



**HAL**  
open science

# Contribution à l'analyse de défauts de roulement induits par les défauts électriques de machines tournantes

Thibaud Plazenet

► **To cite this version:**

Thibaud Plazenet. Contribution à l'analyse de défauts de roulement induits par les défauts électriques de machines tournantes. Energie électrique. Université de Lorraine, 2019. Français. NNT : 2019LORR0187 . tel-02528936

**HAL Id: tel-02528936**

**<https://hal.univ-lorraine.fr/tel-02528936>**

Submitted on 2 Apr 2020

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

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



## AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact : [ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr](mailto:ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr)

## LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10

[http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg\\_droi.php](http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php)

<http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm>

# THÈSE

*présentée à*

**L'Université de Lorraine**

En vue de l'obtention du

**Doctorat de L'Université de Lorraine**

**Spécialité : Génie Électrique**

Soutenue par

**Thibaud PLAZENET**

*Ingénieur diplômé de l'École Nationale Supérieure d'Électricité et de Mécanique*

---

## **Contribution à l'Analyse de Défauts de Roulement Induits par les Défauts Électriques de Machines Tournantes**

---

Soutenue publiquement le 29 Octobre 2019 devant le jury composé de :

<b>Président</b>	Prof. Guy CLERC	Univ. Claude Bernard Lyon I, Ampère
<b>Rapporteurs</b>	Prof. Pascal MAUSSION	Univ. Toulouse
	Prof. Fei GAO	Univ. Belfort-Montbéliard, UTBM
<b>Examineurs</b>	Prof. Babak NAHID-MOBARAKEH	Univ. de Lorraine, GREEN (Directeur de Thèse)
	Dr. Thierry BOILEAU	Univ. de Lorraine, LEMTA (Co-Directeur de Thèse)
	Dr. Cyrille CAIRONI	Expert, Cabinet CAIRCY (Tuteur industriel pour le compte de LORELEC)



# Remerciements

Les travaux présentés dans ce manuscrit de thèse font partie d'une collaboration CIFRE entre le Groupe de Recherche en Énergie Électrique de Nancy (GREEN) de l'Université de Lorraine et la société LORELEC. Ce travail de thèse s'est effectué sous la direction de M. Babak NAHID-MOBARAKEH, Professeur des Universités à l'École Nationale Supérieure d'Électricité et de Mécanique (ENSEM) et de M. Thierry BOILEAU, maître de conférences à l'ENSEM.

Pour leur intérêt envers mes travaux de recherches, je remercie en premier lieu M. Pascal MAUSSION, Professeur des Universités à l'Université de Toulouse, ainsi que M. Fei GAO, Professeur des Universités à l'Université de technologie de Belfort Montbéliard (UTBM), en leur qualité de rapporteurs au sein du jury. Pour les mêmes raisons, et tout particulièrement, je remercie M. Guy CLERC, Professeur des Universités à l'Université Claude Bernard de Lyon, pour le crédit apporté à mon travail en acceptant de présider mon jury de thèse.

J'adresse également mes remerciements à M. Nourredine TAKORABET, directeur du laboratoire GREEN, pour son accueil durant ces quatre années de recherches. Je tiens enfin à remercier M. Philippe ROHR, ex-Président Directeur Général de la société LORELEC et M. Sébastien CHODOT, Président Directeur Général de la société LORELEC pour leur engagement envers la recherche en choisissant une collaboration CIFRE.

Je remercie très vivement mon encadrant industriel, M. Cyrille CAIRONI, ex-Directeur Technique de la société LORELEC et expert chez CAIRCY, qui a lui-même initié un travail de recherche dans la maintenance des machines tournantes. Je le salue pour sa disponibilité, son aide précieuse aux moments clés et sur des sujets variés, et pour le partage de sa vaste expérience industrielle. J'ai beaucoup appris à ses côtés.

J'adresse mes vifs remerciements à mon co-directeur de thèse, M. Thierry BOILEAU, qui m'a beaucoup soutenu dans la réalisation du travail ici présenté. Je lui suis reconnaissant pour son aide précieuse, ses conseils avisés, ses qualités pédagogiques et scientifiques et enfin sa prise de recul tout au long de la thèse.

Je tiens à remercier chaleureusement mon directeur de thèse, M. Babak NAHID-MOBARAKEH, pour son encadrement et les moyens mis à ma disposition pour effectuer ce travail, et pour m'avoir conseillé, encouragé et soutenu avec patience dans cette aventure scientifique.

---

Je remercie tous les membres du GREEN qui ont contribué à ce travail de près ou de loin tant d'un point de vue scientifique que technique et administratif. Je pense notamment aux enseignants-chercheurs M. Denis NETTER, M. Farid MEIBODY-TABAR et M. Julien FONTCHASTAGNER. Je pense également à Mme Isabelle SCHWENKER, Mme Sophie GUICHARD, M. Fabrice TESSON et M. Fadi SHARIF pour leur aide indispensable et dévouée dans l'élaboration du banc expérimental. Je pense enfin aux secrétaires du laboratoire Mme Latifa ZOUA et Mme Sylvie COLINET qui nous simplifient agréablement la gestion administrative d'une thèse.

Je remercie également les membres de la société LORELEC qui ont de près ou de loin pris part à ces travaux de recherche à travers leurs conseils, discussions et accompagnement. Je pense particulièrement à Aude BRETON, Emmanuel FABVRE, Jonathan MULLER, Justine HIRSCHENHAHN, Olivier BOUROT ainsi que Thomas JUBERT.

Je suis très reconnaissant envers tous mes camarades du labo pour l'ambiance de travail agréable, leur aide, leur écoute et leur soutien. Merci à Adrien CORNE pour son ouverture au-delà de la thèse, sa passion naissante pour l'escalade, et tous ces moments partagés dans le bureau. Heureusement que Davide DELL'ISOLA, toujours inspiré, connaît les bonnes histoires et le café italien. Un immense merci pour les grands moments sportifs avec Baptiste RISTAGNO, Dominique GIRAUD, François KREMER et Jean Baptiste WIART. Et une pensée pour tous mes collègues doctorants, Abderrahmane DJAOUTI, Dinh Lâm DANG, Hamidreza ZANDI, Maxime LAPIQUE, Peyman HAGHGOOEI, Prisca RAKOTOMANGA, Quentin COMBE, Saeid AGHAEI HASHJIN, Songklod SRIPRANG, Shengzhao PANG, Thomas BARRACO ainsi que Tomasso BORZONE. Sans oublier nos aînés : Geoffrey DEVORNIQUE, Hassan MOUSSA, Ivano FORRISI, Jérémy CUENOT, Najla HAJE-OBEID, Marc BUFFO.

Je remercie infiniment mon exceptionnelle compagne de route, Laure DELMAS, pour son soutien indéfectible et sa patience à toute épreuve. Elle a su réunir les conditions nécessaires pour conserver un équilibre personnel et professionnel indispensable tout au long de ces années de doctorat.

Une pensée pour Priscilla BARBIER, toujours à l'écoute quand ça n'allait pas et très douée pour trouver des solutions aux problèmes. Sans oublier Axelle VALLOT, que je remercie pour son énergie et sa joie de vivre très communicative et Juliette HUBERT pour ses conseils éclairés de dernières minutes.

Merci enfin à ma famille qui m'a épaulé et encouragé tout au long de mes études.

# Table des matières

<b>Remerciements</b>	<b>ii</b>
<b>Table des matières</b>	<b>iii</b>
<b>Table des figures</b>	<b>vii</b>
<b>Liste des tableaux</b>	<b>xv</b>
<b>Notations et Abréviations</b>	<b>xvii</b>
<b>Introduction</b>	<b>1</b>
<b>1 Étude des phénomènes de tensions et courants d'arbre</b>	<b>3</b>
1.1 Introduction . . . . .	4
1.2 Phénomènes physiques mis en jeu . . . . .	4
1.2.1 Phénomènes décorrélés d'une alimentation par onduleur . . . . .	4
1.2.2 Phénomènes liés à l'alimentation par onduleur . . . . .	6
1.3 Moyens de mesure appropriés . . . . .	13
1.3.1 Mesures de tension . . . . .	14
1.3.2 Mesures de courant . . . . .	15
1.3.3 Mesures radio-fréquences . . . . .	17
1.4 Conséquences sur les roulements . . . . .	19
1.4.1 Introduction aux défauts de roulements . . . . .	19
1.4.2 Description du défaut de roulement d'origine électrique . . . . .	22
1.4.3 Phénomène d'électroérosion et formation de cratères . . . . .	25
1.4.4 Processus de dégradation électrique du roulement . . . . .	27
1.5 Techniques d'atténuation des courants d'arbre . . . . .	30
1.5.1 Protections installées sur la machine . . . . .	31
1.5.2 Protections installées sur l'onduleur . . . . .	38
1.6 Conclusion . . . . .	41
<b>2 Le défaut de rugosité généralisée : génération par décharges capacitives et proposition d'une méthode de vieillissement</b>	<b>43</b>
2.1 Introduction . . . . .	44
2.2 Définition d'une méthode de vieillissement électrique du roulement . . . . .	45
2.2.1 Génération artificielle d'un défaut de rugosité généralisée . . . . .	45
2.2.2 Contraintes électriques subies par un roulement . . . . .	46

2.2.3	Analyse des méthodes de vieillissement par décharges capacitives . . . . .	51
2.2.4	Définition d'une méthode de vieillissement par décharges capacitives . . . . .	54
2.3	Mise au point de la méthode de vieillissement électrique proposée . . . . .	59
2.3.1	Construction d'un banc d'essai . . . . .	59
2.3.2	Choix de la tension excitatrice à imposer au roulement . . . . .	74
2.3.3	Choix de la fréquence excitatrice à imposer au roulement . . . . .	81
2.3.4	Conclusion sur le dispositif de vieillissement . . . . .	85
2.4	Conditions de fonctionnement influant sur le phénomène de décharge capacitive . . . . .	85
2.4.1	Influence de la phase de démarrage moteur . . . . .	86
2.4.2	Influence de la vitesse de rotation . . . . .	93
2.4.3	Influence de la température du roulement . . . . .	97
2.4.4	Influence du lubrifiant . . . . .	102
2.4.5	Influence des vibrations . . . . .	107
2.4.6	Conclusion sur les conditions de fonctionnement . . . . .	110
2.5	Conclusion . . . . .	111
<b>3</b>	<b>Détection du défaut de rugosité généralisée : exploitation de signaux de synthèse</b>	<b>113</b>
3.1	Introduction . . . . .	114
3.2	Caractéristiques du défaut de rugosité généralisée . . . . .	116
3.2.1	Influence du défaut sur les grandeurs électriques . . . . .	116
3.2.2	Influence du défaut sur les grandeurs mécaniques et thermiques	118
3.3	Construction de signaux vibratoires de synthèse . . . . .	120
3.3.1	Hypothèses et contraintes de travail . . . . .	120
3.3.2	Signal 1 . . . . .	123
3.3.3	Signal 2 . . . . .	128
3.4	Méthodes de détection . . . . .	132
3.4.1	Filtrage de Wiener . . . . .	133
3.4.2	Traitement de signal temps-fréquence . . . . .	136
3.5	Mise en œuvre et comparaison des méthodes de détection sur les signaux de synthèse . . . . .	140
3.5.1	Paramétrage utilisé pour les signaux de synthèse et les méthodes de détection . . . . .	141
3.5.2	Définition des métriques de comparaison des indicateurs . . . . .	145
3.5.3	Application des méthodes de détection sur les signaux de synthèse . . . . .	147
3.6	Conclusion . . . . .	152
	<b>Conclusion générale et perspectives</b>	<b>153</b>

<b>Annexes</b>	<b>157</b>
<b>A Éléments constituant le banc d’essai</b>	<b>159</b>
A.1 Moteur asynchrone à cage M1 . . . . .	160
A.2 Moteur asynchrone à cage M2 . . . . .	160
A.3 Roulements et graisses utilisés . . . . .	160
A.4 Onduleurs triphasés . . . . .	161
<b>B Mesures réalisées sur le banc d’essai</b>	<b>162</b>
B.1 Instruments de mesure . . . . .	162
B.2 Détection optimale des décharges capacitives . . . . .	163
B.3 Comportement électrique du lubrifiant . . . . .	165
B.4 Niveaux vibratoires . . . . .	168
<b>C Implémentations industrielles à LORELEC</b>	<b>169</b>
C.1 Rappel sur les stratégies de maintenance . . . . .	169
C.2 Rappel sur le défaut de roulement localisé . . . . .	171
C.3 Module de supervision de la plateforme d’essai . . . . .	172
C.4 Module d’exploitation des mesures vibratoires de la plateforme d’essai	176
<b>Contribution de la thèse</b>	<b>179</b>
<b>Bibliographie</b>	<b>181</b>



# Table des figures

1.2.1	Tensions et courants d'arbre dus aux asymétries magnétiques . . . .	5
1.2.2	Origines des courants de palier hautes fréquences, Muetze & Binder (2007b) . . . . .	7
1.2.3	Schéma d'un roulement à billes . . . . .	7
1.2.4	Schéma équivalent des capacités parasites intervenant dans la génération de courants de palier hautes fréquences, Muetze (2004)	9
1.2.5	Courants capacitifs HF traversant les roulements d'une machine. Si le claquage du lubrifiant se produit dans un des roulements, un courant associé à la décharge capacitive traverse le roulement . . . .	10
1.2.6	Exemple de décharge capacitive dans un roulement 6309 C3 d'une machine de 15 kW Niskanen (2014) . . . . .	11
1.2.7	Phénomène inductif à l'origine des courants de circulation HF traversant les roulements d'une machine . . . . .	12
1.2.8	Passage d'un courant entre le rotor et la terre par le chemin de plus faible impédance dans le cas où la machine présente une mauvaise connexion à la terre . . . . .	13
1.3.9	Exemple de mesures de tension de palier : sonde d'oscilloscope adaptée au contact tournant (à gauche), source LORELEC, balai en carbone (à droite), Magdun & Binder (2009) . . . . .	14
1.3.10	Exemple de mesures de tension de palier : balais de type tresse utilisé pour le monitoring de la tension de palier, Stone <i>et al.</i> (2014)	15
1.3.11	Exemple de mesure du courant circulant entre une machine et sa charge (rotor-ground current) au moyen d'une sonde de Rogowski .	16
1.3.12	Mesure de courant de palier selon la méthode proposée par Muetze & Binder (2007c) . . . . .	17
1.3.13	Banc d'essai réalisant une détection radio-fréquence des décharges capacitatives dans les roulements, Särkimäki (2009) . . . . .	18
1.3.14	Antenne portable de SKF détectant les décharges électriques dans un roulement, SKF (2008) . . . . .	18
1.4.15	Schéma d'un roulement à billes à gorge profonde, répartition des contraintes radiales sous une charge radiale avec la bague interne en rotation (configuration la plus courante) . . . . .	20

1.4.16	Défauts non localisés sur des roulements à rouleaux, NSK (2009) 1 - Bague intérieure, défaut de type « <i>adhesive wear (smearing)</i> » dû à une quantité trop importante de graisse conduisant à un glissement des rouleaux 2 - Bague intérieure, défaut de type « <i>adhesive wear (smearing)</i> » dû à un manque de lubrifiant 3 - Bague extérieure, défaut de corrosion dû à un environnement humide 4 - Bague intérieure, défaut de corrosion électrique, piqûres sur la piste du roulement . . . . .	22
1.4.17	Micro-pitting sur un roulement 6209 C3 (à gauche vue au microscope électronique à balayage), marquage « gris » sur un roulement 6309 C3 (à droite vue au microscope optique), Muetze (2004) . . . . .	23
1.4.18	Fluting avancé sur des surfaces de roulements : à gauche, roulement 6310 C3, zone de charge de la bague externe (partie inférieure), à droite, roulement NU 226 C3, bague interne. Source : LORELEC, inspection visuelle . . . . .	24
1.4.19	Défaut de fluting avancé sur un roulement 6326 C3, moteur 900 kW - 660 V, bague externe (zone de charge en haut à gauche), bague interne (à droite). Source : LORELEC, inspection visuelle . . . . .	25
1.4.20	Différentes étapes pouvant se produire lors d'une décharge dans un roulement par analogie avec le processus d'électroérosion décrit dans Poco Graphite Inc (2013) . . . . .	27
1.4.21	Graisse noircie largement dégradée par des passages de courant (visible sur le roulement à billes 6226 C3), défaut de fluting avancé sur un roulement NU 226 C3, moteur 630 kW - 660 V, source LORELEC . . . . .	28
1.4.22	En haut : roulement neuf (à gauche), défaut de « frosting » (à droite), vues au microscope électronique à balayage, Oh (2006). En bas : électroérosion avancée, zones de métal vaporisé et zones de métal refondu, Kriese <i>et al.</i> (2012) . . . . .	30
1.4.23	Fluting avancé sur un roulement 6210 Tishmacher & Gattermann (2012 <i>b</i> ) (à gauche) vu au microscope électronique à balayage, fluting avancé sur un roulement 6308 C3 (à droite), vu à l'inspection visuelle, source LORELEC . . . . .	30
1.5.24	Configuration typiquement employée dans l'industrie pour minimiser l'impact des courants de palier, Schiferl & Melfi (2004) . . . . .	32
1.5.25	Roulements INSOCOAT de SKF typiquement employées dans l'industrie pour minimiser l'impact des courants de palier . . . . .	32
1.5.26	Système de mise à la masse de l'arbre potentiellement à risque selon Schiferl & Melfi (2004) car le roulement opposé au système de mise à la masse est moins protégé . . . . .	34

1.5.27	Balais en carbone (à gauche et au centre), bague en fibre de carbone (à droite) utilisés pour minimiser les courants de palier, source LORELEC . . . . .	35
1.5.28	Type de câble d'alimentation recommandé par Link (1999) pour minimiser les courants de mode commun sur un système d'entraînement alimenté par onduleur de tension . . . . .	36
1.5.29	Shunt tournant à couplage capacitif présenté dans Ludois & Reed (2015) et permettant de réduire la tension de palier . . . . .	38
1.5.30	Filtre sinus (à gauche), filtre $dv/dt$ (à droite) . . . . .	39
1.5.31	Self de mode commun (à gauche) et filtre $dv/dt$ et $V_{com}$ (à droite) . . . . .	40
2.2.1	Visualisation des décharges capacitives avec les phases isolantes et conductrices du lubrifiant. Cet exemple provient de mesures réalisées sur le roulement 6208 C3 de notre banc d'essai (voir section 2.3.1.3) . . . . .	48
2.2.2	Schéma équivalent modélisant le comportement résistif d'un roulement monté sur une machine de faible puissance alimentée par un onduleur de tension . . . . .	49
2.2.3	Diagramme de Bode en amplitude de la fonction de transfert $\underline{H}(j\omega)$ . . . . .	50
2.2.4	Représentation temporelle et fréquentielle d'une tension de mode commun typiquement mesurée sur une machine de faible puissance, $V_{bus} = 500 V$ et $F_p = 5 kHz$ . . . . .	50
2.2.5	Représentation fréquentielle de la tension de palier $V_b$ calculée à partir du diagramme de Bode en figure 2.2.3 et de la tension de mode commun $V_{com}$ en figure 2.2.4 . . . . .	51
2.2.6	Exemple de méthode de vieillissement électrique d'un roulement, Stack <i>et al.</i> (2005) . . . . .	52
2.2.7	Méthodes existantes de vieillissement d'un roulement par injection de courants HF . . . . .	53
2.2.8	Modèle décrivant le mécanisme d'une décharge dans un roulement Gemeinder <i>et al.</i> (2014) . . . . .	55
2.2.9	Formes typiques des décharges capacitives dans un roulement. Cet exemple est issu du roulement 6208 C3 de notre banc d'essai (voir section 2.3.1.4, montage 2) . . . . .	56
2.3.10	Machine M1, côté accouplement. Placement de l'accéléromètre pour les mesures vibratoires (en haut); mesure (à droite) et injection (à gauche) de la tension de palier $V_b$ (entre l'arbre en rotation et la carcasse de la machine) . . . . .	60
2.3.11	Exemple de décharge capacitive dans le roulement d'étude 6208 2Z C3 de la machine M1 alimentée par onduleur, $F_p = 30 kHz$ , $F_{ech} = 250 MS/s$ . . . . .	62

2.3.12	Méthode de mesure de la tension de palier $V_b$ au cours du temps et calcul de l'activité de décharge moyenne sur une durée $t_m$ . . . . .	63
2.3.13	Détection de décharges capacitatives dans le roulement d'étude 6208 2Z C3 de la machine M1 alimentée selon le montage 2, $f_{ex} = 10 kHz$ , $F_{ech} = 12.5 MS/s$ , $V_{b,seuil} = 1.5 V$ . . . . .	64
2.3.14	Mesure de la capacité équivalente $C_{tot}$ par le biais d'un échelon de tension . . . . .	65
2.3.15	Mesure de la capacité équivalente $C_{tot,m}$ par le biais d'échelons de tension pour $T_b = 22 °C$ . . . . .	65
2.3.16	Méthode de calcul de l'énergie dissipée par les décharges capacitatives sur une durée de fonctionnement $t_{op}$ . . . . .	66
2.3.17	Générateur utilisé en électroérosion et forme des impulsions de tensions Kremer (2000) . . . . .	67
2.3.18	Détection de décharges capacitatives dans le roulement d'étude 6208 2Z C3 de la machine M1 alimentée par onduleur selon le montage 1, $F_p = 30 kHz$ , $F_{ech} = 12.5 MS/s$ . Le seuil de détection est fixé à $V_{b,seuil} = 5 V$ dans cet exemple . . . . .	69
2.3.19	Montage 2 utilisé pour générer des décharges capacitatives dans le roulement d'étude 6208 2Z C3 de la machine M1 (à gauche); forme d'onde de la tension de sortie à vide $V_s$ pour $f_{ex} = 10 kHz$ (à droite)	69
2.3.20	Schéma électrique équivalent décrivant le mécanisme d'une décharge dans le roulement d'étude 6208 2Z C3 de la machine M1, montage 2 . . . . .	70
2.3.21	Détection de décharges capacitatives dans le roulement d'étude 6208 2Z C3 de la machine M1 alimentée selon le montage 2, $f_{ex} = 30 kHz$ , $F_{ech} = 12.5 MS/s$ , $V_{b,seuil} = 1.5 V$ . . . . .	71
2.3.22	Montage 3 utilisé pour générer des décharges capacitatives dans le roulement d'étude 6208 2Z C3 de la machine M1 (à gauche); forme d'onde de la tension de sortie à vide $V_s$ pour $f_{ex} = 10 kHz$ (à droite)	71
2.3.23	Durée de pré-claquage et durée entre deux décharges consécutives lors d'un essai de 120 min avec le montage 2 . . . . .	73
2.3.24	Tensions d'excitation $V_s$ à vide en sortie d'onduleur dans le cadre de l'essai 2, pour le montage 2 (en bleu) et le montage 3 (en cyan)	75
2.3.25	Activité de décharge mesurée sur la machine M1 lors de variation de $V_{ex}$ en fonctionnement, montage 2, $V_{b,seuil} = 1.5 V$ . . . . .	76
2.3.26	Énergie dissipée dans le roulement par décharges capacitatives pendant $t_{op} = 30 min$ en fonction de la tension $V_{ex}$ imposée au cours du temps, montage 2, $V_{b,seuil} = 1.5 V$ . . . . .	78
2.3.27	Densité de probabilité de la variable aléatoire $V_c$ qui représente les tensions de claquage pour $V_{ex} = 25 V$ et $V_{b,seuil} = 1.5 V$ . . . . .	79
2.3.28	Activité de décharge dans le cas d'un montage unipolaire (en bleu) et bipolaire (en cyan) pour $f_{ex} = 1 kHz$ , $V_{b,seuil} = 1.5 V$ . . . . .	80

