement sous une charge monophasée. Pour chaque mode de fonctionnement, les résultats relatifs aux tensions et aux courants ainsi que les bilans de puissance ont été présentés et discutés.

Les résultats obtenus ont montré un écart entre les trois amplitudes des tensions et courants statoriques. En outre, deux coefficients permettant de quantifier le degré de déséquilibre en courant (CUF) et en tension (VUF) ont été introduits et calculés pour chaque cas de déséquilibre. Les résultats, issus de la simulation pour les deux branchements en étoile et en triangle, sont présentés et validés expérimentalement.

Le modèle développé a été par la suite appliqué à un cas particulier de déséquilibre, à savoir, le fonctionnement de la machine asynchrone triphasée comme générateur monophasé. Pour remédier au déséquilibre extrême au niveau du GAAE triphasé qui est causé par ce mode de fonctionnement, nous avons proposé deux méthodes pour contrôler les grandeurs électriques du GAAE. Les deux méthodes proposées sont basées sur le réajustement des capacités des condensateurs d'excitation en fonction de la charge.

Dans la première méthode, la régulation des grandeurs électriques du GAAE est effectuée en réajustant les capacités des condensateurs d'excitation pour des intervalles prédéfinis des valeurs de la charge monophasée, tout en tolérant un certain degré de déséquilibre au niveau du générateur. Dans la deuxième méthode, le réajustement des capacités des condensateurs d'excitation se fait continuellement en fonction de la valeur de la charge, ce qui permet de réduire au minimum le degré de déséquilibre au niveau du générateur.

Les performances des deux méthodes de contrôle proposées ont été évaluées sur un prototype expérimental constitué de deux batteries de condensateurs commutés à l'aide de relais électromagnétiques. La commande de ces relais électromagnétiques est assurée par un microcontrôleur à faible puissance de calcul afin de réduire le coût global de l'installation. Les résultats obtenus ont montré qu'un nombre réduit de condensateurs commutés est suffisant pour permettre au GAAE triphasé d'alimenter une charge monophasée avec la tension désirée sur une large plage de variation de la puissance. En outre, le principal avantage du prototype expérimental réalisé réside dans sa simplicité et son faible coût, ce qui s'adapte à une application de production d'électricité dans un site isolé.

Nous avons ensuite examiné le comportement du GAAE triphasé en régime transitoire en utilisant un modèle basé sur la transformation de Park avec la prise en compte de l'effet de la saturation magnétique. Différentes configurations de la charge et des condensateurs d'excitation dans les modes équilibré et déséquilibré ont été analysées. La comparaison des résultats théoriques et expérimentaux a montré la validité du modèle adopté.

Ce dernier modèle développé a été alors appliqué pour examiner le comportement en régime transitoire du GAAE triphasé alimentant une charge monophasée. Dans ce cas, nous nous sommes intéressés à l'étude des effets des défauts sur le générateur soit : le court-circuit au niveau de la charge monophasée, la déconnexion de la charge monophasée et la déconnexion d'un des condensateurs d'excitation. Deux topologies de branchement de la charge monophasée au circuit électrique du GAAE triphasé ont été considérées : la topologie (3-C) et

la topologie (Cp-Cs). Les résultats de simulation obtenus étaient en bonne concordance avec ceux de l'expérience, ce qui représente une deuxième validation du modèle développé. Les résultats obtenus ont montré que les défauts considérés influencent grandement le fonctionnement du générateur. Ces défauts provoquent plusieurs phénomènes, dont l'apparition de pics de courants, le désamorçage du générateur ainsi que la perte du rémanent. En outre, il a été constaté que le comportement du générateur vis-à-vis des défauts est tributaire du type de défaut et de la topologie de branchement adoptée pour l'alimentation de la charge monophasée à partir du GAAE triphasé.

