

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

MÉMOIRE PRÉSENTÉ
À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

COMME EXIGENCE PARTIELLE
À L'OBTENTION DE LA
MAÎTRISE EN GÉNIE

M. Ing.

PAR
NICOLAS FALLATI

IMPLANTATION DANS HYPERSIM D'UN MODÈLE DE
DÉFAUTS INTERNES DANS LA MACHINE SYNCHRONE

MONTRÉAL, LE 30 JUIN 2005

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ
PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Louis-A. Dessaint, directeur de mémoire
Département de génie électrique à l'École de technologie supérieure

M. Bruno De Kelper, codirecteur
Département de génie électrique à l'École de technologie supérieure

M. Ambrish Chandra, président du jury
Département de génie électrique à l'École de technologie supérieure

M. Christian Larose, membre externe
Institut de recherches d'Hydro-Québec

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 27 JUIN 2005

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

IMPLANTATION DANS HYPERSIM D'UN MODÈLE DE DÉFAUTS INTERNES DANS LA MACHINE SYNCHRONE

Nicolas Fallati

SOMMAIRE

Les génératrices synchrones sont utilisées dans les centrales hydrauliques et thermiques pour produire plus de 90% de l'électricité et constituent ainsi une source équilibrée de tensions triphasée à fréquence fixe. Les défauts internes des machines synchrones peuvent causer de sérieux dommages pour une machine et le système auquel elle est connectée mais aussi avoir d'importantes conséquences économiques. C'est pourquoi, il est très important de prédire exactement leur régime transitoire et statique pour prévoir les courants et tensions résultants, particulièrement pour les machines de hautes puissances. Les simulations de défauts sur un réseau électrique donné permettent d'améliorer les protections.

Les techniques de modélisation et de simulation des défauts externes des machines électriques sont bien connues et utilisées par les ingénieurs. Par exemple, avec les modèles de machine qui sont fournis dans le SimPowerSystems, on peut facilement simuler plusieurs types de défauts externes des machines électriques. Par contre, les modèles décrivant les défauts internes des machines électriques sont beaucoup moins répandus et utilisés bien que ces modèles soient tout aussi importants pour concevoir les systèmes de protection et de surveillance. Il y a donc un besoin d'implanter un modèle mathématique détaillé de simulation pour les défauts internes des générateurs synchrones.

Le modèle a été développé par Xiaoping Tu, étudiant au doctorat au sein de la Chaire TransÉnergie sur la simulation et la commande des réseaux électriques, dont son sujet était "Contribution à la modélisation et à la simulation de la machine synchrone soumise à des défauts internes". X. Tu a validé son modèle à l'occasion d'une comparaison entre les résultats de simulation dans l'environnement Matlab et ses tests expérimentaux sur une machine synchrone. La simulation des défauts internes est donc réalisée par l'application de la théorie de la fonction de bobinage pour des défauts au stator.

La matrice des inductances (propres et mutuelles) est pré-calculée hors ligne afin de former un tableau à partir duquel les valeurs intermédiaires seront obtenues par interpolation en cours de simulation afin de réduire le temps de calcul. Il s'agit également d'utiliser une technique performante de résolution de système d'équations différentielles, minimisant le temps de calcul. Dans un premier temps, le modèle a été réalisé en temps différé sur Hypersim puis il a été implanté en temps réel sur Hypersim. Il y a ainsi deux versions, l'une en temps différé et la seconde en temps réel. Le modèle des défauts internes de la machine synchrone est implanté sous forme de bloc codé par l'utilisateur (UCB).

IMPLEMENTATION IN HYPERSIM OF A MODEL OF INTERNAL FAULTS IN SYNCHRONOUS MACHINE

Nicolas Fallati

ABSTRACT

Synchronous generators are used to produce more than 90% of electricity and thus constitute a balanced three-phase voltage source at fixed frequency. The internal faults of synchronous machines can cause serious damage to a machine and the system connected to it and has important economic consequences. This is why, it is very important to predict exactly their transient and static state to evaluate the resulting currents and voltages, particularly for high power machines. Using faults simulations on an electrical supply network, it is possible to improve protections.

External faults modeling and simulation techniques of electric machines are well known and used by engineers. For example, with the machine models provided in SimPower-Systems, it is easy to simulate several types of external faults of electric machines. On the other hand, models describing internal faults of electric machines are much less widespread and used but these models are important to design monitoring and protection systems. Thus there is a need to establish a detailed mathematical model of internal faults of the synchronous generators for simulation.

The model was developed by Xiaoping Tu, doctorate candidate within TransÉnergie Chair on Simulation and Control of Electric Power Systems. Its subject was "Contribution to the modeling and the simulation of internal faults in synchronous machines". X. Tu validated his model with comparison between experimental and simulation results. The simulation of internal faults is realized with the winding function approach.

The inductance matrix (self and mutual) is calculated off line in order to form a table from which the intermediate values will be obtained by interpolation in order to reduce the computing time. It is also a question of using a powerful technique for computing a system of differential equations that minimize computation cost. Initially, the model was developed in offline simulation then in real time on Hypersim simulator. There are thus two versions, one in differed time and the second in real time. The model of internal faults of the synchronous machine was implemented in a user coded block (UCB).

REMERCIEMENTS

Le travail décrit dans ce mémoire a été réalisé dans le cadre de la Chaire de recherche TransÉnergie sur la simulation et la commande des réseaux électriques, partenariat entre l'École de Technologie Supérieure et Hydro-Québec TransÉnergie.

J'aimerais tout d'abord remercier mon directeur de mémoire, le professeur Louis-A. Des-saint, titulaire de la chaire TransÉnergie, d'avoir eu confiance en moi pour la réalisation de ce projet.

Toute ma gratitude va également envers mon codirecteur de mémoire, le professeur Bruno De Kelper pour son aide précieuse ainsi que son amabilité.

Je remercie le professeur Ambrish Chandra pour avoir accepté d'être le président du jury.

Je remercie également les gens de l'Institut de Recherche d'Hydro-Québec pour m'avoir accueilli au sein de leur laboratoire pour réaliser mes tests. Je tiens à remercier tout particulièrement monsieur Christian Larose pour avoir accepté d'être membre du jury.

Ma reconnaissance va envers également messieurs Mohammed El-Kahel et Xiaoping Tu pour leur collaboration dans le projet. Ce travail n'aurait pas été possible sans le support de ma famille et de mes amis et ainsi que mes collègues.

TABLE DES MATIÈRES

	Page
SOMMAIRE	i
ABSTRACT	ii
REMERCIEMENTS	iii
TABLE DES MATIÈRES	iv
LISTE DES TABLEAUX	vi
LISTE DES FIGURES	vii
INTRODUCTION	1
REVUE DE LA LITTÉRATURE	4
CHAPITRE 1 : PROBLÉMATIQUE	7
1.1 Défauts internes	7
1.2 Mise à la terre du point neutre	9
1.3 Simulation temps réel	11
CHAPITRE 2 : MODÈLE DE LA MACHINE SYNCHRONE SOUMISE À UN DÉFAUT INTERNE	13
2.1 Description de la machine synchrone	13
2.2 Paramètres de la machine	16
2.2.1 Représentation en grandeur relative	16
2.2.2 Paramètres fondamentaux et standards	17
2.2.3 Enroulement du stator	19
2.3 Calcul des inductances de la machine	22
2.3.1 Fonction de spire	26
2.3.2 Expression de l'entrefer	31
2.3.3 Coefficients représentant les paramètres géométriques	31
2.3.4 Calcul des inductances et résistances du stator	33
2.3.5 Calcul des inductances mutuelles entre le stator et le rotor	35
2.4 Calcul du couple électromagnétique	37

CHAPITRE 3 : SOLUTIONS DES ÉQUATIONS DYNAMIQUES	39
3.1 Système implanté	39
3.2 Machine non défectueuse	40
3.3 Défaut d'une partie de la phase A mise à la terre	46
3.4 Défaut d'une partie de la phase A et d'une partie de la phase B mises à la terre	50
3.5 Court-circuit d'une partie de la phase A à une partie de la phase B	53
3.6 Défauts entre deux spires de la phase A	58
CHAPITRE 4 : IMPLANTATION DANS HYPERSIM	62
4.1 Présentation de Hypersim	62
4.1.1 Temps différé et temps réel	63
4.1.2 Bloc codé par l'utilisateur	64
4.2 Implantation du modèle	65
4.2.1 Résolution du système d'équation différentielle	65
4.2.2 Optimisation pour rendre la matrice d'inductance symétrique	68
4.2.3 Résolution du système d'équation du type $Ax = y$ par décomposition LDL^T	69
4.2.4 Obtention de l'inverse d'une matrice A^{-1} par interpolation et décomposition LDL^T	75
CHAPITRE 5 : RÉSULTATS DE SIMULATION	81
5.1 Temps d'exécution d'un pas de calcul	81
5.2 Simulation de la machine sans défaut	82
5.3 Exemple de résultats pour un défaut à 30% d'une partie de la phase A mise à la terre dans la machine thermique à pôles lisses	84
5.4 Exemple de résultats pour la machine hydraulique à pôles saillants	87
5.5 Influence du nombre de points d'échantillonnage pour l'interpolation de l'inverse de la matrice d'inductance	95
CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS	96
ANNEXES	
1 : Bloc UCB	99
2 : Résultats de simulation sur Simulink de la machine synchrone	102
BIBLIOGRAPHIE	106

LISTE DES TABLEAUX

		Page
Tableau I	Caractéristiques des machines standards implantées	13
Tableau II	Liste des valeurs de références	17
Tableau III	Paramètres standards des machines implantées en p.u.	18
Tableau IV	Paramètres fondamentaux des machines implantées en p.u. . . .	19
Tableau V	Données complémentaires aux schémas de bobinage	20
Tableau VI	Liste séquentielle des barres de la machine hydraulique - phase A et B	23
Tableau VII	Liste séquentielle des barres de la machine hydraulique - phase C	24
Tableau VIII	Liste séquentielle des barres de la machine thermique	24
Tableau IX	Nombre d'opérations pour résoudre un système du type $Ax = y$	75
Tableau X	Temps d'exécution en μs par décomposition LDL^T sur une ma- chine Origin300 à 800 MHz	76
Tableau XI	Temps d'exécution en μs sur une machine Origin300 à 1000 MHz	81

LISTE DES FIGURES

		Page
Figure 1	Schéma d'un groupe alternateur-turbine hydraulique (ALSTOM Power Hydro)	14
Figure 2	Schéma d'un turboalternateur (ALSTOM Power Hydro)	14
Figure 3	Définition des différents enroulements - Adapté de (Chatelain, 1983)	15
Figure 4	Photo d'un conducteur statorique (ALSTOM Power Hydro)	21
Figure 5	Schéma de bobinage développé de la phase A de la machine thermique	22
Figure 6	Fonction de spire de la phase A de la machine thermique	28
Figure 7	Fonction de spire de la partie parallèle numéro 1 de la phase A de la machine thermique	28
Figure 8	Fonction de spire de la partie parallèle numéro 2 de la phase A de la machine thermique, coté neutre, défaut à 50%	29
Figure 9	Fonction de spire de la partie parallèle numéro 2 de la phase A de la machine thermique, coté phase, défaut à 50%	29
Figure 10	Harmoniques d'espace des deux machines synchrones standards	30
Figure 11	Machine synchrone sans défaut connectée à un réseau infini	41
Figure 12	Machine synchrone connectée à un réseau infini dont une partie de la phase A est mise à la terre	46
Figure 13	Machine synchrone connectée à un réseau infini avec un court-circuit entre une partie de la phase A et une partie de la phase B mises à la terre	50
Figure 14	Machine synchrone connectée à un réseau infini avec un court-circuit d'une partie de la phase A à une partie de la phase B	53
Figure 15	Machine synchrone connectée à un réseau infini avec un court-circuit entre deux spires d'une partie de la phase A	58
Figure 16	Diagramme d'exécution d'un UCB	66
Figure 17	Algorithme de la décomposition LDL^T	70
Figure 18	Algorithme de résolution d'un système d'équation initialement décomposé en LDL^T	73

Figure 19	Échantillonnage de θ de 0 à 2π	77
Figure 20	Algorithme de résolution de $L^{-1}(\theta_i)$	78
Figure 21	Fonction affine pour l'interpolation linéaire	80
Figure 22	Machine synchrone à pôles lisses en régime permanent	82
Figure 23	Défaut à 30% d'une partie de la phase A mise à la terre dans la machine à pôles lisses	84
Figure 24	Défaut à 30% d'une partie de la phase A mise à la terre dans la machine à pôles lisses - suite	85
Figure 25	Comparaison de résultats pour $h = 50, 40$ et $30\mu s$ lors d'un défaut à 30% d'une partie de la phase A mise à la terre dans la machine à pôles lisses	86
Figure 26	Défaut à 50% d'une partie de la phase A mise à la terre dans la machine synchrone à pôles saillants	87
Figure 27	Défaut à 50% d'une partie de la phase A mise à la terre dans la machine synchrone à pôles saillants - suite	88
Figure 28	Défaut à 50% d'une partie de la phase A et 40% d'une partie de la phase B mises à la terre dans la machine synchrone à pôles saillants	89
Figure 29	Défaut à 50% d'une partie de la phase A et 40% d'une partie de la phase B mises à la terre dans la machine synchrone à pôles saillants - suite	90
Figure 30	Court-circuit à 50% d'une partie de la phase A et 40% une partie de la phase B dans la machine synchrone à pôles saillants	91
Figure 31	Court-circuit à 50% d'une partie de la phase A et 40% une partie de la phase B dans la machine synchrone à pôles saillants - suite	92
Figure 32	Défauts à 50%-30% entre deux spires de la phase A dans la machine synchrone à pôles saillants	93
Figure 33	Défauts à 50%-30% entre deux spires de la phase A dans la machine synchrone à pôles saillants - suite	94
Figure 34	Différence entre interpolation et résolution par décomposition LDL^T de la matrice d'inductance lors d'un défaut à 50% d'une partie de la phase A mise à la terre dans la machine hydraulique	95
Figure 35	Réseau contenant un UCB avec modèle de défauts internes dans la machine synchrone	100

Figure 36	Exemple de formulaire des paramètres du UCB du modèle de défauts internes dans la machine synchrone	101
Figure 37	Simulation de la machine synchrone, méthode à pas fixe ODE1 . . .	103
Figure 38	Simulation de la machine synchrone, méthode à pas fixe ODE2 . . .	104
Figure 39	Simulation de la machine synchrone, méthode à pas fixe ODE3, ODE4 et ODE5	105

INTRODUCTION

La machine synchrone est l'élément d'un réseau électrique très important car c'est elle qui, en majorité incontestable, constitue une source équilibrée de tensions triphasée à fréquence fixe. Cependant, comme tout appareil électromécanique, elle est sujette à des pannes. La machine synchrone est une machine coûteuse qu'il convient de protéger efficacement contre les défauts internes. Dans ce projet, nous nous intéressons aux défauts des enroulements du stator. Il n'est pas réaliste d'étudier le comportement de la machine sur une vraie machine car il est très dispendieux de réaliser de tels essais. Dans cette optique, il est intéressant de simuler la machine synchrone soumise à un défaut interne. De plus, il est également important de réaliser des simulations en temps réel afin de pouvoir tester des appareils de protection.

Le comportement de la machine synchrone a été très étudié par le passé notamment grâce à la transformation de Park. La transformation de Park permet de passer d'un référentiel fixe à un référentiel tournant à la vitesse du rotor. Ceci a pour avantage de rendre les inductances constantes dans le référentiel $dq0$ plutôt que fonction de l'angle de rotation du rotor. D'ailleurs, la machine synchrone est actuellement représentée, dans Hypersim, par les équations de Park (Park, 1929) tel que (Do et Barry, 1993, Larose et al., 1997) :

$$v_d = \dot{\lambda}_d - \omega\lambda_d - r_s i_d \quad (1)$$

$$v_q = \dot{\lambda}_q - \omega\lambda_q - r_s i_q \quad (2)$$

$$v_f = \dot{\lambda}_f + r_f i_f \quad (3)$$

$$0 = \dot{\lambda}_D + r_D i_D \quad (4)$$

$$0 = \dot{\lambda}_Q + r_Q i_Q \quad (5)$$

Le modèle, déjà implanté dans Hypersim, tient compte de la vitesse de rotation de la machine et de la saturation magnétique de la machine. De plus, ce modèle considère l'en-

semble des équipements connectés à la machine comme la turbine à une masse ou à plusieurs masses, le régulateur de vitesse, le stabilisateur et pour finir, le système d'excitation avec sa commande.

Une des hypothèses sur laquelle est basée la théorie de Park est que la machine synchrone possède des enroulements à distribution sinusoïdale. Or dans le cas des machines étudiées ici et qui correspondent à deux machines synchrones standards, la distribution des conducteurs n'est pas à distribution sinusoïdale. Ces machines sont respectivement à pôles saillants et à pôles lisses. De plus, ces machines ont la particularité d'être à plusieurs parties parallèles par phase. Donc lors d'un défaut interne, il est nécessaire de modéliser chaque partie parallèle. La transformation de Park n'est donc pas applicable lors d'un défaut interne, la machine doit être modélisée dans le référentiel fixe (ou grandeur de phase) et ce pour chaque partie.

Il existe plusieurs sortes de défauts internes dans les machines synchrones :

- les court-circuits entre un enroulement du stator et la masse;
- les court-circuits entre les phases;
- les court-circuits entre spires au stator;
- les court-circuits entre rotor et masse;
- une perte d'excitation.

Seuls les 3 premiers cas de défauts internes ont été implantés pour ce projet. Il s'agit donc de simuler, en temps différé et en temps réel, la machine synchrone à distribution non sinusoïdale et à partie parallèle lors de ces défauts internes. Les types de défauts internes simulés sont :

1. un défaut d'une partie de la phase A mise à la terre;
2. un court-circuit d'une partie de la phase A à une partie de la phase B;
3. un défaut d'une partie de la phase A et d'une partie de la phase B mises à la terre;

4. un défaut entre deux spires de la phase A;
5. un court-circuit entre une partie de la phase A, une partie de la phase B et une partie de la phase C;
6. un défaut d'une partie de la phase A, d'une partie de la phase B et d'une partie de la phase C mises à la terre;
7. un défaut entre deux parties parallèles de la phase A mises à la terre;
8. un court-circuit entre deux parties parallèles de la phase A.

Le modèle de la machine synchrone soumise à un défaut interne a été développé par (Tu, 2005), étudiant au doctorat au sein de la Chaire TransÉnergie sur la simulation et la commande des réseaux électriques, dont son sujet était "Contribution à la modélisation et à la simulation de la machine synchrone soumise à des défauts internes". X. Tu a validé son modèle à l'occasion d'une comparaison entre les résultats de simulation dans l'environnement Matlab et ses tests expérimentaux sur une machine synchrone de 13 kVA. La simulation des défauts internes est donc réalisée par l'application de la théorie de la fonction de bobinage pour des défauts au stator.

REVUE DE LA LITTÉRATURE

Nous n'avons trouvé aucune publication concernant la simulation numérique en temps réel des défauts internes de la machine synchrone. A l'heure actuelle, il ne semble pas y avoir de simulateur numérique intégrant ce type de défauts. Par contre, (Querrey et al., 1999) présentent le programme GENSIM intégré dans Simulink à l'aide d'une S-fonction codée en langage C. Le modèle intégré est celui décrit par (Reichmeider, 2003). La machine y est représentée par un système de 10 variables, soit 4 pour les courants rotoriques et 6 pour les courants statoriques. Chaque enroulement statorique est divisée en deux enroulements. Ce programme simule les mêmes défauts que notre implantation mais ne permet pas la simulation de machine synchrone à parties parallèles.

Hormis les publications (Kinitsky, 1965a, Kinitsky, 1965b) où la machine synchrone défectueuse est représentée par les composantes symétriques équivalentes (positive, négative et homopolaire), dans tous les articles de recherche publiés sur la modélisation des défauts internes, la machine synchrone est modélisée à l'aide de la représentation par variable d'état. Par contre, plusieurs auteurs se basent sur (Kinitsky, 1965a) pour le calcul des inductances de la machine comme (Muthumuni, 2001, Megahed et Malik, 1999) mais ils représentent néanmoins la machine à l'aide de la représentation d'état.

Quant aux autres publications sur la simulation des défauts internes, il y a notamment (Shanming et al., 2000) qui simule à l'aide de la combinaison d'un logiciel par éléments finis et de la représentation d'état. Mais ce type de simulation n'est pas réaliste en temps réel. On note également (Xiangheng et al., 2001) qui simulent les défauts à l'aide de la méthode à boucles multiples ("multi-loop method" en anglais) formulée par (Wang et al., 2002) et utilisent une des méthodes Runge-Kutta, sans préciser ni l'ordre ni les coefficients de celle-ci, pour résoudre le système d'équations différentielles. Par contre, à l'aide de la même méthode, (Daqiang et al., 2002) préfèrent résoudre le système d'équations différentielles grâce à la méthode de résolution numérique semi-implicite de Calahan qui est plus

rapide et plus stable que Runge-Kutta d'ordre 4. On a remarqué également que peu d'auteurs précisent la méthode utilisée pour inverser la matrice d'inductance. Cependant, on note que (Jiang et al., 1999) utilisent l'élimination gaussienne pour l'inverse de la matrice d'inductance, mais cette technique n'est ni la plus rapide ni la plus précise.

Un autre papier intéressant sur les défauts internes de la machine synchrone est celui de (Finney et al., 2002). Cette publication est intéressante car les auteurs décrivent leur méthode pour tester les protections des génératrices. Ils précisent que les simulateurs numériques en temps réel, tels que Hypersim, sont excellents pour les défauts externes car il est très facile d'y changer la configuration des éléments connectés, de modifier les paramètres de la machine ou bien tout simplement de répéter les essais. De plus, les modèles de machines implantés tiennent compte de la saturation magnétique, ce qui en fait de bons modèles. Actuellement, Hypersim (Barry et al., 2000, Paré et al., 2003) est doté de plusieurs modèles de génératrices synchrones, qu'elles soient thermiques (Larose, 1998) ou hydrauliques (Do et Barry, 1993). Néanmoins, (Finney et al., 2002) considèrent que les essais de protections lors de défauts internes doivent être réalisés sur des modèles physiques, c'est-à-dire sur une vraie machine à échelle réduite, car l'industrie ne semble pas accepter la validation par des modèles de simulation de défauts internes. Malgré la dernière remarque, ces modèles physiques ont aussi des limitations telles que le fait que la structure magnétique est altérée à chaque défaut. Ces simulateurs sont également rares et dispendieux.

Pour finir, le but de notre projet est d'implanter dans Hypersim un modèle de défauts internes de la machine synchrone. La base du modèle de la machine est présentée par (Tu et al., 2005b, Tu et al., 2005a). X. Tu a validé son modèle en comparant les résultats de simulation dans l'environnement Simulink avec les résultats expérimentaux d'une machine synchrone existante. Le calcul des inductances est réalisé par la théorie de la fonction de spire, plus couramment nommée "winding function theory" dans l'ensemble des publica-

tions sur le sujet. La théorie de la fonction de spire a été introduite pour la première fois par (Schmitz et Novotny, 1965) pour le calcul des inductances d'une machine à induction ayant un entrefer idéalement constant. Un des avantages du modèle de (Tu et al., 2005b) est que les paramètres géométriques de la machine, nécessaire aux calculs des inductances, sont déterminés à partir des paramètres électriques. De plus, son modèle tient compte de l'emplacement des conducteurs.

Lors de l'implantation du modèle développé par (Tu et al., 2005b) , nous nous sommes rendu compte que $L_{xy} = L_{yx} = L$ n'était pas valide pour les machines génériques proposées. Pour remédier à ce problème et pour rester dans le même esprit que le travail de (Tu et al., 2005b), nous avons dû appliquer la théorie modifiée de la fonction de spire présentée dans les articles de (Faiz et Tabatabaei, 2002, Tabatabaei et al., 2004). Il est à noter que (Faiz et Tabatabaei, 2002) a validé cette théorie par les éléments finis. De plus, d'autres parutions (Chiba et al., 1991, Chaudhry et al., 1995) nous ont permis d'affiner notre modèle de défauts internes, notamment pour l'obtention des paramètres géométriques de la machine à partir des paramètres électriques.

CHAPITRE 1

PROBLÉMATIQUE

1.1 Défauts internes

Comme le titre du mémoire l'indique, il n'est question que des défauts internes de la machine synchrone qu'elle soit à pôles lisses (turboalternateur) ou à pôles saillants (machine hydraulique). Pour l'étude des défauts d'origine externes, bien connus et étudiés par les ingénieurs, les différents modèles de machines synchrones implantés dans Hypersim sont largement suffisants. Les modèles de machine synchrone implantés à l'heure actuelle dans Hypersim incluent notamment la saturation tandis que notre modèle ne l'inclut pas pour le moment. Nous ne traitons également pas les défauts internes au rotor tels qu'une perte d'excitation, une surexcitation, une mise à la masse ou un court-circuit entre spires des enroulements rotoriques.

Les défauts internes ont pour conséquence une perte de la production puisque la machine est déconnectée du réseau lorsque ce type de défauts est détecté. Un défaut interne doit être détecté le plus rapidement possible car les conséquences peuvent être dramatiques pour la machine. Comme le précise (Guigues, 1996), de tels défauts sont en général détectés au bout de 100 ms. D'une façon générale, une mise à la masse du circuit statorique a pour effet une altération ou un vieillissement prématuré de l'isolation et un court-circuit entre phases ou parties parallèles d'une même phase a pour conséquence une dégradation des conducteurs et une fusion des tôles du circuit magnétique. Dans un cas comme dans l'autre, une reconstruction ou un rebobinage de la machine est nécessaire.

Nous voyons donc l'intérêt d'une simulation en temps réel, de développer de nouveaux systèmes de détection de défauts internes afin d'obtenir un déclenchement du groupe plus rapide, de diminuer les conséquences de ceux-ci et d'éviter la propagation des défauts sur

le reste des équipements auxquels la machine est reliée.

Les génératrices synchrones de grande puissance ont, en général, un enroulement de phase à plusieurs parties parallèles c'est-à-dire que le courant de phase ne circule pas que dans une seule bobine mais dans plusieurs mises en parallèle. Lorsque la machine n'a aucun défaut interne, les courants circulant dans les parties parallèles d'une même phase sont identiques et le courant de phase est la somme de ces courants. Mais lorsqu'il se produit un défaut, les courants ne sont plus identiques même dans les parties parallèles où il n'y a pas le défaut.

Soit a , le nombre de parties parallèles d'une machine alors s'il y a un défaut interne sur une partie parallèle d'une phase, il n'est pas très raisonnable de considérer $(a - 1)$ parties saines en une seule partie car les courants dans chaque partie sont différents lors d'un défaut. Par contre, lorsque la machine n'est soumise à aucun défaut interne, les courants des parties parallèles d'une même phase sont égaux donc on peut considérer un seul courant pour l'ensemble de la phase et non partie par partie.

De plus, le point de défaut est défini en pourcentage par rapport à l'enroulement complet. Un défaut à 0% signifie qu'il y a un court-circuit entre le point neutre de la machine et la terre, ceci équivaut à un défaut externe et il n'est pas simulé par notre modèle. De même qu'un défaut à 100% signifie un court-circuit à une borne de la machine soit un défaut externe. De même, la valeur du pourcentage ne peut prendre que des valeurs entières par rapport au nombre de spires par partie. Une spire est composée d'un conducteur aller et d'un conducteur retour. Par exemple, si une machine a 10 spires par partie (soit 20 conducteurs en série par partie parallèle) alors la valeur du défaut ne peut prendre que les valeurs 10%, 20%, 30%, 40%, 50%, 60%, 70%, 80% et 90%.

1.2 Mise à la terre du point neutre

Le point neutre de la machine est relié à la terre par divers systèmes de détection de défaut, cela peut être tout simplement une résistance ou bien un système plus compliqué composé d'un transformateur de distribution. Le raccord du point neutre à la terre est, de façon générale, modéliser par la mise en série d'une inductance et d'une résistance.

La mise à la terre du point neutre des machines synchrones est le principe de détection d'un défaut le plus simple. Le courant ne doit pas abîmer le circuit magnétique de la machine, en autres, souder les tôles du circuit. Pour cela, il faut limiter ce courant de neutre. La résistance de limitation du courant de défaut R_g doit être suffisamment grande pour limiter le courant de défaut à une valeur maximale. La valeur de R_g est souvent choisie trop faible dans les publications sur les défauts internes de la machine synchrone. Si R_g est trop petite, les résultats de simulation sont exagérés par rapport à la réalité. En général, le courant de défaut maximal acceptable est de l'ordre de 5 et 30 A selon la machine. Le courant de neutre lors d'une mise à la masse du stator est égal à :

$$I_g = \frac{V}{R_{def} + R_s + R_g} \quad (1.1)$$

Avec :

- I_g , le courant de neutre;
- V , la tension simple de la machine;
- R_{def} , la résistance du défaut supposée nulle $R_{def} = 0$;
- R_s , la résistance de phase du stator telle que $R_s \ll R_g$;
- R_g , la résistance de neutre.

Le courant de neutre maximal, en tenant compte des simplifications, est donc égal à :

$$I_g = \frac{V}{R_g} \quad (1.2)$$

En utilisant l'équation (1.2), on peut déterminer la valeur minimum de R_g , soit :

$$R_{gmin} = \frac{V}{I_{gmax}} \quad (1.3)$$

De plus, R_g ne doit pas être trop grande pour limiter les surtensions lors d'un défaut. (Guigues, 1996) précise ainsi que la puissance active dissipée dans R_g doit être au moins égale à la puissance capacitive du circuit, soit :

$$R_g I_g^2 \geq 3C\omega V^2 \quad (1.4)$$

Avec :

- C , la capacité entre phase et masse de la machine et des circuits raccordées;
- ω , pulsation du réseau $\omega = 2\pi f$.