2.3.29	Activité de décharge mesurée sur la machine M1 lors de variation de $f_{ex}$ en fonctionnement, montage 2, $V_{b,seuil} = 1.5 V$ . . . . .	83
2.3.30	Activité de décharge mesurée sur la machine M1 pour $f_{ex} = 10 kHz$ et $f_{ex} = 0 Hz$ , montage 2, $V_{b,seuil} = 1.5 V$ . . . . .	84
2.4.31	Activité de décharge mesurée dès le démarrage de la machine M1 et pendant 100 min, montage 2, $V_{b,seuil} = 1.5 V$ . . . . .	88
2.4.32	Répartition des tensions de claquage pour $t_{op} = [0, 10] min$ et $t_{op} = [90, 100] min$ , montage 2, $V_{b,seuil} = 1.5 V$ . . . . .	89
2.4.33	Activité de décharge en fonction des tensions de claquage mesurée dès le démarrage de la machine M1 et pendant 100 min, montage 2, $V_{b,seuil} = 1.5 V$ . . . . .	90
2.4.34	Activité de décharge correspondant à 8 démarrages successifs de 20 min espacés de 5 min de repos mécanique, machine M1, montage 2, $V_{b,seuil} = 1.5 V$ . . . . .	91
2.4.35	Comparaison de l'activité de décharge mesurée sur 4 démarrages successifs et sur un démarrage unique, machine M1, montage 2, $V_{b,seuil} = 1.5 V$ . . . . .	91
2.4.36	Comparaison de l'activité de décharge mesurée sur 10 démarrages successifs et sur un démarrage unique, machine M1, montage 2, $V_{b,seuil} = 1.5 V$ . . . . .	93
2.4.37	Activité de décharge et vibrations en fonction de la vitesse de rotation de la machine M1, montage 1, $V_{b,seuil} = 7 V$ . . . . .	95
2.4.38	Énergie dissipée par décharges capacitives en fonction de la vitesse de rotation de la machine M1, montage 1, $V_{b,seuil} = 7 V$ . . . . .	96
2.4.39	Activité de décharge lors de variations de vitesse et à vitesse fixe, machine M1, montage 1, $V_{b,seuil} = 7 V$ . . . . .	97
2.4.40	Protocole d'essai mis en place pour la mesure de l'activité de décharge sur la machine M1 pour les température de roulement $T_b = 22 °C$ et $T_b = 33 °C$ , montage 2 . . . . .	98
2.4.41	Activité de décharge mesurée sur la machine M1 dès le démarrage et pendant 90 min pour $T_b = 33 °C$ et $T_b = 22 °C$ , montage 2, $V_{b,seuil} = 1.5 V$ . . . . .	99
2.4.42	Répartition des tensions de claquage mesurée sur la machine M1 (7.5 kW) sur $t_{op} = [60, 90] min$ , montage 2, $V_{b,seuil} = 1.5 V$ . . . . .	100
2.4.43	Visualisation de décharges mesurée sur la machine M1 pour $V_{ex} = 10 V$ et $f_{ex} = 10 kHz$ pour $t_{op} = 80 min$ . . . . .	101
2.4.44	Activité de décharge (DA) mesurée sur les roulements NS7 et WT, montage 2, $V_{b,seuil} = 1.5 V$ . . . . .	103
2.4.45	Répartition des tensions de claquage sur les roulements NS7 et WT pendant $t_{op} = [90, 120] min$ , montage 2, $V_{b,seuil} = 1.5 V$ . . . . .	104
2.4.46	Mesure de la capacité équivalente $C_{tot,m}$ par le biais d'échelons de tension pour $T_b = 25 °C$ en régime permanent . . . . .	105

2.4.47	Mesure de la capacité équivalente $C_{tot}$ par le biais d'un échelon de tension . . . . .	106
2.4.48	Vibrations mesurées sur la machine M1 lors d'une augmentation du niveau vibratoire par introduction de jeu entre le support et la machine pour $t_{op} \in [147, 161] \text{ min}$ . . . . .	108
2.4.49	Activité de décharge (DA) mesurée sur la machine M1, montage 2. La machine est non fixée pour $t_{op} \in [147, 161] \text{ min}$ . . . . .	109
3.3.1	Contenu fréquentiel du spectre de l'accélération verticale efficace $x_v$ du roulement d'étude 6208 2Z C3 de la machine M1 à 1500 tr/min dans l'état sain . . . . .	122
3.3.2	Recherche des maximum locaux utilisés dans la construction du signal sain $x_s$ . . . . .	123
3.3.3	Construction du signal vibratoire $x_s$ modélisant un roulement sain	124
3.3.4	Construction du signal vibratoire $x_{rg}$ modélisant le défaut de rugosité généralisée . . . . .	126
3.3.5	Construction du signal de synthèse $x_d$ pour l'état défaillant; introduction de caractéristiques du défaut de rugosité généralisée .	127
3.3.6	Signaux temporels, $x'_s$ (en noir), $x_{brg1}$ (en bleu), $x'_{rg}$ (en magenta) utilisés pour construire le signal $x_d$ (état défaillant) . . . . .	127
3.3.7	Signal vibratoire temporel $x_1$ modélisant un roulement dans l'état sain (signal $x_s$ en noir) et dans l'état défaillant en présence des caractéristiques du défaut de rugosité généralisée (signal $x_d$ en rouge)	128
3.3.8	Contenu fréquentiel du signal vibratoire $x_1$ modélisant un roulement dans l'état sain (signal $x_s$ en noir) et dans l'état défaillant en présence des caractéristiques du défaut de rugosité généralisée (signal $x_d$ en rouge) . . . . .	128
3.3.9	Construction du signal d'accélération vibratoire $x_s$ (état sain) . . .	129
3.3.10	Contenu fréquentiel entre 1 kHz et 10 kHz du signal sain $x_s$ . Visualisation des bandes de fréquences sélectionnées aléatoirement selon la relation 3.3.9 . . . . .	130
3.3.11	Construction du signal vibratoire $x_{rg}$ modélisant le défaut de rugosité généralisée . . . . .	131
3.3.12	Signal temporel $x_2$ pour un état sain un état défaillant . . . . .	131
3.3.13	Contenu fréquentiel du signal $x_2$ pour un état sain et un état défaillant	132
3.4.14	Calcul d'indicateurs du défaut de rugosité généralisée à l'aide d'un algorithme de traitement de signal basé sur la déviation entre le signal vibratoire sain pré-enregistré $x_s$ et un signal vibratoire $x_{rg}$ issu du monitoring . . . . .	133
3.4.15	Illustration de l'application d'un filtre de Wiener en vu de débruiter le signal $x_{rg}$ par une estimation du bruit $x_s$ . . . . .	134

3.4.16	Calcul de l'indicateur $\chi_{fw}$ du défaut de rugosité généralisée lors du monitoring d'un roulement par l'utilisation d'un filtre de Wiener déterminé par le signal vibratoire sain $x_s$ et appliqué à un signal vibratoire $x_{rg}$ issu du monitoring du roulement . . . . .	135
3.4.17	Calcul de l'indicateur $\chi_{ss}$ du défaut de rugosité généralisée lors du monitoring d'un roulement en utilisant une soustraction spectrale entre un signal vibratoire sain $x_s$ et un signal vibratoire $x_{rg}$ issu du monitoring . . . . .	138
3.4.18	Calcul du kurtosis spectral d'un signal . . . . .	140
3.4.19	Calcul de l'indicateur $\chi_{ks}$ du défaut de rugosité généralisée lors du monitoring d'un roulement par la méthode du kurtosis spectral . . . . .	140
3.5.20	Calcul des indicateurs du défaut de rugosité généralisée applicables aux deux types de signaux vibratoires de synthèse $x_1$ et $x_2$ construits dans les sections 3.3.2 et 3.3.3 . . . . .	141
3.5.21	Signal vibratoire de synthèse $x_1$ sur $N_s + N_d$ observations . . . . .	142
3.5.22	Signal vibratoire de synthèse $x_2$ sur $N_s + N_d$ observations . . . . .	143
3.5.23	Sélection des ordres des filtres de Wiener associés aux signaux du régime sain $x_{s1}(1)$ et $x_{s2}(1)$ . . . . .	144
3.5.24	Kurtosis spectral du signal de synthèse $x_1$ dans le régime sain (observation n° 1 du signal $x_{s1}$ ) et le régime défaillant (observation n° 20 du signal $x_{d1}$ ) . . . . .	147
3.5.25	Spectrogramme du signal de synthèse $x_1$ dans le régime sain (observation n° 1 du signal $x_{s1}$ en haut) et le régime défaillant (observation n° 20 du signal $x_{d1}$ en bas) . . . . .	148
3.5.26	Indicateurs de défaut - signal $x_1$ . . . . .	149
3.5.27	Kurtosis spectral du signal de synthèse $x_2$ dans le régime sain (observation n° 1 du signal $x_{s2}$ ) et le régime défaillant (observation n° 20 du signal $x_{d2}$ ) . . . . .	150
3.5.28	Spectrogramme du signal de synthèse $x_2$ dans le régime sain (observation n° 1 du signal $x_{s2}$ en haut) et le régime défaillant (observation n° 20 du signal $x_{d2}$ en bas) . . . . .	150
3.5.29	Indicateurs de défaut - signal $x_2$ . . . . .	151
A.1	Photo du banc d'essai utilisé pour le vieillissement de roulements . . . . .	159
B.1	Tension de palier $V_b$ mesurée sur la machine M1, exemple d'une décharge échantillonnée à $F_{ech} = 250 MS/s$ (en bleu) et à $F_{ech} = 12.5 MS/s$ (en rouge) selon la relation B.1 . . . . .	163
B.2	Visualisation de décharges mesurée sur la machine M1 pour $V_{ex} = 10 V$ et $f_{ex} = 10 kHz$ pour $t_{op} < 1 min$ , montage 2, $V_{b,seuil} = 1.5 V$ . . . . .	165
B.3	Visualisation de décharges mesurée sur la machine M1 pour $V_{ex} = 10 V$ et $f_{ex} = 10 kHz$ pour $t_{op} = 10 min$ , montage 2, $V_{b,seuil} = 1.5 V$ . . . . .	166

B.4	Visualisation de décharges mesurée sur la machine M1 pour $V_{ex} = 10 V$ et $f_{ex} = 10 kHz$ pour $t_{op} \in [11, 60] min$ , montage 2, $V_{b,seuil} = 1.5 V$ . . . . .	166
C.1	Communication de MSPE avec l'environnement LORELEC . . . . .	173
C.2	Face-avant des onglets « indicateurs » (en haut) et « analyse vibratoire » (en bas) de l'application LabVIEW développée à LORELEC . . . . .	174
C.3	Schéma fonctionnel des 7 boucles de MSPE . . . . .	175
C.4	Diagramme du VI principal de MSPE . . . . .	176
C.5	Face-avant du VI principal de LMS, exemple de détection d'un défaut de rugosité généralisée à un stade très avancé . . . . .	177

# Liste des tableaux

2.2.1	Influence de la taille des machines sur la présence des phénomènes HF au sein du roulement . . . . .	47
2.3.2	Mesure de la capacité équivalente $C_{tot,m}$ pour trois configurations différentes . . . . .	66
2.3.3	Estimation de l'activité de décharge dans le roulement en fonction de la tension d'excitation $V_{ex}$ pendant $t_{op} = 30 \text{ min}$ . . . . .	77
2.3.4	Estimations de l'activité de décharge et de l'énergie dissipée dans le roulement en fonction de la polarité du dispositif employé et pendant $t_{op} = [90, 120] \text{ min}$ . . . . .	81
2.3.5	Estimation de l'activité de décharge dans le roulement en fonction de la fréquence d'excitation $f_{ex}$ pendant $t_{op} = 30 \text{ min}$ . . . . .	83
2.3.6	Estimations de l'activité de décharge et de l'énergie dissipée dans le roulement pour $f_{ex} = 10 \text{ kHz}$ et $f_{ex} = 0 \text{ Hz}$ pendant $t_{op} = [90, 120] \text{ min}$ . . . . .	84
2.4.7	Activité de décharge et énergie dissipée pour des démarrages successifs espacés d'un temps de repos mécanique de 5 min et un démarrage unique, montage 2, $V_{b,seuil} = 1.5 \text{ V}$ . . . . .	92
2.4.8	Activité de décharge et énergie dissipée pour des démarrages successifs sans temps de repos mécanique et un démarrage unique, montage 2, $V_{b,seuil} = 1.5 \text{ V}$ . . . . .	93
2.4.9	Estimations de l'activité de décharge et de l'énergie dissipée dans le roulement en fonction de la température $T_b$ pendant $t_{op} = [60, 90] \text{ min}$	100
2.4.10	Estimation de l'activité de décharge dans les roulements NS7 et WT pendant $t_{op} = [90, 120] \text{ min}$ . . . . .	104
2.4.11	Mesure de la capacité équivalente $C_{tot,m}$ pour le roulement WT à 1500 tr/min . . . . .	106
2.4.12	Estimation de l'activité de décharge et de l'énergie dissipée dans le roulement pour différentes configurations vibratoires (voir figure 2.4.48) . . . . .	109
3.5.1	Critères de performances pour les méthodes de détection employées sur le signal $x_1$ . . . . .	149
3.5.2	Critères de performances pour les méthodes de détection employées sur le signal $x_2$ . . . . .	151

A.1	Caractéristiques techniques des graisses SKF standard et spéciales pour roulement rigides à billes avec dispositif d'étanchéité SKF (2013)	161
B.1	Indicateurs vibratoires calculés à 1500 tr/min sur la machine M1 à 1500 tr/min . . . . .	168

# Notations et Abréviations

## Notations

### Chapitre 1

Symbole	Unité	Dénomination
$V_{sh}$	$V$	Tension d'arbre
$i_b$	$A$	Courant d'arbre - courant de palier
$V_b$	$V$	Tension de palier
$V_{com}$	$V$	Tension de mode commun
$V_u$	$V$	Tension simple de la phase u
$V_v$	$V$	Tension simple de la phase v
$V_w$	$V$	Tension simple de la phase w
$V_Y$	$V$	Tension de mode commun mesurée sur le bobinage statorique
$f_r$	$Hz$	Fréquence équivalente d'un front de tension
$t_r$	$s$	Temps de montée
$C_{wf}$	$F$	Capacité entre l'ensemble du bobinage statorique et du fer statorique
$C_{wr}$	$F$	Capacité entre l'ensemble du bobinage statorique et le rotor
$C_{rf}$	$F$	Capacité entre l'ensemble du fer statorique et le fer rotorique
$C_b$	$F$	Capacité du roulement
$C_{b,CA}$	$F$	Capacité du roulement CA
$C_{b,COA}$	$F$	Capacité du roulement COA
$V_{b,CA}$	$V$	Tension de palier du roulement CA
$V_{b,COA}$	$V$	Tension de palier du roulement COA
$BVR$	-	Rapport entre $V_b$ et $V_Y$ ( <i>Bearing Voltage Ratio</i> )
$V_c$	$V$	Tension de claquage du lubrifiant d'un roulement
$i_{b,max}$	$A$	Courant de palier maximum
$DA$	$s^{-1}$	Activité de décharge ( <i>Discharge Activity</i> )
$R_b$	$\Omega$	Résistance du roulement
$i_{com}$	$A$	Courant de mode commun
$i_a$	$A$	Courant de la phase a
$i_b$	$A$	Courant de la phase b
$i_c$	$A$	Courant de la phase c
$I_{cbc}$	$A$	Courant de circulation ( <i>Circulating Bearing Current</i> )
$H_a$	$m$	Hauteur d'axe d'une machine

Symbole	Unité	Dénomination
$i_{rg}$	$A$	Courant entre le rotor et la terre ( <i>Rotor-Ground Current</i> )
$L_{sf}$	$H$	Inductance du filtre sinus
$C_{sf}$	$F$	Capacité du filtre sinus
$L_{cm}$	$H$	Inductance du filtre $\frac{dv}{dt}$
$V_{dc}$	$V$	Tension du bus continu
$L_f$	$H$	Inductance du filtre $\frac{dv}{dt}$ et $V_{com}$
$R_f$	$\Omega$	Résistance du filtre $\frac{dv}{dt}$ et $V_{com}$
$C_f$	$F$	Capacité du filtre $\frac{dv}{dt}$ et $V_{com}$

## Chapitre 2

Symbole	Unité	Dénomination
$H_a$	$m$	Hauteur d'axe d'une machine
$P_n$	$W$	Puissance mécanique nominale
$\rho_{lb}$	$\Omega.m$	Résistivité du lubrifiant
$C_{wf}$	$F$	Capacité entre l'ensemble du bobinage statorique et du fer statorique
$C_{wr}$	$F$	Capacité entre l'ensemble du bobinage statorique et le rotor
$C_{rf}$	$F$	Capacité entre l'ensemble du fer statorique et le fer rotorique
$R_b$	$\Omega$	Résistance du lubrifiant du roulement
$Z_{th}$	$\Omega$	Impédance de Thévenin
$C_{b,CA}$	$F$	Capacité du roulement CA
$C_{b,COA}$	$F$	Capacité du roulement COA
$V_{com}$	$V$	Tension de mode commun
$V_b$	$V$	Tension de palier
$\omega$	$rad.s^{-1}$	Pulsation électrique
$H$	-	Fonction de transfert
$i_{b,eff}$	$A$	Courant efficace traversant le roulement
$V_{b,eff}$	$V$	Tension de palier efficace
$R_{b,min}$	$\Omega$	Résistance minimale du lubrifiant du roulement
$F_p$	$Hz$	Fréquence de découpage de l'onduleur
$V_{bus}$	$V$	Tension du bus continu de l'onduleur
$V_{com,eff}$	$V$	Tension de mode efficace
$R_P$	$\Omega$	Résistance de protection
$C_T$	$F$	Capacité en parallèle du roulement
$DA$	$s^{-1}$	Activité de décharge ( <i>Discharge Activity</i> )
$E_{b,arc}$	$J$	Énergie capacitive dissipée dans le roulement
$V_{b,arc}$	$V$	Tension de palier maximale lors d'une décharge

<b>Symbole</b>	<b>Unité</b>	<b>Dénomination</b>
$i_{b,max}$	$A$	Courant de palier maximum
$N_{arc}$	-	Nombre de décharges
$t_{arc}$	$s$	Durée de la décharge
$R_{EDM}$	$\Omega$	Résistance électrique du film de lubrifiant au moment de la décharge
$R_{b,CA}$	$\Omega$	Résistance du roulement CA
$R_{b,COA}$	$\Omega$	Résistance du roulement COA
$C_{tot}$	$F$	Capacité équivalente totale vue par le roulement
$E_{b,dis}$	$J$	Énergie d'une décharge associée à $C_{tot}$ et dissipée dans le roulement
$V_c$	$V$	Tension de claquage (tension maximale au moment d'une décharge)
$C_b$	$F$	Capacité du roulement d'étude
$h_{lb}$	$\mu m$	Épaisseur de lubrifiant
$E_{lb}$	$kV/m$	Rigidité diélectrique d'un lubrifiant
$A_B$	$F.m$	Coefficient caractérisant la capacité $C_b$
$E_{fusion}$	$\mu J$	Énergie de fusion
$E_{vaporisation}$	$\mu J$	Énergie de vaporisation
$r$	$\mu m$	Rayon
$E_{b,max}$	$J$	Énergie maximale autorisée par décharge
$T_b$	$^{\circ}C$	Température du roulement
$\tau_{EDM}$	$s$	Durée de la chute de tension pendant une décharge
$V_{b,seuil}$	$V$	Tension seuil pour la détection des décharges
$V_{c,max}$	$V$	Tension de claquage maximale mesurée sur le roulement d'étude
$F_{ech}$	$Hz$	Fréquence d'échantillonnage
$t_m$	$s$	Durée sur laquelle l'activité de décharge est estimée
$t_{obs}$	$s$	Durée d'observation de la tension de palier
$DA_m$	$s^{-1}$	Activité de décharge moyenne
$N_{dis}$	-	Nombre de décharges détectées avec le seuil $V_{b,seuil}$ sur la durée $t_{obs}$
$N_{mes}$	-	Nombre de mesures réalisées
$C_{tot,m}$	$F$	Capacité équivalente moyenne vue par le roulement
$V_{gbf}$	$V$	Tension de sortie du GBF
$\tau'_c$	$s$	Constante de temps du circuit $R'_L C_{tot}$
$R'_L$	$\Omega$	Résistance utilisée pour l'identification de $C_{tot,m}$
$C_{tot,\sigma}$	$F$	Écart type de la capacité équivalente $C_{tot}$
$E_b$	$J$	Énergie dissipée par décharges capacitatives dans un roulement
$N_c$	-	Nombre de décharges détectées sur une durée $t_{obs}$
$T_{on}$	$s$	Durée d'une impulsion en électroérosion
$T_{off}$	$s$	Temps de repos entre deux impulsions en électroérosion
$R_L$	$\Omega$	Résistance utilisée dans les montage 2 et 3
$V_s$	$V$	Tension de sortie des montages 2 et 3
$\tau_c$	$s$	Constante de temps du circuit $R_L C_{tot}$
$t_{op}$	$s$	Durée de fonctionnement
$BVR$	-	Rapport entre $V_b$ et $V_Y$ ( <i>Bearing Voltage Ratio</i> )

Symbole	Unité	Dénomination
$t_{c,m}$	$s$	Durée de pré-claquage moyenne sur $t_{obs}$
$t_{edm,m}$	$s$	Durée entre deux décharges consécutives sur $t_{obs}$
$V_{c,max}$	$V$	Tension de claquage maximale mesurée
$J_{b,eff}$	$A.mm^{-2}$	Densité de courant apparente
$A_H$	$mm^2$	Surface de contact de Hertz
$f_{ex}$	$Hz$	Fréquence d'excitation de la tension imposée au roulement
$V_{ex}$	$V$	Tension d'excitation - tension du bus continu des montages 2 et 3
$DA_\sigma$	$s^{-1}$	Écart type de l'activité de décharge
$DA_{m,f}$	$s^{-1}$	Modèle de l'activité de décharge
$f_c$	-	Densité de probabilité de la loi de Laplace
$\mu$	$V$	Paramètre 1 de la loi de Laplace
$b$	$V$	Paramètre 2 de la loi de Laplace
$V_{c,lim}$	$V$	Tension de claquage maximale autorisée
$DA_{m,max}$	$s^{-1}$	Maximum de $DA_m$
$V_{c,m}$	$V$	Tension de claquage moyenne
$N_{c,top}$	-	Nombre de décharges détectées sur une durée $t_{op}$
$\overline{DA_m}$	$s^{-1}$	Moyenne de $DA_m$ sur une durée $t_{op}$
$\Omega_m$	$tr/min$	Vitesse de rotation
$V_{eff,v}$	$mm/s$	Vitesse vibratoire efficace selon l'axe vertical
$V_{eff,h}$	$mm/s$	Vitesse vibratoire efficace selon l'axe horizontal
$V_{eff,a}$	$mm/s$	Vitesse vibratoire efficace selon l'axe axial
$V_{3d}$	$mm/s$	Vitesse vibratoire selon les 3 directions de mesure
$R_{b,m}$	$\Omega$	Résistance moyenne du roulement
$V_{3d,max}$	$mm/s$	Vitesse vibratoire maximale selon les 3 directions de mesure

### Chapitre 3

Symbole	Unité	Dénomination
$B_{rg}$	$Hz$	Bande fréquentielle d'étude pour les signaux vibratoires
$F_{ech}$	$kS/s$	Fréquence d'échantillonnage des signaux vibratoires
$N_e$	-	Nombre de points des signaux vibratoires
$\Delta f$	$Hz$	Résolution fréquentielle
$f_r$	$Hz$	Fréquence de rotation mécanique
$x_v$	$g$	Accélération vibratoire verticale du roulement d'étude
$x_s$	$g$	Accélération vibratoire d'un roulement sain
$x_d$	$g$	Accélération vibratoire d'un roulement défaillant
$N_{obs}$	-	Numéro de l'observation