Par ailleurs, par rapport à l'étude du GAAE en régime permanent, l'étude en régime transitoire a permis d'avoir des informations supplémentaires sur le comportement du générateur en mode déséquilibré. Ainsi, l'analyse en régime transitoire a permis de mettre en évidence l'effet de la séquence inverse qui est responsable de l'apparition des ondulations dans le courant rotorique. Ceci fait induire des pulsations au niveau du couple électromagnétique, ce qui explique les vibrations de la machine fonctionnant en mode déséquilibré. Ces vibrations sont nuisibles pour toute la mécanique couplée à la machine asynchrone, le système d'entraînement et les roulements.

Aussi, l'analyse en régime transitoire a permis de détecter les pics de courants statoriques qui apparaissent suite au défaut de court-circuit au niveau de la charge. Dans ces conditions, une telle étude du comportement du générateur en régime transitoire est nécessaire pour prévoir les protections adéquates d'une part et pour dimensionner correctement les condensateurs d'excitation et les charges branchées sur les phases du générateur d'autre part.

Perspectives

En perspectives, les travaux effectués dans le cadre de cette thèse peuvent être étendus en considérant les points suivants :

Adapter le système de commutation de condensateurs proposé pour le contrôle des grandeurs électriques du GAAE afin d'être utilisé avec d'autres types de charges (statiques, dynamiques et non-linéaires).

Développer des systèmes de contrôle simples à base de convertisseurs d'électronique de puissance qui permettent à la fois la régulation de la tension ainsi que l'élimination du déséquilibre et des harmoniques dans le cas du fonctionnement du GAAE en mode isolé.

Optimiser les performances du GAAE afin de l'intégrer avec un groupe d'électrogène pour l'électrification des charges en site isolé comme les systèmes de pompage et les relais de télécommunication.

BIBLIOGRAPHIE

- [1] E. D. Bassett and F. M. Porter, "Capacitive excitation for induction generators," *Electrical Engineering*, vol. 54, pp. 1106-1107, 1935.
- [2] M. G. Simoes and F. A. Farret, *Alternative Energy Systems - Design and Analysis With Induction Generators*, 2008.
- [3] M. G. Say, *Alternating Current Machines* Pitman Publishing Limited, 1976.
- [4] D. Seyoum and M. F. Rahman, "The dynamic characteristics of an isolated self-excited induction generator driven by a wind turbine," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 39, pp 936 - 944, 2003.
- [5] E. G. Marra and J. A. Pomilio, "Induction-generator-based system providing regulated voltage with constant frequency," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 47, 2000.
- [6] K. Idjdarene, D. Rekioua, T. Rekioua, and A. Tounzi, "Performance of an Isolated Induction Generator Under Unbalanced Loads," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 25, pp. 303-311, 2010.
- [7] M. Teissier, "Auto-amorçage d'une génératrice asynchrone triphasée autonome en charge équilibrée ou non," Thèse de Doctorat, UFR de Génie Electrique et des Procédés. Université claudes bernard - Lyon 1., 1997.
- [8] S. K. Jain, J. D. Sharma, and S. P. Singh, "Transient performance of three-phase self-excited induction generator during balanced and unbalanced faults," *IEE Proceedings - Generation, Transmission and Distribution*, vol. 149, pp. 50-57, 2002.
- [9] J. Bjornstedt, F. Sulla, and O. Samuelsson, "Experimental investigation on steady-state and transient performance of a self-excited induction generator," *IET Generation, Transmission & Distribution*, vol. 5, pp. 1233-1239, 2011.
- [10] A. Nesba, "Caractérisation du Phénomène de la Saturation Magnétique de la Machine Asynchrone ", Thèse de Doctorat d'état en Electrotechnique, ENP, ALGER 2007.
- [11] S. N. Mahato, S. P. Singh, and M. P. Sharma, "Dynamic behavior of a single-phase self-excited induction generator using a three-phase machine feeding single-phase dynamic load," *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, vol. 47, pp. 1-12, 2013.
- [12] W. Li and L. Ching-Huei, "Long-shunt and short-shunt connections on dynamic performance of a SEIG feeding an induction motor load," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 15, pp. 1-7, 2000.
- [13] B. Singh, M. Singh, and A. K. Tandon, "Transient Performance of Series-Compensated Three-Phase Self-Excited Induction Generator Feeding Dynamic Loads," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 46, pp. 1271-1280, 2010.
- [14] W. Li and L. Ching-Huei, "Dynamic analyses of parallel operated self-excited induction generators feeding an induction motor load," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 14, pp. 479-485, 1999.
- [15] T. F. Chan, "Analysis of self-excited induction generators using an iterative method," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 10, pp. 502-507, 1995.
- [16] L. Ouazene and G. McPherson, "Analysis of the Isolated Induction Generator," *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-102, pp. 2793-2798, 1983.
- [17] A. Kheldoun, L. Refoufi, and D. E. Khodja, "Analysis of the self-excited induction generator steady state performance using a new efficient algorithm," *Electric Power Systems Research*, vol. 86, pp. 61-67, 2012.
- [18] A. M. Abdel-Halim, M. A. Al-Ahmar, and M. Z. E.-S. I., "A Novel Approach for the Analysis of Self-Excited Induction Generators," *Electric Machines & Power Systems*, vol. 27, pp. 879-888, 1999.
- [19] S. S. Murthy, B. P. Singh, C. Nagamani, and K. V. V. Satyanarayana, "Studies on the use of conventional induction motors as self-excited induction generators," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 3, pp. 842-848, 1988.
- [20] A. L. Alolah and M. A. Alkanhal, "Optimization-based steady state analysis of three phase self-excited induction generator," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 15, pp. 61-65, 2000.