En intégrant la relation (1.2) dans (1.4), on obtient :

$$R_{gmax} = \frac{1}{3C\omega} \quad (1.5)$$

Par exemple, pour l'alternateur hydraulique standard ($V = 13.8\text{kV}$, $f = 60\text{Hz}$ et $C = 1,34\mu\text{F}$), si l'on souhaite un courant de neutre maximal de 20 A alors on obtient :

$$\frac{13.8 \times 10^3}{\sqrt{3} \times 20} \leq R_g \leq \frac{1}{3 \times 1.34 \times 10^{-6} \times 120 \times \pi}$$

Soit :

$$398.37 \Omega \leq R_g \leq 659.85 \Omega$$

1.3 Simulation temps réel

Le simulateur de réseaux électriques Hypersim est avant tout basé sur la modélisation nodale. Mais il est également possible d'implanter la représentation d'état comme (Champagne, 2001) l'a déjà réalisé. La solution retenue pour implanter notre modèle dans Hypersim est de décrire la machine synchrone en utilisant la représentation d'état. D'une manière générale, tout système linéaire et continu peut être représenté par le système d'équations suivant :

$$\begin{aligned} \dot{x}(t) &= Ax(t) + Bu(t) \\ y(t) &= Cx(t) + Du(t) \end{aligned} \quad (1.6)$$

Le vecteur d'entrée est noté $u(t)$, le vecteur des états est $x(t)$ et le vecteur de sortie est $y(t)$. La matrice A est la matrice des paramètres du système, B est la matrice qui lie les entrées aux variables d'état, C la matrice qui lie les états aux sorties et D lie les entrées aux sorties. Dans le cas de la machine synchrone, la matrice D est nulle et la matrice C permet de définir plusieurs sorties par une combinaison des variables d'état.

En réalité, le modèle de défauts internes de la machine synchrone n'est pas exactement de la forme décrite par (1.6) où les 4 matrices A , B , C et D sont des constantes. La machine est représentée d'une façon générale par ce système :

$$\begin{aligned} E(t) \dot{x}(t) &= A(t)x(t) + Bu(t) \\ y(t) &= Cx(t) \end{aligned} \quad (1.7)$$

Les deux matrices B et C qui sont toujours des constantes mais A est maintenant fonction du temps. Une particularité du système (1.7) est l'apparition de la matrice $E(t)$, également fonction du temps. D'où la représentation d'état du modèle de défauts internes à la forme générale suivante :

$$\begin{aligned} \dot{x} &= E^{-1}(t) A(t) x + E^{-1}(t) B u \\ y &= C x \end{aligned} \tag{1.8}$$

Pour implanter un système tel que (1.8) en temps réel, la matrice E doit être inversée de façon optimale à chaque pas de calcul. De plus, le système (1.8) doit être discrétisé pour pouvoir l'implanter dans Hypersim. En général, les simulateurs numériques en temps réel sont à pas fixe donc toutes les méthodes de discrétisation et d'intégration à pas multiples sont à exclure dans notre cas. La méthode d'intégration la plus populaire pour ce type de simulateur est la méthode trapézoïdale car c'est une méthode A-stable, précise et facile à implanter. Dans le cas du système (1.8) où les matrices d'état A et E sont fonctions du temps, la discrétisation trapézoïdale n'est pas obligatoirement celle qu'il faut utiliser.

Il faut donc implanter le modèle de défauts internes de la machine synchrone incluant la mise à la terre du point neutre de la machine sachant que la machine est à distribution non sinusoïdale et à partie parallèle. La méthode d'intégration doit être à pas fixe à cause de la simulation en temps réel. L'objectif fixé est de pouvoir simuler ce modèle avec un pas de calcul de $50\mu s$. Comme il est nécessaire de simuler les courants dans chaque partie parallèle, la taille du système (1.8) dépendra du nombre de courants pris comme variable.

CHAPITRE 2

MODÈLE DE LA MACHINE SYNCHRONES SOUMISE À UN DÉFAUT INTERNE

Ce chapitre présente un modèle de défauts internes de la machine synchrone ainsi que les paramètres nécessaires. La méthode de calcul des inductances et des résistances de la machine synchrone ainsi que celle du couple électromagnétique de la machine sont exposées en détail.

2.1 Description de la machine synchrone

Lors de ce projet, deux machines synchrones standards ont été implantées car elles correspondent aux deux types de machines les plus courantes. Soit une machine hydraulique à pôles saillants et un turboalternateur à pôles lisses. Ces deux machines sont dites standards car elles sont représentatives du parc de génératrices d'Hydro-Québec. Les principales caractéristiques de ces machines sont présentées dans le tableau I. Les schémas 1 et 2 présentent, respectivement, un schéma d'un groupe alternateur-turbine hydraulique et un schéma d'un turboalternateur.

Tableau I

Caractéristiques des machines standards implantées

Type de machine synchrone	Machine thermique Pôles lisses	Machine hydraulique Pôles saillants
Puissance nominale S_n (MVA)	675	370
Facteur de puissance $\cos \varphi_n$	0,85	0,9
Tension nominale U_n (kV)	24	13,8
Fréquence nominale F_n (Hz)	60	60
Nombre de pôles $2p$	4	48
Vitesse de rotation n (tr./min)	1800	150

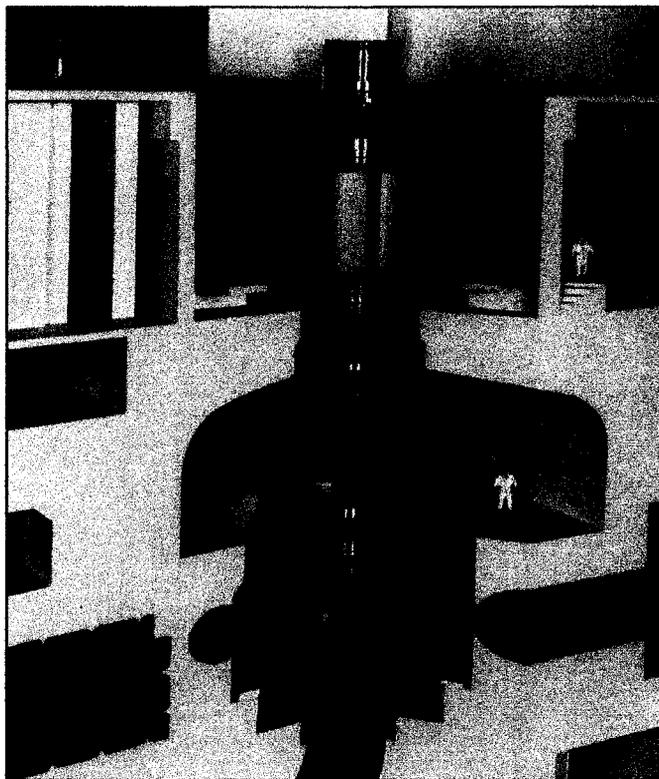


Figure 1 Schéma d'un groupe alternateur-turbine hydraulique (ALSTOM Power Hydro)

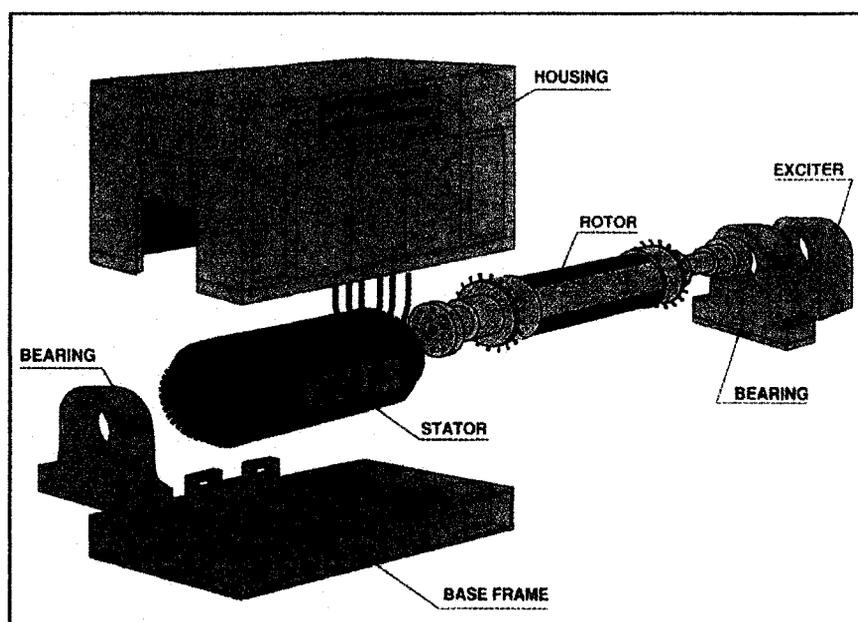


Figure 2 Schéma d'un turboalternateur (ALSTOM Power Hydro)

La machine synchrone est composée d'un empilement de tôles magnétiques au stator et d'un rotor. Le stator est muni d'un bobinage triphasé équilibré générant un champ tournant à $2p$ pôles. Les phases de l'enroulement statorique sont notées A , B et C . De plus, dans la pratique, les enroulements ne sont pas toujours à distribution sinusoïdale comme dans la théorie de (Park, 1929) et les enroulements peuvent comprendre en plusieurs parties parallèles. Le rotor est muni d'un amortisseur, constitué de barres de cuivre nues court-circuitées entre elles par des anneaux, et d'un enroulement inducteur, noté fd , alimenté en tension continue créant un champ fixe. L'amortisseur est généralement décomposé en deux enroulements fictifs, l'un dans l'axe longitudinale, noté kd , et le second dans l'axe transversal, noté kq .

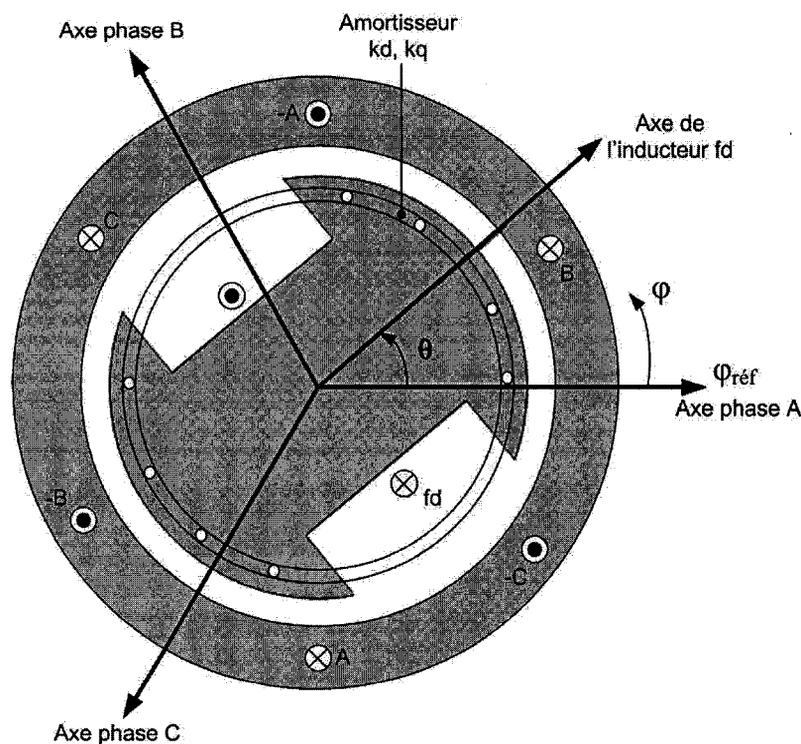


Figure 3 Définition des différents enroulements - Adapté de (Chatelain, 1983)

Un alternateur synchrone est conçu pour tourner à la vitesse de synchronisme du réseau auquel il est connecté (60 Hz en Amérique du Nord). On considère qu'un défaut survient

lorsque la machine est en régime permanent et donc à vitesse nominale et constante. De plus, la constante de temps de la partie mécanique est très supérieure à celle de la partie électrique. Un défaut interne est détecté avant que la vitesse de la machine ait changé. Pour cela, la partie mécanique de la machine synchrone n'est pas incluse dans le modèle de défauts internes. Mais il est possible de l'y intégrer sans difficulté.

Dans ce projet, la machine est modélisée en grandeur de phase (Krause et al., 2002). La transformation de Park n'est pas applicable car lors d'un défaut la symétrie des enroulements n'est pas respectée. La machine est représentée par des inductances et des résistances comme dans (Krause et al., 2002) mais Krause considère une machine à distribution sinusoïdale. Pour le modèle de défauts internes, il s'agit de calculer les inductances de la machines en tenant compte des inductances de fuite et les résistances des bobines. De plus, les valeurs du rotor sont exprimées par rapport aux enroulements du stator d'où l'apparition du x' pour indiquer ceci comme (Krause et al., 2002).

2.2 Paramètres de la machine

Le modèle de défauts internes de la machine synchrone utilise les paramètres électriques et la distribution des enroulements de la machine. Les paramètres nécessaires à la modélisation et les signaux sont exprimés en grandeur relative dans le modèle de défauts internes dans la machine synchrone. Cette section vise à présenter les différents types de paramètres ainsi que les enroulements du stator.

2.2.1 Représentation en grandeur relative

Les paramètres et les signaux (tensions et courants) du modèle sont exprimés en grandeur relative ou système "per unit" (p.u.). Les valeurs réelles sont transformées pour être exprimées sur une échelle unitaire sans dimension. Les valeurs en p.u. sont obtenues en divisant les valeurs réelles par leur valeur de référence ou de base respective. De même, les valeurs réelles sont obtenues en multipliant les valeurs en p.u. par leur valeur de référence. La liste

des valeurs de références est présenté par le tableau II.

Tableau II

Liste des valeurs de références

	Notation	Valeur de référence
Puissance apparente	S_b	S_n
Tension	U_b	$\sqrt{2}U_n$
Pulsation	ω_b	$2\pi F_n$
Courant	I_b	$\frac{2}{3}S_b/U_b$
Vitesse angulaire	Ω_b	ω_b/p
Couple	T_b	S_b/Ω_b
Impédance	Z_b	U_b/I_b
Inductance	L_b	Z_b/ω_b

2.2.2 Paramètres fondamentaux et standards

Le modèle de défauts internes de la machine synchrone utilise les paramètres fondamentaux c'est-à-dire que la machine est représentée par des inductances et des résistances. De plus, comme il est mentionné à la section précédente, les paramètres fondamentaux sont en grandeur relative. Or en général, ce sont les paramètres standards qui sont fournis aux utilisateurs car les paramètres standards sont obtenus par mesures et essais de la machine. D'ailleurs, les modèles de machines synchrones implantés dans Hypersim utilisent ce type de paramètres car c'est la méthode de Shultz qui y est implantée. Donc, dans la phase d'initialisation de la simulation, il est nécessaire d'obtenir les paramètres fondamentaux à partir des paramètres standards mis à notre disposition. Les paramètres standards des deux machines sont fournis par le tableau III et les paramètres fondamentaux correspondants sont donnés par le tableau IV.

Dans notre programme, la transformation des paramètres est inspirée de (Ong, 1998). En général, la réactance de fuite x_{ls} est directement fournie en grandeur relative. Les réac-

Tableau III

Paramètres standards des machines implantées en p.u.

Type de machine synchrone	Machine thermique Pôles lisses	Machine hydraulique Pôles saillants
Résistance de phase du stator r_s	0,00183	0,002636
Réactance de fuite du stator x_{ls}	0,215	0,015
Réactance synchrone axe d x_d	2,097	0,985
Réactance synchrone axe q x_q	1,970	0,609
Réactance transitoire axe d x'_d	0,395	0,340
Réactance transitoire axe q x'_q	0,643	0,600
Réactance subtransitoire axe d x''_d	0,290	0,249
Réactance subtransitoire axe q x''_q	0,290	0,272
Constante de temps transitoire T'_{do}	10,661	7,348
Constante de temps subtransitoire T''_{do}	0,033	0,075
Constante de temps subtransitoire T''_{qo}	0,056	0,140

tances de magnétisation d'axe direct et de quadrature sont obtenus en soustrayant la réactance de fuite des enroulements du stator aux réactances synchrones d'axe direct et de quadrature respectivement. Soit :

$$x_{md} = x_d - x_{ls} \quad (2.1)$$

$$x_{mq} = x_q - x_{ls} \quad (2.2)$$

Les inductances de fuite de l'enroulement inducteur, de l'enroulement amortisseur d'axe direct et celui de l'axe en quadrature sont obtenus respectivement par :

$$x'_{lfd} = \frac{x_{md}(x'_d - x_{ls})}{x_{md} - (x'_d - x_{ls})} \quad (2.3)$$

$$x'_{kd} = \frac{x_{md}x'_{lf}(x''_d - x_{ls})}{x'_{lf}x_{md} - (x''_d - x_{ls})(x_{md} + x'_{lf})} \quad (2.4)$$

$$x'_{kq} = \frac{x_{mq} (x'_q - x_{ls})}{x_{mq} - (x'_q - x_{ls})} \quad (2.5)$$

Les résistances de l'enroulement inducteur, de l'enroulement amortisseur d'axe direct et celui de l'axe en quadrature sont obtenus à partir des constantes de temps en circuit ouvert exprimées en secondes. Elles sont égales en grandeur relative à :

$$r'_{fd} = \frac{x'_{lf} + x_{md}}{\omega_{base} T'_{do}} \quad (2.6)$$

$$r'_{kd} = \frac{x'_{lkd} + x_{md} - x_{ls}}{\omega_{base} T''_{do}} \quad (2.7)$$

$$r'_{kq} = \frac{x'_{lkq} + x_{mq}}{\omega_{base} T''_{qo}} \quad (2.8)$$

Les inductances et les résistances du rotor ne changent pas quel que soit le défaut interne.

Tableau IV

Paramètres fondamentaux des machines implantées en p.u.

Type de machine synchrone	Machine thermique Pôles lisses	Machine hydraulique Pôles saillants
Réactance de magnétisation axe d x_{md}	1,882	0,970
Réactance de magnétisation axe q x_{mq}	1,755	0,594
Réactance de fuite de l'inducteur x'_{lfd}	0,199	0,489
Réactance de fuite de l'amortisseur x'_{kd}	0,129	0,836
Réactance de fuite de l'amortisseur x'_{kq}	0,0783	0,453
Résistance de l'inducteur r'_{lfd}	0,000518	0,000527
Résistance de l'amortisseur axe d r'_{kd}	0,0248	0,0411
Résistance de l'amortisseur axe q r'_{kq}	0,0868	0,0198

2.2.3 Enroulement du stator

Avant d'introduire la notion du schéma de bobinage, on définit les variables suivantes :

- $N_{encoche}$, le nombre d'encoches du stator;
- N_{ce} , le nombre de conducteurs par encoche (généralement égal à 2);

- a , le nombre de parties en parallèle par phase;
- τ_p , le pas polaire;
- N_c , le nombre de conducteurs en série par phase;
- n_{epp} , le nombre d'encoches par pôle et par phase.

$N_{encoche}$, N_{ce} et a sont des données fournies par le fabricant de la machine. Quant à τ_p , N_c et n_{epp} , elles sont déterminées à partir des formules suivantes :

$$\tau_p = \frac{2\pi}{N_{encoche}} \quad (2.9)$$

$$N_c = \frac{N_{encoche}N_{ce}}{3a} \quad (2.10)$$

$$n_{epp} = \frac{N_{encoche}}{6p} \quad (2.11)$$

Les données complémentaires aux schémas de bobinage des deux machines standards sont présentées par le tableau V.

Tableau V

Données complémentaires aux schémas de bobinage

Type de machine synchrone	Machine thermique Pôles lisses	Machine hydraulique Pôles saillants
$N_{encoche}$	60	540
N_{ce}	2	2
a	2	6
τ_p	$\frac{\pi}{30} \approx 0,1047$	$\frac{\pi}{270} \approx 0,01164$
N_c	20	60
n_{epp}	5	3,75

Les deux machines ont un nombre de conducteur par encoche, N_{ce} , égale à 2 c'est-à-dire que chaque encoche contient 2 conducteurs qui peuvent appartenir à la même phase ou non. De plus, on note que deux conducteurs en série situés dans des encoches différentes forment une spire et plusieurs spires en série forment un enroulement. Dans le cas de

nos machines, les conducteurs sont des barres comme sur la figure 4. Les 2 barres sont isolées l'une de l'autre et également isolées par rapport à la masse. En général, l'isolation par rapport à la masse est obtenue en plaçant, dans chaque encoche, un matériau isolant en forme de U. Et l'isolation entre les deux barres est également obtenue en insérant un matériau isolant en forme de U dans le sens inverse de celui permettant l'isolation par rapport à la masse.



Figure 4 Photo d'un conducteur statorique (ALSTOM Power Hydro)

Le nombre de conducteur en série par phase, N_c , indique le nombre de barres pour chaque partie parallèle. On note que si 2 barres en série forment une spire, il y a donc $N_c/2$ spires par partie parallèle. De plus, si une machine a a parties parallèles par phase et N_c conducteurs en série par phase alors cette machine a $(a \times N_c)$ conducteurs pour l'ensemble d'une phase ou $(a \times \frac{N_c}{2})$ spires par phase entière.

On remarque que la machine thermique a un bobinage régulier car n_{epp} est un entier. Tandis que la machine hydraulique a un bobinage à nombre fractionnaire d'encoches par pôle et par phase. Cela veut dire que le nombre d'encoches par pôle est variable et/ou les régions bobinées ne sont pas équidistantes.

Pour illustration, la figure 5 présente l'enroulement de la phase A du turboalternateur sous forme de représentation développée. Les deux parties de la phase A sont représentées, l'une en trait plein et l'autre en trait discontinu. Les bobinages des phases B et C sont identiques mais décalés de $2\pi/3$ radians électriques afin de respecter les conditions d'un bobinage triphasé.

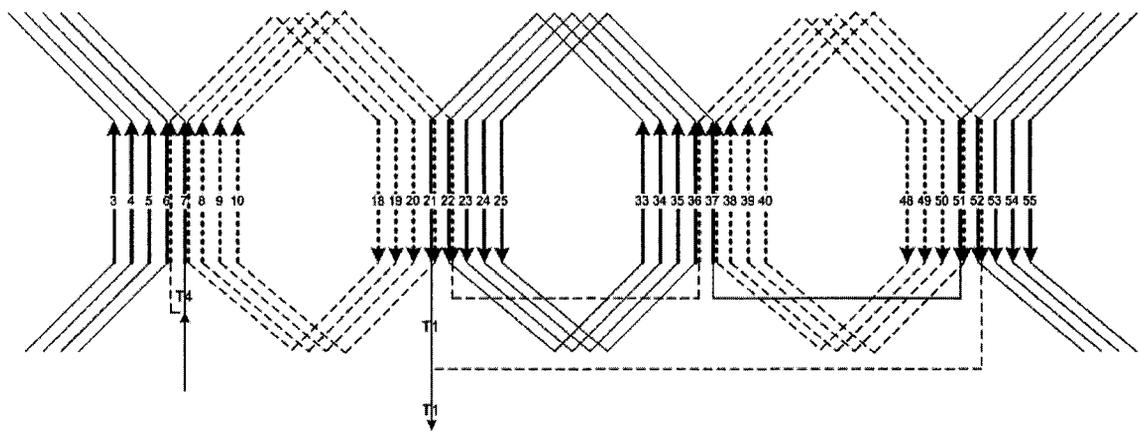


Figure 5 Schéma de bobinage développé de la phase A de la machine thermique

Pour le modèle de défauts internes, il est préférable d'avoir l'enroulement sous forme de liste séquentielle des barres plutôt que de schéma de bobinage. Car un schéma de bobinage pour une machine ayant un grand nombre d'encoches au stator, comme celui de notre machine hydraulique, peut être difficile à lire et, à l'inverse, les erreurs de lecture faciles à faire. Les tableaux VI et VII présentent la liste séquentielle des barres du stator de la machine hydraulique. Le tableau VIII récapitule la liste séquentielle des barres du stator de la machine thermique.

2.3 Calcul des inductances de la machine

La formule générale pour calculer les inductances de la machine synchrone est une adaptation de la formule donnée par (Schmitz et Novotny, 1965) dans laquelle, l'entrefer est considéré constant. Mais en réalité, les machines synchrones n'ont pas un entrefer constant. Cela est surtout vrai pour les machines à pôles saillants. Mais même pour une machine à

Tableau VI

Liste séquentielle des barres de la machine hydraulique - phase A et B

A1	316 306 315 305 314 304 313 303 292 302 293 303 294 304 293 283 292 282 291 281 290 280 269 279 270 280 271 281 272 282 271 261 270 260 269 259 268 258 247 257 248 258 249 259 248 238 247 237 246 236 245 235 224 234 225 235 226 236 227 237
A2	406 396 405 395 404 394 403 393 382 392 383 393 384 394 383 373 382 372 381 371 380 370 359 369 360 370 361 371 362 372 361 351 360 350 359 349 358 348 337 347 338 348 339 349 338 328 337 327 336 326 335 325 314 324 315 325 316 326 317 327
A3	496 486 495 485 494 484 493 483 472 482 473 483 474 484 473 463 472 462 471 461 470 460 449 459 450 460 451 461 452 462 451 441 450 440 449 439 448 438 427 437 428 438 429 439 428 418 427 417 426 416 425 415 404 414 405 415 406 416 407 417
A4	046 036 045 035 044 034 043 033 022 032 023 033 024 034 023 013 022 012 021 011 020 010 539 009 540 010 001 011 002 012 001 531 540 530 539 529 538 528 517 527 518 528 519 529 518 508 517 507 516 506 515 505 494 504 495 505 496 506 497 507
A5	136 126 135 125 134 124 133 123 112 122 113 123 114 124 113 103 112 102 111 101 110 100 089 099 090 100 091 101 092 102 091 081 090 080 089 079 088 078 067 077 068 078 069 079 068 058 067 057 066 056 065 055 044 054 045 055 046 056 047 057
A6	226 216 225 215 224 214 223 213 202 212 203 213 204 214 203 193 202 192 201 191 200 190 179 189 180 190 181 191 182 192 181 171 180 170 179 169 178 168 157 167 158 168 159 169 158 148 157 147 156 146 155 145 134 144 135 145 136 146 137 147
B1	323 313 322 312 321 311 320 310 299 309 300 310 301 311 302 312 301 291 300 290 299 289 298 288 277 287 278 288 279 289 278 268 277 267 276 266 275 265 254 264 255 265 256 266 257 267 256 246 255 245 254 244 253 243 232 242 233 243 234 244
B2	413 403 412 402 411 401 410 400 389 399 390 400 391 401 392 402 391 381 390 380 389 379 388 378 367 377 368 378 369 379 368 358 367 357 366 356 365 355 344 354 345 355 346 356 347 357 346 336 345 335 344 334 343 333 322 332 323 333 324 334
B3	503 493 502 492 501 491 500 490 479 489 480 490 481 491 482 492 481 471 480 470 479 469 478 468 457 467 458 468 459 469 458 448 457 447 456 446 455 445 434 444 435 445 436 446 437 447 436 426 435 425 434 424 433 423 412 422 413 423 414 424
B4	053 043 052 042 051 041 050 040 029 039 030 040 031 041 032 042 031 021 030 020 029 019 028 018 007 017 008 018 009 019 008 538 007 537 006 536 005 535 524 534 525 535 526 536 527 537 526 516 525 515 524 514 523 513 502 512 503 513 504 514
B5	143 133 142 132 141 131 140 130 119 129 120 130 121 131 122 132 121 111 120 110 119 109 118 108 097 107 098 108 099 109 098 088 097 087 096 086 095 085 074 084 075 085 076 086 077 087 076 066 075 065 074 064 073 063 052 062 053 063 054 064

Tableau VII

Liste séquentielle des barres de la machine hydraulique - phase C

B6	233 223 232 222 231 221 230 220 209 219 210 220 211 221 212 222 211 201 210 200 209 199 208 198 187 197 188 198 189 199 188 178 187 177 186 176 185 175 164 174 165 175 166 176 167 177 166 156 165 155 164 154 163 153 142 152 143 153 144 154
C1	331 321 330 320 329 319 328 318 307 317 308 318 309 319 308 298 307 297 306 296 305 295 284 294 285 295 286 296 287 297 286 276 285 275 284 274 283 273 262 272 263 273 264 274 263 253 262 252 261 251 260 250 239 249 240 250 241 251 242 252
C2	421 411 420 410 419 409 418 408 397 407 398 408 399 409 398 388 397 387 396 386 395 385 374 384 375 385 376 386 377 387 376 366 375 365 374 364 373 363 352 362 353 363 354 364 353 343 352 342 351 341 350 340 329 339 330 340 331 341 332 342
C3	511 501 510 500 509 499 508 498 487 497 488 498 489 499 488 478 487 477 486 476 485 475 464 474 465 475 466 476 467 477 466 456 465 455 464 454 463 453 442 452 443 453 444 454 443 433 442 432 441 431 440 430 419 429 420 430 421 431 422 432
C4	061 051 060 050 059 049 058 048 037 047 038 048 039 049 038 028 037 027 036 026 035 025 014 024 015 025 016 026 017 027 016 006 015 005 014 004 013 003 532 002 533 003 534 004 533 523 532 522 531 521 530 520 509 519 510 520 511 521 512 522
C5	151 141 150 140 149 139 148 138 127 137 128 138 129 139 128 118 127 117 126 116 125 115 104 114 105 115 106 116 107 117 106 096 105 095 104 094 103 093 082 092 083 093 084 094 083 073 082 072 081 071 080 070 059 069 060 070 061 071 062 072
C6	241 231 240 230 239 229 238 228 217 227 218 228 219 229 218 208 217 207 216 206 215 205 194 204 195 205 196 206 197 207 196 186 195 185 194 184 193 183 172 182 173 183 174 184 173 163 172 162 171 161 170 160 149 159 150 160 151 161 152 162

Tableau VIII

Liste séquentielle des barres de la machine thermique

A1	06 18 07 19 08 20 09 21 10 22 36 48 37 49 38 50 39 51 40 52
A2	07 55 06 54 05 53 04 52 03 51 37 25 36 24 35 23 34 22 33 21
B1	16 28 17 29 18 30 19 31 20 32 46 58 47 59 48 60 49 01 50 02
B2	47 35 46 34 45 33 44 32 43 31 17 05 16 04 15 03 14 02 13 01
C1	56 08 57 09 58 10 59 11 60 12 26 38 27 39 28 40 29 41 30 42
C2	57 45 56 44 55 43 54 42 53 41 27 15 26 14 25 13 24 12 23 11

pôles lisses, l'entrefer n'est pas exactement constant car il y a une variation due aux barres de l'amortisseur et à l'enroulement de l'inducteur. La formule est obtenue à partir des lois classiques de l'électromagnétique que sont la loi d'Ampère et la loi de Gauss. La perméabilité du matériau magnétique, généralement du fer, est considérée très supérieure à celle du vide μ_0 c'est-à-dire que la réluctance du stator et du rotor est négligeable devant celle de l'entrefer. La formule générale permettant de calculer les inductances statoriques et les mutuelles entre les enroulements du stator et du rotor est donnée par (Tabatabaei et al., 2004, Toliyat et Al-Nuaim, 1999) :

$$L_{yx} = 2\pi\mu_0rl \langle g^{-1}n_x n_y \rangle - 2\pi\mu_0rl \frac{\langle g^{-1}n_x \rangle \langle g^{-1}n_y \rangle}{\langle g^{-1} \rangle} \quad (2.12)$$

Le terme $\langle f \rangle$ est la valeur moyenne de la fonction f entre 0 et 2π tel que :

$$\langle f \rangle = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} f(\varphi) d\varphi \quad (2.13)$$

Les termes n_x et n_y sont respectivement les fonctions de spires de l'enroulement x et de l'enroulement y . Le terme g^{-1} est l'inverse de l'épaisseur de l'entrefer, μ_0 est la perméabilité du vide, r est la valeur moyenne du rayon d'entrefer et l est la longueur de la machine.