<b>Symbole</b>	<b>Unité</b>	<b>Dénomination</b>
$N_{s/d}$	-	Numéro de l'observation correspondant à l'introduction des caractéristiques du défaut de rugosité généralisée
$f_{bpo}$	$Hz$	Fréquence de défaut de la bague externe
$A_t$	$g$	Amplitude d'un évènement transitoire
$B_t$	$Hz$	Fréquence de décroissance exponentielle
$\xi_t$	-	Facteur d'amortissement
$t_{i,k}$	$s$	Instant aléatoire
$f_t$	$Hz$	Fréquence vibratoire d'un évènement transitoire
$N_t$	-	Nombre de transitoires
$N_r$	-	Nombre de répétitions
$x_{rg}$	$g$	Accélération vibratoire modélisant le défaut de rugosité généralisée
$x_{brg1}$	$g$	Bruit blanc Gaussien
$\sigma_{brg1}$	$g$	Écart type du bruit blanc Gaussien $x_{brg1}$
$N_b$	-	Nombre de billes d'un roulement
$N_{res}$	-	Nombre de composantes périodiques
$f_{res,k}$	$Hz$	Fréquence d'une composante périodique
$A_{res,k}$	$g$	Amplitude d'une composante périodique
$x_{bs1}$	$g$	Bruit blanc Gaussien
$\sigma_{bs1}$	$g$	Écart type du bruit blanc Gaussien $x_{bs1}$
$x_1$	$g$	Signal de synthèse 1
$x_2$	$g$	Signal de synthèse 2
$x_{bs2}$	$g$	Bruit blanc Gaussien
$\sigma_{bs2}$	$g$	Écart type du bruit blanc Gaussien $x_{bs2}$
$B_k$	$Hz$	Bande fréquentielle aléatoire
$\sigma_{brg2}$	$g$	Écart type du bruit blanc Gaussien $x_{rg2}$
$\xi_s$	$g$	Erreur de prédiction du filtre de Wiener pour l'état sain
$\xi_{rg}$	$g$	Erreur de prédiction du filtre de Wiener pour l'état défaillant
$p$	-	Ordre du filtre de Wiener
$\omega_s$	-	Coefficients du filtre de Wiener
$\chi_{fw}$	-	Indicateur de défaut du filtre de Wiener
$\Omega_m$	$tr/min$	Vitesse de rotation
$X_s(m, f_k)$	$g$	TFCT du signal $x_s$
$w$	-	Fonction de fenêtrage de Hanning
$N_w$	-	Taille de la fenêtre $w(n)$
$X_{rg}(m, f_k)$	$g$	TFCT du signal $x_{rg}$
$R(m, f_k)$	$g$	Résidu temps-fréquence de la soustraction spectrale
$r_s(n)$	$g$	Résidu temporel de la soustraction spectrale pour l'état sain
$r_{rg}(n)$	$g$	Résidu temporel de la soustraction spectrale pour l'état défaillant
$\chi_{ss}$	-	Indicateur de défaut de la méthode de soustraction spectrale
$k(x)$	-	Kurtosis du signal $x$

<b>Symbole</b>	<b>Unité</b>	<b>Dénomination</b>
$KS_x$	-	Kurtosis spectral du signal $x$
$\chi_{ks}$	-	Indicateur de défaut de la méthode du kurtosis spectral
$N_s$	-	Nombre d'états sain
$N_d$	-	Nombre d'états défaillant
$x_{s1,i}$	$g$	Signal de synthèse 1, régime sain, observation $i$
$x_{s2,i}$	$g$	Signal de synthèse 2, régime sain, observation $i$
$x_{d1,j}$	$g$	Signal de synthèse 1, régime défaillant, observation $j$
$x_{d2,j}$	$g$	Signal de synthèse 2, régime défaillant, observation $j$
$BIC$	-	Critère d'information Bayésien
$A_{eff}$	$g$	Valeur efficace d'un signal d'accélération
$\chi_{ref}$	-	Indicateur de défaut de référence
$\chi_{ref,seuil}$	-	Seuil de référence
$N_{detect,ref}$	-	Numéro d'observation correspond au seuil de référence
$N_{detect}$	-	Numéro d'observation tel que l'indicateur $\chi$ est supérieur au seuil de référence
$C_r$	-	Critère de rapidité de détection
$C_q$	-	Critère de qualité de détection

## Abréviations

<b>Abréviation</b>	<b>Signification</b>
CA	Côté de l'Accouplement
COA	Côté Opposé à l'Accouplement
BF	Basses Fréquences ( $< 1 \text{ kHz}$ )
HF	Hautes Fréquences ( $1 \text{ kHz} - 30 \text{ MHz}$ )
RF	Radio Fréquences ( $3 \text{ kHz} - 300 \text{ GHz}$ )
$\mu$ EE	Microélectroérosion
M1	Machine comportant le roulement d'étude
M2	Machine accouplée à la machine M1
O1	Onduleur alimentant la machine M1
O2	Onduleur utilisé dans les montages 2 et 3
IHM	Interface Homme-Machine
TFD	Transformée de Fourier Discrète
TCFT	Transformée de Fourier à Court Terme
EDM	Électroérosion ( <i>Electrical Discharge Machining</i> )
IBGT	Transistor Bipolaire à grille isolée ( <i>Insulated Gate Bipolar Transistor</i> )
PE	Protection équipotentielle principale ( <i>Protective Earth</i> )
PT	Thermomètre à résistance de platine ( <i>Platinum Resistance Thermometer</i> )
SMAPE	Erreur absolue relative et symétrique ( <i>Symmetric Mean Absolute Percentage Error</i> )



# Introduction

Aujourd'hui les activités de maintenance s'orientent massivement vers les services de type « FMDS » (Fiabilité, Maintenabilité, Disponibilité, Sécurité) afin de répondre à des objectifs de performance globale permettant de garantir entre autre une continuité de service des systèmes électriques tout en minimisant les coûts de la maintenance.

Les travaux présentés dans cette thèse s'inscrivent dans le cadre du contrat **CIFRE** N° 2015/0511 (Convention Industrielle de Formation par la Recherche en Entreprise), établi entre la société LORELEC et le laboratoire GREEN (Groupe de Recherche en Énergie Électrique de Nancy) de l'Université de Lorraine.

La société LORELEC est une PME en région Lorraine spécialisée dans la maintenance globale des machines tournantes industrielles sur une large gamme de puissance allant de quelques kilowatts à plusieurs mégawatts. Les secteurs d'activités concernés sont principalement l'industrie cimentière, pétrochimique, sidérurgique puis l'industrie de l'énergie, de l'environnement et enfin l'industrie papetière.

La maintenance préventive constitue une part grandissante des activités de LORELEC, notamment la détection et le diagnostic des défauts afin de considérer les phénomènes de défaillance de manière moins curative mais plus proactive. Cette ambition demande la maîtrise complète de la chaîne d'acquisition de mesures ainsi que les outils de traitement des signaux et de diagnostic. Le diagnostic de défauts sur les machines synchrones à aimants permanents est une des thématiques étudiée au sein du laboratoire GREEN, notamment le défaut de court-circuit inter-spires au stator : dans un stade permanent [Boileau \(2010\)](#); [Leboeuf \(2012\)](#) et intermittent [Obeid \(2016\)](#).

Parmi les défaillances possibles au sein des machines électriques, les roulements sont classés dans les dispositifs les plus susceptibles de présenter une défaillance au vu des contraintes mécaniques et électriques qu'ils subissent. La motivation industrielle de ces travaux de thèse réside dans la possible amélioration de l'évaluation de l'état de santé des roulements, encore liés à plus de 50 % des arrêts forcés dans l'industrie notamment dans le cas de machines tournantes alimentées par convertisseur de fréquence. Dans ce dernier cas, les roulements subissent des contraintes électriques importantes conduisant rapidement à une défaillance majeure. Actuellement cette défaillance est détectée à un stade avancé et permet

généralement d'éviter la destruction de la machine. En revanche, afin d'optimiser la gestion des plans de maintenance, il serait préférable de détecter assez tôt les premiers signes de ce type de défaut.

Ce mémoire traite du vieillissement électrique des roulements et contribue à la connaissance existante sur le phénomène de décharge capacitive dans un roulement ainsi que sur les moyens de détection du défaut mécanique de type rugosité généralisée qui en résulte. Pour mener à bien ce projet, il a été nécessaire de mettre au point une méthode expérimentale de vieillissement électrique de roulements par le biais de la maîtrise du phénomène de décharges capacitatives. Cette méthode permet de reproduire de manière réaliste le défaut de rugosité généralisée observé sur les roulements des machines alimentées par onduleur de tension. En parallèle, des méthodes de détection du défaut de rugosité généralisée qui se basent sur des outils de traitement de signal ont été sélectionnées pour leur mise en œuvre industrielle. Les outils de détection proposés peuvent être utiles dans une stratégie de maintenance préventive déjà existante afin de détecter plus tôt le défaut de roulement d'origine électrique et ainsi de mieux cibler l'origine du défaut pour proposer une solution corrective adéquate.

Les travaux réalisés sont présentés en trois chapitres.

Le premier chapitre constitue un état de l'art sur les phénomènes de tensions et courants d'arbre présents naturellement sur une machine alimentée soit par le réseau soit par un onduleur de tension. Nous décrivons ensuite les effets néfastes sur les roulements des machines ainsi que les moyens de mesure et de prévention qui permettent de préserver les roulements.

Le deuxième chapitre se focalise sur la construction d'une méthode de vieillissement par décharges capacitatives qui permet de reproduire de manière réaliste et accélérée le défaut de roulement de type « rugosité généralisée » observé sur les machines alimentées par onduleur de tension. De multiples paramètres influençant le phénomène de décharges capacitatives sont analysés. La maîtrise de ses paramètres nous permet de mettre au point une méthode de vieillissement du roulement par décharges capacitatives sur un banc d'essai dédié.

Le troisième et dernier chapitre présente la démarche employée pour proposer des outils de détection du défaut de roulement de type « rugosité généralisée » adaptés aux contraintes industrielles de LORELEC. Dans ce cadre, la démarche employée consiste tout d'abord à construire des signaux vibratoires de synthèse ayant les propriétés d'un défaut de rugosité généralisée naissant. Ensuite, des outils de traitement de signal sont sélectionnés en fonction des caractéristiques du défaut et des contraintes industrielles afin d'extraire des indicateurs du défaut. Enfin, des métriques de performances des indicateurs du défaut de rugosité généralisée sont évaluées.

# Chapitre 1

## Étude des phénomènes de tensions et courants d'arbre

### Sommaire

---

<b>1.1</b>	<b>Introduction</b>	<b>4</b>
<b>1.2</b>	<b>Phénomènes physiques mis en jeu</b>	<b>4</b>
1.2.1	Phénomènes décorrélés d'une alimentation par onduleur	4
1.2.2	Phénomènes liés à l'alimentation par onduleur	6
<b>1.3</b>	<b>Moyens de mesure appropriés</b>	<b>13</b>
1.3.1	Mesures de tension	14
1.3.2	Mesures de courant	15
1.3.3	Mesures radio-fréquences	17
<b>1.4</b>	<b>Conséquences sur les roulements</b>	<b>19</b>
1.4.1	Introduction aux défauts de roulements	19
1.4.2	Description du défaut de roulement d'origine électrique	22
1.4.3	Phénomène d'électroérosion et formation de cratères	25
1.4.4	Processus de dégradation électrique du roulement	27
<b>1.5</b>	<b>Techniques d'atténuation des courants d'arbre</b>	<b>30</b>
1.5.1	Protections installées sur la machine	31
1.5.2	Protections installées sur l'onduleur	38
<b>1.6</b>	<b>Conclusion</b>	<b>41</b>

---

## 1.1 Introduction

Les objectifs de performances des machines tournantes exigent des industriels à assurer une continuité de fonctionnement en anticipant les phénomènes de défaillance. Au-delà de la continuité de fonctionnement des systèmes, les performances exigées sont plus globales, on parle alors de la sûreté de fonctionnement ce qui regroupe la fiabilité, la minimisation des risques majeurs (humains, environnementaux, de sécurité) ainsi que la minimisation des coûts de maintenance des parcs de machines et des éventuels arrêts forcés liés aux pannes. Pour atteindre ces objectifs, la compréhension des causes conduisant aux défaillances devient une étape nécessaire, ce qui a fait l'objet de nombreux travaux de modélisation des différents phénomènes. Lorsque l'origine d'un défaut est identifiée, l'intérêt est alors de pouvoir détecter le phénomène à un stade naissant et si possible minimiser les causes conduisant au défaut.

Le travail effectué dans cette thèse s'intéresse aux défauts de roulements. Plusieurs études sur les machines tournantes ont montrés que les roulements sont les organes les plus susceptibles d'engendrer des défaillances [IEEE \(1985\)](#); [Thorsen & Dalva \(1999\)](#). La défaillance du roulement peut être d'origine mécanique (fatigue, désalignement, manque de lubrifiant) ou électrique. L'alimentation des machines par variateurs industriels induit de nouveaux phénomènes électriques hautes fréquences conduisant à une dégradation accélérée des roulements [Bell \*et al.\* \(2001\)](#); [Araujo \*et al.\* \(2013\)](#). Dans le but d'améliorer la maintenance prédictive et la continuité de service des machines tournantes, les travaux de cette thèse s'intéressent en particulier à la surveillance de l'état de santé des roulements en présence d'un défaut naissant d'origine électrique.

Ce premier chapitre a pour objectif, dans un premier temps de présenter les phénomènes électriques conduisant à la dégradation des roulements. Dans un second temps nous discuterons des méthodes de mesure des phénomènes ainsi que des moyens à mettre en œuvre afin de minimiser l'impact de ces phénomènes sur les machines tournantes.

## 1.2 Phénomènes physiques mis en jeu

### 1.2.1 Phénomènes décorrélés d'une alimentation par onduleur

Les phénomènes de tensions et de courant d'arbre entraînant des défaillances des machines tournantes ont été mis en évidence et étudiés dès les années 1920 [Alger & Samson \(1924\)](#). Les phénomènes physiques sous-jacents sont considérés

comme étant basses fréquences (c'est-à-dire dont les fréquences mises en jeu sont inférieures au kilohertz) et sont maintenant bien connus et maîtrisés dès la phase de conception des machines. Comme expliqué dans les travaux de [Torlay \(1999\)](#), il est possible de distinguer quatre types de phénomènes physiques d'origines différentes, les deux premiers phénomènes présentés sont de nature inductive tandis que les deux derniers phénomènes sont de nature capacitive.

Le phénomène principalement en cause est lié aux asymétries magnétiques [Ong \(1999\)](#) causées par des imperfections de construction (par exemple une variation locale de la perméabilité magnétique d'une tôle statorique, due aux joints entre les segments de tôle statoriques sur les stators segmentés), ou par la conception de la machine (trous de ventilation dans les tôles statoriques ou rotoriques, nombre de segments statoriques) [Alger & Samson \(1924\)](#). Des asymétries magnétiques peuvent également se produire en présence de tout désalignement (excentricités) ou de flexion de l'arbre. Ces asymétries magnétiques sont à l'origine d'un flux parasite entourant l'arbre conduisant à l'apparition d'une différence de potentiel entre les deux extrémités de l'arbre, ce que l'on appelle tension d'arbre  $V_{sh}$  (figure 1.2.1).

Si cette tension est suffisamment élevée, des courants d'arbre basses fréquences circulent dans les deux roulements, c'est-à-dire le roulement situé du côté de l'accouplement (CA) et celui situé du côté opposé à l'accouplement (COA) et en particulier dans la boucle « carcasse stator - roulement CA - arbre - roulement COA », endommageant potentiellement les roulements. Dans ce travail, on parlera sans distinction de courant d'arbre ou de courant de palier  $i_b$ .

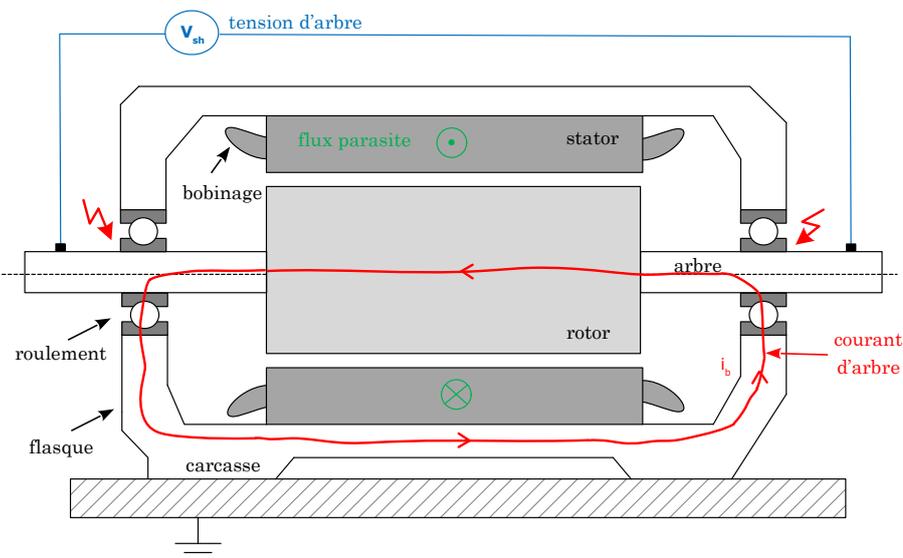


FIGURE 1.2.1 – Tensions et courants d'arbre dus aux asymétries magnétiques

Le second phénomène consiste en l'apparition d'un flux axial. On peut lister plusieurs origines : une magnétisation résiduelle de l'arbre [Costello \(1993\)](#); [Nippes \(2004\)](#) (liée à une mauvaise démagnétisation lors d'une inspection

magnétoscopique), des saturations magnétiques locales, des asymétries dans le bobinage rotorique, ou encore des excentricités du rotor. Ce flux circule dans la boucle « carcasse stator - roulement côté accouplement - arbre - roulement côté opposé accouplement » induisant une tension et des courants localisés dans les paliers [Alger & Samson \(1924\)](#); [Ong \(1999\)](#).

Le troisième phénomène, externe à la machine, est de type électrostatique. Une accumulation de charges électriques sur le rotor se produit à cause des frottements entre poulies et courroies, ou bien à cause de l'interaction entre les pales des turbines et la vapeur d'eau ambiante des turbo-alternateurs [Costello \(1993\)](#); [Vance et al. \(1987\)](#). Cet effet capacitif induit des courants parasites dans les roulements.

Le quatrième phénomène consiste en l'apparition d'un potentiel non nul sur l'arbre résultant des systèmes d'excitation statique des alternateurs. Un couplage capacitif se produit entre le bobinage rotorique et l'arbre [Ammann et al. \(1988\)](#); [Nippes \(2004\)](#). Cet effet induit également des courants parasites dans les roulements.

Les deux premiers phénomènes présentés sont majoritairement présents sur les machines dont la puissance nominale est supérieure à 400 kW [IEC-60034-25 \(2014\)](#).

## 1.2.2 Phénomènes liés à l'alimentation par onduleur

Avec l'émergence des variateurs industriels et de l'électronique de puissance dont la commutation des interrupteurs est toujours plus rapide, de nouveaux phénomènes sont apparus au sein des machines. Les fronts de tension rapides imposés aux bornes des machines génèrent des phénomènes électromagnétiques hautes fréquences (du kilohertz à plusieurs mégahertz) à l'origine de courants d'arbre hautes fréquences circulant au travers des roulements et dans la carcasse. Pour décrire les phénomènes impliquant les roulements, on parle en général de courant de palier  $i_b$  pour désigner le courant circulant dans les roulements et de tension de palier  $V_b$  pour désigner la tension entre la bague interne et la bague externe (voir figure 1.2.1). Ces phénomènes ont largement été rapportés ces dernières décennies (voir e.g. [Chen et al. \(1996\)](#); [Erdman et al. \(1996\)](#); [Busse et al. \(1997b,e\)](#); [Muetze \(2004\)](#)). La littérature distingue plusieurs types de courants de palier selon les phénomènes prépondérants (voir figure 1.2.2). On peut ainsi distinguer des courants de palier provenant d'un couplage capacitif, des courants dits de « circulation », associés à un couplage inductif et enfin des courants de palier dit « entre le rotor et la terre » lorsque la machine est mise à la terre par sa charge.

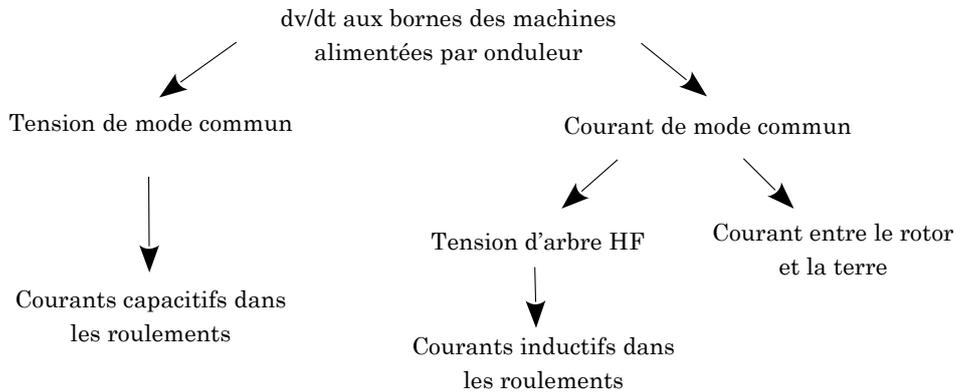


FIGURE 1.2.2 – Origines des courants de palier hautes fréquences, Muetze & Binder (2007b)

L'apparition des courants de palier dépend grandement du comportement mécanique du roulement. Pour simplifier, on peut distinguer deux modes de fonctionnement qui dépendent principalement de la vitesse mécanique Muetze (2004) (figure 1.2.3) :

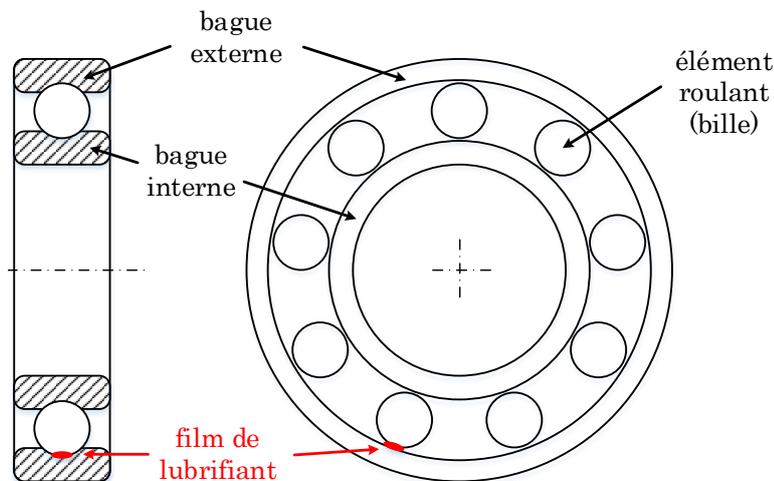


FIGURE 1.2.3 – Schéma d'un roulement à billes

- à basse vitesse, le film de lubrifiant entre les éléments roulants et les bagues est très faible, le roulement se comporte donc comme une résistance.
- à partir d'une certaine vitesse, l'effet hydrodynamique provoque l'établissement d'un film de lubrifiant plus épais. Ce film étant isolant, le roulement devient capacitif. Si la tension de palier devient plus élevée que la tension de claquage du film de lubrifiant, un arc électrique se forme au sein du roulement, phénomène appelé électroérosion ou bien « EDM » (*electrical discharge machining*). On parle alors d'un courant de palier « de décharge » (voir section 1.4.3 pour une explication plus détaillée du phénomène).

### 1.2.2.1 Phénomènes associés à la tension de mode commun

Dans la littérature [Chen et al. \(1996\)](#), la tension de mode commun est définie par :

$$V_{com} = \frac{V_u + V_v + V_w}{3} \quad (1.2.1)$$

Avec  $V_u, V_v, V_w$  les tensions simples des phases u, v, w. Pour les machines câblées en étoile, une tension de mode commun  $V_Y = V_{com}$  peut être mesurée directement entre le point neutre et la masse de la machine [Niskanen \(2014\)](#). Pour une machine alimentée par un réseau de tensions triphasées équilibrées, la tension de mode commun est nulle. Les onduleurs sont connus pour produire une tension de mode commun non nulle dont la forme d'onde dépend de la fréquence de découpage et de la stratégie de commande employée. En effet, par construction sur un onduleur classique à deux niveaux, il n'est pas possible d'obtenir la somme des trois tensions de phase nulle à tout instant. Les IGBTs actuels dont les temps de montée  $t_r$  sont de l'ordre de quelques centaines de nanosecondes produisent des fronts de tension élevés ( $\frac{dv}{dt} \approx [2, 10] \text{ kV}/\mu\text{s}$ ). Avec de tels fronts de tension imposés aux bornes des machines, le bobinage est parcouru par des signaux dont la fréquence équivalente est élevée. Selon [Muetze \(2004\)](#), cette fréquence équivalente peut être calculée par la relation 1.2.2 :

$$f_{eq} = \frac{1}{\pi t_r} \quad (1.2.2)$$

Les fréquences équivalentes sont ainsi situées entre 10 kHz et 1 MHz selon les applications. Alors que les capacités parasites des machines sont généralement négligées lors d'un fonctionnement sur le réseau, avec de telles fréquences, ces capacités deviennent des chemins de faible impédance pour l'écoulement des courants hautes fréquences. La littérature s'accorde sur la présence de quatre capacités équivalentes pour décrire les chemins capacitifs hautes fréquences au sein de la machine (figure 1.2.4) :

- $C_{wf}$  La capacité équivalente entre l'ensemble du bobinage statorique et du fer statorique
- $C_{wr}$  La capacité équivalente entre l'ensemble du bobinage statorique et le rotor
- $C_{rf}$  La capacité équivalente entre l'ensemble du fer statorique et le fer rotorique
- $C_b$  La capacité équivalente interne au roulement (entre les bagues et éléments roulants). Il est généralement considéré que les capacités des deux roulements sont identiques  $C_{b,CA} = C_{b,COA}$ .