- [21] M. H. Haque, "A Novel Method of Evaluating Performance Characteristics of a Self-Excited Induction Generator," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 24, pp. 358-365, 2009.
- [22] D. Joshi, K. S. Sandhu, and R. C. Bansal, "Steady-state analysis of self-excited induction generators using genetic algorithm approach under different operating modes," *International Journal of Sustainable Energy*, vol. 32, pp. 244-258, 2013.
- [23] A. Kheldoun, R. Larbi, and K. D. Eddine, "Application of new optimisation algorithm to self-excited induction generator analysis," in *4th International Conference on Power Engineering, Energy and Electrical Drives*, 2013, pp. 409-414.
- [24] S. K. Saha and K. S. Sandhu, "Optimization Techniques for the Analysis of Self-excited Induction Generator," *Procedia Computer Science*, vol. 125, pp. 405-411, 2018.
- [25] H. M. Hasanien and G. M. Hashem, "A cuckoo search algorithm optimizer for steady-state analysis of self-excited induction generator," *Ain Shams Engineering Journal*, vol. 9, pp. 2549-2555, 2018.
- [26] M. Elkholy Mahmoud, "Steady state and dynamic performance of self-excited induction generator using FACTS controller and teaching learning-based optimization algorithm," *COMPEL - The international journal for computation and mathematics in electrical and electronic engineering*, vol. 37, pp. 77-97, 2018.
- [27] C. L. Fortescue, "Method of Symmetrical Co-Ordinates Applied to the Solution of Polyphase Networks," *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, pp. 1027-1140, 1918.
- [28] J. E. Brown and O. I. Butler, "A General Method of Analysis of Three-Phase Induction Motors with Asymmetrical Primary Connections," *Proceedings of the IEE - Part II: Power Engineering*, vol. 100, pp. 25-34, 1953.
- [29] A. H. Al-Bahrani, "Analysis of Self-Excited Induction Generator Under Unbalanced Conditions," *Electric Machines & Power Systems*, vol. 24, pp. 117-129, 1996.
- [30] T. F. Chan and L. Loi Lei, "Steady-state analysis and performance of a stand-alone three-phase induction generator with asymmetrically connected load impedances and excitation capacitances," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 16, pp. 327-333, 2001.
- [31] S. S. Murthy, B. Singh, S. Gupta, and B. M. Gulati, "General steady-state analysis of three-phase self-excited induction generator feeding three-phase unbalanced load/single-phase load for stand-alone applications," *IEE Proceedings - Generation, Transmission and Distribution*, vol. 150, pp. 49-55, 2003.
- [32] Y. J. Wang and Y. S. Huang, "Analysis of a stand-alone three-phase selfexcited induction generator with unbalanced loads using a two-port network model," *IET Electric Power Applications*, vol. 3, pp. 445-452, 2009.
- [33] N. Kumaresan, "Analysis and control of three-phase self-excited induction generators supplying single-phase AC and DC loads," *IEE Proceedings - Electric Power Applications*, vol. 152, pp. 739-747, 2005.
- [34] T. Z.-E. Benhacine, A. Nesba, S. Mekhtoub, and R. Ibtouen, "Performance analysis of standalone wind driven induction generator feeding unbalanced loads," in *2016 International Conference on Electrical Sciences and Technologies in Maghreb (CISTEM)*, 2016, pp. 1-7.
- [35] J. L. Bhattacharya and J. L. Woodward, "Excitation balancing of a self-excited induction generator for maximum power output," *IEE Proceedings C - Generation, Transmission and Distribution*, vol. 135, pp. 88-97, 1988.
- [36] Y. Chaturvedi and S. Kumar, "Selection of stand-alone self-excited induction generator parameters to obtain maximum allowable operating range under unbalanced operations using particle swarm optimization," *International Journal of System Assurance Engineering and Management*, vol. 11, pp. 677-689, 2020.
- [37] T. Z. E. Benhacine, A. Nesba, S. Mekhtoub, and R. Ibtouen, "A new approach for steady state analysis of three-phase SEIG feeding single-phase load," *COMPEL - The international journal for computation and mathematics in electrical and electronic engineering*, vol. 38, pp. 46-67, 2019.
- [38] R. C. Bansal, "Three-phase self-excited induction generators: an overview," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 20, pp. 292-299, 2005.