La différence entre la formule (2.12) et celle détaillée par (Tu, 2005) vient du fait que X. Tu a considéré que l'entrefer de la machine synchrone est symétrique. X. Tu a introduit,

$$N_x = n_x - \frac{\langle g^{-1}n_x \rangle}{\langle g^{-1} \rangle} \quad (2.14)$$

Si la distribution de l'entrefer est symétrique alors la formule (2.14) peut être simplifiée par :

$$N_x = n_x - \langle n_x \rangle \quad (2.15)$$

Dans le cas de nos machines, il ne faut pas faire de simplification. Si la simplification est

faite comme X. Tu alors les résultats de calcul des inductances sont erronés. Le moyen de se rendre compte de la consistance des résultats est de vérifier que le calcul des mutuelles donne des résultats identiques tel que :

$$L_{xy} = L_{yx} \quad (2.16)$$

Par contre, il est clair que la formule (2.12) est commutative et ainsi la relation (2.16) est vraie.

2.3.1 Fonction de spire

La fonction de spire permet de représenter la caractéristique des enroulements du stator. Non seulement, elle définit la distribution du flux magnétique à travers l'entrefer mais elle intègre automatiquement les bornes d'intégration pour le calcul du flux et donc directement de l'inductance. La fonction de spire est nécessaire au calcul des inductances de la machine synchrone et est obtenue à partir de la liste séquentielle des barres pour chaque partie parallèle ou du schéma de bobinage. De plus, c'est une fonction définie de 0 à 2π .

La méthode pour obtenir la fonction de spire d'un enroulement est simple. Tout d'abord, il faut définir un sens de courant entrant ou sortant de la machine. Peu importe la convention prise pour le sens du courant lors du calcul des inductances car cela ne change en rien le résultat du calcul des inductances. Ensuite, il faut différencier le cas de la fonction de spire pour une phase entière de celle d'une partie parallèle. Dans le cas d'une phase entière, si $n_x(\varphi = 0) = n_{x_0}$ alors la fonction de spire est déterminée par :

$$n_x(\varphi_i) = n_x(\varphi_{i-1}) + z \quad (2.17)$$

Avec :

$$z = \begin{cases} \frac{1}{a} & \text{si le courant est entrant,} \\ -\frac{1}{a} & \text{si le courant est sortant,} \\ 0 & \text{sinon.} \end{cases}$$

Et dans le cas d'une partie parallèle, si $n_x(\varphi = 0) = 0$ alors la fonction de spire est également déterminée par :

$$n_x(\varphi_i) = n_x(\varphi_{i-1}) + z \quad (2.18)$$

Mais avec :

$$z = \begin{cases} 1 & \text{si le courant est entrant,} \\ -1 & \text{si le courant est sortant,} \\ 0 & \text{sinon.} \end{cases}$$

La figure 6 montre le graphique de la fonction de spire de la phase A de la machine thermique composée de deux parties parallèles. Il est important de prendre le même axe de référence φ_{ref} pour la fonction de spire que celui défini par la figure 3, ceci est nécessaire pour la déduction des paramètres géométriques à partir des paramètres électriques de la machine. Les figures 6 à 8 tiennent compte de la référence. L'axe de référence est obtenu lorsque la fonction de spire de la phase A entière est paire du type cosinus.

Dans le cas de la fonction de spire pour une partie parallèle saine, la fonction de spire est présentée par la figure 7. Lors d'un défaut interne, les parties parallèles où il y a le défaut sont divisées en deux enroulements et la fonction de spire de chaque nouvel enroulement est obtenue par la même méthode que pour une partie saine. Les figures 8 et 9 représentent les graphiques des fonctions de spire de la partie parallèle numéro 2 de la phase A de la machine thermique lors d'un défaut à 50%. La figure 8 représente la partie coté neutre et la figure 9 représente la partie coté phase.

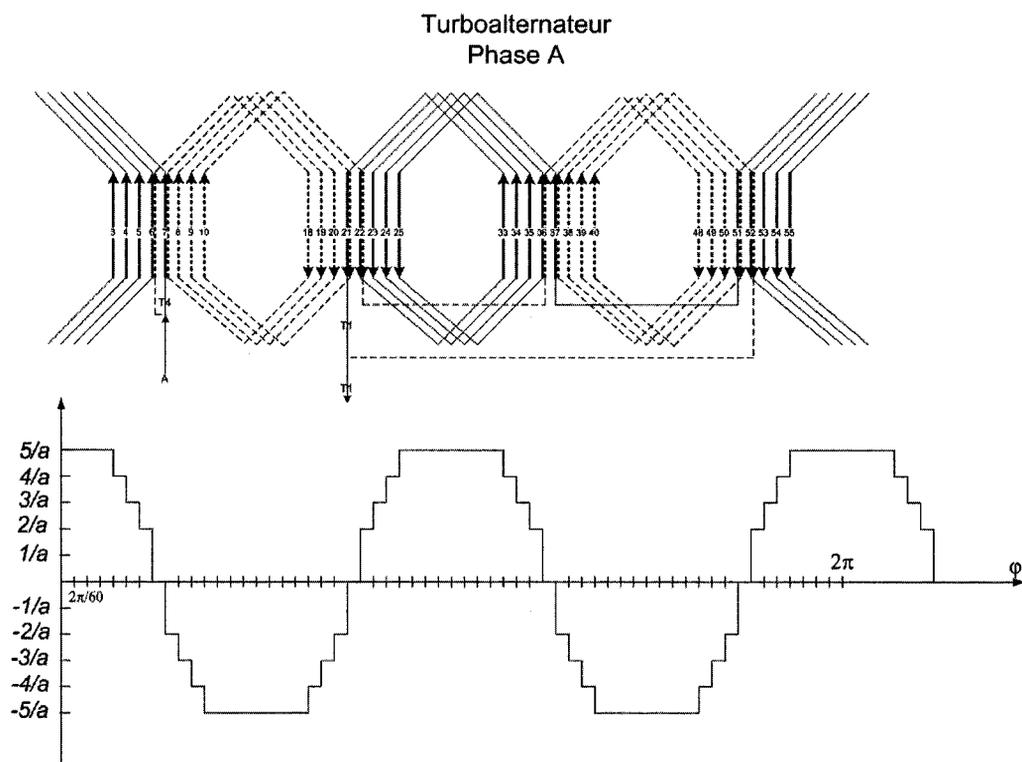


Figure 6 Fonction de spire de la phase A de la machine thermique

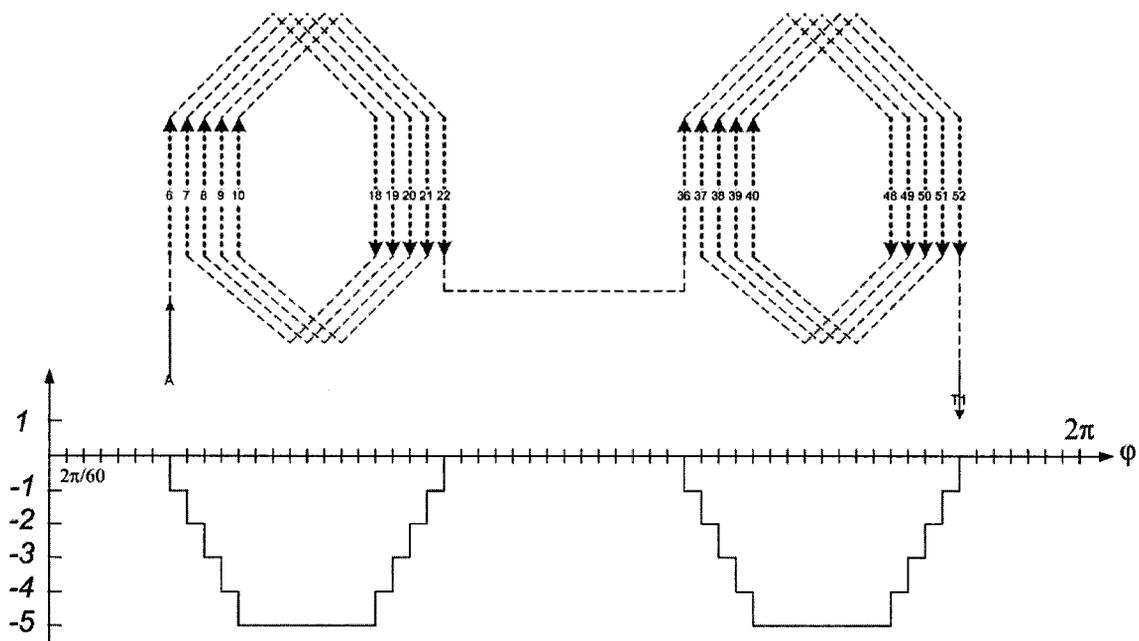


Figure 7 Fonction de spire de la partie parallèle numéro 1 de la phase A de la machine thermique

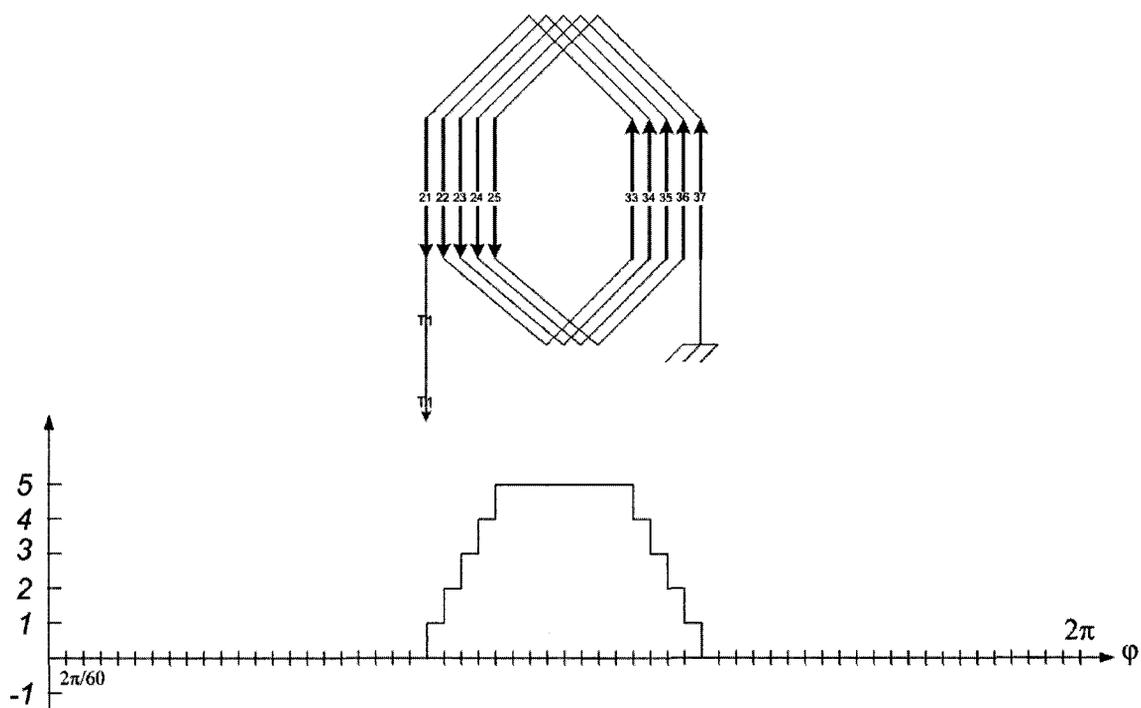


Figure 8 Fonction de spire de la partie parallèle numéro 2 de la phase A de la machine thermique, coté neutre, défaut à 50%

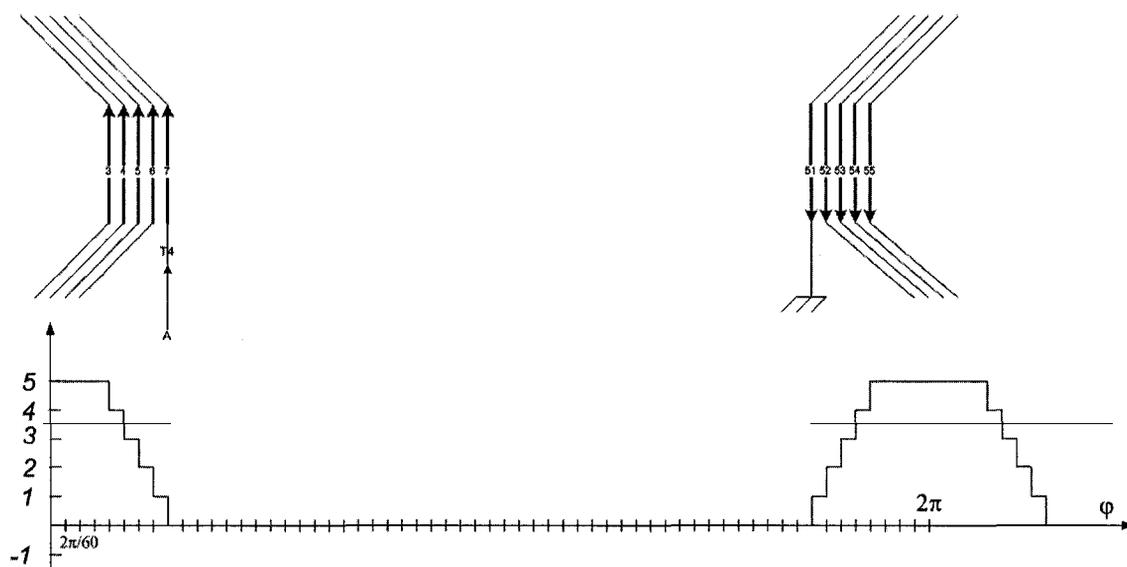


Figure 9 Fonction de spire de la partie parallèle numéro 2 de la phase A de la machine thermique, coté phase, défaut à 50%

La fonction de spire d'une phase entière permet de voir si la machine est à distribution sinusoïdale ou non. La figure 10 démontre que les deux machines implantées sont à distribution non sinusoïdale car elles ont des harmoniques d'espace différents de la fréquence fondamentale. L'ordre de l'harmonique fondamentale est égal au nombre de paires de pôles. La machine hydraulique a également un sous harmonique d'espace. La formule (2.12) a l'avantage d'intégrer tous les harmoniques d'espace lors du calcul des inductances de la machine synchrone soumise à un défaut interne ou non.

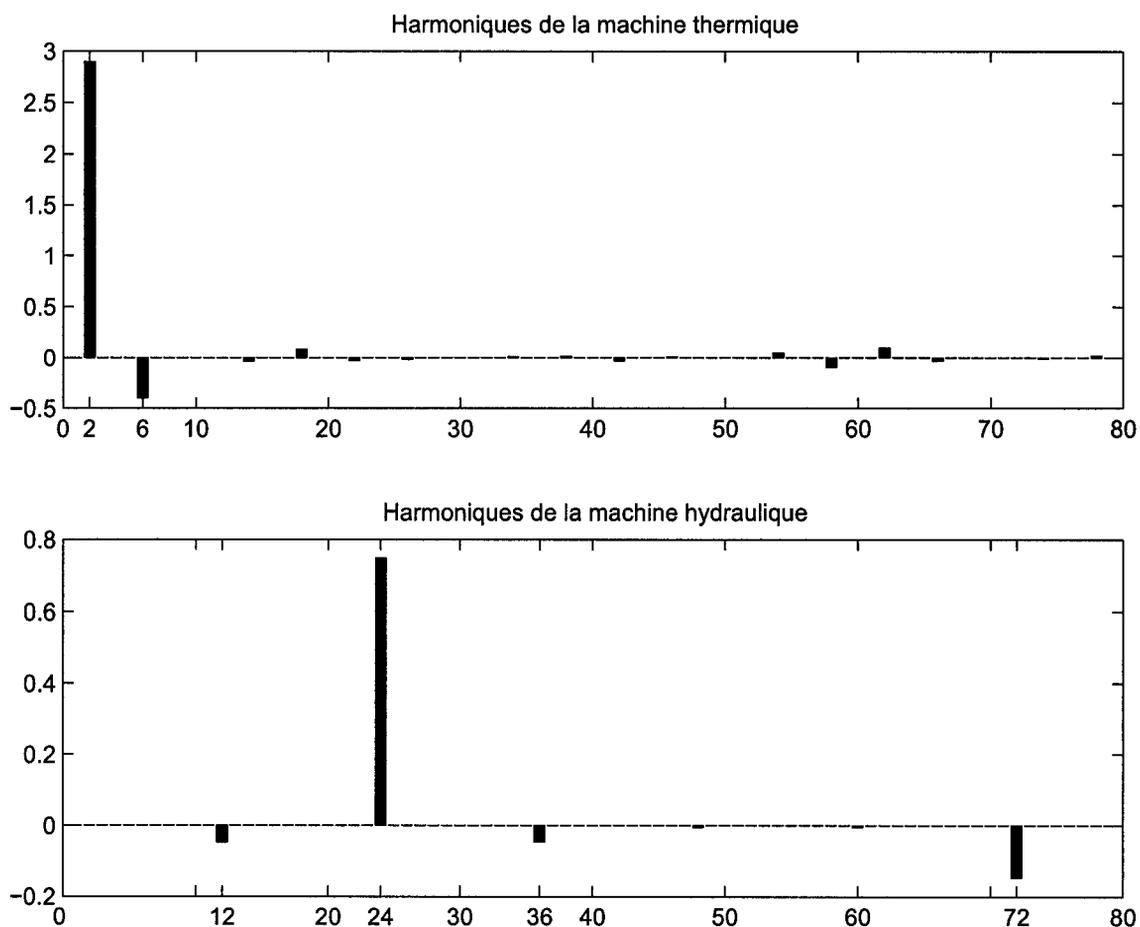


Figure 10 Harmoniques d'espace des deux machines synchrones standards

2.3.2 Expression de l'entrefer

La variation de l'inverse de l'épaisseur de l'entrefer pour une machine à $2p$ pôles est approximée par :

$$g^{-1}(\varphi, \theta) = \alpha_1 - \alpha_2 \cos[2p(\varphi - \theta)] \quad (2.19)$$

Avec θ , la position du rotor et φ , l'angle le long du stator. On note que la perméance de l'entrefer minimum est égale à $(\alpha_1 - \alpha_2)^{-1}$ et que la perméance de l'entrefer maximal est égale à $(\alpha_1 + \alpha_2)^{-1}$. Comme le précise (Kundur et al., 1994), d'autres harmoniques sont présents dans la variation de l'entrefer mais ils sont suffisamment petits pour être négligés.

2.3.3 Coefficients représentant les paramètres géométriques

Lors de ce projet, il a été décidé pour des raisons pratiques que les paramètres géométriques ne soient pas directement utilisés. En fait, les paramètres géométriques de la machine sont déduits des paramètres électriques de la machine. Les paramètres géométriques nécessaires aux calculs des inductances sont :

- l'inverse de l'épaisseur de l'entrefer, g^{-1} ;
- la valeur moyenne du rayon d'entrefer, r ;
- la longueur de la machine, l .

La démarche présentée ici est identique à celle montrée par (Tu, 2005) mais dans le cas présent, elle est appliquée à des machines synchrones à distribution non sinusoïdale.

L'équation (2.12) peut être réécrite sous la forme (2.21) en y introduisant l'expression de l'inverse de l'entrefer donnée par (2.19). On note que la valeur moyenne de l'inverse de l'entrefer est égale à :

$$\langle g^{-1} \rangle = \alpha_1 \quad (2.20)$$

$$\begin{aligned}
L_{yx} = & k_0 [\langle n_x n_y \rangle - \langle n_x \rangle \langle n_y \rangle] \\
& - k_2 [\langle n_x n_y \cos(2p(\varphi - \theta)) \rangle - \langle n_x \rangle \langle n_y \cos(2p(\varphi - \theta)) \rangle - \langle n_y \rangle \langle n_x \cos(2p(\varphi - \theta)) \rangle]
\end{aligned} \tag{2.21}$$

Les paramètres géométriques sont donc inclus dans les coefficients k_0 et k_2 donnés ci-dessous :

$$k_0 = 2\pi\mu_0 r l \alpha_1 \tag{2.22}$$

$$k_2 = 2\pi\mu_0 r l \alpha_2 \tag{2.23}$$

De plus, en utilisant la formule trigonométrique (2.25) et du fait que les fonctions de spire ne sont fonction que de l'angle φ , il est possible d'exprimer l'inductance L_{yx} sous la forme générale (2.24).

$$L_{yx}(\theta) = L_{yx_0} + L_{yx_1} \cos(2p\theta) + L_{yx_2} \sin(2p\theta) \tag{2.24}$$

Avec :

$$\cos(2p(\varphi - \theta)) = \cos(2p\varphi) \cos(2p\theta) + \sin(2p\varphi) \sin(2p\theta) \tag{2.25}$$

Les paramètres géométriques sont déduits à partir du cas particulier de l'inductance propre de la phase A et de la mutuelle entre la phase A et la phase B. Si l'inductance propre de la phase A est notée L_A et l'inductance mutuelle entre la phase A et la phase B est notée L_{AB} alors elles sont de la forme :

$$L_A = L_{A_0} - L_{A_1} \cos(2p\theta) \tag{2.26}$$

$$L_{AB} = L_{AB_0} - L_{AB_1} \cos\left(2p\theta - \frac{2\pi}{3}\right) \tag{2.27}$$

Avec :

$$L_{A_0} = k_0 K_{A_0}$$

$$L_{A_1} = k_2 K_{A_1}$$

$$L_{AB_0} = k_0 K_{AB_0}$$

$$L_{AB_1} = k_2 K_{AB_1}$$

Dans le cas de la machine synchrone à distribution non sinusoïdale, les inductances magnétisantes L_{md} et L_{mq} sont données par (Chaudhry et al., 1995, Chiba et al., 1991) :

$$L_{md} = L_{A_0} - L_{AB_0} + \frac{L_{A_1}}{2} + L_{AB_1} \quad (2.28)$$

$$L_{mq} = L_{A_0} - L_{AB_0} - \frac{L_{A_1}}{2} - L_{AB_1} \quad (2.29)$$

Finalement, en résolvant le système d'équations composé de (2.28) et de (2.29), les coefficients représentant les paramètres géométriques k_0 et k_2 sont donnés par :

$$k_0 = \frac{L_{md} + L_{mq}}{2(K_{A_0} - K_{AB_0})} \quad (2.30)$$

$$k_2 = \frac{L_{md} - L_{mq}}{K_{A_1} + 2K_{AB_1}} \quad (2.31)$$

2.3.4 Calcul des inductances et résistances du stator

2.3.4.1 Calcul des inductances propres et mutuelles statoriques

Une fois les fonctions de spire déterminées et les coefficients géométriques déduits, la formule pour obtenir les valeurs des inductances statoriques (inductances propres et mutuelles entre enroulements) est donnée par :

$$L_{yx} = \frac{L_{md} + L_{mq}}{2(K_{A_0} - K_{AB_0})} [\langle n_x n_y \rangle - \langle n_x \rangle \langle n_y \rangle] - \frac{L_{md} - L_{mq}}{K_{A_1} + 2K_{AB_1}} \begin{bmatrix} \langle n_x n_y \cos(2p(\varphi - \theta)) \rangle \\ - \langle n_x \rangle \langle n_y \cos(2p(\varphi - \theta)) \rangle \\ - \langle n_y \rangle \langle n_x \cos(2p(\varphi - \theta)) \rangle \end{bmatrix} \quad (2.32)$$

Le résultat obtenu par (2.32) est également exprimé sous la forme générale (2.33). Précisément,

sons que si $x = y$ alors le calcul obtenu est celui de l'inductance propre de l'enroulement y soit $L_y = L_{yy}$.

$$L_{yx}(\theta) = L_{yx_0} + L_{yx_1} \cos(2p\theta) + L_{yx_2} \sin(2p\theta) \quad (2.33)$$

2.3.4.2 Calcul des résistances et des inductances de fuite statoriques

A chaque inductance propre calculée par la théorie de la fonction de spire, il faut ajouter l'inductance de fuite. Pour une phase entière, l'inductance de fuite, notée x_{ls} , est directement fournie en p.u. en tant que paramètre de la machine. x_{ls} est l'inductance de fuite pour une phase entière donc pour une machine à a parties parallèles, l'inductance de fuite de chaque partie est égale à $(a \times x_{ls})$. Lors d'un défaut, chaque partie ayant un point de défaut est divisée en 2 enroulements et les inductances de fuite de chaque sous-enroulement sont calculées à partir du pourcentage de défaut $A_{\text{défaut}}$.

Tout d'abord le défaut en pourcentage est ramené en une valeur entière relative, $A_{\text{défaut}}$, par rapport à N_c tel que :

$$A_{\text{défaut}} = N_c - A_{\text{défaut}} \frac{N_c}{100} \quad (2.34)$$

Ensuite, l'inductance de fuite de l'enroulement côté phase, $x_{ls_{Af1}}$, est déterminée par la relation de proportionnalité suivante :

$$x_{ls_{Af1}} = a \times x_{ls} \frac{A_{\text{défaut}}}{N_c} \quad (2.35)$$

Et finalement, l'inductance de fuite de l'enroulement côté neutre, $x_{ls_{Af2}}$, est obtenue par la relation :

$$x_{ls_{Af2}} = a \times x_{ls} - x_{ls_{Af1}} \quad (2.36)$$

Le calcul des résistances des armatures de la machine synchrone est identique à celui des inductances de fuite. La valeur de la résistance de phase du stator, r_s , est un paramètre

fourni en p.u. et correspond à la résistance de l'armature de l'ensemble d'une phase. Si une machine possède a parties parallèles alors la résistance d'une partie est égale à $(a \times r_s)$. Lors d'un défaut, chaque partie ayant un point de défaut est divisée en 2 enroulements et les résistances de chaque sous enroulement sont calculées à partir du pourcentage de défaut. La résistance de l'enroulement côté phase, $r_{s_{Af1}}$, est déterminée par la relation de proportionnalité suivante :

$$r_{s_{Af1}} = a \times r_s \frac{A_{\text{défaut}}}{N_c} \quad (2.37)$$

Et finalement, la résistance de l'enroulement côté neutre, $r_{s_{Af2}}$, est obtenue par la relation :

$$r_{s_{Af2}} = a \times r_s - r_{s_{Af1}} \quad (2.38)$$

2.3.5 Calcul des inductances mutuelles entre le stator et le rotor

Le calcul des inductances mutuelles entre le stator et le rotor est obtenu à partir de l'équation générale (2.12) en considérant que les enroulements rotoriques sont à distribution sinusoïdale (Tu, 2005). Les fonctions de spire de l'inducteur, de l'enroulement dans l'axe d et de l'enroulement dans l'axe q sont données par :

$$n_{fd} = -w_{fd} \sin(p(\varphi - \theta)) \quad (2.39)$$

$$n_{kd} = -w_{kd} \sin(p(\varphi - \theta)) \quad (2.40)$$

$$n_{kq} = w_{kq} \cos(p(\varphi - \theta)) \quad (2.41)$$

Les termes w_{fd} , w_{kd} et w_{kq} sont les amplitudes des harmoniques fondamentales de chaque enroulement. En intégrant l'expression (2.39) dans la formule (2.12) et négligeant les harmoniques d'ordre supérieure, l'inductance mutuelle entre l'enroulement de la phase A du stator et l'enroulement inducteur est donnée par :

$$L_{Afd} = \left(-k_0 w_{fd} - \frac{k_2 w_{fd}}{2} \right) \langle n_A \sin(p(\varphi - \theta)) \rangle \quad (2.42)$$

De la même façon, on obtient :

$$L_{Akd} = \left(-k_0 w_{kd} - \frac{k_2 w_{kd}}{2} \right) \langle n_A \sin(p(\varphi - \theta)) \rangle \quad (2.43)$$

$$L_{Aqk} = \left(k_0 w_{kq} + \frac{k_2 w_{kq}}{2} \right) \langle n_A \cos(p(\varphi - \theta)) \rangle \quad (2.44)$$

Les variables du rotor sont ramenées au stator comme dans le cas d'un transformateur tel que :

$$L'_{Afd} = \frac{2 w_{fd}}{3 w_s} L_{Afd} \quad (2.45)$$

$$L'_{Akd} = \frac{2 w_{kd}}{3 w_s} L_{Akd} \quad (2.46)$$

$$L'_{Aqk} = \frac{2 w_{kq}}{3 w_s} L_{Aqk} \quad (2.47)$$

Avec w_s égal à l'amplitude de l'harmonique fondamentale de la phase A. Soit :

$$L'_{Afd} = L'_{Akd} = Kr_1 \langle n_A \sin(p(\varphi - \theta)) \rangle \quad (2.48)$$

$$L'_{Aqk} = Kr_2 \langle n_A \cos(p(\varphi - \theta)) \rangle \quad (2.49)$$

Avec :

$$Kr_1 = \frac{2}{3w_s} \left(-k_0 - \frac{k_2}{2} \right) \quad (2.50)$$

$$Kr_2 = \frac{2}{3w_s} \left(k_0 + \frac{k_2}{2} \right) \quad (2.51)$$

Pour la phase A, les inductances mutuelles entre le stator et le rotor sont égales à :

$$L'_{Afd} = L'_{Akd} = L_{md} \sin(p\theta) \quad (2.52)$$

$$L'_{Aqk} = L_{mq} \cos(p\theta) \quad (2.53)$$

Les constantes Kr_1 et Kr_2 sont donc égales à :

$$Kr_1 = -\frac{Lmd}{\int_0^{2\pi} n_A \cos(p\varphi)} \quad (2.54)$$

$$Kr_2 = \frac{Lmq}{\int_0^{2\pi} n_A \cos(p\varphi)} \quad (2.55)$$

D'une manière générale, en rapportant les variables du rotor au stator, les termes w_{fd} , w_{kd} et w_{kq} disparaissent. Ainsi, les mutuelles entre un enroulement x du stator et les enroulements rotoriques sont données par :

$$L'_{xfd} = L'_{xkd} = Kr_1 \langle n_x \sin(p(\varphi - \theta)) \rangle \quad (2.56)$$

$$L'_{xkq} = Kr_2 \langle n_x \cos(p(\varphi - \theta)) \rangle \quad (2.57)$$

On remarque que l'inductance mutuelle entre une partie sans défaut d'une phase et un enroulement rotorique est égale à l'inductance mutuelle entre cette phase entière sans défaut et le même enroulement rotorique.