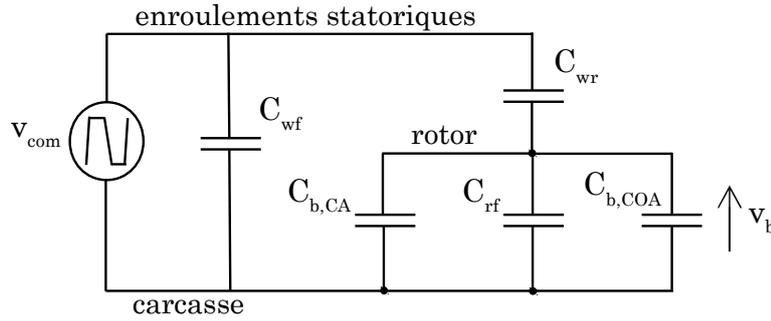


FIGURE 1.2.4 – Schéma équivalent des capacités parasites intervenant dans la génération de courants de palier hautes fréquences, Muetze (2004)

Il en résulte que lorsque le film de lubrifiant est intact, une tension de palier  $V_b$  entre la bague interne et la bague externe s'établit. Cette tension est l'image de la tension de mode commun  $V_{com}$  par l'intermédiaire du pont diviseur capacitif (figure 1.2.4). Vu qu'une machine possède deux roulements, deux tensions de palier différentes peuvent exister,  $V_{b,CA}$  et  $V_{b,COA}$ .

Afin d'obtenir un ordre de grandeur de la tension de palier d'une machine par l'intermédiaire des capacités parasites, la notion de BVR (*Bearing Voltage Ratio*) est définie Busse *et al.* (1997a); Muetze (2004) :

$$BVR = \frac{V_b}{V_{com}} = \frac{C_{wr}}{C_{wr} + C_{rf} + 2C_b} \quad (1.2.3)$$

Les valeurs typiques du BVR sont de l'ordre de 3 à 10 % pour les machines asynchrones, autour de 1 % pour les machines synchrones à aimant permanent Schuster & Binder (2015). On remarque que le BVR ne dépend pas de la capacité  $C_{wf}$ . En dérivant l'équation (1.2.3), le BVR lie aussi les  $\frac{dV}{dt}$  de la tension de mode commun et de la tension de palier par la relation suivante :

$$\frac{dV_b}{dt} = BVR \frac{dV_{com}}{dt} \quad (1.2.4)$$

À titre d'exemple, pour une machine de 11 kW, Busse *et al.* (1997e) détermine les capacités parasites suivantes :  $C_{wf} \approx 10 \text{ nF}$ ,  $C_{rf} \approx 1 \text{ nF}$ ,  $C_{wr} \approx 100 \text{ pF}$  et  $C_b \approx 200 \text{ pF}$ . Ce qui conduit à une tension de palier  $V_b \approx 23 \text{ V}$  pour une tension de mode commun d'environ  $V_{com} = 350 \text{ V}$ .

On distingue deux types de courants capacitifs pouvant apparaître au sein du roulement lorsqu'un film de lubrifiant est établi et isole électriquement les éléments roulants et les bagues (voir figure 1.2.5) :

- Les courants capacitifs de faible ampleur (entre 5 et 10 mA), qui sont généralement considérés sans danger pour les roulements Muetze (2004). Les

courants capacitifs  $i_b$  circulent dans le roulement selon :

$$i_b = C_b \frac{dV_b}{dt} \quad (1.2.5)$$

- Les courants capacitifs de décharge (EDM currents). Lorsque la tension de palier devient supérieure à la tension de claquage du lubrifiant ( $V_c \approx [5, 30] V$  à température ambiante), l'énergie stockée dans la capacité du lubrifiant se décharge dans la résistance  $R_b$  du roulement en provoquant un passage de courant instantané destructeur de l'ordre de  $i_{b,max} \approx [0.5, 3] A$  selon Busse *et al.* (1997b); Muetze *et al.* (2004). Ce phénomène est présenté en figure 1.2.6. Afin de quantifier la fréquence d'occurrence de ces décharges capacitives, Muetze *et al.* (2011) introduit « l'activité de décharge » (*DA*, Discharge Activity), qui correspond à un nombre de décharges mesurées pendant une période d'observation définie.

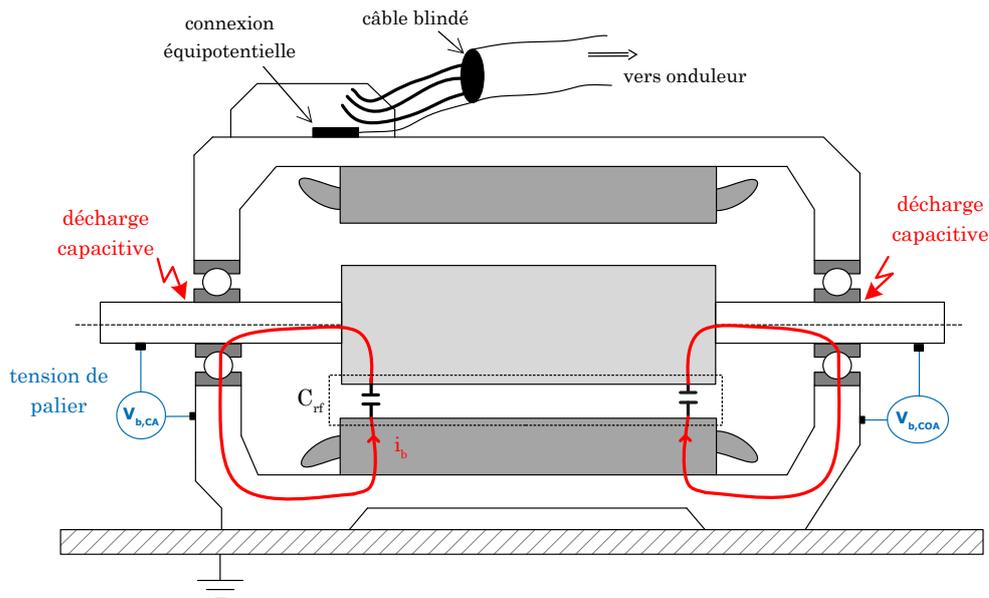


FIGURE 1.2.5 – Courants capacitifs HF traversant les roulements d'une machine. Si le claquage du lubrifiant se produit dans un des roulements, un courant associé à la décharge capacitive traverse le roulement

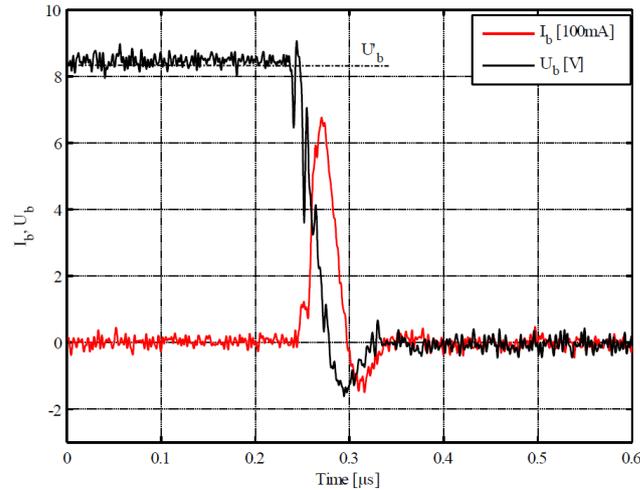


FIGURE 1.2.6 – Exemple de décharge capacitive dans un roulement 6309 C3 d’une machine de 15 kW [Niskanen \(2014\)](#)

### 1.2.2.2 Phénomènes associés au courant de mode commun

Les forts fronts de tension aux bornes des machines génèrent également un courant de mode commun haute fréquence (entre 100 kHz et plusieurs mégahertz) par l’intermédiaire de la tension de mode commun. On définit le courant de mode commun comme étant la somme des trois courants de phase :

$$i_{com} = i_a + i_b + i_c \quad (1.2.6)$$

Ce courant circule via l’ensemble des connexions entre la machine et la terre (câble de terre, liaison équipotentielle du câble d’alimentation, blindage du câble). On l’appelle également courant de terre. Ce courant se propage dans la machine à travers les capacités parasites de la machine et principalement à travers la capacité  $C_{wf}$  qui est la plus élevée des capacités parasites (voir figure 1.2.4). Le phénomène qui implique un passage de courant dans les roulements est un peu plus complexe que ceux introduits dans le paragraphe précédent.

Selon [Chen & Lipo \(1998\)](#); [Muetze & Binder \(2007a\)](#), le courant de mode commun se propage depuis le bobinage vers la surface des tôles par effet de peau et enfin vers le point de mise à la terre de la machine. Pour résumer, comme la capacité équivalente est répartie entre l’ensemble du bobinage et des tôles statoriques, le courant de mode commun se répartit à la surface de chaque tôle et induit un flux de mode commun circonférentiel à la surface de chaque tôle. Le courant de mode commun et le flux induit sont maximaux au niveau des tôles situées à proximité du point de mise à la terre et décroissent linéairement tôle par tôle lorsque on s’éloigne du point de mise à la terre (voir figure 1.2.7). Ainsi, toute variation de flux à travers la boucle « carcasse stator - roulement côté accouplement - arbre - roulement côté opposé accouplement » induit une tension d’arbre  $V_{sh}$  et des tensions de palier

$V_b$  par couplage inductif. Un courant de « circulation »  $I_{cbc}$  (circulating bearing current) se propage dans la boucle décrite et donc à travers les deux roulements.

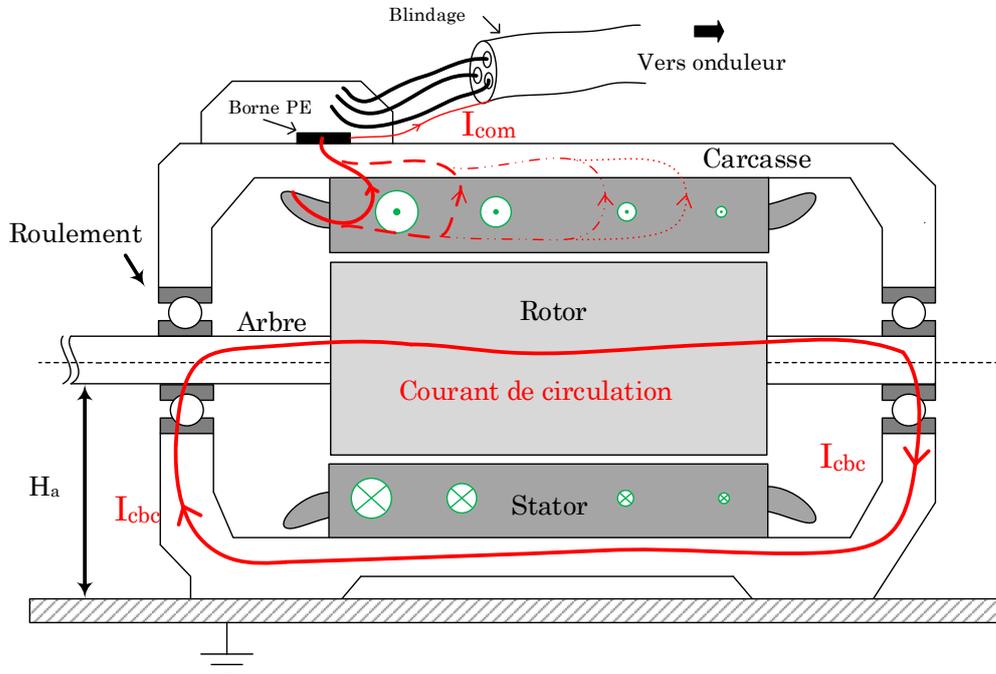


FIGURE 1.2.7 – Phénomène inductif à l’origine des courants de circulation HF traversant les roulements d’une machine

Lorsque les roulements sont majoritairement dans un mode de conduction résistif, l’amplitude du courant de circulation dépend de la résistance équivalente  $R_b$  de chaque roulement ainsi que de la résistance de la boucle décrite précédemment. À cause du couplage inductif, le courant de circulation est une image du courant de mode commun.

Selon les travaux de Muetze (2004), en fonction de la taille de la machine (et pour des machines dont la puissance est inférieure à 500 kW), les courants de circulation sont de l’ordre de  $i_{b,max} \approx [0.5, 20] A$  en valeur instantanée. De plus, lorsqu’on considère des machines de hauteur d’axe  $H_a$  supérieures à 280 mm, le phénomène inductif devient généralement prépondérant sur les phénomènes capacitifs en raison de la taille élevée des machines selon Muetze (2004). Lorsqu’on augmente la taille des machines, les courants capacitifs deviennent négligeables car les capacités parasites  $C_b$  et  $C_{wr}$  n’augmentent pas proportionnellement à la taille du roulement. En résumé, la tension d’arbre est proportionnelle au courant de terre  $i_{com}$  et augmente proportionnellement au cube de la hauteur d’axe d’après les travaux de Muetze (2004).

En fonction de la qualité des connexions entre la terre et la machine, une partie du courant de mode commun peut se propager à la terre via les roulements si

### 1.3. Moyens de mesure appropriés

l'impédance entre la terre et le rotor est plus faible que l'impédance entre la carcasse stator et la terre. Cette configuration est possible si la machine est mise à la terre par l'intermédiaire de sa charge (voir figure 1.2.8). Dans ce cas, un courant  $i_{rg}$  entre le rotor et la terre s'établit (rotor-ground current). En fonction de la taille de la machine (et pour des machines dont la puissance est inférieure à 500 kW), les courants entre le rotor et la terre sont de l'ordre de  $i_{b,max} \approx [1, 35] A$  en valeur instantanée selon les travaux de Muetze & Binder (2006).

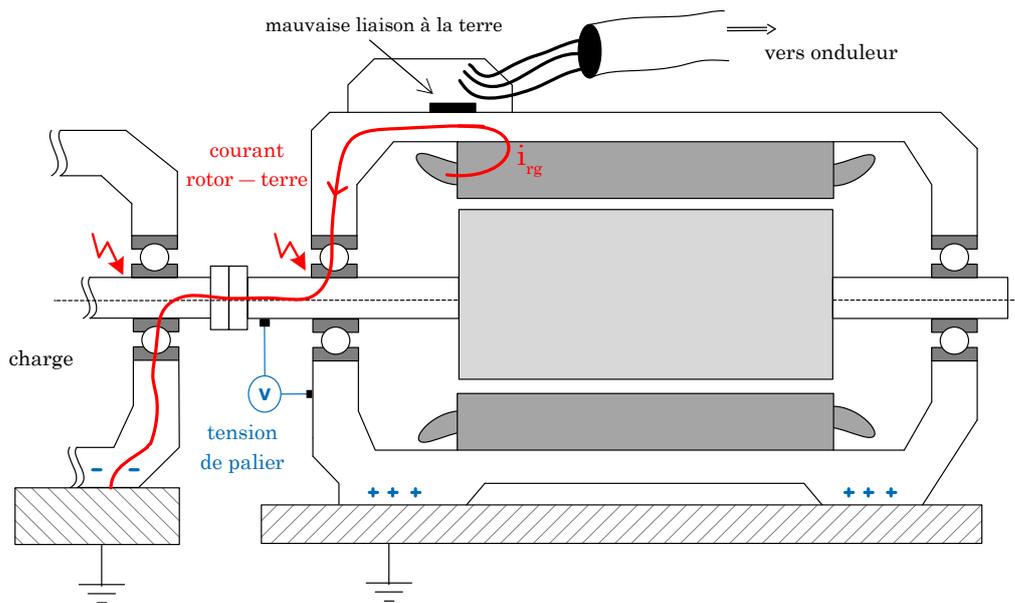


FIGURE 1.2.8 – Passage d'un courant entre le rotor et la terre par le chemin de plus faible impédance dans le cas où la machine présente une mauvaise connexion à la terre

### 1.3 Moyens de mesure appropriés

Afin de déterminer l'ampleur des phénomènes électriques au sein du roulements, divers moyens de mesures peuvent être mis en place. Sur un système d'entraînement, il n'existe pas de méthodes fiables et simples à mettre en œuvre afin de détecter les phénomènes de tension et de courants de palier. Différentes méthodes existent dans la littérature afin d'identifier et de quantifier les phénomènes, toutes ne sont pas normalisées. Dans ce paragraphe on ne considère pas l'inspection du roulement (après démontage et sectionnement du roulement) comme étant un moyen de mesure des phénomènes électriques, mais nous présentons les méthodes employées lorsque la machine est en fonctionnement. Dans ce cas, les méthodes employées pour effectuer les mesures sont plus ou moins intrusives selon qu'elles requièrent une modification physique de la machine, une prise de contact avec l'arbre en rotation, une fixation du dispositif de mesure (en rotation ou à l'arrêt).

Enfin certaines méthodes sont considérées comme non-intrusives car elles mesurent le mode rayonné associé aux phénomènes HF au sein de machine.

### 1.3.1 Mesures de tension

La norme IEEE 112 (Standard Test for Polyphase Induction Motors and Generators) IEEE (2018) établit des règles de mesure de la tension d'arbre et de tension de palier. Il est indiqué de mesurer la tension de palier  $V_b$  au niveau de chaque roulement, à tension et vitesse nominale. Un oscilloscope de forte impédance d'entrée doit être utilisé avec une sonde de tension d'arbre. Le balai de mesure de la sonde doit d'une part être fixé et entrer en contact avec l'arbre au voisinage du roulement, et d'autre part être relié à la carcasse de la machine par l'intermédiaire d'un conducteur de faible résistance. Pour éviter les perturbations électromagnétiques, il est recommandé d'utiliser un câble blindé dont le blindage est à relier à la masse à une seule extrémité du câble. Il est également possible de mesurer la tension de l'arbre  $V_{sh}$  avec une sonde de tension reliée à chaque bout d'arbre, si ces derniers sont accessibles. Généralement des balais ou des systèmes de contact tournant sont utilisés pour effectuer ces mesures (voir figure 1.3.9).

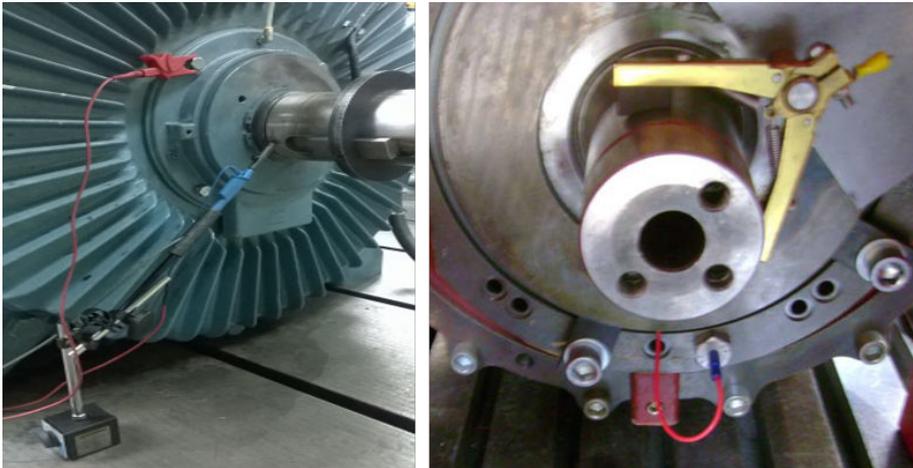


FIGURE 1.3.9 – Exemple de mesures de tension de palier : sonde d'oscilloscope adaptée au contact tournant (à gauche), source LORELEC, balai en carbone (à droite), Magdun & Binder (2009)

Ces mesures sont assez intrusives dans un contexte de maintenance industrielle, notamment à cause des contraintes d'accessibilité de l'arbre en rotation et de la pollution de l'arbre. Il faut noter qu'à priori aucune norme ISO ou IEEE récente n'établit de tension de palier seuil pouvant endommager les roulements. En général un niveau de tension de palier de 2 V crête en régime sinusoïdal et de 5 V crête avec une alimentation par variateur sont les seuils utilisés par les constructeurs afin de qualifier les machines basse tension lors des essais finaux en charge. Pour des applications de forte puissance où les courants de palier sont souvent présents

### 1.3. Moyens de mesure appropriés

---

(hydro et turbo-alternateurs par exemple) un monitoring de la tension de palier est effectué à l'aide de balais de type tresse (voir figure 1.3.10) souvent redondants afin d'assurer la fiabilité de la mesure [Nippes \(2004\)](#); [Stone et al. \(2014\)](#). Lorsque la tension de palier mesurée déclenche les seuils d'alertes programmés, cela permet d'informer rapidement l'exploitant de la baisse de performance du système de mise à la masse de l'arbre (voir section 1.5.1.2)



FIGURE 1.3.10 – Exemple de mesures de tension de palier : balais de type tresse utilisé pour le monitoring de la tension de palier, [Stone et al. \(2014\)](#)

#### 1.3.2 Mesures de courant

Afin de mesurer le courant de palier, la norme IEEE 112 [IEEE \(2018\)](#) préconise d'utiliser un ampèremètre de faible impédance placé entre un point de contact sur l'arbre et un autre sur la carcasse de la machine, au plus proche possible d'un roulement. Il est indiqué que la mesure du courant de palier est utile uniquement dans le cas où un historique des mesures est disponible. En revanche, cette méthode de mesure ne serait pas représentative du courant circulant dans le palier. Elle est contestée dans [Ong et al. \(1997\)](#) où il a été démontré la supériorité de l'utilisation d'un enroulement de Rogowski pour mesurer le courant de palier. En effet il a été montré que l'utilisation d'un ampèremètre de faible impédance amplifie le courant de palier par l'introduction d'un chemin de faible impédance, ce qui fausse sa mesure et peut aussi provoquer des effets néfastes sur les roulements. Pour ces raisons, cette méthode est rarement appliquée dans l'industrie.

Dans un contexte industriel, le courant de mode commun peut être mesuré grâce à un enroulement de Rogowski placé autour des trois câbles d'alimentation [Muetze & Binder \(2007c\)](#). Par ailleurs, une sonde de Rogowski peut être utilisée autour de l'arbre pour mesurer le courant circulant entre la machine et sa charge

par le biais de l'arbre (voir figure 1.3.11) et également au niveau des systèmes de mise à la terre de l'arbre pour mesurer le courant de terre [ABB \(2014\)](#).