- [39] M. H. Haque, "Selection of capacitors to regulate voltage of a short-shunt induction generator," *IET Generation, Transmission & Distribution*, vol. 3, pp. 257-265, 2009.
- [40] T. Z.-E. Benhacine, A. Nesba, S. Mekhtoub, and R. Ibtouen, "A New Control Method of Three-Phase Self Excited Induction Generator Feeding Single-Phase Load by using Static Var Compensator," in *2018 International Conference on Wind Energy and Applications in Algeria (ICWEAA)*, 2018, pp. 1-5.
- [41] J. M. Elder, J. T. Boys, and J. L. Woodward, "Self-excited induction machine as a small low-cost generator," *IEE Proceedings C - Generation, Transmission and Distribution*, vol. 131, pp. 33-41, 1984.
- [42] A. E. Bouzid, "Régulation de la tension d'une génératrice asynchrone auto-excitée en utilisant un compensateur statique d'énergie réactive," Thèse de Magister. Ecole Normale Supérieure de l'Enseignement Technologique d'Oran, 2012.
- [43] R. R. Chilipi, B. Singh, S. S. Murthy, S. Madishetti, and G. Bhuvaneshwari, "Design and implementation of dynamic electronic load controller for three-phase self-excited induction generator in remote small-hydro power generation," *IET Renewable Power Generation*, vol. 8, pp. 269-280, 2014.
- [44] B. Singh, S. S. Murthy, and R. S. R. Chilipi, "STATCOM-Based Controller for a Three-Phase SEIG Feeding Single-Phase Loads," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 29, pp. 320-331, 2014.
- [45] C. P. Ion and C. Marinescu, "Stand-alone micro-hydro power plant with induction generator supplying single phase loads," *Journal of Renewable and Sustainable Energy*, vol. 5, p. 013105, 2013.
- [46] A. S. Satpathy, D. Kastha, and K. Kishore, "Control of a STATCOM-assisted self-excited induction generator-based WECS feeding non-linear three-phase and single-phase loads," *IET Power Electronics*, vol. 12, pp. 829-839, 2019.
- [47] S. Kuo and L. Wang, "Analysis of voltage control for a self-excited induction generator using a current-controlled voltage source inverter (CC-VSI)," *IEE Proceedings - Generation, Transmission and Distribution*, vol. 148, pp. 431-438, 2001.
- [48] B. Singh, S. S. Murthy, and S. Gupta, "STATCOM-Based Voltage Regulator for Self-Excited Induction Generator Feeding Nonlinear Loads," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 53, pp. 1437-1452, 2006.
- [49] B. Singh, S. S. Murthy, and S. Gupta, "A Voltage and Frequency Controller for Self-Excited Induction Generators," *Electric Power Components and Systems*, vol. 34, pp. 141-157, 2006.
- [50] S. Bhim and K. Gaurav Kumar, "Decoupled voltage and frequency controller for an isolated pico hydro system feeding dynamic loads," in *2007 7th International Conference on Power Electronics*, 2007, pp. 1139-1144.
- [51] T. R. S. de Freitas, P. J. M. Menegáz, and D. S. L. Simonetti, "Rectifier topologies for permanent magnet synchronous generator on wind energy conversion systems: A review," *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 54, pp. 1334-1344, 2016.
- [52] G. K. Singh, "Self-Excited Induction Generator for Renewable Applications," in *Encyclopedia of Sustainable Technologies*, M. A. Abraham, Ed., ed Oxford: Elsevier, 2017, pp. 239-256.
- [53] A. Banerji, R. Bhadra, and S. K. Biswas, "A Renewable Energy based Hybrid Autonomous Grid," in *2020 IEEE Calcutta Conference (CALCON)*, 2020, pp. 457-461.
- [54] K. H. Lu, C. M. Hong, X. Gong, M. F. Horng, and Y. Cao, "A Novel Intelligent Controller for Improved Transient Performance of SEIG-based Wave Energy Conversion System," in *2020 IEEE 2nd Eurasia Conference on Biomedical Engineering, Healthcare and Sustainability (ECBIOS)*, 2020, pp. 223-226.
- [55] C. P. Ion and C. Marinescu, "Three-phase induction generators for single-phase power generation : An overview," *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 22, pp. 73-80, 2013.
- [56] S. Vuddanti, A. Pradana, S. S. Murthy, and B. Singh, "An optimum solution for field deployment of single-phase power generation using 3-phase self excited induction generator," in *2016 IEEE International Conference on Power Electronics, Drives and Energy Systems (PEDES)*, 2016, pp. 1-6.