2.4 Calcul du couple électromagnétique

Le couple électromagnétique d'une machine synchrone à $2p$ pôles donné par (Krause et al., 2002) est calculé par :

$$T_{em} = p \left\{ \frac{1}{2} (i_{abcs})^T \frac{\partial}{\partial \theta_r} [L_s - L_{ls} I] i_{abcs} + (i_{abcs})^T \frac{\partial}{\partial \theta_r} [L'_{sr}] i'_{qdr} \right\} \quad (2.58)$$

Or, dans notre modèle de machine synchrone, les matrices d'inductances L_s et L'_{sr} ne sont pas des fonctions de l'angle électrique θ_r , mais de l'angle mécanique θ . Et en considérant

également que L_{ls} est constante dans le temps, l'équation (2.58) devient :

$$T_{em} = \left\{ \frac{1}{2} (i_{abcs})^T \frac{\partial}{\partial \theta} [L_s(\theta)] i_{abcs} + (i_{abcs})^T \frac{\partial}{\partial \theta} [L'_{sr}(\theta)] i'_{qdr} \right\} \quad (2.59)$$

De plus, le couple électromagnétique exprimé en p.u. devient :

$$T_{em} = \frac{2}{3} \left\{ \frac{1}{2} (i_{abcs})^T \frac{\partial}{\partial \theta} [L_s(\theta)] i_{abcs} + (i_{abcs})^T \frac{\partial}{\partial \theta} [L'_{sr}(\theta)] i'_{qdr} \right\} \quad (2.60)$$

CHAPITRE 3

SOLUTIONS DES ÉQUATIONS DYNAMIQUES

3.1 Système implanté

La méthode permettant de calculer les inductances et les résistances de la machine aussi bien pour la machine saine que pour la machine défectueuse a été présentée dans le chapitre précédent. Ce chapitre est consacré à l'obtention des équations dynamiques du système. Suivant le type de défaut à simuler, la taille du système à variables d'état sera différente. D'une manière générale, le nombre de variables n utilisé pour une machine synchrone triphasée, est égale à :

6 pour la machine non défectueuse;

3a + 4 pour :

- un défaut d'une partie de la phase A mise à la terre;
- un court-circuit d'une partie de la phase A à une partie de la phase B;
- un court-circuit d'une partie de la phase A à l'autre partie de la phase A;
- un défaut entre deux spires de la phase A;

3a + 5 pour :

- un défaut d'une partie de la phase A et d'une partie de la phase B mises à la terre;
- un court-circuit entre une partie de la phase A, une partie de la phase B et une partie de la phase C;
- un défaut d'une partie de la phase A et de l'autre partie de la phase A mises à la terre;

3a + 6 pour un défaut d'une partie de la phase A, d'une partie de la phase B et d'une partie de la phase C mises à la terre.

Le nombre de variables correspondant au rotor est identique quelque soit le défaut interne et est égal à 3. Une variable correspond au courant d'excitation, la deuxième est le courant

dans l'amortisseur direct et la dernière correspond à l'amortisseur en quadrature. On note également que la représentation d'état de la machine non défectueuse est toujours égale à $n = 6$. La plus grande représentation d'état, $n = 24$ variables d'état, est obtenue pour la machine hydraulique standard où $a = 6$ lors d'un défaut d'une partie de la phase A, d'une partie de la phase B et d'une partie de la phase C mises à la terre.

4 types de défauts internes parmi les 8 implantés lors du projet sont présentés dans ce chapitre. Les autres types de défauts sont obtenus à l'aide du même raisonnement que ceux présentés ici. De même que pour la lisibilité de ce qui suit, nous prenons la machine thermique où $a = 2$. Le raisonnement est identique si $a \neq 2$.

3.2 Machine non défectueuse

La représentation d'état de la machine synchrone a été largement étudiée (Krause et al., 2002, Kundur et al., 1994, Chatelain, 1983) par le passé. La différence entre la description fournit dans cette section et les diverses publications traitant de la machine synchrone se situe essentiellement au niveau de la matrice d'inductance. De plus, nous fournissons ici une représentation d'état de la machine incluant les éléments externes de celle-ci. Le raccordement du point neutre à la terre est représenté par la résistance R_g et l'inductance L_g . La machine est reliée au réseau par une ligne de transmission représentée par une résistance de ligne R_T et une inductance de ligne L_T (voir figure 11). Lorsque la machine n'a pas de défaut interne, les courants dans chaque partie parallèle d'une même phase sont identiques donc on peut considérer l'ensemble de la phase lors du calcul des inductances par la théorie de la fonction de spire.

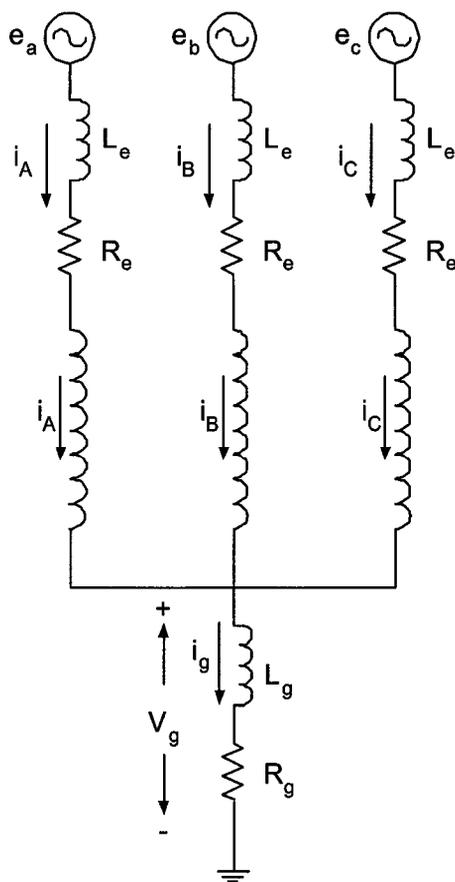


Figure 11 Machine synchrone sans défaut connectée à un réseau infini

Les équations de flux sont définies par :

$$\begin{pmatrix} \lambda_A \\ \lambda_B \\ \lambda_C \\ \lambda'_f \\ \lambda'_{kd} \\ \lambda'_{kq} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} L_A(\theta) & L_{BA}(\theta) & L_{CA}(\theta) & L'_{Ard}(\theta) & L'_{Ard}(\theta) & L'_{Arq}(\theta) \\ L_{AB}(\theta) & L_B(\theta) & L_{CB}(\theta) & L'_{Brd}(\theta) & L'_{Brd}(\theta) & L'_{Brq}(\theta) \\ L_{AC}(\theta) & L_{BC}(\theta) & L_C(\theta) & L'_{Crd}(\theta) & L'_{Crd}(\theta) & L'_{Crq}(\theta) \\ \frac{2}{3}L'_{Ard}(\theta) & \frac{2}{3}L'_{Brd}(\theta) & \frac{2}{3}L'_{Crd}(\theta) & L'_l + L_{md} & L_{md} & 0 \\ \frac{2}{3}L'_{Ard}(\theta) & \frac{2}{3}L'_{Brd}(\theta) & \frac{2}{3}L'_{Crd}(\theta) & L_{md} & L'_{lkd} + L_{md} & 0 \\ \frac{2}{3}L'_{Arq}(\theta) & \frac{2}{3}L'_{Brq}(\theta) & \frac{2}{3}L'_{Crq}(\theta) & 0 & 0 & L'_{lkq} + L_{mq} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} i_A \\ i_B \\ i_C \\ i'_f \\ i'_{kd} \\ i'_{kq} \end{pmatrix} \quad (3.1)$$

Le système (3.1) est exprimé sous la forme compacte suivante :

$$\begin{pmatrix} \lambda_s \\ \lambda'_r \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} L_{ss}(\theta) & L'_{sr}(\theta) \\ \frac{2}{3}(L'_{sr}(\theta))^T & L'_{rr} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} I_s \\ I'_r \end{pmatrix} \quad (3.2)$$

Avec :

- λ_s , le vecteur de flux statorique;
- λ'_r , le vecteur de flux rotorique;
- $L_{ss}(\theta)$, la matrice d'inductance statorique fonction de la position du rotor;
- $L'_{sr}(\theta)$, la matrice d'inductance mutuelle entre le stator et le rotor fonction de la position du rotor;
- L'_{rr} , la matrice d'inductance rotorique;
- I_s , le vecteur de courant statorique;
- I'_r , le vecteur de courant rotorique.

Les équations de tensions aux bornes de la machine sont données par :

$$\begin{pmatrix} v_A \\ v_B \\ v_C \\ v'_{fd} \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} r_s & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & r_s & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & r_s & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & r'_{fd} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & r'_{kd} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & r'_{kq} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} i_A \\ i_B \\ i_C \\ i'_{fd} \\ i'_{kd} \\ i'_{kq} \end{pmatrix} + \frac{d}{dt} \begin{pmatrix} \lambda_A \\ \lambda_B \\ \lambda_C \\ \lambda'_{fd} \\ \lambda'_{kd} \\ \lambda'_{kq} \end{pmatrix} \quad (3.3)$$

Le système (3.3) est également noté sous la forme compacte suivante :

$$\begin{pmatrix} V_s \\ V'_r \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} R_s & 0 \\ 0 & R'_r \end{pmatrix} \begin{pmatrix} I_s \\ I'_r \end{pmatrix} + \frac{d}{dt} \begin{pmatrix} \lambda_s \\ \lambda'_r \end{pmatrix} \quad (3.4)$$

Avec :

- V_s , le vecteur de tension statorique;
- V'_r , le vecteur de tension rotorique;
- R_s , la matrice des résistances statoriques;
- R'_r , la matrice des résistances rotoriques.

Pour avoir une représentation avec les courants comme variable d'état, il faut remplacer les expressions de flux dans l'équation (3.4) par ceux exprimés par l'équation (3.2). On obtient donc le système (3.5).

$$\begin{pmatrix} L_{ss}(\theta) & L'_{sr}(\theta) \\ \frac{2}{3}(L'_{sr}(\theta))^T & L'_{rr} \end{pmatrix} \frac{d}{dt} \begin{pmatrix} I_s \\ I'_r \end{pmatrix} = - \begin{pmatrix} \omega_r \frac{d}{d\theta} L_{ss}(\theta) + R_s & \omega_r \frac{d}{d\theta} L'_{sr}(\theta) \\ \frac{2\omega_r}{3} \frac{d}{d\theta} (L'_{sr}(\theta))^T & R'_r \end{pmatrix} \begin{pmatrix} I_s \\ I'_r \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} V_s \\ V'_r \end{pmatrix} \quad (3.5)$$

Avec ω_r , la vitesse de rotation de la machine telle que :

$$\omega_r = \frac{d\theta}{dt} \quad (3.6)$$

Le système d'équations (3.5) est une représentation d'état de la machine synchrone avec

les courants de la machine comme variables d'état. Une autre solution consiste à choisir les flux de la machine. Afin de compléter l'équation (3.5), il faut y ajouter les éléments externes à la machine qui sont le raccordement du point neutre de la machine et la ligne de transmission entre la machine et le réseau. Pour cela, on trouve par la loi des mailles les équations (3.7), (3.8) et (3.9).

$$v_{An} = -R_e i_{An} - L_e \frac{d}{dt} i_{An} + e_A - v_g \quad (3.7)$$

$$v_{Bn} = -R_e i_{Bn} - L_e \frac{d}{dt} i_{Bn} + e_B - v_g \quad (3.8)$$

$$v_{Cn} = -R_e i_{Cn} - L_e \frac{d}{dt} i_{Cn} + e_C - v_g \quad (3.9)$$

La tension entre le point neutre de la machine synchrone et la terre, v_g , est égale à :

$$v_g = R_g i_g + L_g \frac{d}{dt} i_g \quad (3.10)$$

Et le courant circulant entre le point neutre de la machine synchrone et la terre, i_g , est égale à :

$$i_g = i_A + i_B + i_C \quad (3.11)$$

Le système d'équations composé de (3.7), (3.8), (3.9) peut s'écrire sous la forme matricielle suivante :

$$V_s = -R_T I_s - L_T \frac{d}{dt} I_s + E_{\text{réseau}} \quad (3.12)$$

Avec :

$$R_T = \begin{pmatrix} R_e + R_g & R_g & R_g \\ R_g & R_e + R_g & R_g \\ R_g & R_g & R_e + R_g \end{pmatrix} \quad L_T = \begin{pmatrix} L_e + L_g & L_g & L_g \\ L_g & L_e + L_g & L_g \\ L_g & L_g & L_e + L_g \end{pmatrix}$$

$$V_s = \begin{pmatrix} v_{An} \\ v_{Bn} \\ v_{Cn} \end{pmatrix} \quad I_s = \begin{pmatrix} i_A \\ i_B \\ i_C \end{pmatrix} \quad E_{\text{réseau}} = \begin{pmatrix} e_A \\ e_B \\ e_C \end{pmatrix}$$

Le système représentant la machine synchrone devient :

$$\begin{pmatrix} L_{ss}(\theta) + L_T & L'_{sr}(\theta) \\ \frac{2}{3}(L'_{sr}(\theta))^T & L'_{rr} \end{pmatrix} \frac{d}{dt} \begin{pmatrix} I_s \\ I'_r \end{pmatrix} = - \begin{pmatrix} \omega_r \frac{d}{d\theta} L_{ss}(\theta) + R_s + R_T & \omega_r \frac{d}{d\theta} L'_{sr}(\theta) \\ \frac{2\omega_r}{3} \frac{d}{d\theta} (L'_{sr}(\theta))^T & R'_r \end{pmatrix} \begin{pmatrix} I_s \\ I'_r \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} E_{\text{réseau}} \\ V'_r \end{pmatrix} \quad (3.13)$$

On rappelle qu'une représentation d'état d'un système est de la forme générale suivante :

$$\begin{aligned} \dot{x}(t) &= Ax(t) + Bu(t) \\ y(t) &= Cx(t) + Du(t) \end{aligned} \quad (3.14)$$

Donc pour la machine synchrone saine, la représentation d'état équivalente au système (3.13) est telle que les variables d'état, x , sont les courants de la machine.

$$x = \begin{pmatrix} I_s \\ I'_r \end{pmatrix} \quad (3.15)$$

L'entrée du système, u est défini par :

$$u = \begin{pmatrix} E_{\text{réseau}} \\ V'_r \end{pmatrix} \quad (3.16)$$

Les matrices A , B , C et D sont définies par les équations suivantes :

$$A = - \begin{pmatrix} L_{ss}(\theta) + L_T & L'_{sr}(\theta) \\ \frac{2}{3}(L'_{sr}(\theta))^T & L'_{rr} \end{pmatrix}^{-1} \begin{pmatrix} \omega_r \frac{d}{d\theta} L_{ss}(\theta) + R_s + R_T & \omega_r \frac{d}{d\theta} L'_{sr}(\theta) \\ \frac{2\omega_r}{3} \frac{d}{d\theta} (L'_{sr}(\theta))^T & R'_r \end{pmatrix} \quad (3.17)$$

$$B = \begin{pmatrix} L_{ss}(\theta) + L_T & L'_{sr}(\theta) \\ \frac{2}{3}(L'_{sr}(\theta))^T & L'_{rr} \end{pmatrix}^{-1} \quad (3.18)$$

$$C = I \quad (3.19)$$

$$D = 0 \quad (3.20)$$

3.3 Défaut d'une partie de la phase A mise à la terre

Comme dans le cas de la machine saine, la machine est connectée de la même façon. Par contre, une des deux parties parallèles est mise à la terre tel que présenté à la figure 12.

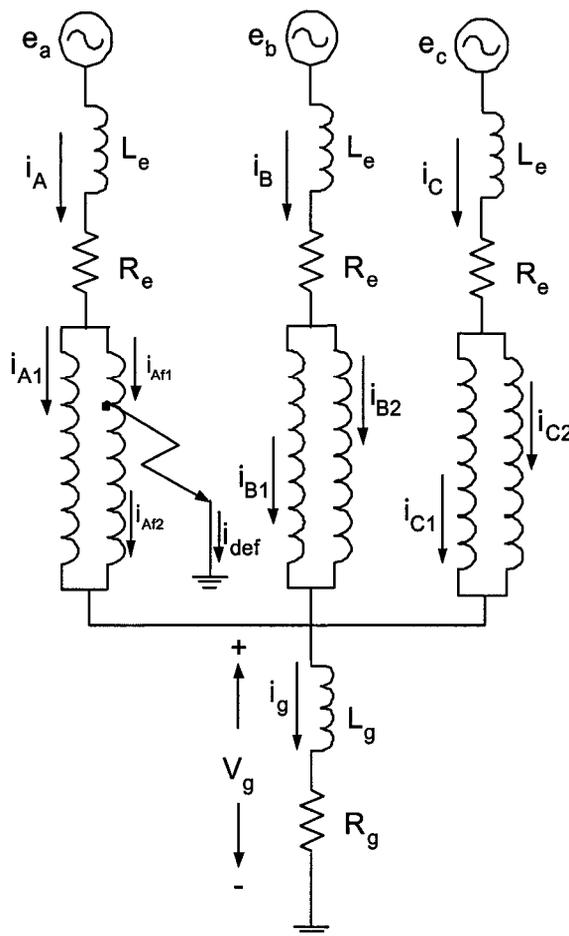


Figure 12 Machine synchrone connectée à un réseau infini dont une partie de la phase A est mise à la terre

Dans ce cas, les variables correspondant au courant rotoriques, I'_r , restent identiques et les

loi des mailles les équations (3.23) à (3.29).

$$v_{A1} = -R_e i_A - L_e \frac{d}{dt} i_A + e_A - v_g \quad (3.23)$$

$$v_{Af1} = -R_e i_A - L_e \frac{d}{dt} i_A + e_A \quad (3.24)$$

$$v_{Af2} = -v_g \quad (3.25)$$

$$v_{B1} = -R_e i_B - L_e \frac{d}{dt} i_B + e_B - v_g \quad (3.26)$$

$$v_{B2} = v_{B1} \quad (3.27)$$

$$v_{C1} = -R_e i_C - L_e \frac{d}{dt} i_C + e_C - v_g \quad (3.28)$$

$$v_{C2} = v_{C1} \quad (3.29)$$

Avec :

$$v_g = R_g i_g + L_g \frac{d}{dt} i_g \quad (3.30)$$

$$i_g = i_{A1} + i_{Af2} + i_{B1} + i_{B2} + i_{C1} + i_{C2} \quad (3.31)$$

$$i_A = i_{A1} + i_{Af1} \quad (3.32)$$

$$i_B = i_{B1} + i_{B2} \quad (3.33)$$

$$i_C = i_{C1} + i_{C2} \quad (3.34)$$

En intégrant les équations (3.23) à (3.29) dans le système (3.22), on obtient le système d'équations différentielles (3.35) permettant de simuler un défaut d'une partie de la phase A mise à la terre.

$$\begin{pmatrix} L_{ss1}(\theta) + L_{T1} & L'_{sr1}(\theta) \\ \frac{2}{3} (L'_{sr1}(\theta))^T & L'_{rr} \end{pmatrix} \frac{d}{dt} \begin{pmatrix} I_s \\ I'_r \end{pmatrix} = - \begin{pmatrix} \omega_r \frac{d}{d\theta} L_{ss1}(\theta) + R_{s1} + R_{T1} & \omega_r \frac{d}{d\theta} L'_{sr1}(\theta) \\ \frac{2\omega_r}{3} \frac{d}{d\theta} (L'_{sr1}(\theta))^T & R'_r \end{pmatrix} \begin{pmatrix} I_s \\ I'_r \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} E_{r1} \\ V'_r \end{pmatrix} \quad (3.35)$$

Avec :

$$R_{T_1} = \begin{pmatrix} R_e + R_g & R_e & R_g & R_g & R_g & R_g & R_g \\ R_e & R_e & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ R_g & 0 & R_g & R_g & R_g & R_g & R_g \\ R_g & 0 & R_g & R_e + R_g & R_e + R_g & R_g & R_g \\ R_g & 0 & R_g & R_e + R_g & R_e + R_g & R_g & R_g \\ R_g & 0 & R_g & R_g & R_g & R_e + R_g & R_e + R_g \\ R_g & 0 & R_g & R_g & R_g & R_e + R_g & R_e + R_g \end{pmatrix}$$

$$L_{T_1} = \begin{pmatrix} L_e + L_g & L_e & L_g & L_g & L_g & L_g & L_g \\ L_e & L_e & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ L_g & 0 & L_g & L_g & L_g & L_g & L_g \\ L_g & 0 & L_g & L_e + L_g & L_e + L_g & L_g & L_g \\ L_g & 0 & L_g & L_e + L_g & L_e + L_g & L_g & L_g \\ L_g & 0 & L_g & L_g & L_g & L_e + L_g & L_e + L_g \\ L_g & 0 & L_g & L_g & L_g & L_e + L_g & L_e + L_g \end{pmatrix}$$

$$E_{r_1} = (e_A \ e_A \ 0 \ e_B \ e_B \ e_C \ e_C)^T$$

De plus, le courant de défaut est donné par :

$$I_{def} = i_{Af_1} - i_{Af_2} \quad (3.36)$$

3.4 Défaut d'une partie de la phase A et d'une partie de la phase B mises à la terre

L'obtention du système d'équations différentielles s'obtient d'une manière identique à la section où seulement une partie de la phase A est mise à terre. Le cas d'un défaut d'une partie de la phase A et d'une partie de la phase B mises à la terre est présenté par la figure 13.

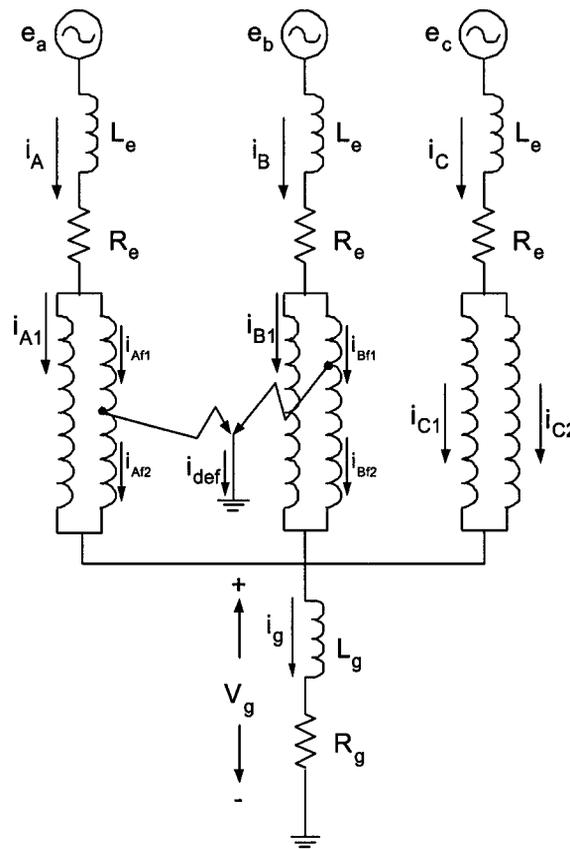


Figure 13 Machine synchrone connectée à un réseau infini avec un court-circuit entre une partie de la phase A et une partie de la phase B mises à la terre

Dans ce cas, les variables correspondant au courant rotoriques, I_r , restent également identiques et les variables statoriques deviennent :

$$I_s = \left(i_{A1} \quad i_{Af1} \quad i_{Af2} \quad i_{B1} \quad i_{Bf1} \quad i_{Bf2} \quad i_{C1} \quad i_{C2} \right)^T \quad (3.37)$$

Avec :

$$R_{T_3} = \begin{pmatrix} R_e + R_g & R_e & R_g & R_g & 0 & R_g & R_g & R_g \\ R_e & R_e & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ R_g & 0 & R_g & R_g & 0 & R_g & R_g & R_g \\ R_g & 0 & R_g & R_e + R_g & R_e & R_g & R_g & R_g \\ 0 & 0 & 0 & R_e & R_e & 0 & 0 & 0 \\ R_g & 0 & R_g & R_g & 0 & R_g & R_g & R_g \\ R_g & 0 & R_g & R_g & 0 & R_g & R_e + R_g & R_e + R_g \\ R_g & 0 & R_g & R_g & 0 & R_g & R_e + R_g & R_e + R_g \end{pmatrix}$$

$$L_{T_3} = \begin{pmatrix} L_e + L_g & L_e & L_g & L_g & 0 & L_g & L_g & L_g \\ L_e & L_e & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ L_g & 0 & L_g & L_g & 0 & L_g & L_g & L_g \\ L_g & 0 & L_g & L_e + L_g & L_e & L_g & L_g & L_g \\ 0 & 0 & 0 & L_e & L_e & 0 & 0 & 0 \\ L_g & 0 & L_g & L_g & 0 & L_g & L_g & L_g \\ L_g & 0 & L_g & L_g & 0 & L_g & L_e + L_g & L_e + L_g \\ L_g & 0 & L_g & L_g & 0 & L_g & L_e + L_g & L_e + L_g \end{pmatrix}$$

$$E_{r_3} = (e_A \ e_A \ 0 \ e_B \ e_B \ 0 \ e_C \ e_C)^T$$

La relation sur les courants sortant de la machine est la suivante :

$$i_g = i_{A_1} + i_{Af_2} + i_{B_1} + i_{Bf_2} + i_{C_1} + i_{C_2} \quad (3.42)$$

$$i_A = i_{A_1} + i_{Af_1} \quad (3.43)$$

$$i_B = i_{B_1} + i_{Bf_1} \quad (3.44)$$

$$i_C = i_{C_1} + i_{C_2} \quad (3.45)$$

De plus, le courant de défaut est donné par :

$$I_{def} = i_{Af1} - i_{Af2} + i_{Bf1} - i_{Bf2} \quad (3.46)$$

3.5 Court-circuit d'une partie de la phase A à une partie de la phase B

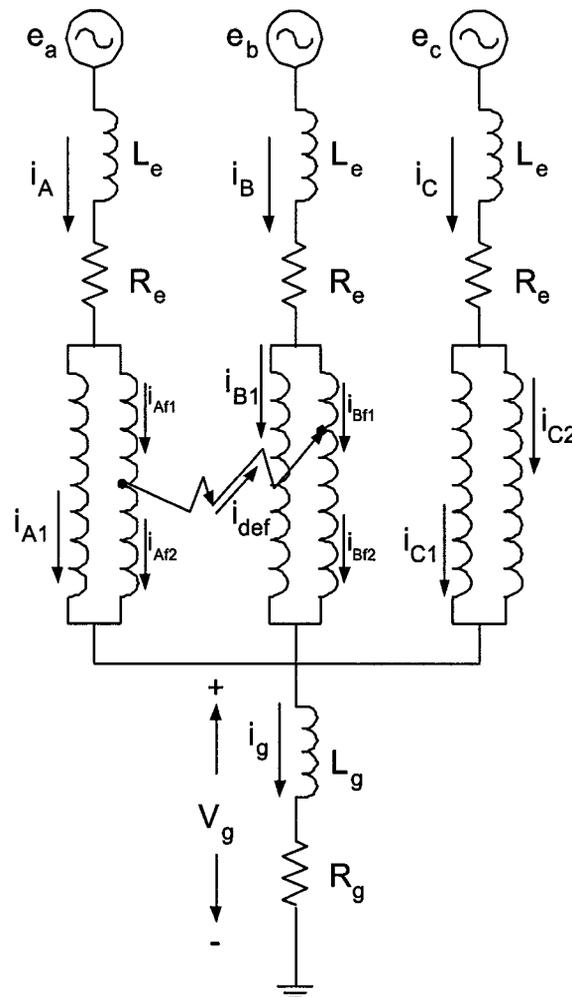


Figure 14 Machine synchrone connectée à un réseau infini avec un court-circuit d'une partie de la phase A à une partie de la phase B

Le cas d'un court-circuit d'une partie de la phase A à une partie de la phase B est présenté par la figure 14. L'obtention du système d'équations différentielles n'est pas aussi aisé que pour les défauts décrits précédemment. Pour avoir une bonne représentation d'état, il faut

choisir des variables indépendantes. Or pour ce type de défaut où le point de défaut n'est pas relié à la terre, où les relations de courants suivantes :

$$i_{Af_2} = i_{def} - i_{Af_1} \quad (3.47)$$

$$i_{Bf_2} = i_{Bf_1} + i_{def} \quad (3.48)$$

Dans ce cas, les variables correspondant au courant rotoriques, I'_r , restent également identiques mais les variables statoriques choisies sont :

$$I_s = \left(i_{A_1} \quad i_{Af_1} \quad i_{def} \quad i_{B_1} \quad i_{Bf_1} \quad i_{C_1} \quad i_{C_2} \right)^T \quad (3.49)$$

Pour obtenir le système (3.53), représentant la machine synchrone, les relations sur les tensions, (3.50), (3.51) et (3.52), doivent être appliquées.

$$v_A = v_{Af_1} + v_{Af_2} \quad (3.50)$$

$$0 = v_{Bf_2} - v_{Af_2} \quad (3.51)$$

$$v_B = v_{Bf_1} + v_{Bf_2} \quad (3.52)$$

Ensuite, il est important de bien choisir et organiser la représentation d'état pour obtenir un système quasi-symétrique c'est-à-dire avec les matrices L_{ss_2} , R_{s_2} , R_{T_2} et L_{T_2} symétriques. Ceci est important pour l'implantation du système dans Hypersim.

$$L'_{sr_2}(\theta) = \begin{pmatrix} L'_{A_1fd}(\theta) & L'_{A_1kd}(\theta) & L'_{A_1kq}(\theta) \\ L'_{A_{f_1fd}}(\theta) + L'_{A_{f_2fd}}(\theta) & L'_{A_{f_1kd}}(\theta) + L'_{A_{f_2kd}}(\theta) & L'_{A_{f_1kq}}(\theta) + L'_{A_{f_2kq}}(\theta) \\ L'_{B_{f_1fd}}(\theta) - L'_{A_{f_2fd}}(\theta) & L'_{B_{f_1kd}}(\theta) - L'_{A_{f_2kd}}(\theta) & L'_{B_{f_1kq}}(\theta) - L'_{A_{f_2kq}}(\theta) \\ L'_{B_1fd}(\theta) & L'_{B_1kd}(\theta) & L'_{B_1kq}(\theta) \\ L'_{B_{f_1fd}}(\theta) + L'_{B_{f_2fd}}(\theta) & L'_{B_{f_1kd}}(\theta) + L'_{B_{f_2kd}}(\theta) & L'_{B_{f_1kq}}(\theta) + L'_{B_{f_2kq}}(\theta) \\ L'_{C_1fd}(\theta) & L'_{C_1kd}(\theta) & L'_{C_1kq}(\theta) \\ L'_{C_2fd}(\theta) & L'_{C_2kd}(\theta) & L'_{C_2kq}(\theta) \end{pmatrix}$$

$$R_{s_2} = \begin{pmatrix} a \times r_s & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & r_{A_{f_1}} + r_{A_{f_2}} & -r_{A_{f_2}} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -r_{A_{f_2}} & r_{B_{f_2}} + r_{A_{f_2}} & 0 & r_{B_{f_2}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & a \times r_s & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & r_{B_{f_2}} & 0 & r_{B_{f_1}} + r_{B_{f_2}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & a \times r_s & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & a \times r_s \end{pmatrix}$$

Le système (3.54) est également obtenue d'une façon identique au défaut décrit précédemment.

$$\begin{pmatrix} L_{ss_2}(\theta) + L_{T_2} & L'_{sr_2}(\theta) \\ \frac{2}{3} (L'_{sr_2}(\theta))^T & L'_{rr} \end{pmatrix} \frac{d}{dt} \begin{pmatrix} I_s \\ I'_r \end{pmatrix} = - \begin{pmatrix} \omega_r \frac{d}{d\theta} L_{ss_2}(\theta) + R_{s_2} + R_{T_2} & \omega_r \frac{d}{d\theta} L'_{sr_2}(\theta) \\ \frac{2\omega_r}{3} \frac{d}{d\theta} (L'_{sr_2}(\theta))^T & R'_r \end{pmatrix} \begin{pmatrix} I_s \\ I'_r \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} E_{r_2} \\ V'_r \end{pmatrix} \quad (3.54)$$

Avec :

$$R_{T_2} = \begin{pmatrix} R_e + R_g & R_e + R_g & 0 & R_g & R_g & R_g & R_g \\ R_e + R_g & R_e + R_g & 0 & R_g & R_g & R_g & R_g \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ R_g & R_g & 0 & R_e + R_g & R_e + R_g & R_g & R_g \\ R_g & R_g & 0 & R_e + R_g & R_e + R_g & R_g & R_g \\ R_g & R_g & 0 & R_g & R_g & R_e + R_g & R_e + R_g \\ R_g & R_g & 0 & R_g & R_g & R_e + R_g & R_e + R_g \end{pmatrix}$$

$$L_{T_2} = \begin{pmatrix} L_e + L_g & L_e + L_g & 0 & L_g & L_g & L_g & L_g \\ L_e + L_g & L_e + L_g & 0 & L_g & L_g & L_g & L_g \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ L_g & L_g & 0 & L_e + L_g & L_e + L_g & L_g & L_g \\ L_g & L_g & 0 & L_e + L_g & L_e + L_g & L_g & L_g \\ L_g & L_g & 0 & L_g & L_g & L_e + L_g & L_e + L_g \\ L_g & L_g & 0 & L_g & L_g & L_e + L_g & L_e + L_g \end{pmatrix}$$

$$E_{r_2} = (e_A \ e_A \ 0 \ e_B \ e_B \ e_C \ e_C)^T$$

Les relations sur les courants à visualiser de la machine, autres que les variables d'état, sont les suivantes :

$$i_g = i_{A_1} + i_{Af_1} + i_{B_1} + i_{Bf_1} + i_{C_1} + i_{C_2} \quad (3.55)$$

$$i_A = i_{A_1} + i_{Af_1} \quad (3.56)$$

$$i_{Af_2} = i_{def} - i_{Af_1} \quad (3.57)$$

$$i_B = i_{B_1} + i_{Bf_1} \quad (3.58)$$

$$i_{Bf_2} = i_{Bf_1} + i_{def} \quad (3.59)$$

$$i_C = i_{C_1} + i_{C_2} \quad (3.60)$$

Le courant de défaut, i_{def} , est une variable d'état donc il n'y a aucun calcul particulier à effectuer.