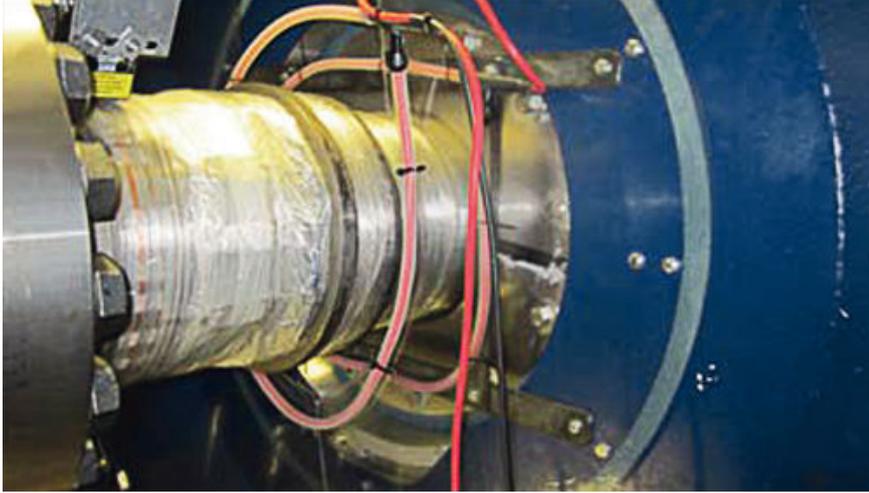


FIGURE 1.3.11 – Exemple de mesure du courant circulant entre une machine et sa charge (rotor-ground current) au moyen d'une sonde de Rogowski

Afin de mesurer le courant d'arbre circulant à l'intérieur de la machine, il est possible de placer une sonde de Rogowski à l'intérieur de la machine [Ong \*et al.\* \(1997\)](#). Une telle méthode est intrusive et requiert une modification profonde de la machine ce qui n'est généralement pas réalisable dans l'industrie. Les avantages de l'utilisation de la sonde de Rogowski sont multiples pour cette application particulière :

- sa grande flexibilité mécanique la rend adaptable à toute ligne d'arbre.
- sa faible inductance due à son noyau d'air lui permet de mesurer des  $\frac{di}{dt}$  de courant importants.
- son absence de saturation due à son noyau d'air lui permet de répondre linéairement pour des courants d'amplitudes élevées.

La sonde de Rogowski peut donc être utilisée pour mesurer les courants de circulation hautes fréquences, les courants de type rotor-terre, mais ne peut pas mesurer le courant de palier associé aux décharges capacitives selon [Muetze & Binder \(2007c\)](#).

Il n'est donc généralement pas possible de mesurer le courant circulant à travers le roulement. Afin d'avoir une image du courant traversant le roulement, une modification de la machine a été réalisée dans plusieurs études [Muetze & Binder \(2007c\)](#); [Magdun & Binder \(2009\)](#). Cela consiste à réaliser une isolation électrique entre le roulement et le flasque, puis un court-circuit entre le flasque et la bague externe du roulement au moyen d'un câble court de faible impédance (voir figure 1.3.12). Le courant d'arbre circule donc entièrement dans ce conducteur.

### 1.3. Moyens de mesure appropriés

---

Par ailleurs l'impédance non nulle de ce câble impose d'appliquer un facteur de correction pour estimer la valeur réelle du courant dans le roulement sans la présence de ce câble de mesure [Muetze & Binder \(2007c\)](#). C'est une mesure hautement intrusive, qui ne peut en aucun cas s'appliquer dans l'industrie.

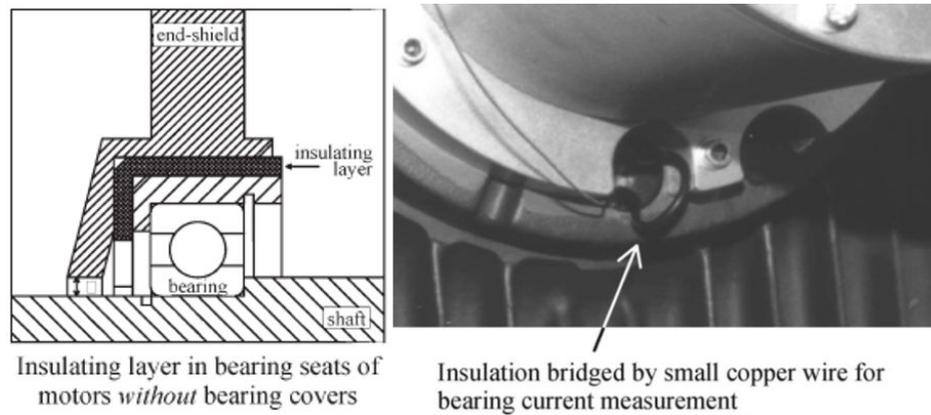


FIGURE 1.3.12 – Mesure de courant de palier selon la méthode proposée par [Muetze & Binder \(2007c\)](#)

#### 1.3.3 Mesures radio-fréquences

Afin de mesurer les décharges capacitatives au sein du roulement, des méthodes radio-fréquences ont été employées (voir figure 1.3.13). Ces méthodes présument qu'une partie de l'énergie contenue dans l'impulsion haute fréquence du courant de décharge se propage à l'extérieur de la machine [Särkimäki \(2009\)](#); [Niskanen \(2014\)](#). La détection d'une décharge se base sur cette émission RF. Récemment, il a aussi été montré qu'au moment de l'établissement de courants de circulation HF, une partie de l'énergie haute fréquence est émise à l'extérieur du roulement et qu'il est également possible de détecter cette émission RF selon [Muetze et al. \(2014\)](#); [Niskanen \(2014\)](#).



FIGURE 1.3.13 – Banc d'essai réalisant une détection radio-fréquence des décharges capacitives dans les roulements, [Särkimäki \(2009\)](#)

La méthode radio-fréquence a l'avantage d'être non intrusive en comparaison des méthodes traditionnelles (balai de contact sur l'arbre, sonde de Rogowski). La méthode couramment employée est composée d'une antenne réceptrice couplée à un filtre ainsi qu'un dispositif de détection d'impulsions hautes fréquences associé à un compteur d'impulsions qui s'active lorsque cette dernière dépasse un seuil prédéfini. Un matériel portable de ce type est fréquemment utilisé dans les rondes de maintenance dans l'industrie (voir figure 1.3.14).

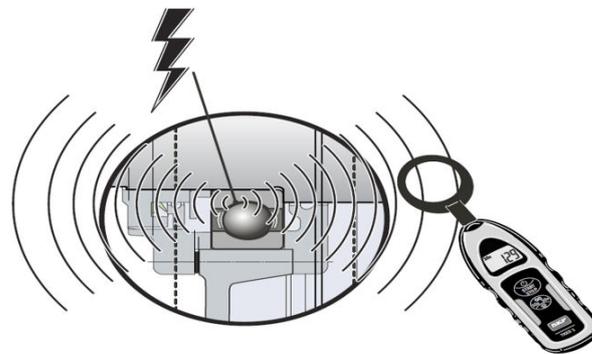


FIGURE 1.3.14 – Antenne portable de SKF détectant les décharges électriques dans un roulement, [SKF \(2008\)](#)

Cette méthode de mesure est utile lorsqu'un historique des mesures est disponible afin de quantifier l'évolution de l'activité de décharges (DA) (c'est-à-dire la quantité de décharges par seconde). Cependant ce genre de dispositif est sensible aux perturbations électromagnétiques et à la distance par rapport à la source d'émission qui peut fausser des analyses comparatives si les conditions de mesure ne sont identiques. Par ailleurs la présence du collecteur situé à proximité d'un roulement sur les machines à rotor bobiné est une source de perturbation due aux micro-décharges répétées entre balais et bagues. La proximité des câbles

d'alimentation (souvent non blindés) en provenance de l'onduleur est généralement la principale source de perturbation électromagnétiques.

Afin d'éviter les inconvénients de la méthode radio-fréquence, les travaux de [Niskanen \(2014\)](#); [Niskanen \*et al.\* \(2014b\)](#) se focalisent sur la conception d'une sonde de détection en champ proche afin de détecter les décharges dans le roulement. C'est une méthode intrusive qui implique que la sonde soit placée au plus proche du roulement à analyser.

## 1.4 Conséquences sur les roulements

### 1.4.1 Introduction aux défauts de roulements

Les roulements sont des éléments vitaux au sein des machines électriques. Ils assurent la liaison entre le stator et le rotor en supportant la charge constituée par le rotor et l'arbre et permettent leur rotation. Un roulement est généralement constitué de quatre parties : une bague extérieure, une bague intérieure, une cage et des éléments roulants (voir figures [1.2.3](#) et [1.4.15](#)). L'ensemble est lubrifié pour garantir un fonctionnement optimal. Pour des roulements à billes, le contact entre les billes et les bagues est ponctuel et on appelle chemin de roulement les surfaces des bagues en contact avec les billes. Ces zones supportent les contraintes mécaniques axiales et radiales appliquées sur les roulements. Pour des roulements à billes subissant des contraintes purement radiales dues à la masse de l'arbre en rotation, la zone de charge sur la bague externe (c'est-à-dire la zone où les contraintes se répartissent) décrit un arc au niveau de la partie inférieure.

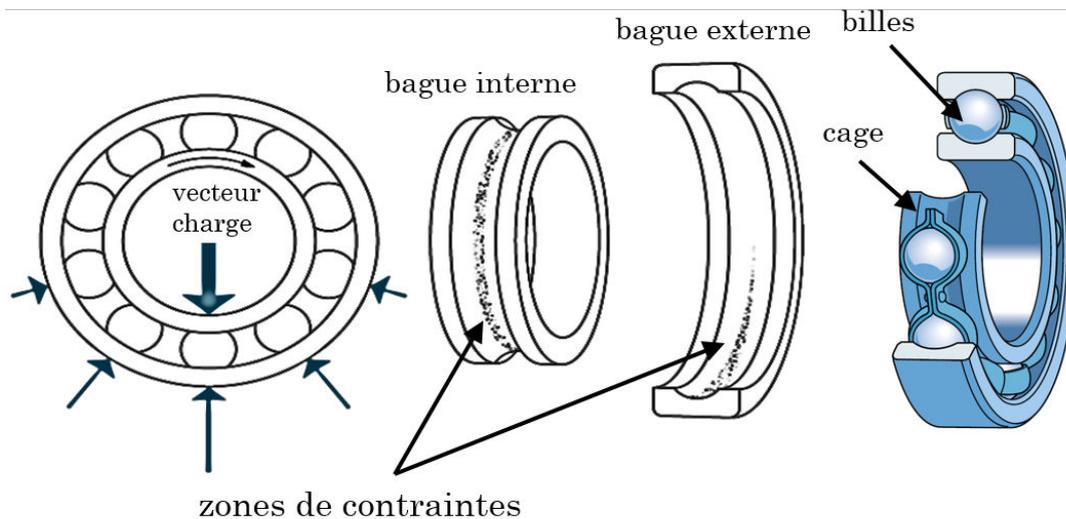


FIGURE 1.4.15 – Schéma d'un roulement à billes à gorge profonde, répartition des contraintes radiales sous une charge radiale avec la bague interne en rotation (configuration la plus courante)

Les roulements se déclinent sous de nombreuses formes en fonction de leur utilité et de l'application. On distingue deux groupes : les roulements à billes (roulement à billes à gorges profondes, à contact oblique) et les roulements à rouleaux (roulement à rouleaux cylindriques, coniques, à rotule sur rouleaux, roulements à aiguilles).

Malgré les progrès réalisés dans la conception des roulements, ces derniers sont encore aujourd'hui la principale cause de défaillance des machines tournantes. Selon les enquêtes [IEEE \(1985\)](#), [Albrecht \*et al.\* \(1986\)](#) et [Thorsen & Dalva \(1999\)](#) les défauts de roulement atteignent respectivement 44 %, 41 % et 52 % des défauts au sein des machines à induction de taille moyenne. L'étude de [Erdman \*et al.\* \(1996\)](#) évoque le fait que les dégâts causés aux roulements par des passages de courant altèrent le coefficient de frottement des roulements conduisant à des contraintes mécaniques plus élevées. Dans l'étude de [Hoppler & Errath \(2007\)](#) les causes des défauts de roulement sont analysées. Il en résulte que la plupart des défauts proviennent d'un manque de lubrifiant, ou d'un lubrifiant contaminé. Les courants de palier sont la cinquième cause de défaillance des roulements et représentent 9 % des défaillances selon cette même étude, mais il n'est pas mentionné le type d'alimentation des machines.

Avec le développement actuel des convertisseurs à IGBT, nous pensons que les défauts de roulement d'origine électrique sont bien plus importants que l'estimation de cette étude. Cependant, à ce jour, aucune étude statistique récente n'est connue concernant les défauts de roulement dus aux alimentations par

convertisseur de fréquence malgré le fait que ce type de défaut est récurrent [Araujo \*et al.\* \(2013\)](#) et a explosé dans de nombreux secteurs industriels comme le montre les publications [Bell \*et al.\* \(2001\)](#); [Boyanton & Hodges \(2002\)](#); [Adabi & Vahedi \(2013\)](#); [Becker & Abanteriba \(2013\)](#); [Oliver \*et al.\* \(2017\)](#) ainsi que selon les retours d'expérience de la société LORELEC dans laquelle nous avons mené ces travaux. Plus récemment, il a été rapporté dans [Willwerth & Roman \(2013\)](#); [Hadden \*et al.\* \(2016\)](#) que les véhicules électriques subissent des contraintes électriques similaires sur les roulements.

La littérature classe les défauts de roulements en deux catégories distinctes [Stack \*et al.\* \(2004\)](#) : les défauts localisés (single point defect) et les défauts non localisés (generalized roughness).

Les défauts de roulement, dit localisés, se caractérisent par une ou plusieurs zones endommagées localisées (aspérité ponctuelle) sur un ou plusieurs éléments du roulement.

Les défauts dits non localisés sont caractérisés par une dégradation globale de l'état de surface du roulement (voir figure 1.4.16). La rugosité de l'ensemble des surfaces des bagues et des éléments roulants devient plus importante, ce défaut est alors qualifié de « rugosité généralisée ». Par ailleurs, selon [Li \(2012\)](#) les défauts localisés dégénèrent rapidement en défauts de rugosité généralisée. Ce type de défaut est donc couramment rencontré dans l'industrie puisqu'il est associé à de nombreuses causes d'usures prématurées. Parmi celles-ci, on peut citer [Stack \*et al.\* \(2004\)](#); [Elfeky \*et al.\* \(2007\)](#) :

- les défauts d'alignement (dus à un défaut de montage par exemple).
- Les polluants de nature abrasive (sable, poussières) associés à un milieu industriel difficile, qui contaminent le lubrifiant et dégradent à terme les surfaces de roulement.
- Une mauvaise lubrification (manque ou excès) qui produit une augmentation de la température du roulement, accélérant son vieillissement.
- La corrosion produite par un environnement industriel humide, la présence d'acides ou bien un lubrifiant dégradé.
- les contraintes mécaniques excessives (charges radiales et axiales) qui s'exercent sur les points de contact entre les éléments roulants et les bagues.
- Les passages de courants, dont notamment les arcs électriques qui apparaissent entre les éléments roulants et les bagues et qui conduisent à la formation de micro-cratères plus ou moins importants. Selon l'intensité et la fréquence d'apparition des arcs, le roulement présentera rapidement une rugosité généralisée élevée.

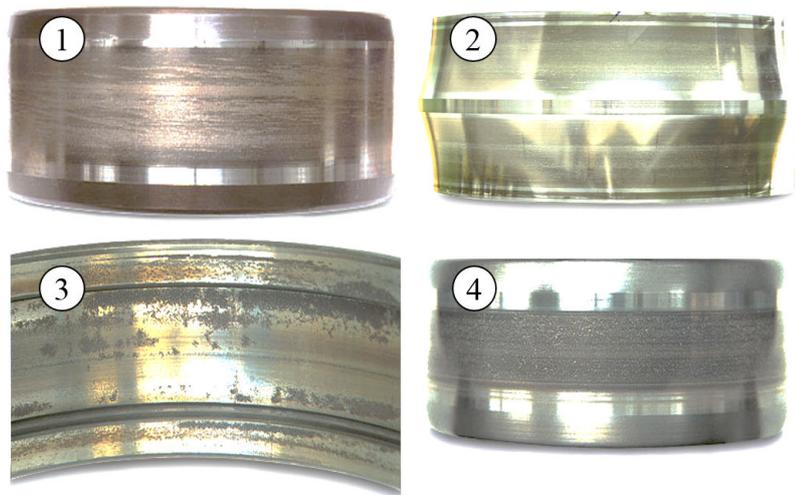


FIGURE 1.4.16 – Défauts non localisés sur des roulements à rouleaux, [NSK \(2009\)](#)

- 1 - Bague intérieure, défaut de type « *adhesive wear (smearing)* » dû à une quantité trop importante de graisse conduisant à un glissement des rouleaux
- 2 - Bague intérieure, défaut de type « *adhesive wear (smearing)* » dû à un manque de lubrifiant
- 3 - Bague extérieure, défaut de corrosion dû à un environnement humide
- 4 - Bague intérieure, défaut de corrosion électrique, piqûres sur la piste du roulement

Il faut noter que les causes présentées ci-dessus peuvent produire des défauts localisés aussi bien que des défauts non localisés [Stack et al. \(2004\)](#). Le défaut de rugosité généralisé à un stade avancé peut aussi être associé au défaut de type écaillage, ce dernier terme regroupant de nombreuses causes de défaillance du roulement : charge excessive, montage incorrect, conditions ambiantes défavorables par exemple. Lors de l'observation visuelle d'un défaut de roulement, ce dernier peut généralement être classifié par l'[ISO-15243 \(2017\)](#) afin de pouvoir en retracer la cause.

En ce qui concerne le défaut de roulement produit par des passages de courants, les paragraphes suivants décrivent les différents types de marquage sur le roulement ainsi que les différents mécanismes de dégradation se produisant au sein du roulement.

### 1.4.2 Description du défaut de roulement d'origine électrique

Les courants de palier provoquent sur les roulements une dégradation simultanée de l'état de surface des éléments roulants, des bagues, ainsi que de la qualité du lubrifiant (graisse ou huile) [Busse et al. \(1997a\)](#). Par ailleurs, si la qualité du lubrifiant se détériore, cela détériore directement le contact mécanique entre éléments roulants et bagues et donc l'état de surface des roulements.

Une dégradation d'origine électrique de l'état de surface du roulement se manifeste par le phénomène de cratérisation (« *electrical pitting* »), appelé aussi piquages. Cela est dû à une électroérosion des surfaces lors de l'apparition d'arcs électriques (« *sparks* ») entre les bagues et les billes du roulement lorsqu'ils ne sont plus en contact. On constate ainsi la formation de micro-cavités très caractéristiques par leurs formes circulaires et brillantes due à une fusion (ou vaporisation) locale de la matière [Tischmacher & Gattermann \(2010\)](#).

On parle de pitting pour désigner une électroérosion de forte ampleur créant des cratères larges (2 – 5  $\mu\text{m}$  de diamètre) et répartis de manière aléatoire sur la surface du roulement [Costello \(1993\)](#). On parle de micro-pitting pour désigner des cratères de petite taille ( $\approx 0.5 \mu\text{m}$  de diamètre) selon [Muetze \(2004\)](#). Ce phénomène est généralement non perceptible à l'œil nu (voir figure 1.4.17). On appelle « *frosting* » les surfaces de roulement « sablées » composées de petits cratères répartis uniformément [Costello \(1993\)](#). Il faut noter que certains auteurs utilisent d'autres ordres de grandeur, par exemple dans [Oliver et al. \(2017\)](#) le micro-pitting est constitué de cratères de 5 à 8  $\mu\text{m}$  tandis que le pitting est constitué de cratères visibles à l'œil nu entre 0.1 et 0.5 mm de diamètre.

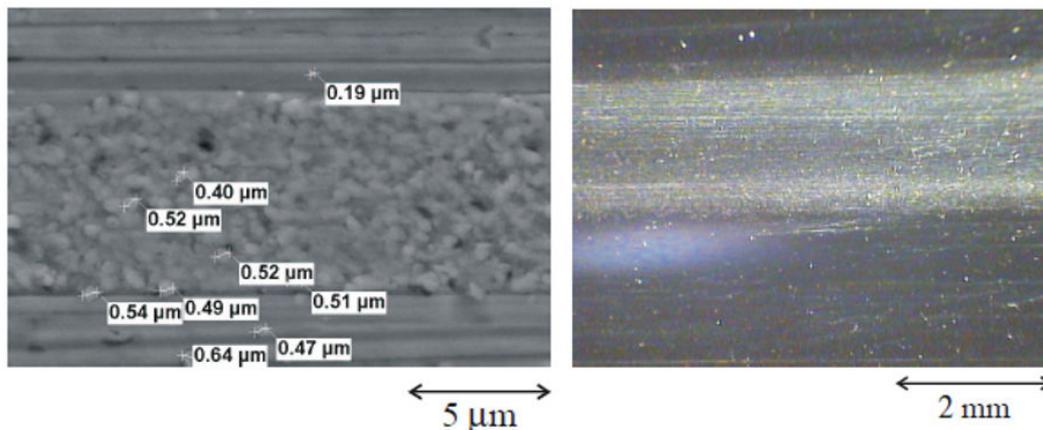


FIGURE 1.4.17 – Micro-pitting sur un roulement 6209 C3 (à gauche vue au microscope électronique à balayage), marquage « gris » sur un roulement 6309 C3 (à droite vue au microscope optique), [Muetze \(2004\)](#)

La cratérisation peut évoluer sous forme de « *fluting* », ce qui est le défaut le plus rapporté dans la littérature à cause de son marquage caractéristique [Muetze et al. \(2004, 2006\)](#); [Zika et al. \(2009b\)](#); [Kriese et al. \(2012\)](#). C'est un défaut lié à une électroérosion qui se caractérise par des cannelures parallèles à l'axe du roulement et régulièrement espacées sur la surface des bagues internes et externes (voir figures 1.4.18 et 1.4.19). Les cannelures sont engendrées par un

phénomène d'électrodéposition faisant interagir les éléments roulants et les bagues.



FIGURE 1.4.18 – Fluting avancé sur des surfaces de roulements : à gauche, roulement 6310 C3, zone de charge de la bague externe (partie inférieure), à droite, roulement NU 226 C3, bague interne. Source : LORELEC, inspection visuelle

On peut ainsi identifier un marquage périodique (voir figure 1.4.18) sur les surfaces de roulement [Muetze \(2004\)](#); [Prashad \(2005\)](#) avec des cannelures qui se forment au niveau des zones de charge (voir figure 1.4.15) des chemins de roulement [Becker & Abanteriba \(2013\)](#) puis se propage sur l'ensemble des chemins de roulement. Selon [Becker & Abanteriba \(2013\)](#) le fluting est généralement attribué à un phénomène de résonance mécanique associé au passage des éléments roulants sur les chemins de roulement dont la rugosité est élevée à cause des micro-cratères. Au fil du temps, ce défaut est donc auto-amplifié par les vibrations qu'il produit [Lawson \(1993\)](#). De plus les vibrations propres à l'état de la machine modifient constamment l'épaisseur du lubrifiant, ce qui modifie sa tension de claquage et augmente la quantité de décharges capacitatives sur un laps de temps donné [Tischmacher & Gattermann \(2012a\)](#), ce qui peut également accélérer le phénomène.

## 1.4. Conséquences sur les roulements

---



FIGURE 1.4.19 – Défaut de fluting avancé sur un roulement 6326 C3, moteur 900 kW - 660 V, bague externe (zone de charge en haut à gauche), bague interne (à droite). Source : LORELEC, inspection visuelle

En fonction de l'état de dégradation du roulement, ces défauts peuvent être observés soit par une inspection visuelle, soit au microscope optique, soit au microscope électronique à balayage.

### 1.4.3 Phénomène d'électroérosion et formation de cratères

La littérature décrit le phénomène de décharge capacitive dans le roulement par analogie au processus industriel d'électroérosion (ou Electro Discharge Machining, EDM) (e.g. [Busse et al. \(1997a\)](#); [Muetze et al. \(2006\)](#); [Magdun & Binder \(2009\)](#)). Cela peut se justifier par les marquages observés sur les roulements qui sont similaires aux marquages résultant d'un processus d'usinage de pièces métalliques par électroérosion.

De plus les ordres de grandeurs des cratères observés sur les chemins de roulement sont similaires avec les cratères produits dans le domaine de la microélectroérosion ( $\mu$ EE) industrielle. Par exemple, le dispositif étudié dans les travaux de [Girardin \(2012\)](#) peut produire des cratères de diamètres compris entre 1.5 et 3  $\mu\text{m}$  pour une profondeur de 0.15  $\mu\text{m}$ .

On peut donc légitimement supposer que le phénomène physique se produisant

dans le roulement a des similitudes avec le phénomène de décharge de type « spark discharge » ou « décharge d'étincelle » qui est utilisé en électroérosion. Cette analogie a été effectuée dans plusieurs études (e.g. [Jagenbrein et al. \(2005\)](#); [Prashad \(2005\)](#); [Särkimäki \(2009\)](#)) Par ailleurs, il faut noter que par abus de langage plusieurs auteurs parlent d'arc électrique pour désigner le phénomène de décharge dans le roulement.