- [57] S. S. Murthy, G. Bhuvaneshwari, S. Gao, and R. K. Ahuja, "Self excited induction generator for renewable energy applications to supply single-phase loads in remote locations," in *2010 IEEE International Conference on Sustainable Energy Technologies (ICSET)*, 2010, pp. 1-8.
- [58] D. Lamabadu and S. Rajakaruna, "Dynamic Analysis of a Novel Single-Phase Induction Generator Using an Improved Machine Model," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 32, pp. 1-11, 2017.
- [59] S. Nababan, E. Muljadi, and F. Blaabjerg, "An overview of power topologies for micro-hydro turbines," in *2012 3rd IEEE International Symposium on Power Electronics for Distributed Generation Systems (PEDG)*, 2012, pp. 737-744.
- [60] "Petites centrales hydrauliques : Générateurs et installations électriques," Programme d'action PACER – Energies renouvelables. Office fédéral des questions conjoncturelles, 1995.
- [61] B. Singh, S. S. Murthy, and S. Gupta, "Analysis and implementation of an electronic load controller for a self-excited induction generator," *IEE Proceedings - Generation, Transmission and Distribution*, vol. 151, pp. 51-60, 2004.
- [62] B. Singh, G. K. Kasal, and S. Gairola, "Power Quality Improvement in Conventional Electronic Load Controller for an Isolated Power Generation," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 23, pp. 764-773, 2008.
- [63] B. Singh, S. S. Murthy, and S. Gupta, "Transient analysis of self-excited induction Generator with electronic load controller (ELC) supplying static and dynamic loads," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 41, pp. 1194-1204, 2005.
- [64] N. A. Iqteit and A.-K. Daud, "A new model of self-excited induction generator to feed a single phase load with an application in lighting animal farm," *International Journal of Power and Energy Conversion*, vol. 10, pp. 32 - 50, 2019.
- [65] T. F. Chan, "Self-excited induction generators driven by regulated and unregulated turbines," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 11, pp. 338-343, 1996.
- [66] K. Idjarène, "Contribution à l'Etude et la commande de Génératrices Asynchrones à Cages Dédiées à des Centrales Electriques Eoliennes Autonomes," Thèse de Doctorat d'état en Electrotechnique, Université Abderrahmane Mira - Béjaia 2010.
- [67] F. Poitier, "Etude et commande de génératrices asynchrones pour l'utilisation de l'énergie éolienne : -Machine asynchrone à cage autonome -Machine asynchrone à double alimentation reliée au réseau," Thèse de Doctorat de l'Université de Nantes, France, 2003.
- [68] L. LOUZE, "Production décentralisée de l'énergie électrique : Modélisation et contrôle d'une génératrice asynchrone auto excite. ," Thèse de Doctorat de l'université Mentouri - Constantine, Algérie, 2010.
- [69] A. S. Satpathy, D. Kastha, and N. K. Kishore, "Optimization of the Excitation Capacitor of a STATCOM assisted Self Excited Induction Generator based Wind Energy Conversion System," in *IECON 2018 - 44th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*, 2018, pp. 1904-1909.
- [70] Z. Alnasir and M. Kazerani, "An analytical literature review of stand-alone wind energy conversion systems from generator viewpoint," *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 28, pp. 597-615, 2013.
- [71] S. M. Alghuwainem, "Steady-state analysis of an isolated self-excited induction generator driven by regulated and unregulated turbine," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 14, pp. 718-723, 1999.
- [72] A. A. Shaltout and M. A. Abdel-Halim, "Solid-state control of a wind-driven self-excited induction generatot," *Electric Machines & Power Systems*, vol. 23, pp. 571-582, 1995.
- [73] D. Wood, "Small Wind Turbines for Remote Power and Distributed Generation," *Wind Engineering*, vol. 34, pp. 241-254, 2010.
- [74] M. Taoufik, B. Abdelhamid, and S. Lassad, "Stand-alone self-excited induction generator driven by a wind turbine," *Alexandria Engineering Journal*, vol. 57, pp. 781-786, 2018.
- [75] C. Kalaivani and K. Rajambal, "Modeling of an efficient high power wind energy conversion system using self-excited multi-phase machines," *Microprocessors and Microsystems*, vol. 74, p. 103020, 2020.