3.6 Défauts entre deux spires de la phase A

La figure 15 présente un défaut entre deux spires de la phase A.

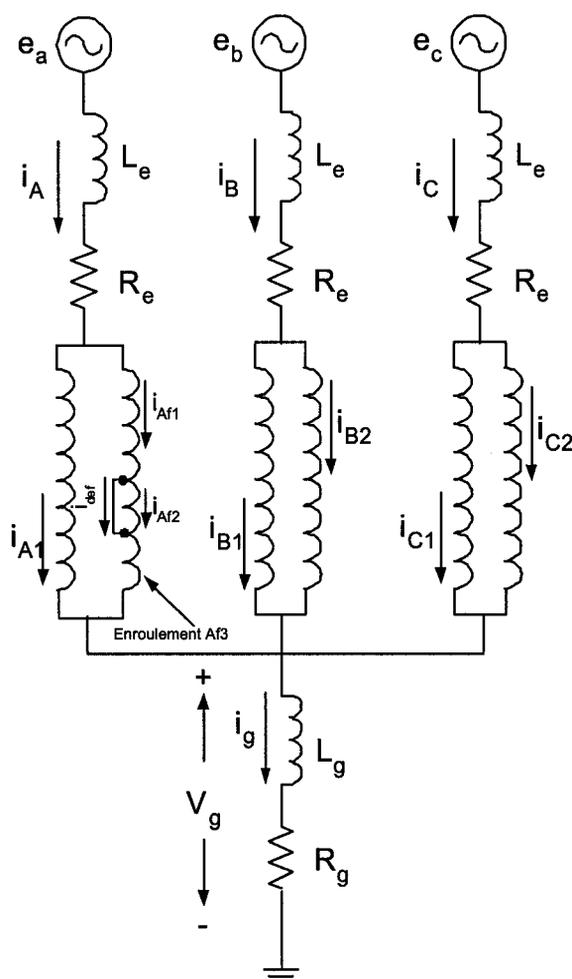


Figure 15 Machine synchrone connectée à un réseau infini avec un court-circuit entre deux spires d'une partie de la phase A

Pour ce type de défaut, la partie parallèle en défaut est divisée en 3 enroulements mais comme le courant circulant dans l'enroulement Af_1 est identique au courant circulant dans l'enroulement Af_3 , on peut considérer les deux enroulements comme un seul. Pour

obtenir la fonction de spire de cet enroulement, il faut d'abord déterminer la fonction de spire de Af_2 puis déduire la fonction de spire des enroulements en série par soustraction de la fonction de spire de Af_2 à la fonction de spire de la partie parallèle entière tel que :

$$n_{Af_1} + n_{Af_3} = n_{A_2} - n_{Af_2} \quad (3.61)$$

Par la suite, l'enroulement composé des enroulements Af_1 et Af_3 en série est noté Af_1 pour avoir une similitude des notations avec la section 3.3. Dans ce cas, les variables d'état sont les mêmes que lors d'un défaut d'une partie de la phase A mise à la terre (voir section 3.3). De la même façon, le système représentant la machine synchrone correspond à :

$$\begin{pmatrix} L_{ss8}(\theta) & L'_{sr8}(\theta) \\ \frac{2}{3}(L'_{sr8}(\theta))^T & L'_{rr} \end{pmatrix} \frac{d}{dt} \begin{pmatrix} I_s \\ I'_r \end{pmatrix} = - \begin{pmatrix} \omega_r \frac{d}{d\theta} L_{ss8}(\theta) + R_{s8} & \omega_r \frac{d}{d\theta} L'_{sr8}(\theta) \\ \frac{2\omega_r}{3} \frac{d}{d\theta} (L'_{sr8}(\theta))^T & R'_r \end{pmatrix} \begin{pmatrix} I_s \\ I'_r \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} V_s \\ V'_r \end{pmatrix} \quad (3.62)$$

Avec :

$$L_{ss8}(\theta) = L_{ss1}(\theta)$$

$$L'_{sr8}(\theta) = L'_{sr1}(\theta)$$

$$R_{s8} = R_{s1}$$

Comme pour les types de défauts présentés précédemment, il faut intégrer le raccordement du point neutre de la machine et la ligne de transmission entre la machine et le réseau. Pour cela, on utilise les équations liées aux tensions, (3.63) à (3.69).

$$v_{A_1} = -R_e i_A - L_e \frac{d}{dt} i_A + e_A - v_g \quad (3.63)$$

$$v_{Af_1} = -R_e i_A - L_e \frac{d}{dt} i_A + e_A - v_g \quad (3.64)$$

$$v_{Af_2} = 0 \quad (3.65)$$

$$v_{B_1} = -R_e i_B - L_e \frac{d}{dt} i_B + e_B - v_g \quad (3.66)$$

$$v_{B_2} = v_{B_1} \quad (3.67)$$

$$v_{C_1} = -R_e i_C - L_e \frac{d}{dt} i_C + e_C - v_g \quad (3.68)$$

$$v_{C_2} = v_{C_1} \quad (3.69)$$

Avec :

$$v_g = R_g i_g + L_g \frac{d}{dt} i_g \quad (3.70)$$

$$i_g = i_{A_1} + i_{Af_1} + i_{B_1} + i_{B_2} + i_{C_1} + i_{C_2} \quad (3.71)$$

$$i_A = i_{A_1} + i_{Af_1} \quad (3.72)$$

$$i_B = i_{B_1} + i_{B_2} \quad (3.73)$$

$$i_C = i_{C_1} + i_{C_2} \quad (3.74)$$

En intégrant les équations (3.63) à (3.69) dans le système (3.62), on obtient le système d'équations différentielles, (3.75), permettant de simuler un défaut entre deux spires d'une même partie de la phase A.

$$\begin{pmatrix} L_{ss_8}(\theta) + L_{T_8} & L'_{sr_8}(\theta) \\ \frac{2}{3} (L'_{sr_8}(\theta))^T & L'_{rr} \end{pmatrix} \frac{d}{dt} \begin{pmatrix} I_s \\ I'_r \end{pmatrix} = - \begin{pmatrix} \omega_r \frac{d}{d\theta} L_{ss_8}(\theta) + R_{s_8} + R_{T_8} & \omega_r \frac{d}{d\theta} L'_{sr_8}(\theta) \\ \frac{2\omega_r}{3} \frac{d}{d\theta} (L'_{sr_8}(\theta))^T & R'_r \end{pmatrix} \begin{pmatrix} I_s \\ I'_r \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} E_{r_8} \\ V'_r \end{pmatrix} \quad (3.75)$$

Avec :

$$R_{T_8} = \begin{pmatrix} R_e + R_g & R_e + R_g & 0 & R_g & R_g & R_g & R_g \\ R_e + R_g & R_e + R_g & 0 & R_g & R_g & R_g & R_g \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ R_g & R_g & 0 & R_e + R_g & R_e + R_g & R_g & R_g \\ R_g & R_g & 0 & R_e + R_g & R_e + R_g & R_g & R_g \\ R_g & R_g & 0 & R_g & R_g & R_e + R_g & R_e + R_g \\ R_g & R_g & 0 & R_g & R_g & R_e + R_g & R_e + R_g \end{pmatrix}$$

$$L_{T_8} = \begin{pmatrix} L_e + L_g & L_e + L_g & 0 & L_g & L_g & L_g & L_g \\ L_e + L_g & L_e + L_g & 0 & L_g & L_g & L_g & L_g \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ L_g & L_g & 0 & L_e + L_g & L_e + L_g & L_g & L_g \\ L_g & L_g & 0 & L_e + L_g & L_e + L_g & L_g & L_g \\ L_g & L_g & 0 & L_g & L_g & L_e + L_g & L_e + L_g \\ L_g & L_g & 0 & L_g & L_g & L_e + L_g & L_e + L_g \end{pmatrix}$$

$$E_{r_8} = E_{r_1}$$

De plus, le courant de défaut est donné par l'équation (3.36). Par contre, même si la formule est identique que lors d'une mise à la terre d'une partie de la phase A, le courant de défaut n'a pas la même signification.

CHAPITRE 4

IMPLANTATION DANS HYPERSIM

Ce chapitre est consacré à l'implantation dans Hypersim du modèle de défauts internes dans la machine synchrone détaillé dans le chapitre 2. Le système implanté est décrit dans le chapitre 3. Tout d'abord, la plate-forme de simulation est présentée ainsi que le bloc codé par l'utilisateur permettant d'implanter le modèle de défauts internes. Ensuite, nous nous intéresserons au choix des techniques de résolution d'un tel modèle.

4.1 Présentation de Hypersim

Hypersim (Paré et al., 2003) est le simulateur entièrement numérique en temps réel de réseaux électriques commercialisé par TransÉnergie Technologies et développé par l'Institut de Recherche d'Hydro-Québec (IREQ). Hypersim est avant tout destiné à l'étude du réseau de transport d'électricité d'Hydro-Québec.

Hypersim est en constante évolution tant au niveau du logiciel que du matériel employé. Hypersim est mis à jour régulièrement suivant la demande des clients et notre modèle de défauts internes de la machine synchrone va dans ce sens. Au niveau du matériel employé, Hypersim est disponible sur plusieurs plates-formes. Une des premières plates-formes a été développée par l'IREQ et est basée sur le processeur DEC Alpha à 533 MHz. C'est sur cette plate-forme qu'a été développé le modèle de défauts internes. Actuellement, Hypersim est implanté sur des systèmes génériques à architecture parallèle Origin2000, Origin3000, Origin300 et Origin350, fabriquées par Silicon Graphics (SGI). C'est sur une machine SGI, que notre modèle a été validé en temps réel pour deux raisons : la première est une meilleure performance des machines SGI par rapport au DEC Alpha tant au niveau du temps de calcul que du temps nécessaire à la compilation, la seconde est que ce sont les machines SGI qui sont vendues actuellement. Hypersim est un simulateur numérique

permettant de simuler aussi bien en temps réel qu'en temps différé. L'interface graphique d'Hypersim permet de dessiner son réseau à partir de bibliothèques standards mais il a été choisi d'utiliser un bloc codé en langage C car il est plus adapté à notre modèle.

4.1.1 Temps différé et temps réel

En général, les simulateurs numériques en temps différé sont dissociés des simulateurs en temps réel car les simulateurs en temps différé n'ont aucune contrainte de temps. De plus, les simulateurs numériques en temps différé sont principalement destinés à des fins d'apprentissage tandis que ceux en temps réel sont généralement utilisés pour les tests d'équipements.

Comme le projet est avant tout consacré à l'implantation sur Hypersim et donc en temps réel, on ne s'attarde pas sur les simulateurs numériques à temps différé. Néanmoins, l'intérêt des simulateurs à temps différé se situe dans les techniques de résolutions des systèmes d'équations car ils permettent l'utilisation des méthodes à pas multiples et/ou à pas de calculs variables. Ce sont des simulateurs qui permettent d'assurer une bonne précision ainsi que la stabilité. De plus, ils sont très utilisés car ils ne nécessitent pas de matériel en particulier et ils fonctionnent, en général, sur des machines types PC. Comme simulateur numérique à temps différé, on retrouve, par exemple, le simulateur EMTP (ElectroMagnetic Transient Program) qui est une des références dans le domaine de la simulation électrique. Plus récemment, le logiciel SimPowerSystems basé sur Matlab/Simulink sert également à simuler en temps différé.

Quant aux simulateurs en temps réel comme Hypersim, ils ne servent pas uniquement à analyser le comportement d'éléments d'un réseau. Ils permettent de tester des équipements comme par exemple une commande ou une protection d'un système quelconque, lui-même intégré dans un réseau électrique. Ils permettent d'étudier des réseaux relativement larges comme (Paré et al., 2003) qui simulent un réseau électrique contenant 19 génératrices,

3 compensateurs synchrones, 51 lignes à courant alternatif et 8 lignes à courant continu. Le principal défi de la simulation en temps réel est la représentation des transitoires électromagnétiques car ce sont des phénomènes rapides (en comparaison du comportement général du système). Donc, afin de représenter correctement les transitoires électromagnétiques, il est nécessaire d'utiliser un pas de calcul suffisamment petit tout en respectant les contraintes du temps réel. L'avènement des simulateurs numériques, aux dépens des simulateurs analogiques et hybrides (période de transition des simulateurs analogiques à numériques où les deux techniques sont utilisés simultanément), correspond à la puissance de calcul élevée des calculateurs modernes. Grâce aux calculateurs d'aujourd'hui, le temps réel est respecté avec un pas de calcul égal à $50\mu s$.

4.1.2 Bloc codé par l'utilisateur

Un bloc codé par l'utilisateur (UCB) est un outil permettant aux utilisateurs d'Hypersim d'intégrer leur propre bloc fonctionnel à un réseau, comme illustré dans l'annexe 1. Un UCB a pour fonction d'exécuter des algorithmes de commande au sein d'un réseau mais il peut servir également comme environnement de développement. C'est cette seconde possibilité qui est exploitée dans ce projet comme (De Kelper, 2002) l'a déjà fait pour simuler des circuits électriques contenant des interrupteurs. Un UCB est une fonction qui est appelée à chaque pas de calcul dont les entrées au bloc sont celles du pas précédent et les sorties calculées sont celles du pas présent. Les paramètres de l'UCB sont fournis par l'intermédiaire d'un formulaire d'entrée comme illustré dans l'annexe 1. De plus, le UCB peut conserver la valeur de certaines variables d'un pas à l'autre. Un UCB dispose également d'une partie d'initialisation qui est exécuté au moment de l'initialisation de la simulation d'un réseau par Hypersim.

La programmation d'un UCB se fait selon un gabarit défini dans le manuel de l'utilisateur d'Hypersim (Hypersim, 2002). Le gabarit est lui-même composé de 10 sections à respecter lors de l'implantation. Ce gabarit impose la façon et le type de variables globales,

paramètres, entrées et sorties du bloc. Quant aux sections sur les variables globales, l'initialisation et l'exécution du bloc, elles sont écrites en langage C. En ce qui concerne le projet, le diagramme d'exécution d'un UCB est présenté par la figure 16.

Comme le montre le diagramme 16, les conditions initiales du modèle de défauts internes dans la machine synchrone correspondent aux valeurs obtenues par la simulation de la machine sans défaut. Il faut s'assurer de choisir le moment du défaut, $T_{\text{déf}}$, tel que la machine sans défaut soit en régime permanent.

4.2 Implantation du modèle

Les équations du type (3.13), (3.35), (3.41), (3.54), (3.75) etc., ne sont pas implantable directement dans Hypersim. Pour cela, il faut appliquer les outils d'intégration numérique et optimiser le calcul pour inverser la matrice des inductances.

4.2.1 Résolution du système d'équation différentielle

Le choix de la méthode d'intégration et du pas de calcul est une question délicate, surtout pour les simulations en temps réel. La méthode généralement utilisée est la méthode implicite à pas fixe de Tustin donnée par :

$$X_{n+1} = X_n + \frac{h}{2} (f_{n+1} + f_n) \quad (4.1)$$

Avec :

$$f_n = \dot{X}_n$$

Si le système à résoudre est de la forme (1.7) alors le système discrétisé par Tustin devient :

$$\left(I - \frac{h}{2} E_{n+1}^{-1} A_{n+1} \right) X_{n+1} = \left(I + \frac{h}{2} E_n^{-1} A_n \right) X_n + \frac{h}{2} B (U_{n+1} + U_n) \quad (4.2)$$

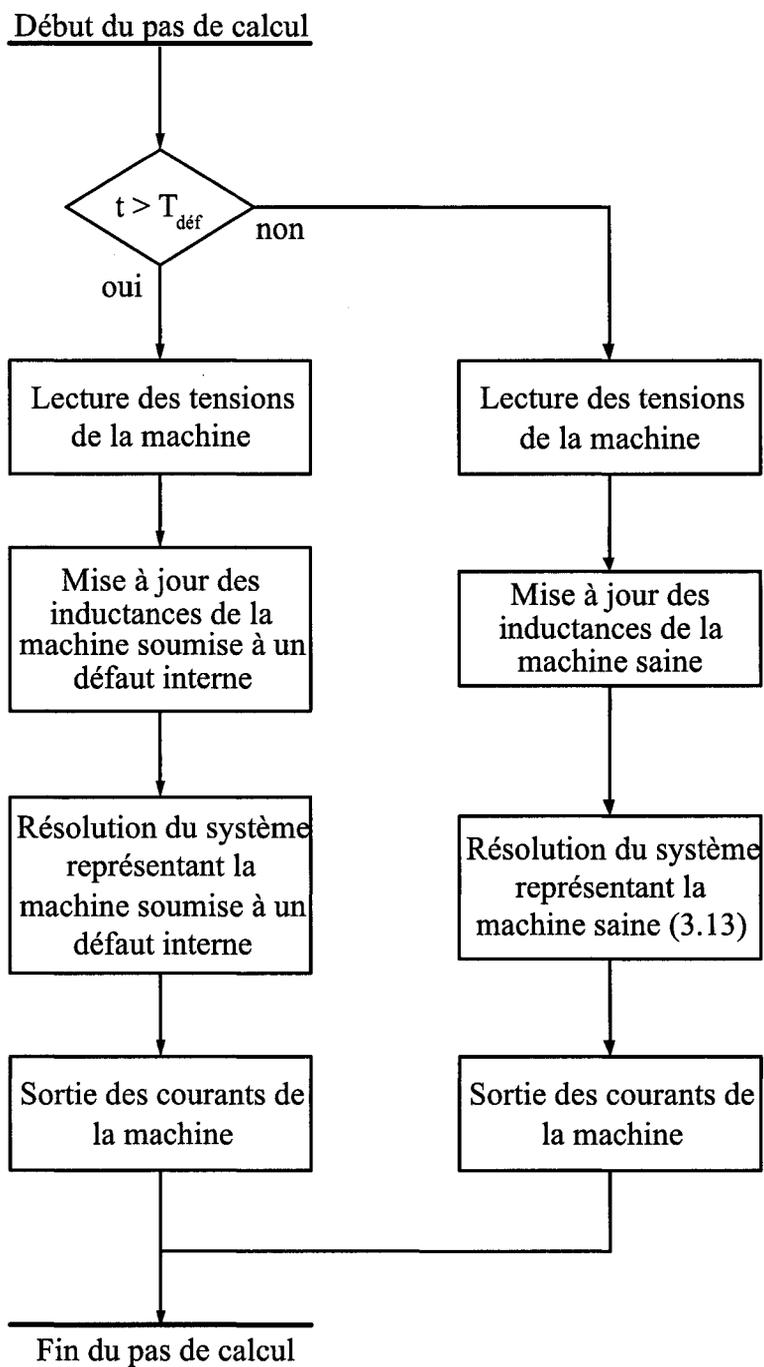


Figure 16 Diagramme d'exécution d'un UCB

On voit que pour notre système, l'implantation de Tustin n'est pas aussi facile que l'on aurait pu l'espérer. Nous nous sommes donc intéressés aux méthodes Runge-Kutta (RK) plus adaptées à la représentation d'état. RK sont également des méthodes à pas fixe. D'une manière générale, les méthodes RK sont définies par :

$$X_{n+1} = X_n + h \sum_{r=1}^R c_r F_r \quad (4.3)$$

Avec :

$$F_1 = f(X_n, t_n)$$

$$F_r = f\left(X_n + h \sum_{s=1}^{r-1} b_{rs} F_s, t_n + ha_r\right), \quad r = 2, 3, \dots, R$$

Où R est le nombre d'étape de calcul. De plus, pour la consistance de la méthode, il est nécessaire d'avoir :

$$\sum_{r=1}^R c_r = 1 \quad \text{et} \quad a_r = \sum_{s=1}^{r-1} b_{rs}$$

Les termes c_r représentent le poids des différentes pentes. Les termes a_r représentent les sous-intervalles sur lesquels les dérivées sont évaluées et les termes b_{rs} correspondent aux poids des étapes intermédiaires.

Il existe une infinité de méthodes RK mais il faut en choisir une. Pour cela, une étude a été réalisée à l'aide de Simulink du modèle de la machine synchrone en grandeur de phase présenté par (Tu, 2005). Dans cette étude, nous avons comparé les résultats de simulation des différentes méthodes RK à pas fixes disponibles (ODE1 à ODE5) aux résultats obtenus avec une méthode à pas variable. Les résultats de simulation sont fournis à l'annexe 2 avec un pas de calcul égal à $h = 50\mu s$. Le système simulé avec ODE1 n'est pas stable donc cette méthode est à exclure. Avec ODE2, le système est stable mais les résultats n'ont pas une précision acceptable. Par contre, les résultats obtenus avec ODE3, ODE4 et ODE5 sont identiques à ceux obtenus avec une méthode à pas variable. La méthode ODE3 est celle qui est choisie car c'est la méthode ayant un minimum d'étape de calcul et des résultats

stables et précis.

La méthode ODE3 correspond à la méthode RK d'ordre 3 ($R = 3$ et notée RK3). Cette méthode est présentée par (Ralston, 1965). L'algorithme de RK3 utilisé pour résoudre notre système d'équations différentielles est donnée par (4.4).

$$X_{n+1} = X_n + h \left(\frac{2}{9}F_1 + \frac{1}{3}F_2 + \frac{4}{9}F_3 \right) \quad (4.4)$$

Avec :

$$\begin{aligned} F_1 &= f(X_n, t_n) \\ F_2 &= f\left(X_n + h\frac{1}{2}F_1, t_n + h\frac{1}{2}\right) \\ F_3 &= f\left(X_n + h\frac{3}{4}F_2, t_n + h\frac{3}{4}\right) \end{aligned}$$

4.2.2 Optimisation pour rendre la matrice d'inductance symétrique

Tout d'abord, il est intéressant de rendre la matrice d'inductance symétrique car la symétrie est une propriété très intéressante pour résoudre un système d'équations du type $Ax = y$. De plus, lorsqu'une matrice est symétrique, il n'est pas nécessaire de définir toute la matrice mais seulement une matrice triangulaire inférieure ou supérieure. D'une manière générale, nous avons un système d'équations de la forme suivante :

$$\begin{pmatrix} L_{ss}(\theta) + L_T & L'_{sr}(\theta) \\ \frac{2}{3}(L'_{sr}(\theta))^T & L'_{rr} \end{pmatrix} \frac{d}{dt} \begin{pmatrix} i_s \\ i'_r \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} Y_1 \\ Y_2 \end{pmatrix} \quad (4.5)$$

Avec

$$L_{eq} = \begin{pmatrix} L_{ss}(\theta) + L_T & L'_{sr}(\theta) \\ \frac{2}{3}(L'_{sr}(\theta))^T & L'_{rr} \end{pmatrix}$$

La matrice L_{eq} n'est pas symétrique à cause du coefficient $\frac{2}{3}$. Pour rendre L_{eq} symétrique, il suffit de multiplier par $\frac{3}{2}$ la deuxième ligne du système d'équations (4.5). On obtient

dans ce cas :

$$\begin{pmatrix} L_{ss}(\theta) + L_T & L'_{sr}(\theta) \\ (L'_{sr}(\theta))^T & \frac{3}{2}L'_{rr} \end{pmatrix} \frac{d}{dt} \begin{pmatrix} i_s \\ i_r \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} Y_1 \\ \frac{3}{2}Y_2 \end{pmatrix} \quad (4.6)$$

Avec

$$\tilde{L}_{eq} = \begin{pmatrix} L_{ss}(\theta) + L_T & L'_{sr}(\theta) \\ (L'_{sr}(\theta))^T & \frac{3}{2}L'_{rr} \end{pmatrix}$$

On note que le fait de multiplier par un scalaire une matrice symétrique ne change pas la symétrie de celle-ci donc $\frac{3}{2}L'_{rr}$ reste symétrique. De plus, $L_{ss}(\theta)$ et L'_{rr} étant des matrices symétriques, il est clair que la nouvelle matrice \tilde{L}_{eq} est également une matrice symétrique.

4.2.3 Résolution du système d'équation du type $Ax = y$ par décomposition LDL^T

La décomposition LDL^T est une variante importante de la décomposition LU. Cette décomposition s'applique à des matrices carrés et symétriques non singulières. La décomposition LDL^T est plus intéressante que la décomposition LU car elle nécessite deux fois moins d'opérations mathématiques. Comme le précise (Golub et Van Loan, 1996), une matrice symétrique A peut être exprimé par le produit LDL^T où L est une matrice triangulaire inférieure avec les éléments de la diagonale égale à 1 et D est une matrice diagonale.

$$A = LDL^T \quad (4.7)$$

La raison pour laquelle la décomposition LDL^T a été préférée à la décomposition LU pour résoudre le système d'équations est le nombre d'opérations mathématiques nécessaire. En effet, le nombre d'opération réalisée est un bon moyen pour juger de la vitesse d'exécution d'un algorithme. Si un algorithme effectue M opérations et un second en effectue $2M$, on s'attend à ce que le second algorithme soit 2 fois plus lent que le premier, sous réserve du type de processeur utilisé et des ressources qu'il contient.

L'algorithme retenu pour la décomposition d'une matrice est adapté de celui proposé par

```

LD = A;
for (k=0;k < N;k++)
{
    for (i=k+1;i < N;i++)
    {
        W[i] = LD[i][k];
        LD[i][k] = LD[i][k]/LD[k][k];
    }

    for (j=k+1;j < N;j++)
    {
        for (i=j;i < N;i++)
        {
            LD[i][j] = LD[i][j] - LD[j][k]*W[i];
        }
    }
}

```

Figure 17 Algorithme de la décomposition LDL^T

(De Kelper, 2002). Dans sa version, (De Kelper, 2002) tient compte des opérations dont le résultat est zéro, ce qui est le cas avec une matrice creuse. Or dans notre cas, la matrice des inductances n'est pas a priori creuse. L'algorithme est présenté par la figure 17.