Nous fournissons dans cette section quelques notions issues de l'électroérosion afin d'illustrer ce qui se produit lors d'une décharge au niveau du film de lubrifiant entre les éléments roulants et bagues d'un roulement.

Selon [Girardin \(2012\)](#), on peut distinguer 5 étapes dans le processus de décharge associé à l'électroérosion en milieu liquide (se rapporter aux travaux de [Descoeudres \(2006\)](#) pour une explication détaillée des phénomènes physiques mis en jeu lors d'une décharge). Nous expliquons par analogie les étapes probables d'une décharge se produisant dans un roulement (voir figure 1.4.20) :

1. **Phase de pré-claquage** : le champ électrique est élevé, en particulier au niveau de la zone où le film de lubrifiant est minimal, ce qui favorise l'ionisation locale du diélectrique. Il y a création d'amorces électriques.
2. **Phase de claquage** : l'énergie accumulée dans le lubrifiant se décharge sur un laps de temps très court (de l'ordre de quelques nanosecondes). Un canal de décharge se crée, la tension entre la bague et l'élément roulant chute et le courant augmente brusquement jusqu'à atteindre un maximum entre 100 et 200 ns.
3. **Phase de décharge** : après le claquage du diélectrique, un plasma se développe, la température s'élève rapidement, vaporisant une partie du lubrifiant, le métal situé au niveau du canal de décharge entre en fusion et est éventuellement vaporisé.
4. **Phase de fin de décharge** : la tension entre la bague et l'élément roulant et le courant chutent, la température décroît rapidement. Le plasma implose et le métal en fusion est expulsé des surfaces du roulement.
5. **Phase de post-décharge** : les débris métalliques se solidifient sur les surfaces de roulement et certains sont évacués dans le lubrifiant en mouvement qui va retrouver progressivement ses propriétés diélectriques.

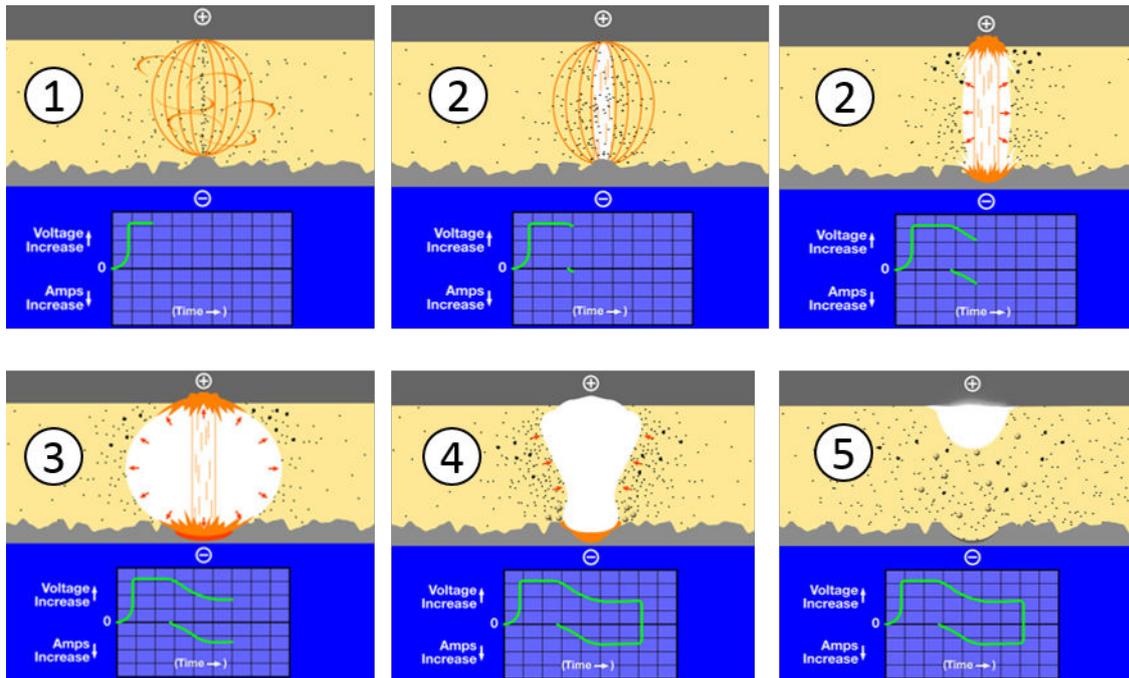


FIGURE 1.4.20 – Différentes étapes pouvant se produire lors d’une décharge dans un roulement par analogie avec le processus d’électroérosion décrit dans [Poco Graphite Inc \(2013\)](#)

Comme pour le processus d’électroérosion, [Muetze \*et al.\* \(2006\)](#) suppose que le courant traverse le roulement localement au niveau des aspérités de contact entre éléments roulants et bagues. Dans ce cas, la densité de courant est localement très élevée puisque la surface de contact est très réduite. Les cratères observés dans la section précédente résultent donc d’un processus thermique localisé conduisant à une fusion et/ou une vaporisation du métal. Une modélisation de ces phénomènes au sein du roulement est proposée dans [Kolbe \*et al.\* \(2012\)](#).

Dans la suite de ses travaux, nous utiliserons également le terme générique « décharge » afin de faire référence à la rupture diélectrique du film de lubrifiant dans un roulement qui se produit lorsque la tension à ses bornes est trop élevée.

#### 1.4.4 Processus de dégradation électrique du roulement

Les défauts présentés sont des marquages différents visuellement qui résultent tous de passages de courants dont la fréquence d’occurrence et l’intensité sont plus ou moins importantes. Ces courants circulent entre billes et bagues à travers le mince film de lubrifiant. Il se produit un échauffement local très important sur les points d’impacts [Erdman \*et al.\* \(1996\)](#); [Muetze \(2004\)](#) conduisant à une accumulation plus ou moins importante de cratères sur les chemins de roulement. On observe par ailleurs une dégradation chimique du lubrifiant qui présente un aspect noirci (voir figure [1.4.21](#)) et une décoloration des éléments roulants (aspect

gris mat) Romanenko *et al.* (2015). Cette dégradation chimique induit également une diminution de la rigidité diélectrique du lubrifiant Romanenko *et al.* (2016). Les courants hautes fréquences circulant par effet de peau seraient susceptibles de causer un stress supplémentaire au lubrifiant du roulement selon Liu (2014). La formation de cratères sur les pistes de roulement produit des micro-particules métalliques en suspension, altérant la qualité du lubrifiant Erdman *et al.* (1996); Muetze (2004); Postariu (2009); Yu & Yang (2010). Le roulement est ainsi sujet à une friction globale plus importante, le niveau vibratoire augmente ainsi que la température globale du roulement à cause des frottements.

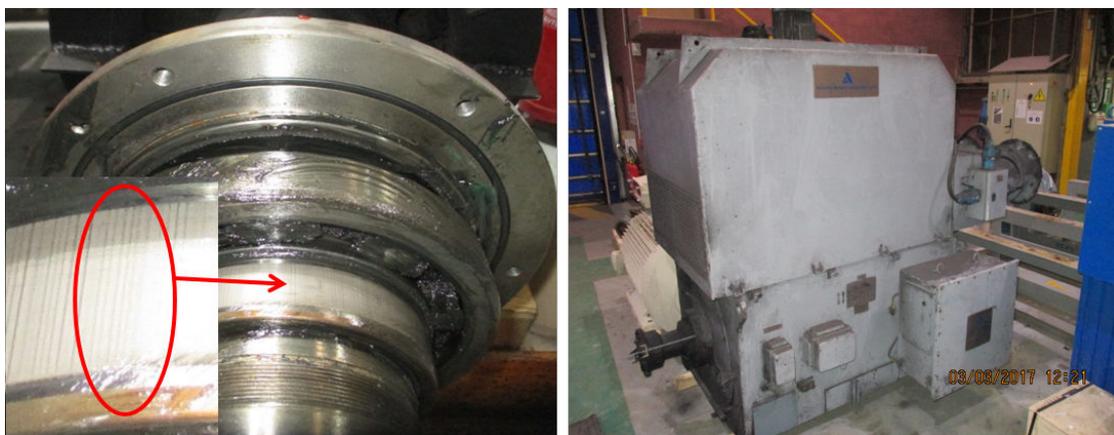


FIGURE 1.4.21 – Graisse noircie largement dégradée par des passages de courant (visible sur le roulement à billes 6226 C3), défaut de fluting avancé sur un roulement NU 226 C3, moteur 630 kW - 660 V, source LORELEC

À un stade naissant, un défaut de rugosité généralisée produit par un courant de palier est composé d'une multitude de micro-cratères sur les chemins de roulement. Dans le cas standard où la bague externe est fixe et avec une charge mécanique radiale et unidirectionnelle, les cratères sont prépondérants au niveau de la zone de charge sur la bague externe (moitié inférieure du roulement) car c'est la zone soumise aux contraintes mécaniques les plus élevées, et donc la zone où la résistance électrique est minimale Becker & Abanteriba (2013). La rugosité de cette zone sera donc globalement plus importante. Lorsque le défaut passe à un stade plus avancé, deux résultats sont possibles : un marquage régulier de type « fluting » ou un marquage aléatoire de type « frosting » ou « pitting » (voir figure 1.4.22). Selon les résultats de Tischmacher & Gattermann (2012b); Romanenko *et al.* (2017) le défaut est initié sur la bague externe puis se propage au niveau de la bague interne. La bague interne sera entièrement marquée car la zone de charge couvre la longueur totale du chemin de roulement interne. D'après Tischmacher *et al.* (2010), selon les conditions de fonctionnement, le défaut peut évoluer sous forme de « fluting » si la machine est en sous-charge ou de « frosting » si la machine fonctionne à charge nominale. Cependant les causes conduisant à la formation

du fluting restent à ce jour encore incertaines. Il est rapporté dans [Muetze \*et al.\* \(2006\)](#) que pour des conditions de fonctionnement identiques, certains roulements présentent un marquage de type fluting, d'autres un marquage de type frosting.

Selon [Kriese \*et al.\* \(2012\)](#) on peut identifier deux types de cratères différents selon leurs tailles et l'énergie dissipée dans le roulement. D'une part, plusieurs études ont rapporté la formation d'un marquage terni ou « gris » des pistes de roulement composé de micro-cratères d'environ  $0.5 \mu m$  de diamètre et de forme aplatie, marquage également souvent appelé « grey trace » (voir figure 1.4.17). Ce genre de marquage ne réduit pas la durée de vie des roulements selon [Tischmacher & Gattermann \(2010\)](#); [Kriese \*et al.\* \(2012\)](#). Les micro-cratères résultent d'une fusion du métal au niveau de la formation de l'arc électrique et comme expliqué dans [Muetze \(2004\)](#), l'aplatissement des cratères serait provoqué par le passage des éléments roulants ainsi qu'à un phénomène de refonte du métal selon [Tischmacher & Gattermann \(2010\)](#).

D'autre part, les cratères de plus grande taille provoqués par une densité de courant localement très élevée ne sont pas nécessairement aplatis. Les éléments roulants seraient alors obligés de surmonter les cratères créant un marquage régulier de « fluting » en forme de « montagnes et vallées », ce qui serait une possible explication au phénomène de « fluting ». Dans ce cas un phénomène de vaporisation du métal se produit (voir figure 1.4.22). L'énergie nécessaire pour former par vaporisation des cratères de  $2 - 5 \mu m$  de diamètre est d'environ  $2 \mu J$  selon [Tischmacher & Gattermann \(2010\)](#).

D'après [Tischmacher & Gattermann \(2010\)](#), une analyse du phénomène de fluting dont le marquage est plus ou moins périodique, a montré que les « vallées » sont des zones d'aspect clair où le métal a été vaporisé tandis que les « montagnes » sont des zones d'aspect sombre composées de métal refondu (voir figure 1.4.23).

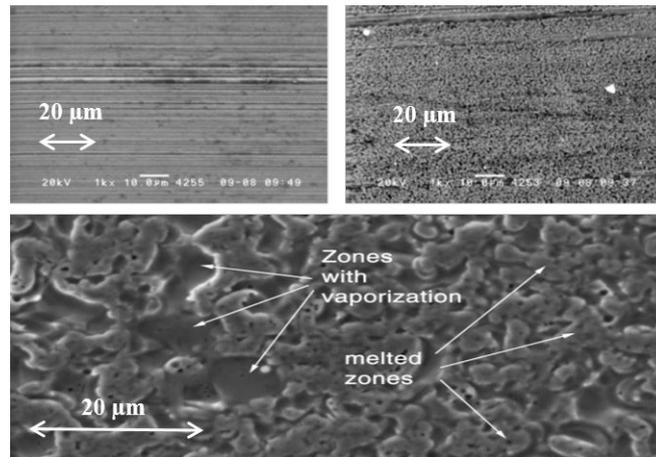


FIGURE 1.4.22 – En haut : roulement neuf (à gauche), défaut de « frosting » (à droite), vues au microscope électronique à balayage, [Oh \(2006\)](#). En bas : électroérosion avancée, zones de métal vaporisé et zones de métal refondu, [Kriese \*et al.\* \(2012\)](#)

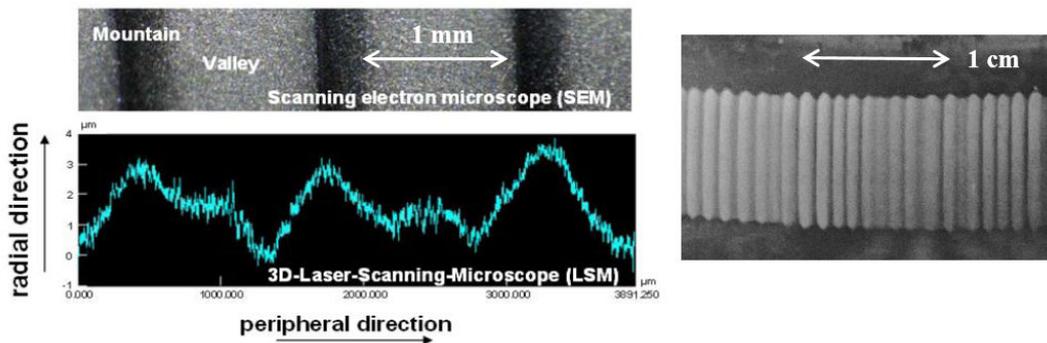


FIGURE 1.4.23 – Fluting avancé sur un roulement 6210 [Tischmacher & Gattermann \(2012b\)](#) (à gauche) vu au microscope électronique à balayage, fluting avancé sur un roulement 6308 C3 (à droite), vu à l'inspection visuelle, source LORELEC

Ainsi le défaut de roulement d'origine électrique se caractérise par une dégradation progressive de l'ensemble des chemins de roulement et des éléments roulants. On le qualifie donc de défaut non localisé, ou encore de « rugosité généralisée » (voir section 1.4.1). Afin d'atténuer la dégradation électrique des roulements, les industriels ont développés diverses techniques à posteriori.

## 1.5 Techniques d'atténuation des courants d'arbre

Une défaillance des roulements pouvant survenir en l'espace de quelques mois sur les machines alimentées par onduleur [Hoppler & Errath \(2007\)](#), de plus en plus d'industriels prennent conscience de l'importance de la prévention contre les

phénomènes de tensions et courants d'arbre. Du point de vue de la maintenance des machines, de nombreux cas sont couramment rapportés faisant état de roulements dégradés électriquement sur des installations qui ne disposent pas de systèmes de protection. Dans ces cas-là, des systèmes de protections sont mis en place en s'adaptant aux contraintes des installations existantes, ce qui peut représenter un coût de maintenance important pour un large parc de machines. Aujourd'hui dès la phase de conception des machines, des règles de design sont appliquées afin de minimiser les asymétries magnétiques causant des courants de palier basses fréquences et des équipements de protection des roulements sont de plus en plus installés sur les onduleurs ou bien directement sur les machines.

La norme IEC 60034-25 est un standard employé pour s'orienter sur un système de protection adapté pour les machines alimentées par convertisseurs [IEC-60034-25 \(2014\)](#). Pour un système machine-onduleur donné, une estimation des phénomènes électriques parasites permet de choisir les meilleures solutions à implémenter afin de protéger les roulements, selon les travaux réalisés dans [Muetze & Binder \(2007b\)](#). Ce paragraphe présente les solutions matérielles actuellement les plus employées dans l'industrie, ainsi que quelques techniques innovantes.

### 1.5.1 Protections installées sur la machine

En présence de courants de palier parasites sur une installation, la solution classiquement employée dans l'industrie est l'isolation électrique des roulements ainsi qu'une mise à la masse de la ligne d'arbre par l'intermédiaire de systèmes de balais. On trouve le plus souvent un roulement isolé situé sur le côté opposé à l'accouplement (COA) et un système de mise à la masse de l'arbre sur le côté accouplement (CA) [Schiferl & Melfi \(2004\)](#) (voir figure [1.5.24](#)). Récemment, l'industrie automobile a étudié la possibilité d'utiliser un roulement dont le lubrifiant est conducteur afin de supprimer le phénomène de décharges capacitives.

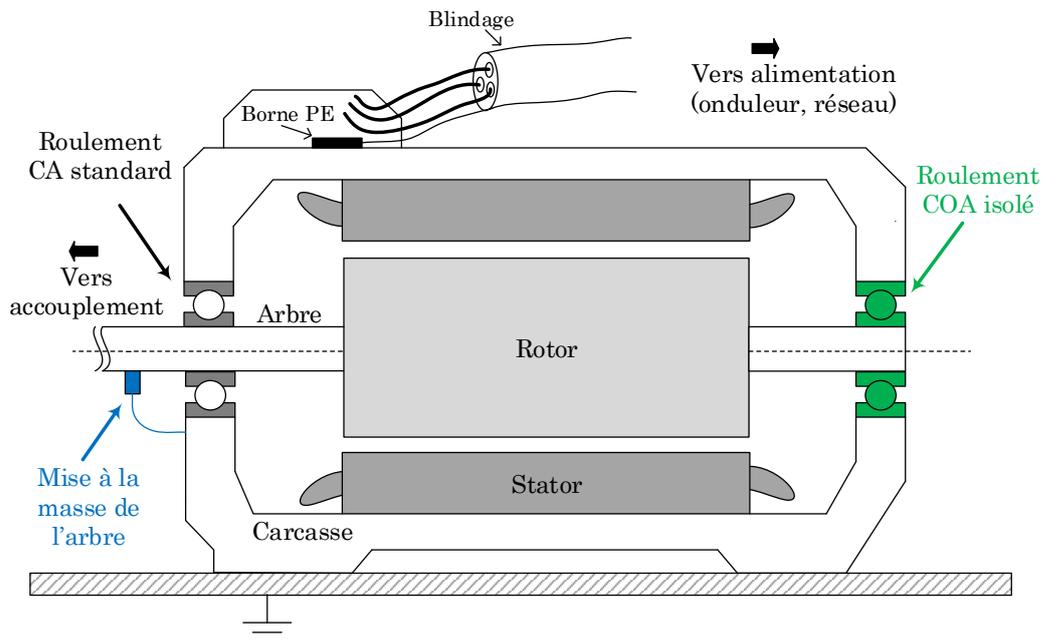


FIGURE 1.5.24 – Configuration typiquement employée dans l'industrie pour minimiser l'impact des courants de palier, [Schiferl & Melfi \(2004\)](#)

### 1.5.1.1 Isolation et conduction électrique des roulements

Pour isoler électriquement les roulements, il est possible d'isoler les flasques ou bien directement le roulement. Dans ce dernier cas, on distingue des roulements céramiques ou bien « hybrides », dont les billes sont en céramique (de type  $Si_3N_4$ ) et des roulements « coated » possédant un revêtement isolant de type céramique (principalement d'oxyde d'alumine  $Al_2O_3$ ) sur l'intérieur et l'extérieur de la bague externe [Oliver et al. \(2017\)](#). Pour ce dernier type de roulement, on peut citer par exemple les roulements INSOCOAT de SKF (voir figure 1.5.25).



FIGURE 1.5.25 – Roulements INSOCOAT de SKF typiquement employées dans l'industrie pour minimiser l'impact des courants de palier

Les roulements en céramique éliminent tous les types de courants de paliers, y

compris les courants capacitifs car l'épaisseur de l'isolant constitué par les billes est assez épaisse, tandis que les roulements avec une couche isolante (50...250  $\mu m$ ) ne sont pas assez efficaces contre les courants capacitifs [Muetze \(2004\)](#); [Muetze & Binder \(2007b\)](#). De plus, il faut noter que l'utilisation de roulements isolés ne protège pas toute la ligne d'arbre, les courants parasites peuvent se propager sur tout élément monté sur l'arbre tel qu'un réducteur, un codeur incrémental, ou une génératrice tachymétrique. Par ailleurs, le coût de ce genre de roulements est bien plus élevé qu'un roulement standard (2 à 10 fois supérieur). En général, il est recommandé de mettre en place un roulement isolé côté opposé accouplement (COA) pour des machines de hauteur d'axe  $H_a$  supérieures à 315 mm [Link \(1999\)](#). En effet les machines dont la hauteur d'axe est élevée présentent un flux magnétique plus important et donc autant de risques d'obtenir un flux parasite important et des tensions d'arbre destructrices. Cela permet alors d'interrompre la circulation des courants circulant dans la boucle « carcasse stator - roulement côté accouplement - arbre - roulement côté opposé accouplement » (voir figures [1.2.1](#) et [1.2.7](#)).

Inversement, afin d'empêcher l'apparition de décharges capacitives, l'utilisation d'un lubrifiant conducteur peut-être employé [Suzumura \(2016\)](#). En effet grâce à l'émergence des nanotechnologies, l'introduction de nanoparticules conductrices en suspension dans le lubrifiant permet d'assurer une faible résistivité du lubrifiant prévenant les effets capacitifs et donc le phénomène de décharges. Cette idée était controversée dans le passé car cela dégradait les performances de la lubrification élastohydrodynamique, les particules en suspension ayant tendance à se séparer des constituants du lubrifiant lui-même, altérant sa qualité globale [Busse \*et al.\* \(1997c\)](#); [Dahl \*et al.\* \(2008\)](#). L'étude menée dans [Tischmacher & Gattermann \(2012a\)](#) montre que le lubrifiant conducteur étudié perd sa conductivité électrique et redevient isolant au bout de 40 h de fonctionnement. Actuellement aucune étude n'a été trouvée permettant d'affirmer qu'un lubrifiant conducteur est efficace pour se prémunir du phénomène de décharges. Par ailleurs le passage de courants dans un roulement de faible résistivité reste un facteur contribuant à son vieillissement [Prashad \(2005\)](#).

### 1.5.1.2 Mise à la masse de l'arbre

Mettre à la masse l'arbre en rotation permet de court-circuiter le roulement par l'ajout d'une faible impédance en parallèle; les courants parasites sont donc détournés du roulement. En théorie, cela permet également d'éviter une élévation de la tension de palier et donc d'empêcher les courants de s'établir dans le roulement. En pratique il est nécessaire de s'assurer que le système de balais conserve une impédance faible pour être efficace. Sur les grands alternateurs, des balais de masse sont installés tout le long de la ligne d'arbre, et sont redondants

pour augmenter la fiabilité de la protection. Par ailleurs, un système de balais installé à proximité d'un roulement ne doit pas être employé seul sur une ligne d'arbre, car il peut favoriser des passages de courants dans les autres roulements selon Schiferl & Melfi (2004) (voir figure 1.5.26).