- [76] K. A. Chinmaya and G. K. Singh, "Modeling and experimental analysis of grid-connected six-phase induction generator for variable speed wind energy conversion system," *Electric Power Systems Research*, vol. 166, pp. 151-162, 2019.
- [77] S. Kumar, A. B. K. Mukkapati, V. Krishnasamy, R. Kaur, and B. C. Babu, "Improved control strategy for Cuk converter assisted wind-driven SEIG for DC nanogrid," *IET Electric Power Applications*, vol. 14, pp. 1906-1917, 2020.
- [78] J. Mishra, M. Pattnaik, and S. Samanta, "Drift-Free Perturb and Observe MPPT Algorithm With Improved Performance for SEIG-Based Stand-Alone Wind Energy Generation System," *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 35, pp. 5842-5849, 2020.
- [79] S. Dewangan and S. Vadhera, "Performance enhancement of a stand-alone induction generator-based wind energy system using neural network controller," *International Journal of Green Energy*, vol. 17, pp. 274-289, 2020.
- [80] B. Singh and G. K. Kasal, "Solid State Voltage and Frequency Controller for a Stand Alone Wind Power Generating System," *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 23, pp. 1170-1177, 2008.
- [81] B. Singh and S. Sharma, "Voltage and frequency controllers for standalone wind energy conversion systems," *IET Renewable Power Generation*, vol. 8, pp. 707-721, 2014.
- [82] G. K. Kasal and B. Singh, "Voltage and Frequency Controllers for an Asynchronous Generator-Based Isolated Wind Energy Conversion System," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 26, pp. 402-416, 2011.
- [83] A. S. Satpathy, D. Kastha, and N. K. Kishore, "Choice of converter scheme and turbine specification for stand-alone wind energy conversion system," in *2018 IEEE International Conference on Industrial Technology (ICIT)*, 2018, pp. 898-903.
- [84] A. Verma and B. Singh, "Energy Management Strategy of Solar PV-Battery and Diesel Generator Based Electric Vehicle Charging Station," in *2018 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE)*, 2018, pp. 1043-1050.
- [85] "Manual Vehicles Generator Panda 8.000NE PVMV-N 230V/400V - 50Hz / 8,1kVA," *Fischer Panda GmbH - Leiter Technische Dokumentation*.
- [86] "Marine Generator Test And the application of (marine) diesel powered generators in small hybrid power systems," *Victron Energy Marine Generator Test 2007 - Results*.
- [87] M. Murayama, S. Kato, H. Tsutsui, and S. Tsuji-Iio, "Magnet coil power supply by a self-excited induction generator with a flywheel for a small tokamak, PHiX," *Fusion Engineering and Design*, vol. 148, p. 111270, 2019.
- [88] M.-M. Cheng, S. Kato, H. Sumitani, and R. Shimada, "Flywheel-based AC cache power for stand-alone power systems," *IEEJ Transactions on Electrical and Electronic Engineering*, vol. 8, pp. 290-296, 2013.
- [89] S. Kato, T. Takaku, H. Sumitani, and R. Shimada, "Development of voltage sag compensator and UPS using a flywheel induction motor and an engine generator," *Electrical Engineering in Japan*, vol. 167, pp. 74-82, 2009.
- [90] A. A. Soomro, M.E.; Nankoo, D.; Pullen, K.R. , "Performance and Loss Analysis of Squirrel Cage Induction Machine Based Flywheel Energy Storage System," *Applied Sciences*, vol. 9, 2019.
- [91] B. Mailler, P. Heller, and N. Crettenand, "Pumped-storage with small hydropower– an option ?," presented at the SHF : «Pumped storage Powerplants», Lyon, 2011.
- [92] T. Khaldi, "Retour réseau sur un auto-amorçage accidentel de la machine asynchrone," Thèse de Magister. Ecole Nationale Polytechnique d'Alger, 1999.
- [93] J. Bae, Y. Kim, Y. Son, H. Moon, C. Yoo, T. Jung, J. Lee, K. Huh, and C. Jin, "Design and Analysis of a Regenerative Electromagnetic Brake," *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 50, pp. 1-4, 2014.
- [94] J. Bae, Y. Kim, and C. Yoo, "Torque Control Topologies of a Self-Excited Induction Generator as an Electric Retarder," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 31, pp. 557-565, 2016.
- [95] N. Hosseinzadeh, D. Seyoum, and P. Wolfs, "Fuzzy Logic Control of an Induction Generator as an Electrical Brake," *International Journal of Innovations in Energy Systems and Power*, vol. 2, pp. 50-56, 2007.