Dans notre algorithme de décomposition LDL^T , le résultat de la décomposition est contenu dans une seule matrice LD en remplaçant la diagonale unitaire de la matrice L par la diagonale de la matrice D . Par exemple, dans le cas d'une matrice 6×6 , la matrice obtenue sera de la forme suivante :

$$LD = \begin{pmatrix} D_1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ L_{12} & D_2 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ L_{13} & L_{23} & D_3 & 0 & 0 & 0 \\ L_{14} & L_{24} & L_{34} & D_4 & 0 & 0 \\ L_{15} & L_{25} & L_{35} & L_{45} & D_5 & 0 \\ L_{16} & L_{26} & L_{36} & L_{46} & L_{56} & D_6 \end{pmatrix} \quad (4.8)$$

Implicitement, la matrice triangulaire inférieure L est :

$$L = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ L_{12} & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ L_{13} & L_{23} & 1 & 0 & 0 & 0 \\ L_{14} & L_{24} & L_{34} & 1 & 0 & 0 \\ L_{15} & L_{25} & L_{35} & L_{45} & 1 & 0 \\ L_{16} & L_{26} & L_{36} & L_{46} & L_{56} & 1 \end{pmatrix} \quad (4.9)$$

Également, la matrice diagonale D est :

$$D = \begin{pmatrix} D_1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & D_2 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & D_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & D_4 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & D_5 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & D_6 \end{pmatrix} \quad (4.10)$$

Et finalement, la matrice L^T est donc égale à :

$$L^T = \begin{pmatrix} 1 & L_{12} & L_{13} & L_{14} & L_{15} & L_{16} \\ 0 & 1 & L_{23} & L_{24} & L_{25} & L_{26} \\ 0 & 0 & 1 & L_{34} & L_{35} & L_{36} \\ 0 & 0 & 0 & 1 & L_{45} & L_{46} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & L_{56} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (4.11)$$

Une fois la décomposition obtenue, il est possible de résoudre simplement le système du type $Ax = y$. La résolution se fait en 3 étapes successives :

1. Résolution par substitution avant du fait que L est une matrice triangulaire inférieure avec les éléments de la diagonale égale à 1;
2. Résolution directe du fait que D est diagonale;
3. Résolution par substitution arrière du fait que L^T est une matrice triangulaire supérieure avec les éléments de la diagonale égale à 1.

L'algorithme de résolution à partir de la matrice LD est donné par la figure 18 et en langage C. Dans cet algorithme, on résout le système $\tilde{L}_{eq}I' = Y$ où le résultat est écrit dans le vecteur I' tandis que le vecteur W est une variable intermédiaire.

```

for (i = 0; i < N; i++)
{
    W[i] = Y[i];
    for (j = 0; j < i; j++)
    {
        W[i] = W[i] - LD[i][j]*W[j];
    }
}

for (i = 0; i < N; i++)
{
    W[i] = W[i]/LD[i][i];
}

for (i = N-1; i > -1; i--)
{
    I_prim[i] = W[i];
    for (j = i+1; j < N; j++)
    {
        I_prim[j] = I_prim[j] - LD[i][j]*I_prim[i];
    }
}

```

Figure 18 Algorithme de résolution d'un système d'équation initialement décomposé en LDL^T

La décomposition LU est d'ordre $\mathcal{O}\left(\frac{2N^3}{3}\right)$ alors que la décomposition LDL^T est d'ordre $\mathcal{O}\left(\frac{N^3}{3}\right)$. Par contre, lors de la résolution à partir d'une matrice décomposée en LDL^T , il y a une étape de plus que par rapport à une matrice décomposée en LU mais, dans l'ensemble, le nombre d'opérations y est moindre. Le nombre d'opérations lors de la résolution par décomposition LDL^T est donné en détail ci-dessous.

Rappelons que la somme des N premiers entiers est égale à :

$$\sum_{i=1}^N i = \frac{N(N+1)}{2} \quad (4.12)$$

Et la somme des N premiers entiers au carré est égale à :

$$\sum_{i=1}^N i^2 = \frac{N(N+1)(2N+1)}{6} \quad (4.13)$$

Lors de la décomposition de la matrice en LDL^T , il y a :

1. $\sum_{i=1}^{N-1} i = \frac{(N-1)N}{2}$ divisions;
2. $\sum_{i=1}^{N-1} \sum_{j=1}^i j = \frac{N^3-N}{6}$ multiplications;
3. autant de soustractions que de multiplications.

Lors de la substitution avant, il y a :

1. 0 divisions;
2. $\sum_{i=1}^{N-1} i = \frac{(N-1)N}{2}$ multiplications;
3. autant de soustractions que de multiplications.

Lors de la résolution directe, il y a :

1. N divisions;
2. 0 multiplications;
3. 0 soustractions.

Et le nombre d'opérations lors de la substitution arrière est identique à celui de la substitution avant.

Le tableau IX récapitule le nombre d'opération nécessaire.

Tableau IX

Nombre d'opérations pour résoudre un système du type $Ax = y$

	LU	LDL ^T
Multiplications	$\frac{1}{3}N^3 + N^2 - N$	$\frac{1}{6}N^3 + N^2 - \frac{7}{6}N$
Divisions	$\frac{1}{2}N^2 + \frac{1}{2}N$	$\frac{1}{2}N^2 + \frac{1}{2}N$
Soustractions	$\frac{1}{3}N^3 + N^2 - N$	$\frac{1}{6}N^3 + N^2 - \frac{7}{6}N$
Total	$\frac{2}{3}N^3 + \frac{5}{2}N^2 - \frac{3}{2}N$	$\frac{1}{3}N^3 + \frac{5}{2}N^2 - \frac{11}{6}N$

4.2.4 Obtention de l'inverse d'une matrice A^{-1} par interpolation et décomposition LDL^T

Hypersim est à la fois un simulateur numérique temps différé et un simulateur temps réel donc il est nécessaire d'employer un moyen de calcul pour justement simuler notre modèle de défauts internes en temps réel. Malgré que la décomposition LDL^T soit une méthode efficace pour résoudre un système d'équation du type $Ax = y$, elle ne garantit pas forcément un temps d'exécution suffisamment petit pour simuler en temps réel. Par contre, la décomposition LDL^T est très intéressante pour des simulations en temps différé. Après que les deux machines standards soient implantées en temps différé et que leur implantation eut été vérifiée, il a été nécessaire de mesurer le temps d'exécution d'un pas de calcul pour chaque type de machine et chaque type de défaut. Les temps d'exécution d'un pas de calcul, avec la méthode d'intégration Runge-Kutta d'ordre 3, sont résumés dans le tableau X.

De plus, le temps d'exécution pour une machine sans défaut interne est de 9 μ s avec la

méthode d'intégration Runge-Kutta d'ordre 3 et la décomposition LDL^T pour résoudre le système.

En résumé, le temps d'exécution d'un pas de calcul est de :

- 9 μs pour un système à 3 variables d'état;
- 26 μs pour un système à 12 variables d'état (machine thermique);
- 356 μs pour un système à 24 variables d'état (machine hydraulique).

Tableau X

Temps d'exécution en μs par décomposition LDL^T sur une machine Origin300 à 800 MHz

Type de défauts internes	Machine thermique Pôles lisses	Machine hydraulique Pôles saillants
1	18	287
2	19	291
3	21	320
4	24	328
5	26	356
6	19	291
7	21	320
8	18	287

On remarque que pour la simulation de la machine thermique, le temps d'exécution est en-dessous des 50 μs que nous nous sommes fixés donc la simulation de défauts internes pour la machine thermique standard est réalisable en temps réel. En ce qui concerne la machine hydraulique, le temps de calcul est approximativement 7 fois au-dessus du temps limite donc il est nécessaire d'employer une méthode permettant de réduire considérablement le temps de calcul. De plus, on remarque que le fait de doubler la taille du système ne fait pas que doubler le temps d'exécution ou, autrement dit, le nombre d'opérations. La cause de cette explosion de temps de calcul provient essentiellement de la résolution du système d'équations du type $Ax = y$ par décomposition LDL^T car cette décomposition est

justement d'ordre $n^3/3$ opérations. Par exemple, si $n = 12$ alors la décomposition LDL^T prend donc 914 opérations mathématiques tandis que si $n = 24$, elle en prendra 6004 selon les formules du tableau X.

Une solution pour résoudre ce problème et pouvoir simuler la machine hydraulique en temps réel consiste à pré-calculer l'inverse de la matrice des inductances (propres et mutuelles) lors de l'initialisation de la simulation. Pour cela, il suffit de former un tableau contenant les valeurs de l'inverse pour des valeurs d'angle θ intermédiaire. Ensuite, l'inverse de la matrice des inductances pour un θ donné est obtenue par interpolation linéaire en cours de simulation. Une seconde solution consiste à ne pré-calculer seulement la décomposition LDL^T lors de l'initialisation et résoudre le système au cours de la simulation. Les deux méthodes ont le même nombre d'opérations lors de la résolution du système pendant la simulation. C'est la première solution qui a été choisie.

Étant donné que la matrice des inductances est fonction de l'angle θ , la période de celle-ci est égale à 2π . Les valeurs d'angle θ intermédiaires iront de 0 à 2π . Soit $m+2$ échantillons avec $\theta_0 = 0$ et $\theta_{m+1} = 2\pi$ alors l'algorithme de l'échantillonnage de θ de 0 à 2π , en langage C, est donné par la figure 19.

```

tab_theta[0] = 0;
for (i=1; i < m+2; i++)
{
tab_theta[i] = tab_theta[i-1] + 2*pi/m;
}

```

Figure 19 Échantillonnage de θ de 0 à 2π

Ensuite, pour chaque valeur θ_i , il faut calculer l'inverse de la matrice des inductances notée $L_{eq}^{-1}(\theta_i)$. Pour cela, on utilise la décomposition LDL^T de chaque matrice $L_{eq}(\theta_i)$ puis il faut calculer l'inverse de cette matrice et non pas résoudre un système d'équations comme dans

```

for (j = 0; j < N; j++)
{
    for (h=0; h < N; h++)
    {
        W[h] = Identite[h][j];
        for (c=0; c < h; c++)
        {
            W[h] = W[h] - L[h][c]*W[c];
        }
    }

    for (h=0; h < N; h++)
    {
        W[h] = W[h]/L[h][h];
    }

    for (h=(N-1); h > -1; h--)
    {
        Linv[h][j][i] = W[h];
        for (c=h+1; c < N; c++)
        {
            Linv[h][j][i] = Linv[h][j][i]
                - L[c][h]*Linv[c][j][i];
        }
    }
}

```

Figure 20 Algorithme de résolution de $L^{-1}(\theta_i)$

la section précédente. Pour obtenir l'inverse d'une matrice, on utilise l'énoncé suivant : étant donné une matrice A , s'il existe une matrice B tel que $AB = BA = I$, alors B est appelée la matrice inverse de A et est notée A^{-1} . Dans la section précédente, x et y sont des vecteurs tandis qu'ici ce sont des matrices. Donc, l'algorithme de la décomposition LDL^T est identique à celui de la section précédente mais c'est l'algorithme de résolution du système qui doit être adapté pour résoudre un système de matrice ou, autrement exprimé, résoudre colonne par colonne. L'algorithme est présenté par la figure 20.

!h !t !b !p

Afin de réduire le temps de calcul au cours de la simulation, il n'est plus nécessaire de définir la matrice des inductances $L(\theta)$. Mais on obtient directement $L^{-1}(\theta)$ par interpolation des $L^{-1}(\theta_i)$ calculées lors de l'initialisation. Le type d'interpolation choisi est l'interpolation linéaire afin de minimiser le nombre de calcul. Par contre, il est nécessaire de prendre un nombre d'échantillons de θ suffisamment grand pour obtenir une précision identique à celle de la simulation en temps différé. Il n'y a pas de règles clairement définies pour choisir m . Pour être certain des résultats, on prendra m de l'ordre de 300 à 500. Il est inutile de prendre m trop grand car au-delà de ces valeurs, il n'y a pas de différence dans les résultats de simulation. Par contre, il ne faut pas prendre m trop petit sinon le résultat ne serait pas correct. De plus, on note que la taille mémoire d'une telle matrice échantillonnée m fois est de $n^2 \times m \times 8$ octets, ce qui peut être une valeur trop importante si l'on prend m trop grand.

À chaque fois qu'il est nécessaire de calculer $L^{-1}(\theta)$ lors de la simulation, il faut tout d'abord ramener l'angle θ sur une échelle de 0 à 2π . L'interpolation linéaire consiste à définir une fonction T entre deux points connus où T est une fonction affine de la forme :

$$T(\theta) = a\theta + b \quad (4.14)$$

Si les deux points connus sont notés θ_i et θ_{i+1} et si θ est le point de la valeur recherchée alors la pente a de cette fonction est donnée par l'équation (4.15).

$$a = \frac{T(\theta_{i+1}) - T(\theta_i)}{\theta_{i+1} - \theta_i} = \frac{T(\theta) - T(\theta_i)}{\theta - \theta_i} \quad (4.15)$$

On en déduit la valeur recherchée par l'équation d'interpolation linéaire telle que :

$$T(\theta) = T(\theta_i) + \frac{\theta - \theta_i}{\theta_{i+1} - \theta_i} [T(\theta_{i+1}) - T(\theta_i)] \quad (4.16)$$

A ce stade, il y a 1 multiplication, 1 division, 1 addition et 3 soustractions pour chaque élément d'inverse de la matrice d'inductance. La division peut être supprimée en considérant

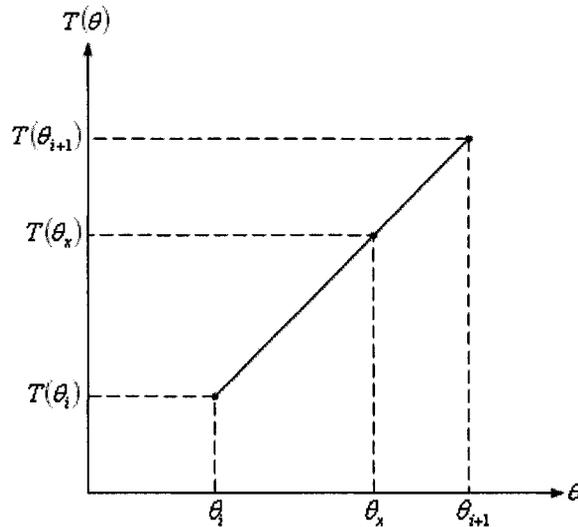


Figure 21 Fonction affine pour l'interpolation linéaire

la relation suivante :

$$\frac{\theta - \theta_i}{\theta_{i+1} - \theta_i} = \frac{\theta}{2\pi/m} - \frac{\theta_i}{2\pi/m} = \theta \bmod \frac{2\pi}{m} \quad (4.17)$$

Le modulo, noté “mod”, est la partie entière de la division. La valeur $k = \theta \bmod \frac{2\pi}{m}$ est calculée une seule fois pour tous les éléments de l'inverse de la matrice des inductances. Pour chaque élément, il en résulte une seule multiplication, une soustraction et une addition. Grâce à l'interpolation linéaire, le nombre d'opérations mathématiques pour résoudre un système du type $Ax = y$ est réduit au minimum. En contre partie, le tableau de matrice $L^{-1}(\theta_i)$ sauvegardé en mémoire prend une place très importante. Finalement, l'équation d'interpolation linéaire à appliquer est définie par :

$$T(\theta) = T(\theta_i) + k [T(\theta_{i+1}) - T(\theta_i)] \quad (4.18)$$

Avec $k = \theta \bmod \frac{2\pi}{m}$.

CHAPITRE 5

RÉSULTATS DE SIMULATION

Ce chapitre est consacré aux résultats de simulation. Pour la simulation en temps réel, Hypersim analyse le réseau à simuler et répartit le programme sur plusieurs processeurs. Mais dans le cas de nos simulations, seule la machine synchrone avec un défaut interne est simulée et donc un seul processeur est utilisé. Sauf lorsque mentionné, les résultats présentés dans ce chapitre sont simulés avec un pas de calcul de $50\mu s$.

5.1 Temps d'exécution d'un pas de calcul

Les temps d'exécutions des deux machines standards soumises à des défauts internes ont été mesurés sur une machine Origin300 à 1 GHz de SGI et avec la version 9.0 d'Hypersim. Le système d'équations de la machine thermique, ayant seulement 2 parties parallèles, est résolu directement par décomposition LDL^T . Tandis que le système d'équations de la machine hydraulique, ayant 6 parties parallèles, est résolu par interpolation linéaire de l'inverse de la matrice des inductances.

Tableau XI

Temps d'exécution en μs sur une machine Origin300 à 1000 MHz

Type de défauts internes	Machine thermique Pôles lisses	Machine hydraulique Pôles saillants
1	16,8	43,2
2	17,6	43,2
3	20,8	48
4	20,8	47,2
5	23,2	52
6	17,6	44
7	20	48
8	16,8	44

Le temps d'exécution du modèle de la machine synchrone saine (sans défauts internes) est de $7,2\mu s$. Presque toutes les simulations ont un temps d'exécution inférieure à $50\mu s$ sauf pour la machine hydraulique ayant un défaut entre 3 parties mises à la terre car le temps d'exécution d'un pas est de $52\mu s$.

5.2 Simulation de la machine sans défaut

Avant qu'un défaut interne soit appliqué, la machine synchrone est simulée sans défaut en régime permanent. La vitesse de rotation de la machine est nominale et constante. La machine est excitée à tension constante.

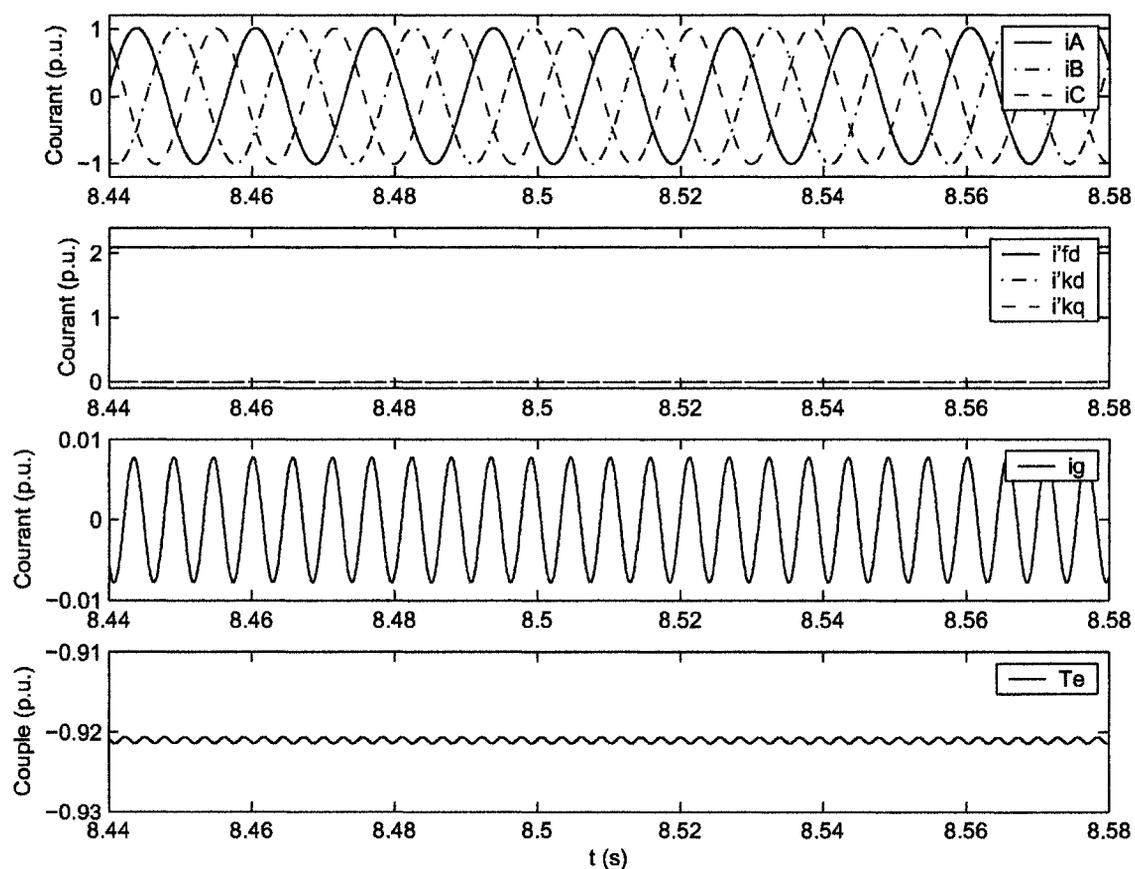


Figure 22 Machine synchrone à pôles lisses en régime permanent

Les résultats obtenus pour la machine thermique ont les mêmes caractéristiques que ceux

obtenus pour la machine hydraulique présentés par la figure 22. En régime permanent, les courants dans l'amortisseur sont nuls et le courant inducteur est constant. En régime permanent, il circule un courant de neutre d'harmonique d'ordre 3 dont l'amplitude dépend de R_g et L_g . Ce courant est dû aux particularités de construction des machines synchrones qui ne sont pas à distribution sinusoïdale (Bernot, 2003, Finney et al., 2002). Pour la même raison, le couple électromagnétique de la machine est légèrement ondulant. C'est pour cela, que les relais de protection sur les machines synchrones sont munis d'un filtre qui élimine l'harmonique 3 (Guigues, 1996).

5.3 Exemple de résultats pour un défaut à 30% d'une partie de la phase A mise à la terre dans la machine thermique à pôles lisses

Les figures 23 et 24 montrent les résultats d'un défaut à 30% d'une partie de la phase A mise à la terre avec un pas de simulation de $50\mu s$. Les paramètres externes à la machine sont choisis tel que $R_g = 15$, $L_g = 0$, $R_e = 0,005$ et $L_e = 0,4$ pu. Ce défaut interne est celui détaillé à la section 3.3.

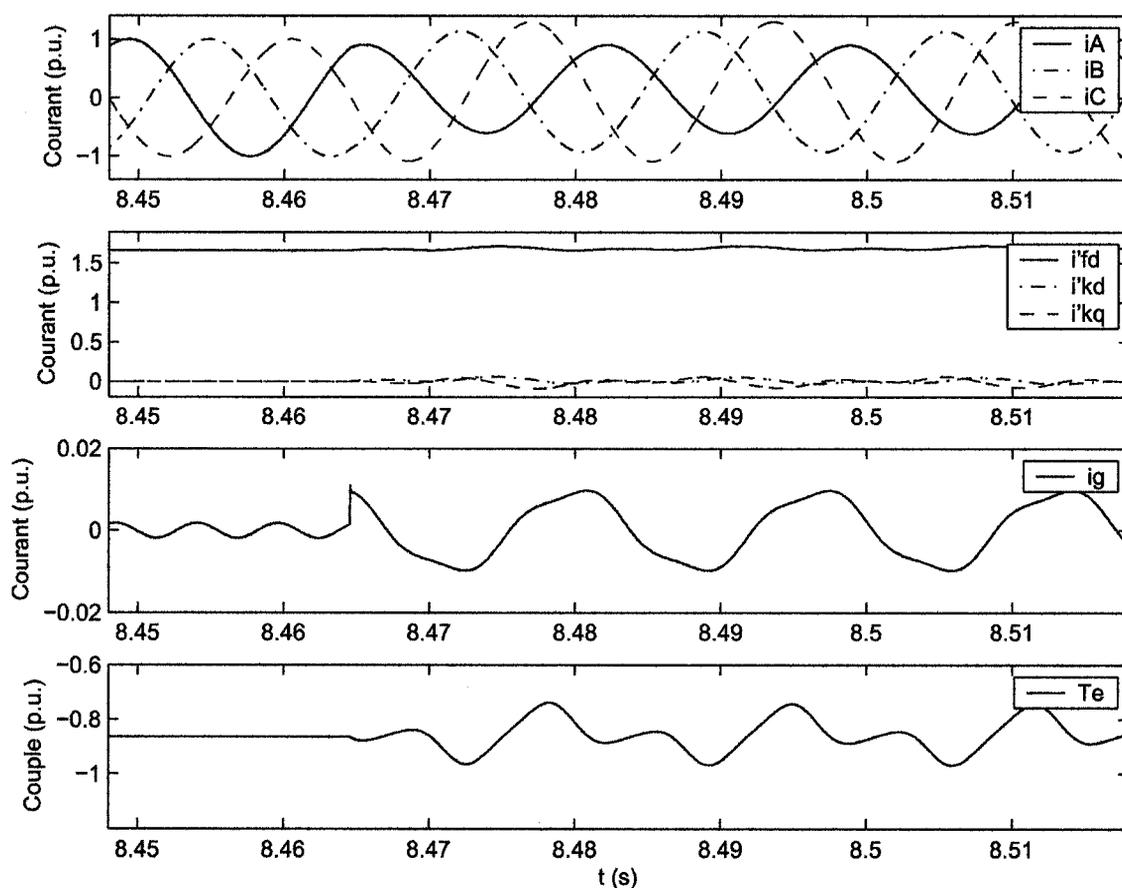


Figure 23 Défaut à 30% d'une partie de la phase A mise à la terre dans la machine à pôles lisses

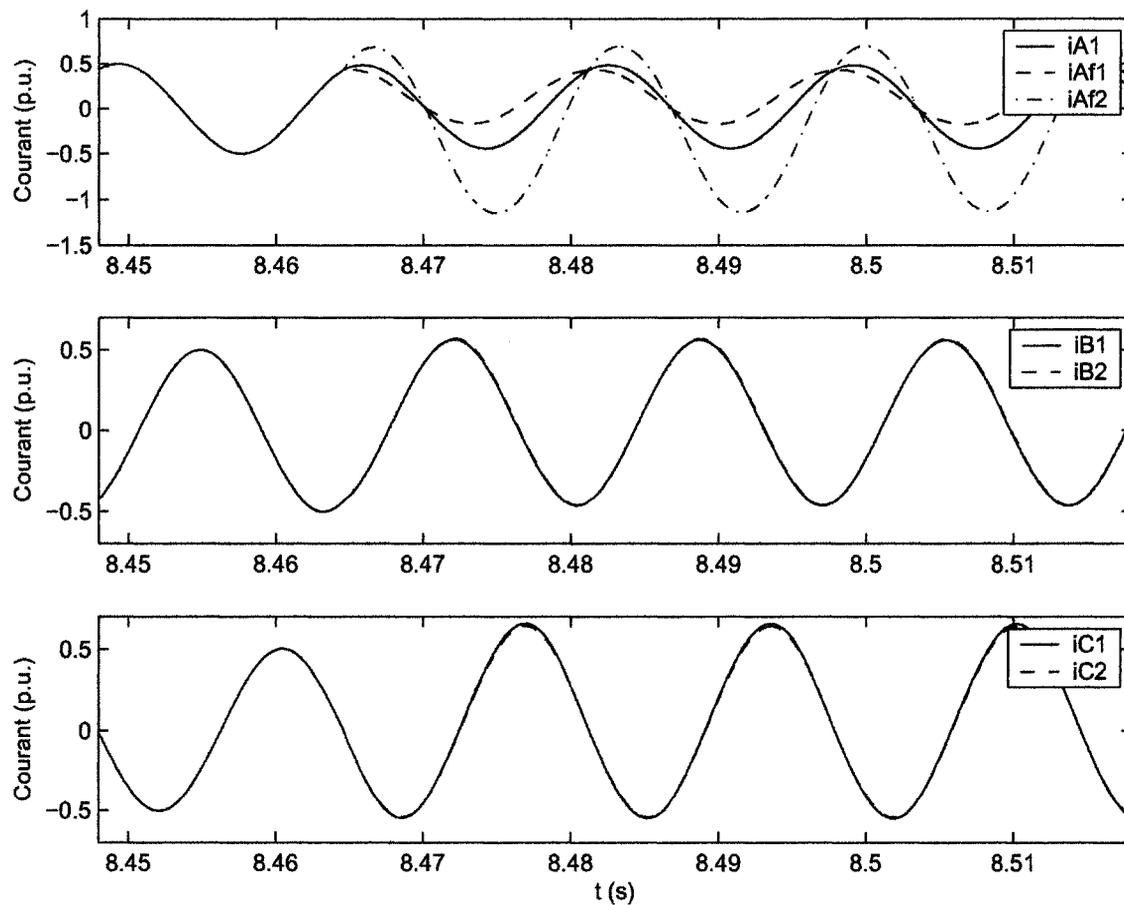


Figure 24 Défaut à 30% d'une partie de la phase A mise à la terre dans la machine à pôles lisses - suite

Après le défaut, les courants des enroulements de la phase A ne sont plus égaux. Les courants de la phase B dans les deux parties ne sont plus exactement égaux à cause du défaut sur la phase A et de même pour ceux de la phase C. Au moment du défaut, le courant de neutre augmente brusquement avec une fréquence dominante à 60 Hz. Le couple électromagnétique devient fortement ondulatoire.