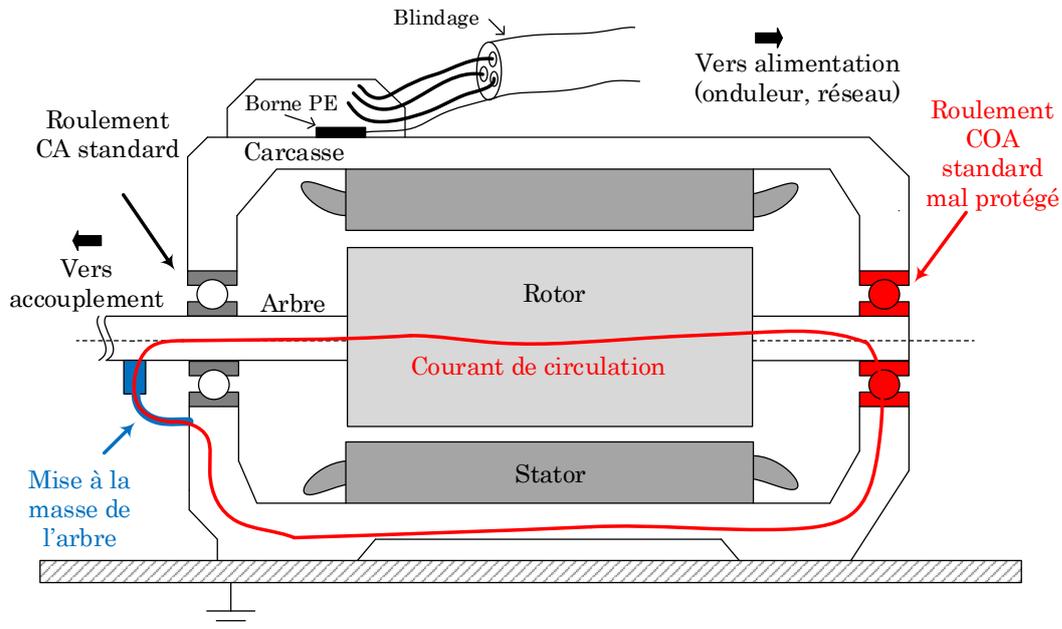


FIGURE 1.5.26 – Système de mise à la masse de l'arbre potentiellement à risque selon Schiferl & Melfi (2004) car le roulement opposé au système de mise à la masse est moins protégé

En effet selon Schiferl & Melfi (2004), vu que le système de balais réduit l'impédance entre la carcasse et l'arbre, il est possible que l'amplitude du courant de circulation augmente dans le roulement situé à l'opposé du système de balai. C'est notamment le cas si la machine ne possède pas un raccordement à la terre de qualité. De même si le système de balai est placé à proximité d'un roulement isolé, le courant de circulation dans le roulement opposé risque d'augmenter et d'accélérer son vieillissement.

Les systèmes de mise à la masse de l'arbre regroupent d'une part les balais classiques de type carbone, les tresses métalliques et d'autre part les bagues et balais en micro-fibres de carbone spécialement dimensionnés pour éliminer les courants hautes fréquences. Ces bagues montées autour de l'arbre sont efficaces pour assurer une continuité électrique en hautes fréquences en cas de discontinuité physique entre les fibres et l'arbre dues à la rugosité de l'arbre par exemple Muetze & Oh (2008, 2010). Certains types de bagues permettent également d'effectuer un monitoring de la tension de palier par l'intermédiaire d'une bague additionnelle accolée à la bague de mise à la masse de l'arbre. Cela est utile pour qualifier

### 1.5. Techniques d'atténuation des courants d'arbre

---

l'efficacité du système au cours du temps.

Selon Costello (1993); Boyanton & Hodges (2002) les balais de type carbone-graphite, carbone-argent ne sont pas les plus adaptés pour la mise à la masse de l'arbre. En effet, la formation naturelle d'un film de graphite entre l'arbre et le balai crée une impédance non négligeable rendant les balais inefficaces. L'étude réalisée dans D'Antona *et al.* (2012) sur un turbo-alternateur de 2.8 MW montre l'importance de la qualité des systèmes de balais. Une impédance de contact entre l'arbre et les balais trop élevée augmente grandement le risque d'accumulation de charges électrostatiques et donc l'apparition de courants de décharge destructeurs pour les paliers. Par exemple une résistance de  $90.9 \Omega$  a produit une tension de palier de 170 V, tension qui dépasse largement la tension disruptive du lubrifiant.

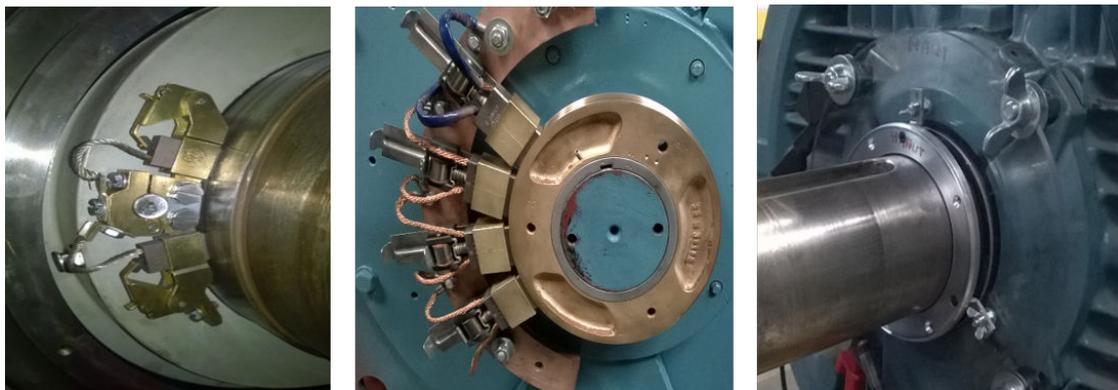


FIGURE 1.5.27 – Balais en carbone (à gauche et au centre), bague en fibre de carbone (à droite) utilisés pour minimiser les courants de palier, source LORELEC

Aujourd'hui afin de protéger les roulements des courants de palier, les balais « bi-qualité » carbone-argent sont couramment employés avec succès sur des machines alimentées par variateur ou directement reliées au réseau. Une défaillance de ces systèmes peut se produire pendant le fonctionnement normal de la machine, comme une mauvaise fixation, une pollution de l'environnement, une pression de contact inadéquate. L'efficacité des systèmes de balais montés sur l'arbre pour protéger les roulements dépend donc grandement de leur maintenance.

En conclusion, un système de balais de masse unique installé à proximité d'un roulement sur une ligne d'arbre n'est pas recommandé. En général, soit un système de balais par roulement est installé, soit un système de balais pour le roulement CA combiné à un roulement COA isolé (voir figure 1.5.24).

### 1.5.1.3 Réseau de mise à la terre

Le système de mise à la terre d'une machine doit être de qualité. Dans le cas contraire, les protections installées sur l'arbre peuvent être inefficaces. Afin d'assurer une faible impédance pour canaliser les courants hautes fréquences, il est recommandé dans [Link \(1999\)](#) de mettre en place des tresses de masse hautes fréquences qui minimisent l'augmentation de résistance dû à l'effet de peau. Leur localisation doit être située entre la machine et la charge, entre la machine/la charge et le réseau de terre et ainsi qu'entre l'onduleur et le réseau de terre. Cela permet de maintenir une faible impédance pour les courants de mode commun en minimisant également l'inductance de connexion à la terre. Ces tresses de masses ne remplacent en aucun cas les câbles de mise à la terre des machines qui restent nécessaires.

La mise en place de câbles d'alimentation symétriques, c'est-à-dire en utilisant trois câbles de terre répartis autour des trois câbles d'alimentation (voir figure 1.5.28) diminue également les courants de mode commun [Link \(1999\)](#). En effet des courants peuvent être induits dans un câble de terre unique placé de manière asymétrique par rapport aux câbles d'alimentation selon [Link \(1999\)](#). Enfin, l'utilisation de câbles d'alimentation blindés avec des raccord à 360° sur le bornier d'alimentation permet de réduire les interférences électromagnétiques et de confiner les courants de mode commun (voir figure 1.5.28).

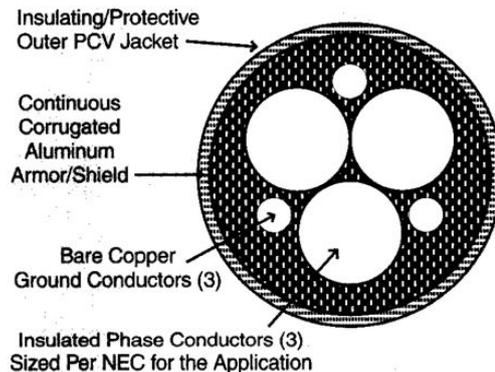


FIGURE 1.5.28 – Type de câble d'alimentation recommandé par [Link \(1999\)](#) pour minimiser les courants de mode commun sur un système d'entraînement alimenté par onduleur de tension

Il faut noter qu'un câble blindé n'atténue pas les courants de décharge au sein des roulements et est uniquement efficace pour réduire les courants entre le rotor et la terre (voir figure 1.2.8). En effet, le blindage crée un chemin de plus faible impédance que le rotor. Enfin selon [Muetze & Binder \(2006\)](#), l'utilisation de câble blindés peut augmenter les courants de circulation dans le roulement. Il a été montré que le chemin de faible impédance favorisé par le blindage augmente

l'amplitude du courant de mode commun et donc le flux parasite induit et par là même la tension d'arbre induite.

### 1.5.1.4 Autres solutions proposées

Plusieurs solutions innovantes ont également été proposées pour protéger les roulements contre les phénomènes hautes fréquences :

Un blindage électrostatique du rotor est mis en place dans [Busse \*et al.\* \(1997d\)](#) afin d'atténuer le couplage capacitif entre le stator et le rotor. Ce blindage consiste en l'insertion de conducteurs le long des cales d'encoches stator, tous ces conducteurs étant reliés entre-eux ainsi qu'à la masse de la machine. Malgré une réduction significative des décharges capacitives dans les roulements, ce système n'est pas une solution curative pour les machines existantes et semble difficile à envisager au niveau de la phase de conception en raison des coûts supplémentaires engendrés. Par ailleurs ce système n'est pas prévu pour réduire les courants de circulation hautes fréquences. Ces derniers courants peuvent être grandement atténués (selon les résultats de simulation de [Maki-Ontto & Luomi \(2003\)](#)) par une solution basée sur le même principe que précédemment : un blindage composé de conducteurs placés dans les fonds d'encoches entre le bobinage et le fer statorique et relié à la masse de la machine. Cela crée un chemin de faible impédance pour le courant de mode commun et élimine la génération du flux parasite circonférentiel à l'origine des courants de circulation.

Un shunt tournant à couplage capacitif est présenté dans [Ludois & Reed \(2015\)](#). Disposé en parallèle du roulement, à très haute fréquence ce dispositif est dimensionné afin que son impédance soit inférieure à l'impédance des roulements, réduisant ainsi les tensions de palier hautes fréquences. Une capacité de 6 nF placée entre l'arbre et la carcasse, réalisée par un entrefer composé de tôleries statoriques et rotoriques (voir figure [1.5.29](#)), présente de meilleures performances que les systèmes de balais carbone et fibre de carbone en terme de minimisation de la tension de palier. Cependant nous pensons qu'un tel système peut être dangereux car le film de lubrifiant peut également claquer sous de faibles tensions de palier. Dans ce cas, toute l'énergie contenue dans l'entrefer du shunt tournant est dissipée dans le roulement. Par ailleurs, ce système n'est dimensionné que pour les hautes fréquences et n'est pas efficace contre les courants de palier basses fréquences. Il ne propose pas donc pas une protection globale des roulements.

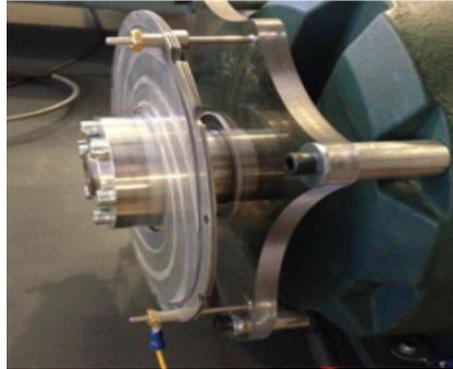


FIGURE 1.5.29 – Shunt tournant à couplage capacitif présenté dans [Ludois & Reed \(2015\)](#) et permettant de réduire la tension de palier

Dans certains cas, il peut être utile de mettre en place un accouplement isolé électriquement entre la machine et sa charge afin d'interrompre les courants entre le rotor et la terre [Schiferl & Melfi \(2004\)](#). Cela permet de protéger les roulements situés au niveau de la charge (voir figure 1.2.8), cependant la mise en place d'un accouplement isolé n'est pas toujours possible en fonction des contraintes de l'application.

## 1.5.2 Protections installées sur l'onduleur

Étant donné que les forts fronts de tension ( $\frac{dv}{dt}$ ) sont la source des courants de palier hautes fréquences, une solution possible est de modifier la conception de l'onduleur par l'ajout de composants de filtrage actifs ou passifs pour éviter la propagation de hautes fréquences dans la machine. Des architectures spécifiques d'onduleurs peuvent également être employées. En revanche il faut noter que l'ensemble des protections installées sur les onduleurs ne sont pas efficaces contre les tensions et courant d'arbre basses fréquences. Un système complémentaire installé côté moteur doit donc être envisagé pour une protection plus complète des machines.

### 1.5.2.1 Filtrage passif

Les dispositifs de filtrage passif sont constitués de composants RLC installés en sortie de l'onduleur. L'efficacité de ces différents filtres dépend de leur dimensionnement pour le type de courants parasites prépondérants dans le système [Muetze \(2004\)](#) :

- Les filtres sinus sont des filtres passe-bas de type LC et de fréquence de coupure  $f_0 = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_{sf}C_{sf}}}$  (voir figure 1.5.30). Cette fréquence de coupure est bien inférieure à la fréquence de découpage de l'onduleur afin de filtrer les composantes hautes fréquences. Ce filtre ne supprime pas la

### 1.5. Techniques d'atténuation des courants d'arbre

tension de mode commun  $V_{com}$  mais a l'avantage de rendre les tensions de phases quasi-sinusoïdales en supprimant les  $\frac{dv}{dt}$ . Cependant ces filtres sont volumineux et présentent un coût significatif pour l'onduleur.

- Les filtres de  $\frac{dv}{dt}$  regroupent une multitude de différents systèmes. Les plus utilisés sont des inductances (*line reactors*) insérées en série sur chacun des trois câbles d'alimentation (voir figure 1.5.30). Cela permet de d'augmenter le temps de montée en tension et donc de réduire les  $\frac{dv}{dt}$  aux bornes de la machine. Certains dispositifs sont des filtres passe-bas de type RLC dont la fréquence de coupure est très supérieure à la fréquence de coupure des filtres sinus Rendusara & Enjeti (1998), ce qui permet de réduire le coût et le volume de ces dispositifs tout en réduisant une partie des  $\frac{dv}{dt}$  des trois phases.
- Les filtres de mode commun font référence à plusieurs types de systèmes. Certains filtres sont conçus pour réduire le courant de mode commun. Un système typiquement utilisé dans l'industrie est un tore ferromagnétique (*common mode choke*) sur lequel les trois câbles d'alimentation de la machine sont bobinés, ou bien un tore entourant directement les câbles d'alimentation (voir figure 1.5.31). L'inductance formée par le tore permet de réduire l'amplitude du courant de mode commun Muetze (2009). D'autres architectures de filtres sont conçues pour réduire la tension de mode commun  $V_{com}$  et sont en général composées de capacités reliées entre le bus DC et les sorties de l'onduleur Rendusara & Enjeti (1998); Chen *et al.* (2007) (voir figure 1.5.31).

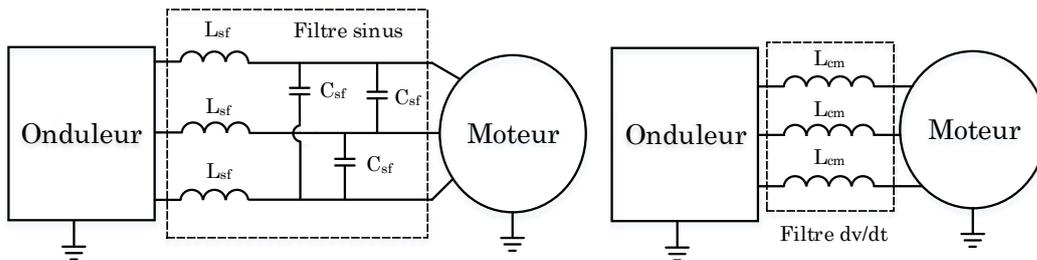


FIGURE 1.5.30 – Filtre sinus (à gauche), filtre dv/dt (à droite)

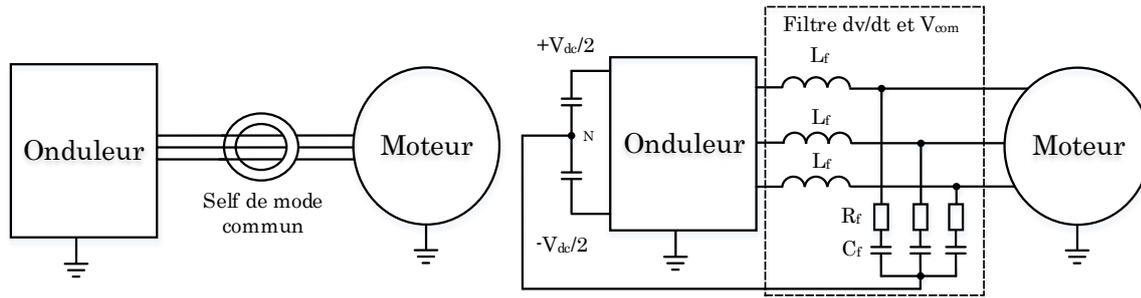


FIGURE 1.5.31 – Self de mode commun (à gauche) et filtre  $dv/dt$  et  $V_{com}$  (à droite)

Il faut noter que la plupart des systèmes de protection installés sur les onduleurs sont relativement volumineux et peuvent prendre une part significative de la taille de l'onduleur. Par exemple pour un onduleur de 870 kVA, la surface au sol d'un filtre sinus peut prendre jusqu'à 30 % de la surface au sol totale de l'onduleur (source LORELEC).

### 1.5.2.2 Filtrage actif et autres solutions

De nouvelles architectures d'onduleurs permettent de réduire la tension de mode commun, soit par des modifications physiques de l'architecture, soit par des stratégies de commande différentes. Des systèmes de filtrage actif sont réalisables lors de la phase de conception des onduleurs. [Son & Sul \(2003\)](#); [Mei et al. \(2006\)](#); [Piazza et al. \(2008\)](#) utilisent différentes architectures qui permettent d'assurer une compensation active de la tension de mode commun générée par l'onduleur. Comme étudié dans [Orti et al. \(1997\)](#); [Dagan et al. \(2016\)](#), une modification de la commande de l'onduleur associée à l'utilisation d'un 4<sup>ème</sup> bras d'onduleur permet de réduire significativement la tension de mode commun. Dans [Barater et al. \(2017\)](#) l'utilisation d'un onduleur multi-niveaux permet de réduire les harmoniques de découpage et donc la tension de mode commun. D'autres études [Pairodamonchai et al. \(2009\)](#); [Huang & Shi \(2015\)](#) proposent des filtres hybrides constitués d'éléments actifs et passifs permettant de réduire conjointement les  $\frac{dv}{dt}$  des tensions de phase et la tension de mode commun.

## 1.6 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté les phénomènes électriques conduisant à la dégradation des roulements des machines tournantes. Les phénomènes basses fréquences sont aujourd'hui généralement bien maîtrisés. Les machines de forte puissance possèdent des systèmes pertinents pour protéger les roulements et les paliers contre les phénomènes basses fréquences. L'état de l'art actuel concernant les phénomènes de tensions et de courants d'arbre a été synthétisé dans [Plazenet \*et al.\* \(2016\)](#). Il a été proposé dans [Plazenet \*et al.\* \(2018a\)](#) une mise en perspective de ces phénomènes et du diagnostic des défauts des machines.

Afin d'assurer un niveau de fiabilité de fonctionnement optimal pour les machines tournantes fonctionnant sous variateur de tension, les courants de palier sont dans la majorité des cas atténués par des dispositifs additionnels installés soit au niveau du variateur, soit au niveau de la machine. Le choix d'une solution technique dépend grandement des phénomènes mis en jeu et de l'environnement de la machine.

Enfin, une défaillance de roulement peut avoir de multiples causes et dans de nombreux cas, une surveillance de l'état de santé des machines est mise en place afin d'anticiper et de prévoir les défaillances. Par ailleurs, quand l'installation d'un système de protection contre les courants de palier n'est pas envisageable (généralement pour des raisons de coûts), l'exploitant industriel se base uniquement sur les systèmes de monitoring existants ou bien sur les campagnes périodiques de mesures vibratoires. Il est donc intéressant de pouvoir détecter en avance les défauts de roulement d'origine électrique, sachant qu'à ce jour il n'existe pas de méthode pour détecter ce type de défaut à un stade naissant.

Dans le chapitre 2, nous analyserons l'influence des conditions de fonctionnement de la machine afin de proposer une méthode de vieillissement électrique du roulement qui reproduit un défaut de rugosité généralisée. Nous proposons un vieillissement par décharges capacitatives, qui est représentatif de la dégradation d'un roulement causée par un onduleur de tension sur une machine de faible puissance.

En parallèle dans le chapitre 3, nous nous proposons de construire des signaux de synthèse ayant les propriétés d'un défaut de rugosité généralisée afin de tester les performances des méthodes de traitement de signal proposées pour détecter le défaut de rugosité généralisée.



# Chapitre 2

## Le défaut de rugosité généralisée : génération par décharges capacitives et proposition d'une méthode de vieillissement

### Sommaire

---

<b>2.1</b>	<b>Introduction</b>	<b>44</b>
<b>2.2</b>	<b>Définition d'une méthode de vieillissement électrique du roulement</b>	<b>45</b>
2.2.1	Génération artificielle d'un défaut de rugosité généralisée	45
2.2.2	Contraintes électriques subies par un roulement	46
2.2.3	Analyse des méthodes de vieillissement par décharges capacitatives	51
2.2.4	Définition d'une méthode de vieillissement par décharges capacitatives	54
<b>2.3</b>	<b>Mise au point de la méthode de vieillissement électrique proposée</b>	<b>59</b>
2.3.1	Construction d'un banc d'essai	59
2.3.2	Choix de la tension excitatrice à imposer au roulement	74
2.3.3	Choix de la fréquence excitatrice à imposer au roulement	81
2.3.4	Conclusion sur le dispositif de vieillissement	85
<b>2.4</b>	<b>Conditions de fonctionnement influant sur le phénomène de décharge capacitive</b>	<b>85</b>
2.4.1	Influence de la phase de démarrage moteur	86
2.4.2	Influence de la vitesse de rotation	93
2.4.3	Influence de la température du roulement	97
2.4.4	Influence du lubrifiant	102
2.4.5	Influence des vibrations	107
2.4.6	Conclusion sur les conditions de fonctionnement	110
<b>2.5</b>	<b>Conclusion</b>	<b>111</b>

---

## 2.1 Introduction

Selon les retours d'expériences détaillés dans la littérature, le fonctionnement d'un moteur avec un onduleur de tension constitue la configuration la plus néfaste pour les roulements (e.g. Araujo *et al.* (2013); Becker & Abanteriba (2013)). D'après Hoppler & Errath (2007); Dahl *et al.* (2008); ABB (2014), la durée de vie des roulements peut être réduite à quelques mois sur des installations à risque en présence de courants de palier hautes fréquences.

L'objectif de ce chapitre est d'établir une méthode de vieillissement permettant de reproduire de manière réaliste et accélérée le stade naissant du défaut de rugosité généralisée causée par une alimentation par onduleur de tension sur une machine de faible puissance. Le choix d'une machine de faible puissance ( $P_n < 20 \text{ kW}$ ) constitue une contrainte dans la réalisation d'un banc de vieillissement de roulement. Nous proposons ainsi une méthode de vieillissement spécifique à la réalisation de cet objectif après avoir analysé les méthodes de vieillissement existantes dans la littérature qui nous ont semblé à priori adaptées. Tout l'enjeu réside dans la réalisation d'un vieillissement électrique progressif du roulement afin d'obtenir un défaut de rugosité généralisée dans un stade naissant, ce stade n'étant pas détectable actuellement.

Dans une première partie de ce chapitre, nous montrons que les méthodes de vieillissement existantes ne sont pas appropriées à la réalisation de notre objectif car elles ne sont pas assez représentatives de la phase naissante d'un défaut de rugosité généralisée réel observé sur un roulement d'une machine de faible puissance alimentée par onduleur de tension.

Nous proposons une méthode de vieillissement électrique qui consiste en une dégradation des surfaces de contact entre éléments roulants et bagues du roulement sous l'effet de décharges capacitives qui conduisent à une rugosité généralisée de ces surfaces. Nous formulons les conditions à remplir afin de reproduire de manière réaliste et accélérée la phase naissante du défaut de rugosité généralisée associé aux courants de palier présents sur une machine de faible puissance alimentée par onduleur de tension.