- [96] S. S. Murthy, B. Singh, and V. Sandeep, "A Novel and Comprehensive Performance Analysis of a Single-Phase Two-Winding Self-Excited Induction Generator," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 27, pp. 117-127, 2012.
- [97] K. Makowski and A. Leicht, "Analysis of self-excitation and performance characteristics of a single-phase self-excited induction generator by field-circuit method," *COMPEL - The international journal for computation and mathematics in electrical and electronic engineering*, vol. 35, pp. 200-224, 2016.
- [98] T. F. Chan, "Performance analysis of a three-phase induction generator self-excited with a single capacitance," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 14, pp. 894-900, 1999.
- [99] T. Fukami, Y. Kaburaki, S. Kawahara, and T. Miyamoto, "Performance analysis of a self-regulated self-excited single-phase induction generator using a three-phase machine," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 14, pp. 622-627, 1999.
- [100] T. F. Chan and L. L. Lai, "Steady-state analysis and performance of a single-phase self-regulated self-excited induction generator," *IEE Proceedings - Generation, Transmission and Distribution*, vol. 149, pp. 233-241, 2002.
- [101] T. F. Chan and L. Loi Lei, "Single-phase operation of a three-phase induction generator with the Smith connection," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 17, pp. 47-54, 2002.
- [102] T. F. Chan and L. L. Lai, "Single-phase operation of a three-phase induction generator using a novel line current injection method," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 20, pp. 308-315, 2005.
- [103] S. Gao, G. Bhuvaneswari, S. S. Murthy, and U. Kalla, "Efficient voltage regulation scheme for three-phase self-excited induction generator feeding single-phase load in remote locations," *IET Renewable Power Generation*, vol. 8, pp. 100-108, 2014.
- [104] T. Z.-E. Benhacine, N. Ali, M. Said, and I. Rachid, "A Balancing Method for Three-Phase SEIG Feeding a Single-Phase Load by using Switched Capacitors," in *2018 International Conference on Electrical Sciences and Technologies in Maghreb (CISTEM)*, 2018, pp. 1-6.
- [105] P. C. Krause, *Analysis of electric machinery*, 1987.
- [106] D. C. White and H. H. Woodson, *Electromechanical energy conversion*, 1958.
- [107] W. V. Lyon, *Transient analysis of alternating current machinery*, 1954.
- [108] S. S. Murthy, G. J. Berg, B. S. C. S. Jha, and B. P. Singh, "Transient Analysis of a Three-Phase Induction Motor with Single Phase Supply," *IEEE Power Engineering Review*, vol. PER-3, pp. 25-26, 1983.
- [109] P. C. Krause, "The Method of Symmetrical Components Derived by Reference Frame Theory," *IEEE Power Engineering Review*, vol. PER-5, pp. 57-58, 1985.
- [110] J. P. Hautier and J. P. Caron, "Modélisation et commande de la machine asynchrone," *Ed Technip*, 1995.
- [111] T. F. Chan and L. Loi Lei, "A novel single-phase self-regulated self-excited induction generator using a three-phase machine," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 16, pp. 204-208, 2001.
- [112] S. N. Mahato, M. P. Sharma, and S. P. Singh, "Steady-State and Dynamic Behavior of a Single-Phase Self-Excited Induction Generator Using a Three-Phase Machine," in *International Journal of Emerging Electric Power Systems* vol. 8, ed, 2007.