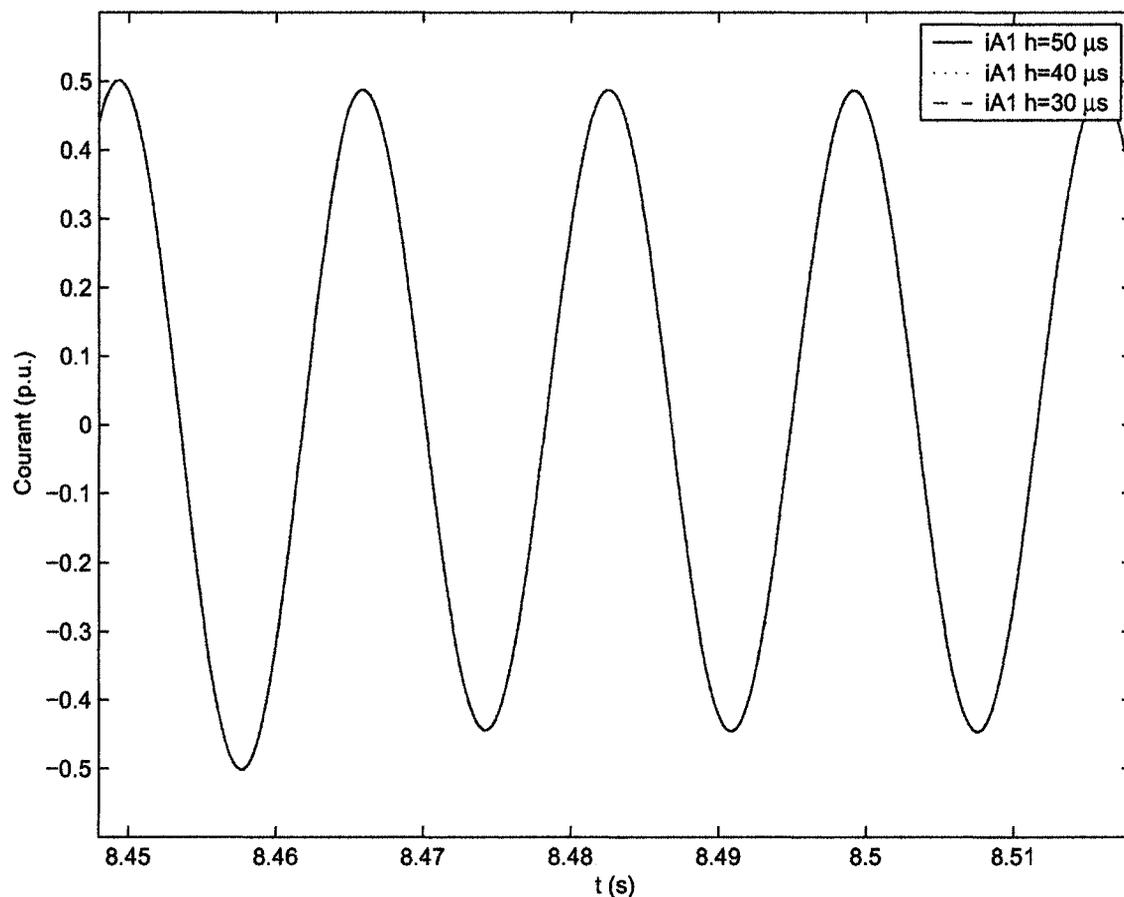


Figure 25 Comparaison de résultats pour $h = 50, 40$ et $30\mu s$ lors d'un défaut à 30% d'une partie de la phase A mise à la terre dans la machine à pôles lisses

La figure 25 permet de comparer les résultats lors d'un défaut à 30% d'une partie de la phase A mise à la terre dans la machine à pôles lisses avec un pas de calcul plus petit que $50\mu s$. Ceci permet de vérifier qu'un pas de calcul égal à $50\mu s$ est correct pour la simulation de défauts internes dans la machine synchrone. Le courant observé est le courant de la partie parallèle sans défaut de la phase A, i_{A1} , tel que observé également à la figure 24. D'après ces résultats, il n'y a pas de différence notable entre une simulation avec $h = 50\mu s$ et 40 ou $30\mu s$.

5.4 Exemple de résultats pour la machine hydraulique à pôles saillants

Les figures 26 à 33 montrent les résultats pour les défauts internes présentés dans le chapitre 3 mais pour une machine à 6 parties parallèles. Le pas de simulation est égal à $50\mu\text{s}$ et l'inverse de la matrice d'inductance est échantillonnée avec $m = 500$ points. Les paramètres externes de la machine sont choisis tels que $R_g = 15$, $L_g = 0,05$, $R_e = 0,005$ et $L_e = 0,4$ pu. Le moment où survient le défaut interne est le même dans tous les essais de cette section. Le pourcentage de défaut sur la partie de la phase A est égal à 50% et 40% sur la partie de la phase B. Tout d'abord, un défaut à 50% d'une partie de la phase A mise à la terre dans la machine synchrone à pôles saillants est simulé. Les résultats sont présentés par les figures 26 et 27. Le modèle de ce défaut correspond à la section 3.3.

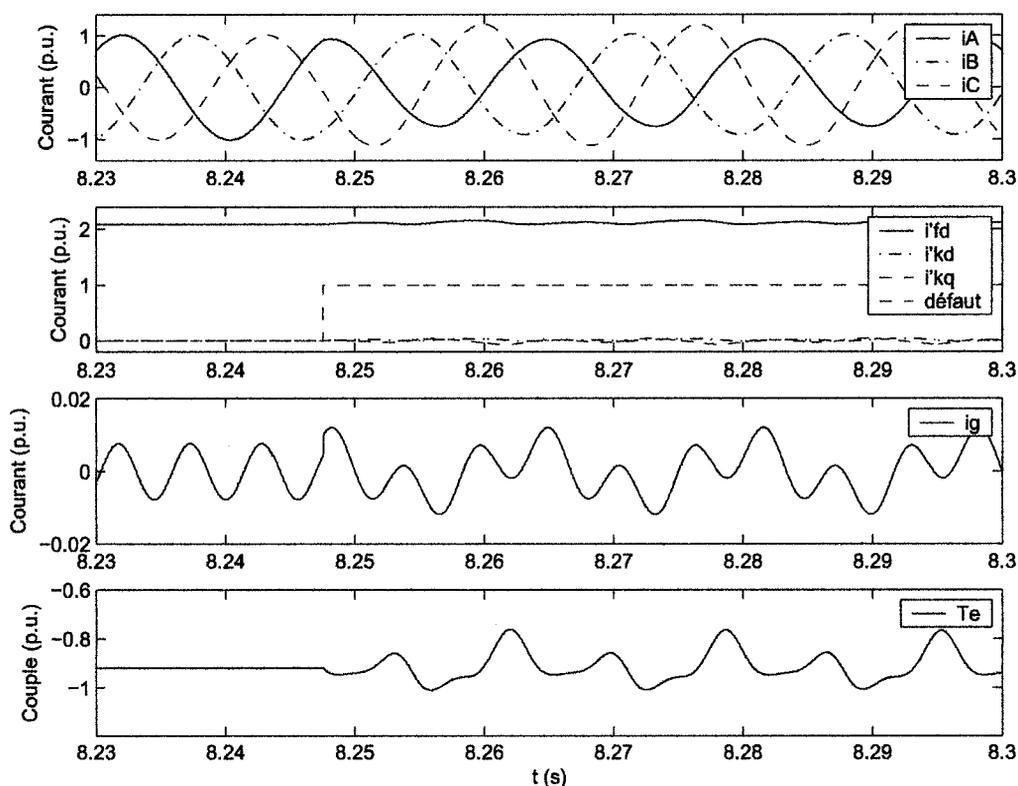


Figure 26 Défaut à 50% d'une partie de la phase A mise à la terre dans la machine synchrone à pôles saillants

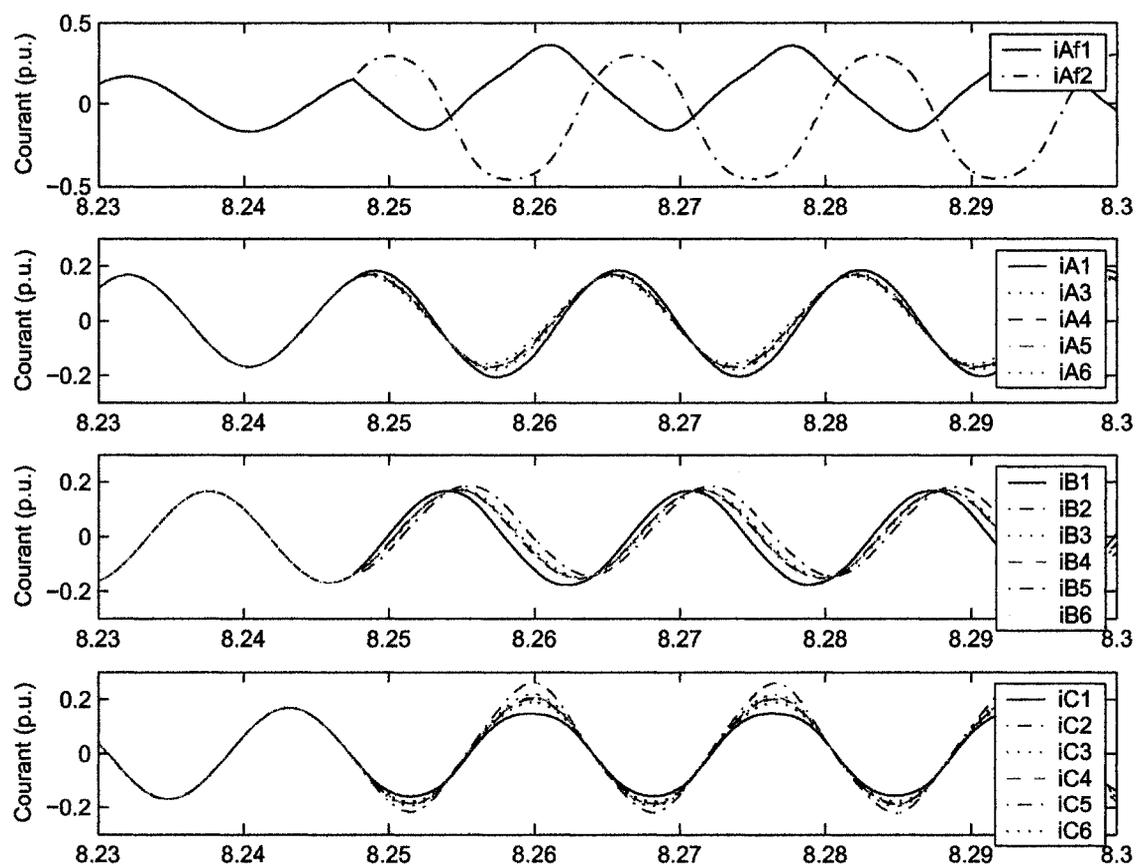


Figure 27 Défaut à 50% d'une partie de la phase A mise à la terre dans la machine synchrone à pôles saillants - suite

Les résultats d'un défaut d'une partie de la phase A mise à la terre dans la machine synchrone à pôles saillants montrent clairement que les courants dans chaque partie parallèle d'une même phase ne sont plus égaux. Les courants de la partie en défaut changent brusquement tandis que l'on perçoit difficilement qu'il y a un défaut à partir des courants de phase sortant de la machine.

Ensuite, un défaut à 50% d'une partie de la phase A et 40% d'une partie de la phase B mises à la terre dans la machine synchrone à pôles saillants est simulé. Les résultats sont présentés par les figures 28 et 29. Le modèle de ce défaut interne correspond à la section 3.4.

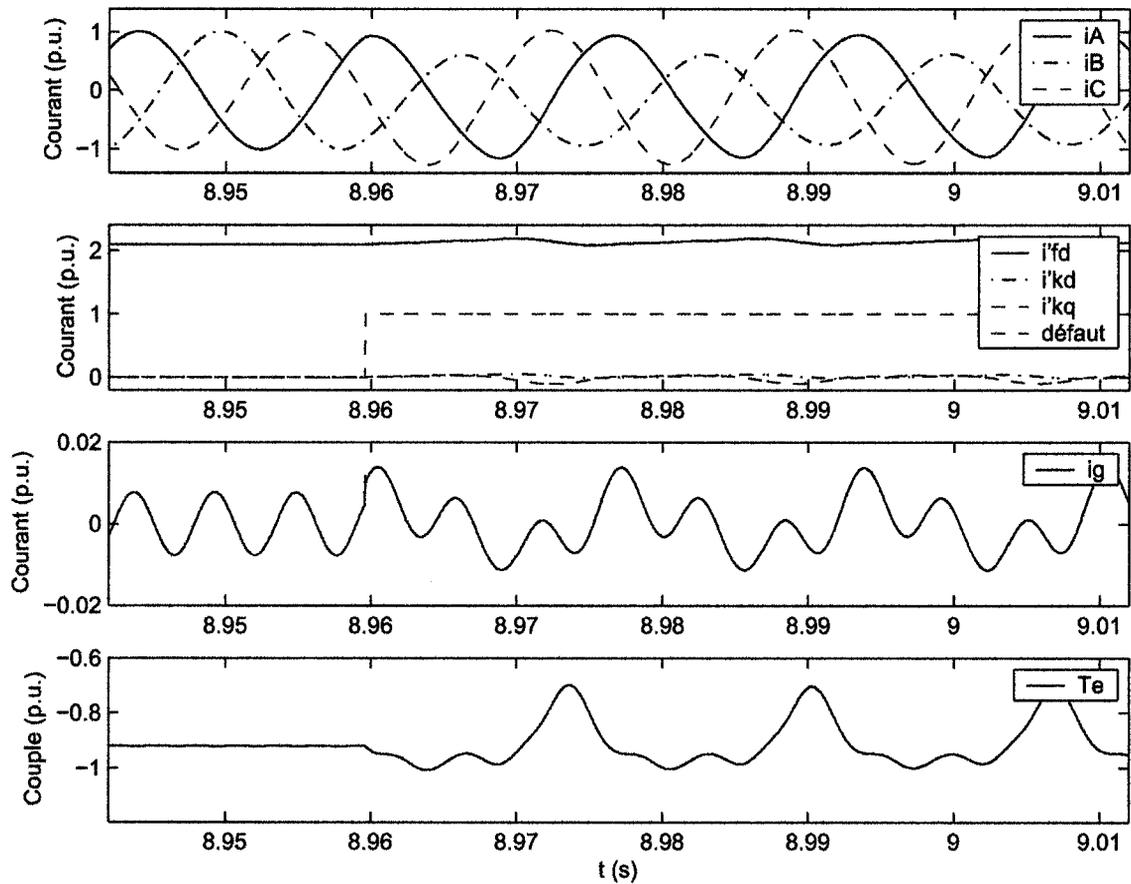


Figure 28 Défaut à 50% d'une partie de la phase A et 40% d'une partie de la phase B mises à la terre dans la machine synchrone à pôles saillants

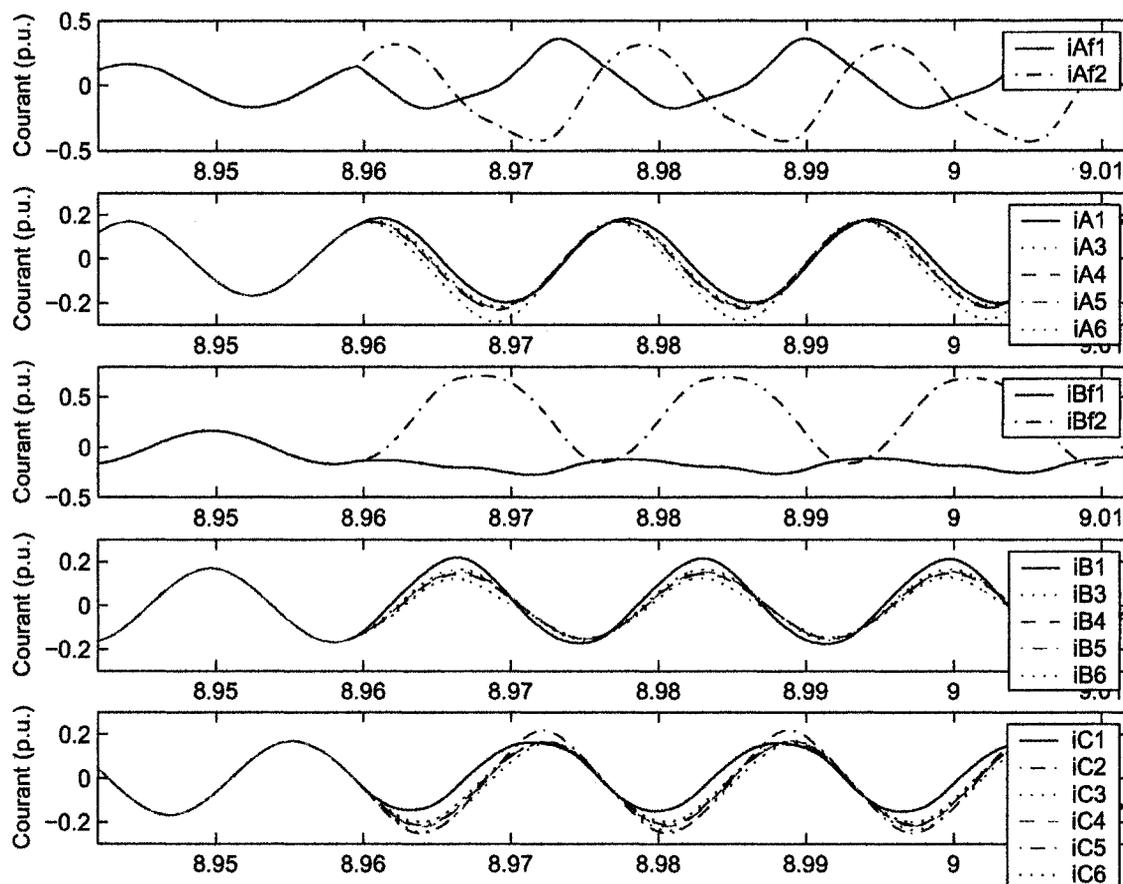


Figure 29 Défaut à 50% d'une partie de la phase A et 40% d'une partie de la phase B mises à la terre dans la machine synchrone à pôles saillants - suite

Les résultats d'un défaut à 50% d'une partie de la phase A et 40% d'une partie de la phase B mises à la terre dans la machine synchrone à pôles saillants montrent également que les courants dans chaque partie parallèle d'une même phase ne sont plus égaux. Les résultats de ce défaut sont semblables à ceux du défaut à 50% d'une partie de la phase A mise à la terre dans la machine synchrone à pôles saillants précédent. Néanmoins, ici, l'amplitude du courant de la phase B est plus faible qu'avant le défaut.

Ensuite, un court-circuit à 50% d'une partie de la phase A et 40% une partie de la phase B dans la machine synchrone à pôles saillants est simulé. Les résultats sont présentés par les figures 30 et 31. Le modèle de ce défaut interne correspond à la section 3.5.

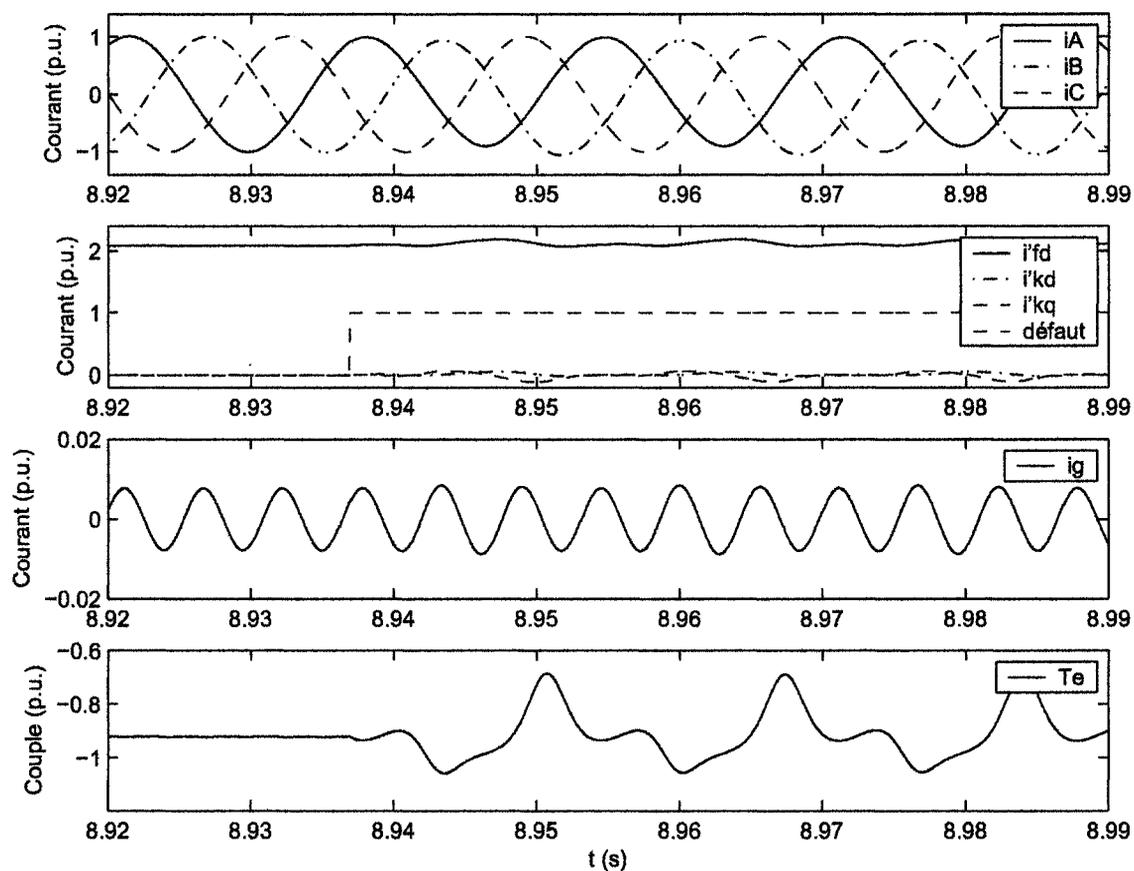


Figure 30 Court-circuit à 50% d'une partie de la phase A et 40% une partie de la phase B dans la machine synchrone à pôles saillants

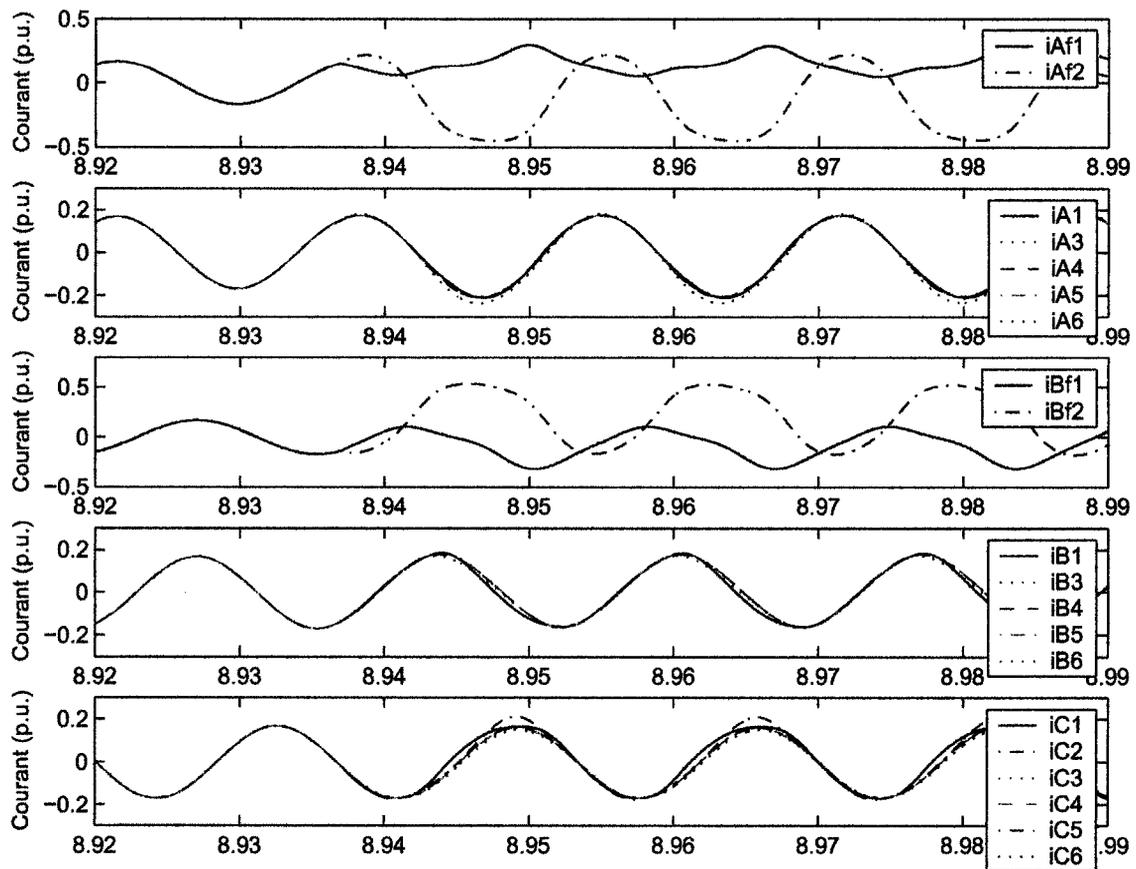


Figure 31 Court-circuit à 50% d'une partie de la phase A et 40% une partie de la phase B dans la machine synchrone à pôles saillants - suite

Les courants de phase sortant de la machine et le courant de neutre dans ce cas d'un court-circuit à 50% d'une partie de la phase A et 40% une partie de la phase B dans la machine synchrone à pôles saillants ne permettent pas de voir clairement que la machine est sous défaut interne. Par contre, on voit que la machine est défectueuse grâce aux courants dans chaque partie parallèle.

Finalement, un défaut à 50%-30% entre deux spires de la phase A dans la machine synchrone à pôles saillants est simulé. Les résultats sont présentés par les figures 32 et 33. Le modèle de ce défaut interne correspond à la section 3.6.

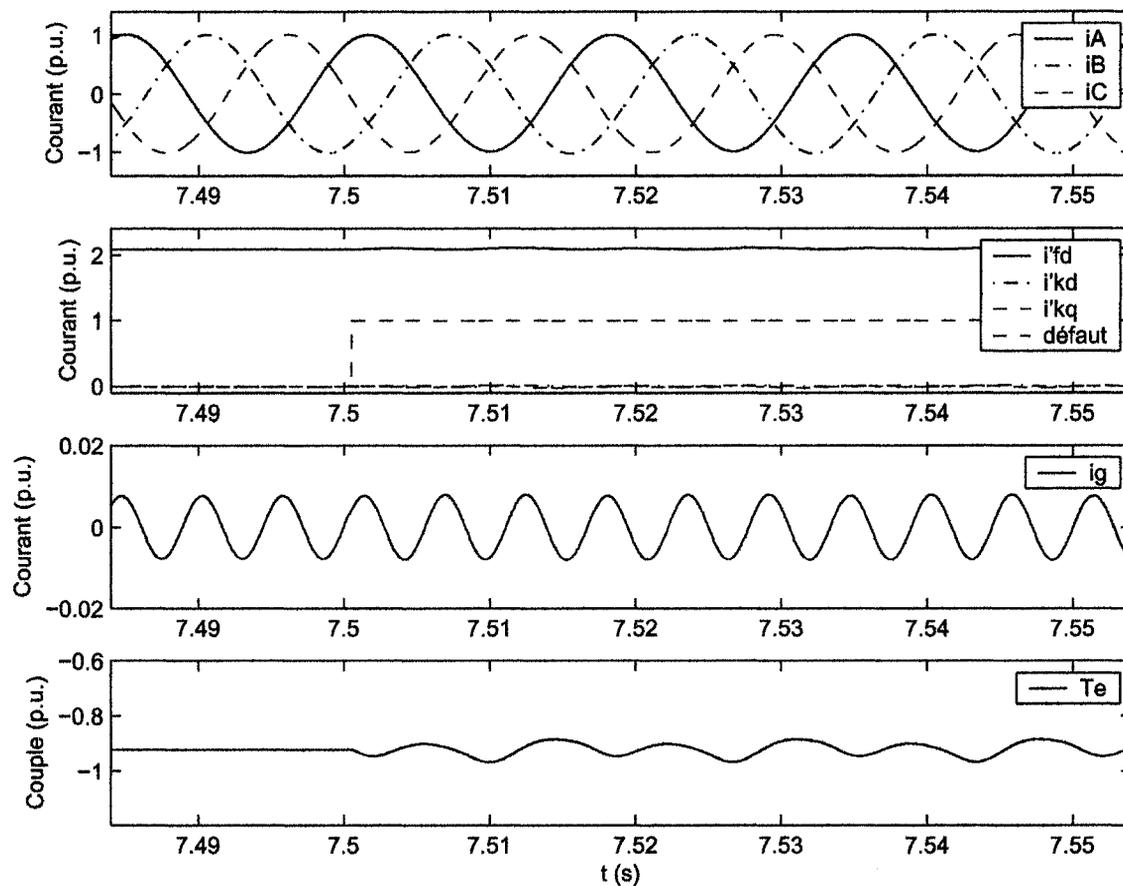


Figure 32 Défauts à 50%-30% entre deux spires de la phase A dans la machine synchrone à pôles saillants

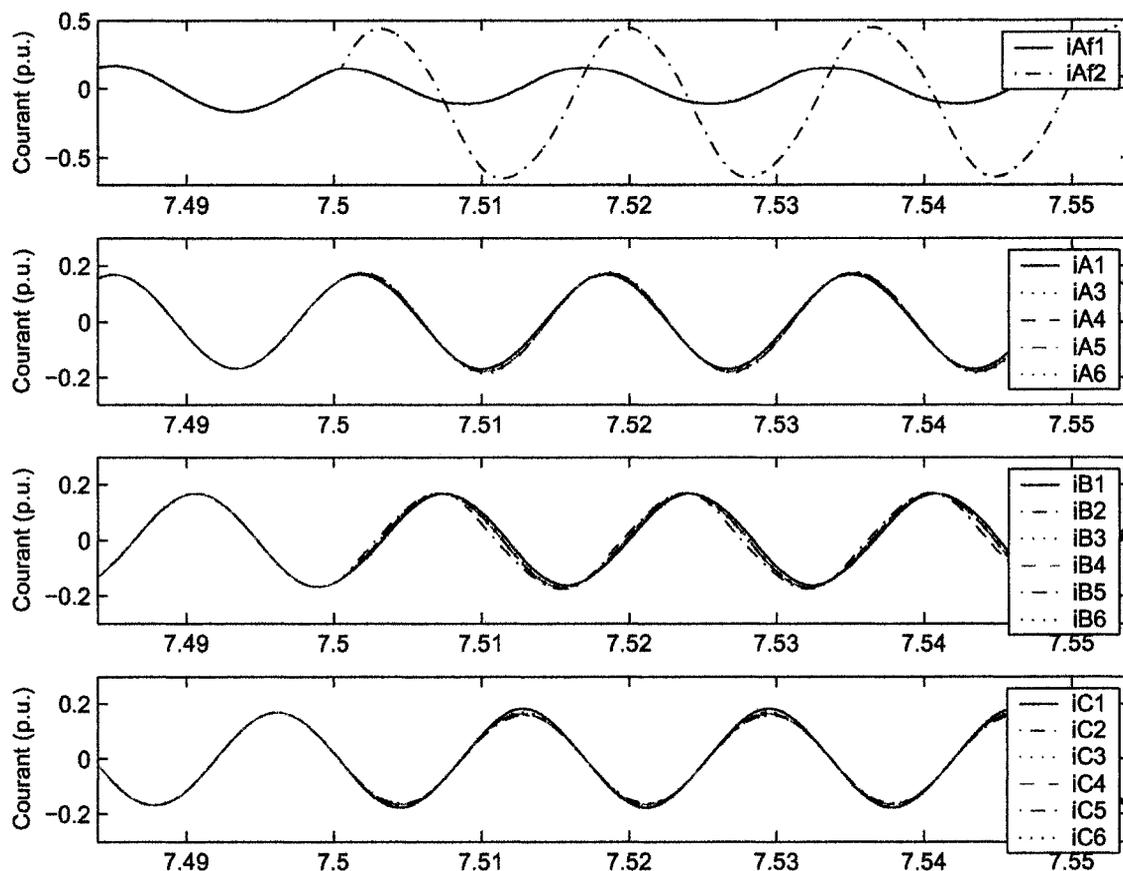


Figure 33 Défauts à 50%-30% entre deux spires de la phase A dans la machine synchrone à pôles saillants - suite

Ce type de défaut interne a des effets moins importants que ceux montrés précédemment. En effet, les courants sortants de la machine semblent équilibrés pendant le défaut et l'ondulation du couple n'est pas aussi grande que lors des défauts précédents. Mais comme lors des autres défauts, l'observation du courant dans la partie défectueuse permet de détecter la présence d'un défaut.

En conclusion, après un défaut interne, les courants d'une même phase ne sont plus égaux et ceux des parties défectueuses ont des variations brusques. Au moment du défaut, le couple électromagnétique devient fortement ondulateur. De même les courants d'excitation, de l'amortisseur direct et de l'amortisseur en quadrature sont perturbés.

5.5 Influence du nombre de points d'échantillonnage pour l'interpolation de l'inverse de la matrice d'inductance

L'interpolation de la matrice d'inductance est appliquée pour la machine hydraulique afin de respecter le temps réel. La figure 34 montre l'influence sur la précision de l'interpolation de la matrice d'inductance par rapport à la décomposition LDL^T . Les résultats de simulation observés correspondent à un défaut à 50% d'une partie de la phase A mise à la terre dans la machine hydraulique avec les mêmes paramètres que précédemment (cf. figure 27). Seuls les courants i_{Af1} et i'_{fd} sont présentés. Les résultats montrent qu'il n'y a pas de différence entre l'interpolation avec $m = 500$ et la résolution du système par la décomposition LDL^T . Par contre, avec $m = 150$ échantillons, les résultats ne sont pas aussi précis qu'avec la décomposition en cours de simulation pour le courant i'_{fd} .

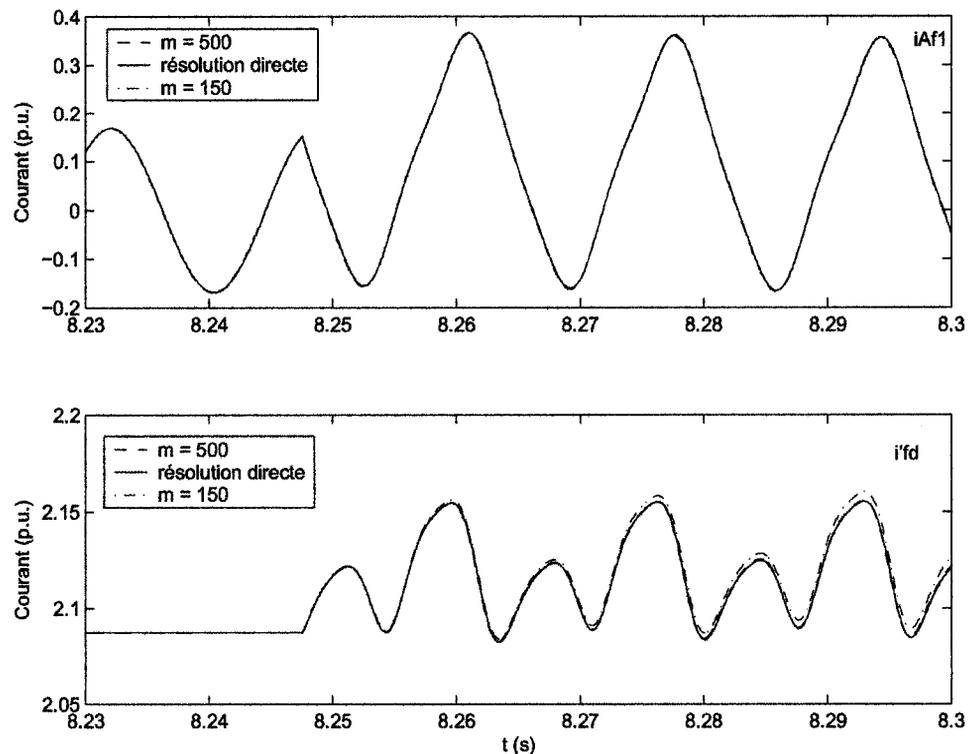


Figure 34 Différence entre interpolation et résolution par décomposition LDL^T de la matrice d'inductance lors d'un défaut à 50% d'une partie de la phase A mise à la terre dans la machine hydraulique

CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

Ce mémoire présente l'implantation dans Hypersim d'un modèle de défauts internes dans la machine synchrone. Hypersim est un simulateur entièrement numérique dédié aux réseaux électriques permettant de réaliser des simulations en temps réel ou en temps différé. La principale difficulté d'une simulation en temps réel est de garantir un pas de simulation le plus petit possible avec une simulation aussi précise que possible.

Le modèle de défaut interne dans la machine synchrone est appliquée à deux machines standards. Une des caractéristiques des deux machines est qu'elles sont à distribution non sinusoïdale et à plusieurs parties parallèles. Or le modèle de Park a pour principale hypothèse que la machine synchrone doit être à distribution sinusoïdale et n'est donc pas applicable dans le cas présent. De plus, lors d'un défaut interne sur un enroulement, celui-ci est divisé en deux enroulements au point de défaut. Ceci a pour effet de rendre les deux nouveaux enroulements à distribution arbitraire. La transformation de Park n'étant pas applicable lors d'un défaut interne, la machine synchrone est modélisée en grandeur de phase. Le modèle de défaut interne est applicable à des machines ayant des parties parallèles ou non et prend en compte la distribution réelle des enroulements du stator.

Le modèle est obtenu par la théorie de la fonction de spire modifiée qui permet de prendre en compte l'effet des harmoniques d'espaces. Les inductances obtenues sont variantes dans le temps car elles dépendent de l'angle de rotation θ . De plus, il n'est pas nécessaire que l'utilisateur connaisse les paramètres géométriques de la machine tels que la longueur de la machine, la fonction de l'épaisseur de l'entrefer et le rayon moyen d'entrefer. Ces paramètres sont déduits à partir de la définition des inductances magnétisantes dans les axes direct et en quadrature du modèle de la machine synchrone à distribution non sinusoïdale. Si la machine est à distribution sinusoïdale, les résultats seront identiques à ceux obtenus par les modèles ayant comme hypothèse la distribution non sinusoïdale. Le modèle permet d'observer les courants dans chaque partie parallèle de la machine lors d'un défaut ainsi

que le courant d'excitation et les courants des amortisseurs. Le couple électromagnétique est également disponible.

La simulation des deux machines montrent clairement qu'il existe un courant circulant entre le point neutre de la machine et la terre même lorsque la machine n'est pas soumise à un défaut interne. Le courant de neutre a une fréquence trois fois plus élevée que le courant de phase. Un défaut interne a pour conséquence de déséquilibrer les courants de la machine. En effet, les courants dans chaque partie parallèle d'une même phase ne sont plus égaux.

Le modèle de défauts internes est obtenu par la représentation d'état. Les courants sont choisis comme variable d'état. La principale difficulté pour respecter le temps réel vient du fait qu'il faut inverser la matrice d'inductance à chaque instant car celle-ci est fonction de l'angle du rotor. Afin de réduire le nombre de calculs, le système est résolu par la décomposition LDL^T de cette matrice. Dans le cas où le nombre de variables d'état est important, l'inverse de la matrice d'inductance est échantillonnée au moment de l'initialisation de la simulation. Au cours de la simulation, l'inverse de la matrice est obtenue par interpolation linéaire.

Lors de l'implantation de notre modèle, la partie mécanique n'a pas été considérée car la machine est simulée à vitesse constante mais il est recommandé d'intégrer la partie mécanique afin de rendre les résultats de simulation encore plus précis. Dans le cas de la machine hydraulique, la partie mécanique est obtenue par la loi de Newton prenant en compte le moment d'inertie des parties tournantes tandis que pour le turboalternateur, la partie mécanique est représentée par un système à plusieurs masses.

Actuellement, l'utilisateur ne peut pas modifier les données des machines car ce sont des machines standard. Par contre, l'utilisateur peut choisir le type de défaut parmi ceux implantés

et sa position, les valeurs des paramètres externes à la machine que sont R_e , L_e , R_g et L_g . Afin de généraliser le modèle de défauts internes dans la machine synchrone, il est recommandé que l'utilisateur puisse fournir les données de sa propre machine. A l'heure actuelle, l'acquisition de la liste séquentielle des barres du stator n'est pas réalisable à partir du formulaire d'entrée d'un UCB.

De plus, la saturation magnétique n'est pas prise en compte dans notre modèle de défauts internes. Il serait donc intéressant d'y inclure son effet car on voit bien par les résultats de simulation que certains courants de la machine augmentent à une valeur au-delà de la valeur nominale de la machine. Or les machines sont conçues pour fonctionner à la limite de la saturation magnétique pour le courant nominal afin d'optimiser leur performance.

Finalement, il est recommandé d'étudier la résolution du système d'équations du modèle de défauts internes par la méthode Tustin. Tustin est une méthode toujours stable tandis que RK3 ne l'est pas. Il se peut que le système résolu par RK3 devienne instable suivant les paramètres externes à la machine.

(Tu et al., 2005b) a validé son modèle sur une machine à distribution sinusoïdale mais il serait également intéressant de réaliser des tests expérimentaux sur des machines à distribution non sinusoïdale afin de valider le système implanté.

Un autre défaut important pour la machine synchrone à pôles lisses est le décentrage du rotor. La théorie de la fonction de bobinage permet d'implanter ce défaut. Il suffit pour cela de modifier la fonction de l'inverse d'entrefer $g^{-1}(\varphi, \theta)$ en y incluant un coefficient de décentrage, δ , dans l'expression (2.19) tel que :

$$g^{-1}(\varphi, \theta) = \alpha_1 - \delta \alpha_2 \cos [2p(\varphi - \theta)] \quad (5.1)$$

ANNEXE 1

Bloc UCB

Cette annexe présente le réseau incluant le bloc codé par l'utilisateur permettant de simuler les défauts internes dans la machine synchrone ainsi qu'un formulaire d'entrée des paramètres.

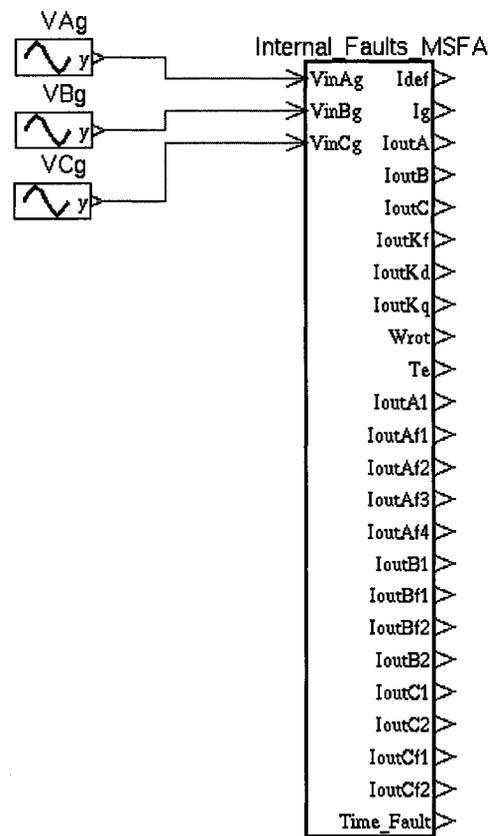


Figure 35 Réseau contenant un UCB avec modèle de défauts internes dans la machine synchrone

Internal_Faults_MSFA

Modification des valeurs seulement Aide

PARAMETRES D'UN BLOC CODE PAR L'USAGER

Bloc name (Blnm) = Internal_Faults_MS

Frated = 60 Hertz	Tppdo = 0.033 Sec
Poles = 4 -	Tppqo = 0.056 Sec
Pfrated = 0.85 -	Tdefault = 10.0084 Sec
Vrated = 24000 Volt	Rg = 0 pu
Prated = 675000 Watt	Xg = 0 pu
Rs = 0.00183 pu	Re = 0 pu
Xd = 2.097 pu	Xe = 0 pu
Xq = 1.97 pu	Type_default = 1 -
Xls = 0.215 pu	Afault = 50 %
Xpd = 0.395 pu	Afaultbis = 40 %
Xpq = 0.643 pu	Bfault = 50 %
Xppd = 0.29 pu	Cfault = 50 %
Xppq = 0.29 pu	N_encoche = 60 -
Tpdo = 10.661 Sec	N_ce = 2 -
Tpqo = 0.415 Sec	a = 2 -

Annuler Appliquer Fermer

Figure 36 Exemple de formulaire des paramètres du UCB du modèle de défauts internes dans la machine synchrone

ANNEXE 2**Résultats de simulation sur Simulink du modèle de la machine synchrone**

L'étude a été réalisée à l'aide de Simulink à partir du modèle simple de la machine synchrone en grandeur de phase présenté par (Tu, 2005) au chapitre 2. La machine est celle simulée par (Tu, 2005). Dans cette étude, nous avons comparé les résultats de simulation des différentes méthodes RK à pas fixes disponibles (ODE1 à ODE5) aux résultats obtenus avec la méthode à pas variable ODE45 (Dormand-Prince). Le pas de calcul est égal à $h = 50\mu\text{s}$ pour les méthodes à pas fixe.

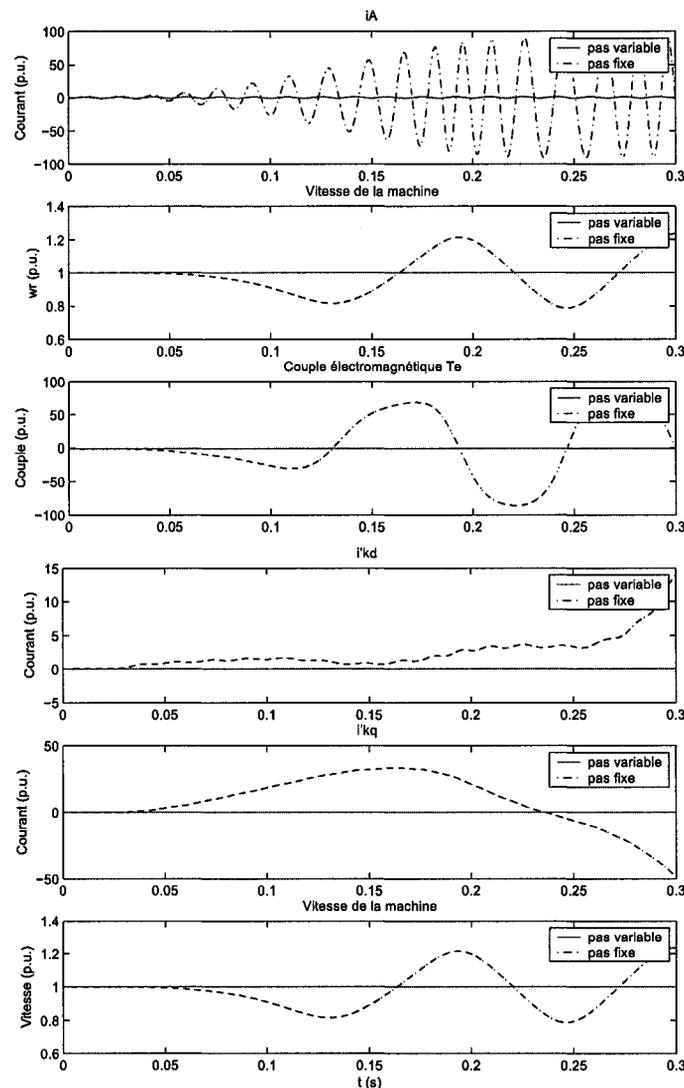


Figure 37 Simulation de la machine synchrone, méthode à pas fixe ODE1

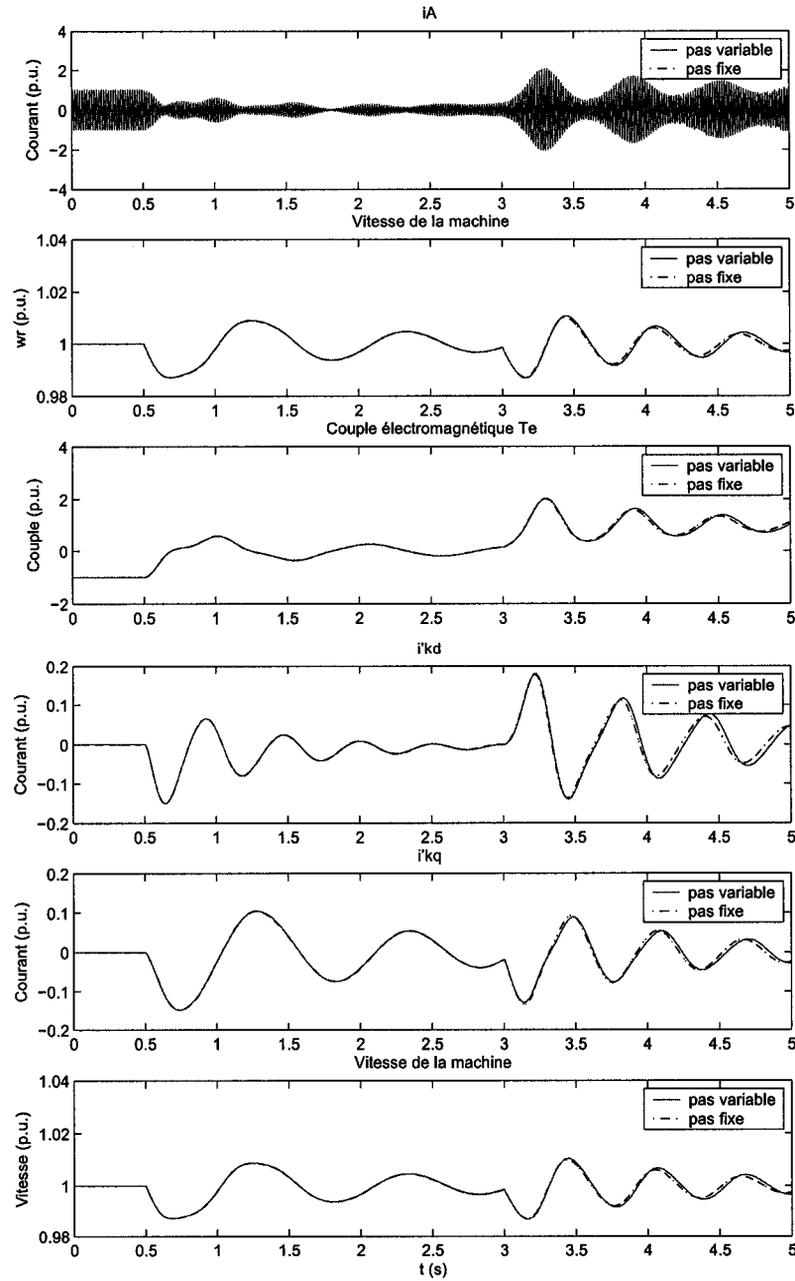


Figure 38 Simulation de la machine synchrone, méthode à pas fixe ODE2

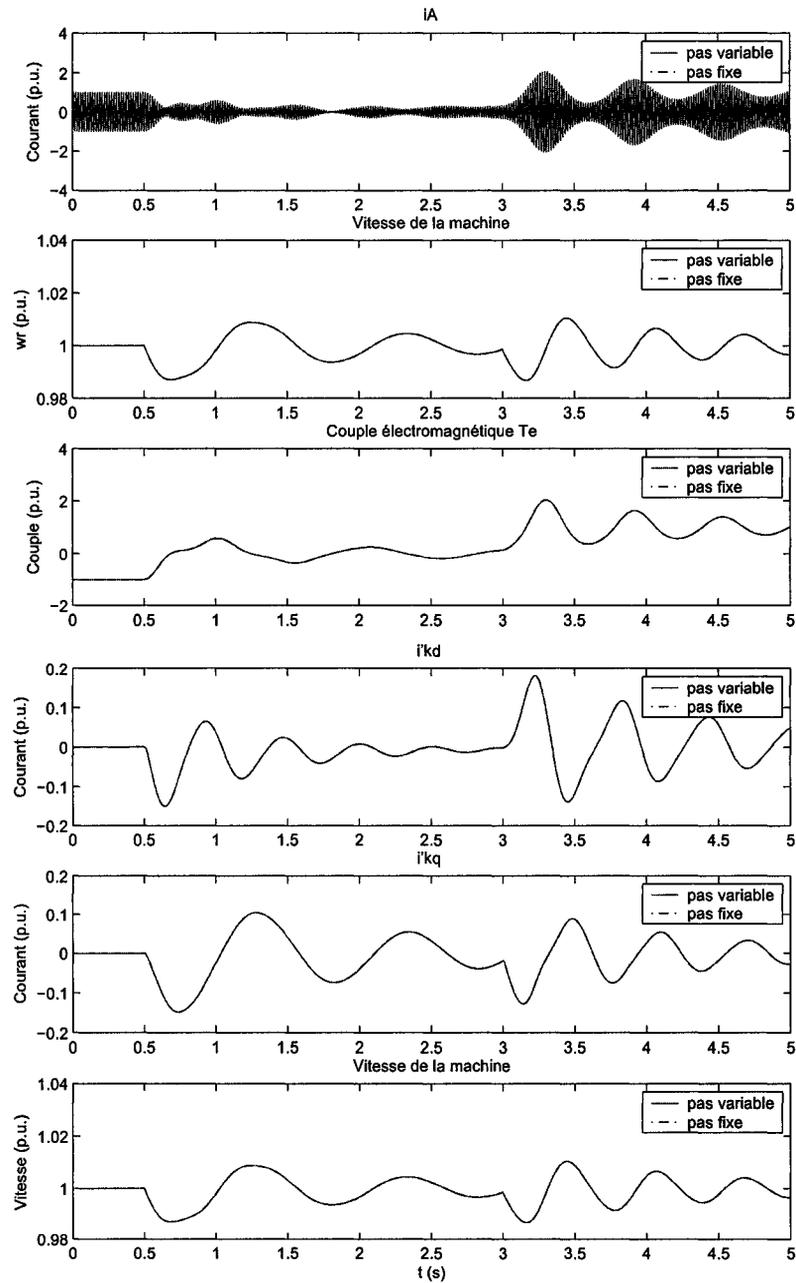


Figure 39 Simulation de la machine synchrone, méthode à pas fixe ODE3, ODE4 et ODE5

BIBLIOGRAPHIE

Barry, A., Guay, F., Guerette, S. et Giroux, P. (2000). Digital real-time simulation for distribution systems. *In Transmission and Distribution Construction, Operation and Live-Line Maintenance Proceedings. 2000 IEEE ESMO - 2000 IEEE 9th International Conference on*, pages 252–258.

Bernot, F. (2003). Alternateurs synchrones de grande puissance (partie 1, 2 et 3). *Techniques de l'ingénieur, Traité Génie électrique*(D 3 550, D 3 551 et D 3 552).

Champagne, R. (2001). *Simulation en temps réel à l'aide de la représentation d'état application à un entraînement électrique basé sur une machine asynchrone*. Thèse de doctorat, École de technologie supérieure, Montréal.

Chatelain, J. (1983). *Machines électriques*. Traité d'électricité X. Presses polytechniques romandes, Lausanne, Suisse.

Chaudhry, S., Ahmed-Zaid, S. et Demerdash, N. (1995). Coupled finite-element/state-space modeling of turbogenerators in the abc frame of reference-the no-load case. *Energy Conversion, IEEE Transactions on*, 10(1):56–62.

Chiba, A., Nakamura, F., Fukao, T. et Rahman, M. (1991). Inductances of cageless reluctance-synchronous machines having nonsinusoidal space distributions. *Industry Applications, IEEE Transactions on*, 27(1):44–51.

Daqiang, B., Xiangheng, W., Qixue, Z. et Weijian, W. (2002). Comprehensive simulation for faults in the stator windings of salient-pole synchronous generators. *In Power System Technology, 2002. Proceedings. PowerCon 2002. International Conference on*, volume 4, pages 2184–2188 vol.4.

De Kelper, B. (2002). *Simulation à pas fixe et en temps réel de circuits électriques contenant des interrupteurs*. Thèse de doctorat, École de technologie supérieure (Canada).

Do, V.-Q. et Barry, A. (1993). A real-time model of the synchronous machine based on digital signal processors. *Power Systems, IEEE Transactions on*, 8(1):60–66.

Faiz, J. et Tabatabaei, I. (2002). Extension of winding function theory for nonuniform air gap in electric machinery. *Magnetics, IEEE Transactions on*, 38(6):3654–3657.

Finney, D., Adamiak, M. et Kasztenny, B. (2002). Dynamic testing of generator protection using a model generator platform. *In 56th Georgia Tech protective relaying conference*, Atlanta.

- Golub, G. H. et Van Loan, C. F. (1996). *Matrix computations*. Johns Hopkins series in the mathematical sciences. Johns Hopkins University Press, Baltimore, Md., 3rd édition.
- Guigues, B. (1996). Protections électriques des alternateurs et moteurs. *Techniques de l'ingénieur, Traité Génie électrique*(D 3 775).
- Hypersim (2002). *Power network simulator, Hypersim, reference guide manual*. TransÉnergie-Technologies, Inc.
- Jiang, H., Aggarwal, R., Weller, G., Ball, S. et Denning, L. (1999). A new approach to synchronous generator internal fault simulation using combined winding function theory and direct phase quantities. *In Electrical Machines and Drives, 1999. Ninth International Conference on (Conf. Publ. No. 468)*, pages 105–111.
- Kinitsky, V. A. (1965a). Calculation of internal fault currents in synchronous machines. *IEEE Trans. Pattern Appl. Syst.*, PAS-84(5):391–389.
- Kinitsky, V. A. (1965b). Inductances of a portion of the amature winding of synchronous machines. *IEEE Trans. Pattern Appl. Syst.*, PAS-84(5):389–396.
- Krause, P. C., Wasynczuk, O. et Sudhoff, S. D. (2002). *Analysis of electric machinery and drive systems*. IEEE Press series on power engineering. IEEE Press ; Wiley-Interscience, Piscataway, NJ New York, 2nd édition.
- Kundur, P., Balu, N. J. et Lauby, M. G. (1994). *Power system stability and control*. EPRI power system engineering series. McGraw-Hill, New York.
- Larose, C. (1998). Modèle numérique en temps réel d'un groupe turbine-alternateur thermique multi-masses. M.ing., École de technologie supérieure.
- Larose, C., Do, V.-D., Guay, F., Barry, A.-O., Nakra, H. et Lavoie, M. (1997). Real-time digital model of a steam turbine-generator with shaft torsional characteristics. *In International Conference on Digital Simulators (ICDS'97)*, Montréal, Canada.
- Megahed, A. et Malik, O. (1999). Simulation of internal faults in synchronous generators. *Energy Conversion, IEEE Transactions on*, 14(4):1306–1311.
- Muthumuni, D. D. S. (2001). *Simulation models relevant to the protection of synchronous machines and transformers*. Ph.D., The University of Manitoba (Canada).
- Ong, C.-M. (1998). *Dynamic simulation of electric machinery : using MATLAB/SIMULINK*. Prentice Hall PTR, Upper Saddle River, N.J.

Paré, D., Turmel, G., Soumagne, J.-C., Do, V. Q., Casoria, S., Bissonnette, M., Marcoux, B. et McNabb, D. (2003). Validation tests of the hypersim digital real time simulator with a large ac-dc network. *In International conference on power systems transients - IPST*, New Orleans, USA.

Park, R. (1929). Two-reaction theory of synchronous machines : Generalized method of analysis - part 1. *In Winter Convention of the A.I.E.E.*, pages 716–730, New-York.

Querrey, D., Gross, C., Reichmeider, P., Novosel, D. et Salon, S. (1999). Using matlab(r)-simulink(r) for transient analysis in synchronous machines. *In Electric Machines and Drives, International Conference IEMD '99*, pages 392–394.

Ralston, A. (1965). *A first course in numerical analysis*. International series in pure and applied mathematics. McGraw-Hill, New York.

Reichmeider, P. P. (2003). *Investigations on the internal faults in synchronous machines*. D.Eng., Rensselaer Polytechnic Institute.

Schmitz, N. L. et Novotny, D. W. (1965). *Introductory electromechanics*. Ronald Press, New York.

Shanming, W., Xiangheng, W., Yixiang, L., Pengsheng, S. et Weiming, M. (2000). Research on internal fault of generator including saturation. *In Power Engineering Society Winter Meeting, 2000. IEEE*, volume 1, pages 219–222 vol.1.

Tabatabaei, I., Faiz, J., Lesani, H. et Nabavi-Razavi, M. (2004). Modeling and simulation of a salient-pole synchronous generator with dynamic eccentricity using modified winding function theory. *Magnetics, IEEE Transactions on*, 40(3):1550–1555.

Toliyat, H. et Al-Nuaim, N. (1999). Simulation and detection of dynamic air-gap eccentricity in salient-pole synchronous machines. *Industry Applications, IEEE Transactions on*, 35(1):86–93.

Tu, X. (2005). *Contribution à la modélisation et à la simulation de la machine synchrone soumise à des défauts internes*. Thèse de doctorat, École de technologie supérieure, Montréal.

Tu, X., Dessaint, L.-A., El Kahel, M. et Barry, A. (2005a). Modeling and experimental validation of internal faults including space harmonics. *In Proceedings of the 8th Int. Conf. on Modeling and Simulation of Electric Machines, Converters and Systems. (Electrimacs 2005)*, Tunisia.

Tu, X., Dessaint, L.-A., El Kahel, M. et Barry, A. (2005b). A new model of synchronous machine internal faults based on winding distribution. A paraître dans *IEEE Transactions on Industrial Electronics*.

Wang, X., Sun, Y., Ouyang, B., Wang, W., Zhu, Z. et Howe, D. (2002). Transient behaviour of salient-pole synchronous machines with internal stator winding faults. *Electric Power Applications, IEE Proceedings-*, 149(2):143–151.

Xiangheng, W., Bei, O., Yuguang, S. et Weijian, W. (2001). Transient calculation of internal faults in the salient-pole synchronous machine and research on their main equipment protection schemes. In *Industrial and Commercial Power Systems Technical Conference, 2001. Conference Record. Papers Presented at the 2001 Annual Meeting. 2001 IEEE*, pages 133–139.