ANNEXE

✓ Paramètres de la machine asynchrone MAS 1 :

Paramètres	Valeurs
Puissance	P = 3.5 kW
Tension	U = 220/380V
Vitesse	N = 1410 tr/mn
Nombre de pôles	4 pôles
Courant statorique nominal	Is= 14/8 A
Courant rotorique nominal	Ir = 9 A
Résistance statorique	Rs= 1,2 Ω
Résistance rotorique	Rr = 0,88 Ω
Inductances de fuite	ls= lr=10mH

La courbe de variation de la tension à vide en fonction de la réactance magnétisante est modélisée par l'expression polynomiale suivante :

$$E^d = p_1 X_m^3 + p_2 X_m^2 + p_3 X_m + p_4$$

Avec:

$$p_1 = -0.002053, p_2 = 0.1787, p_3 = -7.32, p_4 = 357$$

✓ Paramètres de la machine asynchrone MAS 2 :

Paramètres	Valeurs
Puissance	P = 1.5 k W
Tension	U = 230/400 V
Vitesse	N = 1340 tr/mn
Nombre de pôles	4 pôles
Courant statorique nominal	Is= 6.4/3.7 A
Résistance statorique	Rs= 3,92 Ω
Résistance rotorique	Rr = 5,18 Ω
Inductances de fuite	ls= lr=17.7 mH

La courbe de variation de la tension à vide en fonction de la réactance magnétisante est modélisée par l'expression polynomiale suivante :

$$E^d = p_1 X_m^4 + p_2 X_m^3 + p_3 X_m^2 + p_4 X_m + p_5$$

Avec:

$$p_1 = -6.326 \cdot 10^{-5}, p_2 = 0.01911, p_3 = -2.134, p_4 = 103.1, p_5 = -1553$$