Dans une deuxième partie de ce chapitre, après avoir mis en place un banc d'essai expérimental adapté à la méthode de vieillissement proposée, nous réalisons un dispositif de vieillissement qui peut être vu comme une adaptation d'un procédé d'usinage par électroérosion. Nous développons en outre une méthode permettant de quantifier le phénomène de décharges capacitives au cours du fonctionnement d'une machine.

Puis nous mettons en évidence les paramètres électriques et les conditions de fonctionnement mécanique et thermique influant sur l'énergie et sur le nombre

de décharges capacitives qui se produisent dans le roulement et qui permettent d'assurer un vieillissement accéléré représentatif d'un vieillissement réel. Enfin, nous montrons que le type de lubrifiant utilisé dans le roulement présente un impact significatif sur le vieillissement du roulement par décharges capacitives.

L'étude expérimentale des principaux facteurs influençant le vieillissement électrique des roulements nous permet de proposer une méthode de vieillissement électrique accélérée et représentative du défaut de roulement de type « rugosité généralisée » causé par un onduleur de tension qui alimente une machine de faible puissance.

## **2.2 Définition d'une méthode de vieillissement électrique du roulement**

### **2.2.1 Génération artificielle d'un défaut de rugosité généralisée**

Afin de prédire le comportement des roulements dans le temps, d'estimer leur durée de vie et d'élaborer des outils de diagnostic et de pronostic de l'état de santé, de nombreux travaux traitent du vieillissement accéléré des roulements. Il est généralement inconcevable d'observer le cycle de vie réel d'un roulement, sa durée de vie étant bien trop importante. Une méthode de vieillissement accéléré qui impose des contraintes particulières à un roulement (contraintes mécaniques, thermiques, électriques) permet de parcourir une partie, ou la totalité du cycle de vie du roulement en un temps réduit afin de reproduire un type de défaut et d'analyser l'état de dégradation au cours du temps. En fonction du type de défaut à analyser, différentes méthodes de vieillissement peuvent être employées ; encore faut-il qu'elles soient représentatives d'un vieillissement réel.

Nous avons remarqué que de nombreux travaux étudient les effets produits par un défaut localisé de taille plus ou moins importante. Généralement, ce type de défaut est introduit artificiellement en un point localisé sur une piste de roulement. Il n'est pas réaliste de reproduire de cette manière un défaut de roulement d'origine électrique, car dans l'industrie, on observe généralement une dégradation d'une grande partie des chemins de roulement. Leurs surfaces deviennent plus rugueuses dû à la multitude de micro-cratères générés par les courants de palier (voir paragraphes 1.4.2 et 1.4.4).

Nous pouvons constater qu'il existe actuellement différentes méthodes de vieillissement produisant un défaut de roulement appartenant à la famille des défauts de type « rugosité généralisée » :

- Dégradation du lubrifiant soit par chauffage du roulement [Obeid et al. \(2011\)](#), soit par dégraissage [Stack et al. \(2005\)](#).
- Introduction de polluants abrasifs dans le roulement [Knight & Bertani \(2005\)](#); [Zoubek et al. \(2007\)](#); [Immovilli et al. \(2009\)](#); [Frosini et al. \(2015\)](#).
- Injection de courant de palier [Stack et al. \(2004, 2005\)](#); [Choi \(2006\)](#); [Zika et al. \(2009a,b\)](#); [Li \(2012\)](#); [Romanenko et al. \(2017\)](#); [Prudhom et al. \(2017\)](#).

Nous retrouvons ici les causes d'usures prématurées conduisant à un défaut de type « rugosité généralisée » (voir paragraphe 1.4.1). Plusieurs méthodes sont parfois utilisées conjointement afin d'accélérer le processus de vieillissement (e.g. [Stack et al. \(2005\)](#) : dégraissage du roulement puis injection de courant dans le roulement).

Nous avons constaté que les méthodes de vieillissement de type mécanique (dégraissage, corrosion) ne permettent pas une bonne maîtrise du processus de vieillissement afin d'effectuer un vieillissement progressif pour obtenir le stade naissant du défaut de rugosité généralisée. D'autre part, ces méthodes ne sont pas représentatives d'une dégradation électrique d'un roulement en présence d'une alimentation par onduleur de tension. Ces méthodes de vieillissement peuvent donc potentiellement générer des signatures différentes de celles que nous souhaitons obtenir, sachant que la finalité de la méthode de vieillissement souhaitée réside dans la détermination de méthodes de traitement de signal permettant la détection précoce du défaut de rugosité généralisée causé par un onduleur de tension qui alimente une machine de faible puissance.

Ainsi, nous nous orientons donc préférentiellement vers les méthodes de vieillissement électrique car il est indispensable de créer un défaut de rugosité généralisée en reproduisant les phénomènes électriques observés au sein du roulement.

### **2.2.2 Contraintes électriques subies par un roulement**

Tout d'abord, la tension de palier basse fréquence liée aux asymétries magnétiques est généralement négligeable sur une machine de faible puissance. Cette assertion est vérifiée expérimentalement dans [Muetze \(2004\)](#), cette tension de palier ne participe pas significativement à la dégradation des roulements. Étant donné que cette tension de palier n'est pas représentative de la tension de

## 2.2. Définition d'une méthode de vieillissement électrique du roulement

palier présente sur un roulement d'une machine de faible puissance alimentée par onduleur de tension, nous ne pouvons donc pas nous baser sur ce phénomène dans le cadre de notre objectif de vieillissement.

Nous rappelons que la présence des phénomènes HF au sein des roulements dépend de la taille des machines (voir tableau 2.2.1) et de leur alimentation par onduleur de tension. Les courants de circulation HF (voir figure 1.2.7) sont prépondérants sur les machines de fortes puissances, tandis que les courants capacitifs de décharge (« *EDM-currents* » ou « *discharge bearing currents* ») sont prépondérants sur les machines faible puissance Muetze (2004). Les deux phénomènes coexistent pour des machines de moyenne puissance car l'impédance du roulement alterne entre les modes capacitifs et résistifs comme constaté dans Magdun & Binder (2009); Niskanen *et al.* (2014a).

Hauteur d'axe $H_a$ (mm) Muetze & Binder (2007b)	Puissance nominale $P_n$ (kW) Binder & Muetze (2008)	Type de courants de palier HF
$H_a < 100 \text{ mm}$	$P_n < 20 \text{ kW}$	Courants capacitifs de décharge
$100 \text{ mm} < H_a < 280 \text{ mm}$	$20 \text{ kW} < P_n < 100 \text{ kW}$	Courants capacitifs de décharge et courants de circulation
$H_a > 280 \text{ mm}$	$P_n > 100 \text{ kW}$	Courants de circulation

TABLE 2.2.1 – Influence de la taille des machines sur la présence des phénomènes HF au sein du roulement

Ainsi, nous écartons d'emblée la possibilité d'effectuer un vieillissement de roulement basé sur le phénomène de courants de circulation HF puisqu'il est négligeable pour la gamme de puissance de machines que nous étudions.

Nous supposons par ailleurs que la mise à la masse d'une machine de faible puissance est correctement réalisée dans les installations industrielles ce qui permet de négliger l'influence des courants de type rotor-terre traversant le roulement (voir figure 1.2.8). Ces courants n'ont donc généralement pas d'influence sur la dégradation des roulements. Dans ces travaux, nous n'étudions donc pas les répercussions de ces courants sur la dégradation des roulements.

Pour Prashad (2005), deux types de phénomènes électrique peuvent se produire au sein du roulement. Ces phénomènes dépendent de la résistivité et de l'épaisseur du film de lubrifiant :

**Cas n° 1 - lubrifiant conducteur :** Si le lubrifiant présente une faible résistivité ( $\rho_{lb} \approx 10^7 \Omega.cm$ ) et/ou à faible vitesse de rotation (donc avec une très faible épaisseur de lubrifiant), le roulement se comporte comme une résistance

très faible. Si une tension est appliquée entre les bagues du roulement, le courant traverse le roulement soit par effet tunnel quantique, soit au niveau des aspérités de contact. Prashad (2005) a rapporté que ces courants induisent un échauffement et une fragilisation des points de contact métalliques ainsi qu'une décomposition électrochimique du lubrifiant. Cela conduit à une friction plus importante et donc à une usure prématurée.

Il a également été rapporté qu'après l'occurrence d'une décharge capacitive, le film de lubrifiant est résistif Muetze (2004) et qu'un certain laps de temps est nécessaire pour qu'il retrouve ses propriétés isolantes comme observé dans Niskanen (2014). La figure 2.2.1 montre ce phénomène mesuré sur notre banc d'essai (voir les conditions d'essai de la section 2.3.1.3) ; nous visualisons la phase de pré-claquage, la phase de post-décharge et le comportement isolant du lubrifiant.

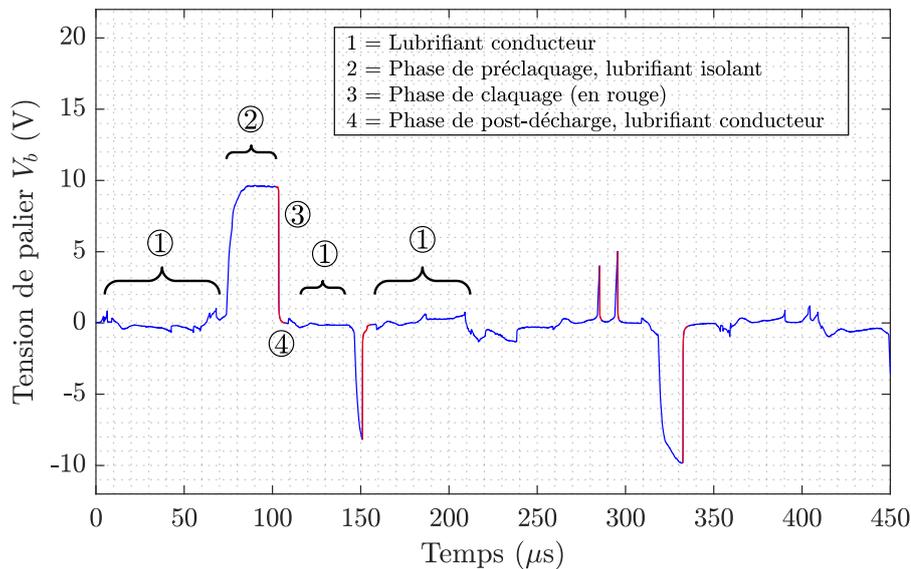


FIGURE 2.2.1 – Visualisation des décharges capacitives avec les phases isolantes et conductrices du lubrifiant. Cet exemple provient de mesures réalisées sur le roulement 6208 C3 de notre banc d'essai (voir section 2.3.1.3)

**Cas n° 2 - lubrifiant isolant :** Si le lubrifiant présente une forte résistivité ( $\rho_{lb} > 10^{11} \Omega.cm$ ) et/ou lorsque la vitesse de rotation est suffisamment élevée (environ 10 % de la vitesse nominale), le film de lubrifiant est isolant tant que le champ électrique entre bagues et éléments roulants est assez faible, ce qui conduit à une accumulation de charges. Si la tension aux bornes du roulement devient supérieure à la tension de claquage du lubrifiant, la rupture diélectrique se produit (voir figure 2.2.1) et un courant de décharge est amorcé, ce qui conduit à la formation de cratères sur les chemins de roulement (voir section 1.4.2). Il s'agit du phénomène électrique contribuant majoritairement au vieillissement des roulements d'une machine de faible puissance ( $P_n < 20 kW$  ou  $H_a < 100 mm$ )

## 2.2. Définition d'une méthode de vieillissement électrique du roulement

alimentée par un onduleur de tension Muetze (2004).

Nous cherchons à déterminer l'impact sur le vieillissement du roulement de la phase conductrice du lubrifiant qui se produit après chaque décharge. D'après les résultats expérimentaux de Niskanen *et al.* (2014a), le lubrifiant est purement résistif pendant cette phase, on peut donc proposer le schéma équivalent en figure 2.2.2.

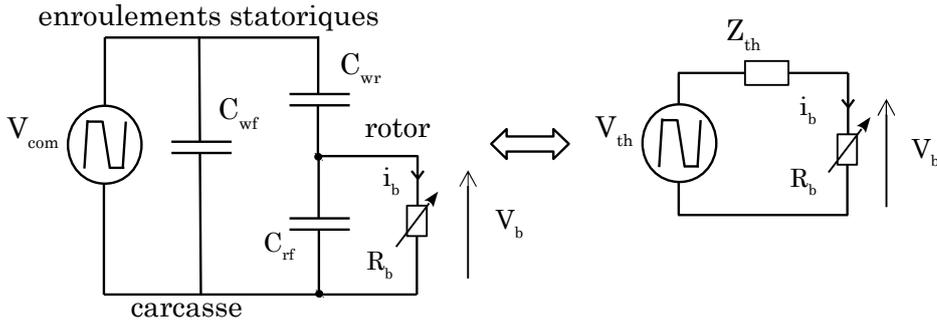


FIGURE 2.2.2 – Schéma équivalent modélisant le comportement résistif d'un roulement monté sur une machine de faible puissance alimentée par un onduleur de tension

Ce schéma découle du schéma capacitif HF (voir figure 1.2.4) où l'on a remplacé la capacité équivalente du lubrifiant  $C_{b,CA}$  par une résistance  $R_b$ . On considère que le roulement COA est un roulement isolé avec billes en céramique, on ne tient donc pas compte de la capacité et de la résistance de ce roulement. Ainsi le courant traversant le roulement est limité par l'impédance de Thévenin  $Z_{th}$  (voir figure 2.2.2) associée aux capacités parasites HF et par la résistance  $R_b$  tel que :

$$V_{th} = \frac{C_{wr}}{C_{wr} + C_{rf}} V_{com} \quad (2.2.1)$$

$$Z_{th} = \frac{1}{j(C_{wr} + C_{rf})\omega}$$

Nous cherchons à estimer le courant efficace  $i_{b,eff}$  traversant le roulement lorsque le lubrifiant est conducteur. Ce courant peut s'écrire :

$$i_{b,eff} = \frac{V_{b,eff}}{R_{b,min}} \quad (2.2.2)$$

D'après le schéma 2.2.2, on peut écrire la fonction de transfert suivante :

$$\underline{H}(j\omega) = \frac{V_b}{V_{com}} = \frac{jR_b C_{wr} \omega}{1 + jR_b(C_{wr} + C_{rf})\omega} \quad (2.2.3)$$

Nous traçons le diagramme de Bode en amplitude de  $\underline{H}(j\omega)$  pour une machine de faible puissance type (voir figure 2.2.3).

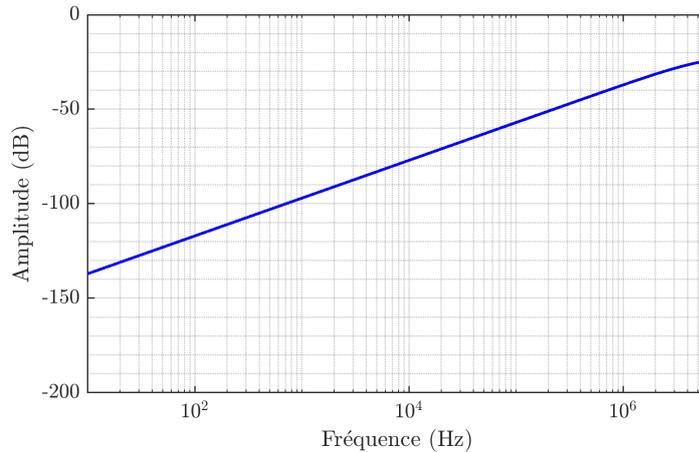


FIGURE 2.2.3 – Diagramme de Bode en amplitude de la fonction de transfert  $\underline{H}(j\omega)$

D'après les mesures expérimentales de [Ahola et al. \(2018\)](#) sur une machine de 15 kW, on pose  $C_{wr} = 75 \text{ pF}$ ,  $C_{rf} = 2.1 \text{ nF}$ . La résistance du lubrifiant  $R_b$  dans la phase suivant une décharge est variable et dépend notamment de l'épaisseur, la température et la viscosité du lubrifiant. On utilise ici une valeur déterminée expérimentalement sur une machine de 15 kW :  $R_{b,min} = 29.9 \text{ } \Omega$  pour un roulement 6309 C3 à 1500 tr/min et pour une température du roulement de 30 °C [Niskanen \(2014\)](#). Sur une machine de 15 kW alimentée par un onduleur de tension, nous mesurons la tension de mode commun  $V_{com}$  pour une tension de bus continu  $V_{bus} = 500 \text{ V}$  et une fréquence de découpage  $F_p$  de 5 kHz typiquement utilisée dans l'industrie. Une représentation temporelle et fréquentielle est donnée en figure 2.2.4.

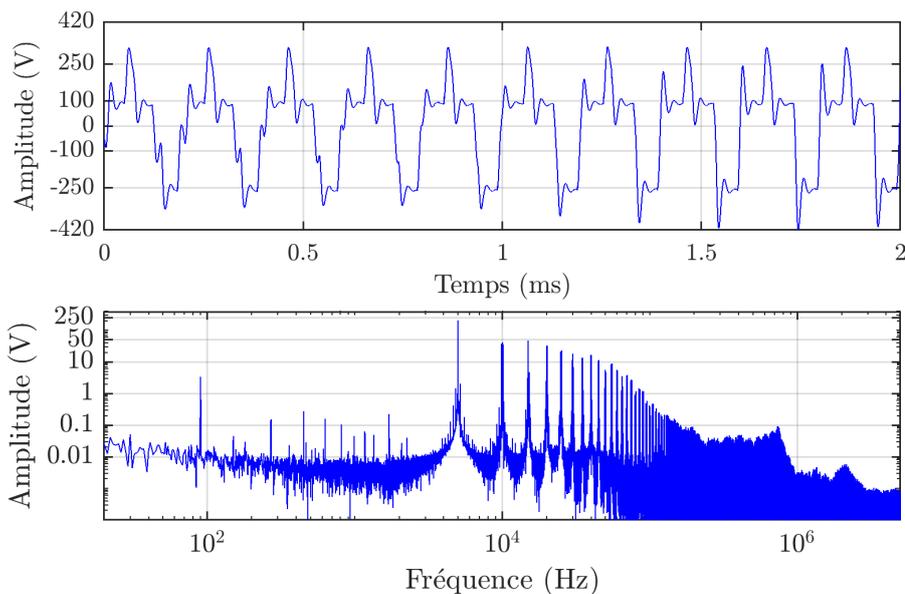


FIGURE 2.2.4 – Représentation temporelle et fréquentielle d'une tension de mode commun typiquement mesurée sur une machine de faible puissance,  $V_{bus} = 500 \text{ V}$  et  $F_p = 5 \text{ kHz}$

## 2.2. Définition d'une méthode de vieillissement électrique du roulement

Nous avons ainsi la valeur efficace de la tension de mode commun  $V_{com,eff} = 171 V$  et d'après la fonction de transfert 2.2.3, on obtient la représentation fréquentielle de la tension de palier  $V_b$  (voir figure 2.2.5).

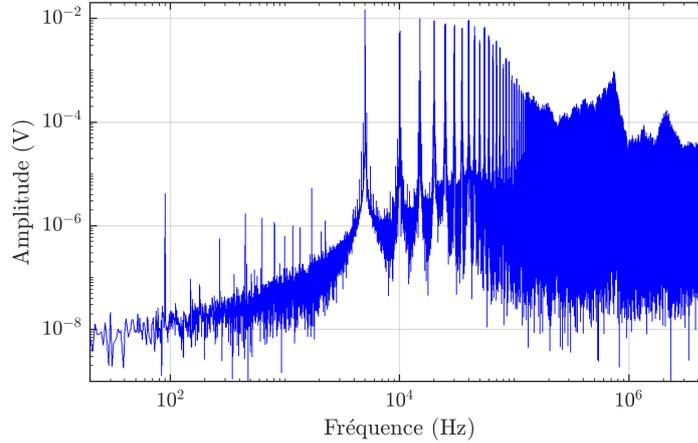


FIGURE 2.2.5 – Représentation fréquentielle de la tension de palier  $V_b$  calculée à partir du diagramme de Bode en figure 2.2.3 et de la tension de mode commun  $V_{com}$  en figure 2.2.4

On en déduit la valeur efficace de la tension de palier  $V_{b,eff} = 55 mV$ , et donc on obtient le courant efficace lorsque le lubrifiant est conducteur  $i_{b,eff} = 1.8 mA$ .

Ce courant  $i_{b,eff}$  est de l'ordre de grandeur des courants capacitifs  $i_b = C_b \frac{dV_b}{dt} < 10 mA$  (voir section 1.2.2) dont l'impact sur la dégradation des roulements est jugé insignifiant selon Muetze (2004). On en conclut que le courant au sein du roulement pendant les phases conductrices du lubrifiant ne participe pas au vieillissement du roulement.

Nous établissons ainsi que dans le cadre d'un système d'entraînement machine/onduleur de faible puissance ( $P_n < 20 kW$  ou  $H_a < 100 mm$ ), le phénomène de décharges capacitives qui se développe à cause du comportement isolant du lubrifiant est le principal facteur de vieillissement électrique du roulement. Il s'agit donc du phénomène que nous devons reproduire afin d'assurer un vieillissement de roulement représentatif tout en limitant le courant lorsque le lubrifiant est conducteur.

### 2.2.3 Analyse des méthodes de vieillissement par décharges capacitives

Nous avons analysé les méthodes de vieillissement de roulement par décharges capacitives présentes dans la littérature afin de déterminer si elles peuvent répondre à notre objectif de vieillissement. Nous ne considérons que le vieillissement

« dynamique », c'est-à-dire le vieillissement sur banc d'essai dédié avec un roulement en rotation, car il s'agit de la méthode la plus réaliste.

Le principe des méthodes de vieillissement électrique menant à un défaut de rugosité généralisée (voir figure 2.2.6) consiste à imposer une tension entre la bague externe et la bague interne du roulement au moyen d'une source de tension externe qui joue le rôle d'une tension de palier [Stack et al. \(2005\)](#).

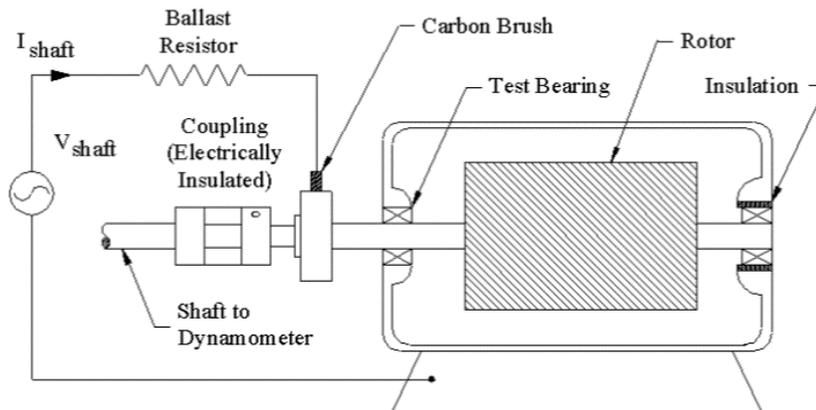


FIGURE 2.2.6 – Exemple de méthode de vieillissement électrique d'un roulement, [Stack et al. \(2005\)](#)

Afin de répondre à notre objectif et d'après les résultats du paragraphe précédent, nous devons donc générer uniquement des courants capacitifs de décharge (voir figures 1.2.5 et 1.2.6) pour effectuer le vieillissement de roulement le plus représentatif d'un système d'entraînement constitué d'une machine de faible puissance alimentée par un onduleur de tension.

Des vieillissements ont été réalisés dans la littérature afin de reproduire ce phénomène en imposant une tension élevée entre la bague externe et la bague interne du roulement au moyen d'un dispositif externe afin de permettre la rupture diélectrique du lubrifiant [Zika et al. \(2009b\)](#); [Tischmacher & Gattermann \(2012b\)](#); [Prudhom et al. \(2017\)](#); [Romanenko et al. \(2017\)](#); [Singleton et al. \(2017\)](#).

La figure 2.2.7 représente de manière simplifiée la configuration générique des vieillissements de ce type réalisés dans la littérature.

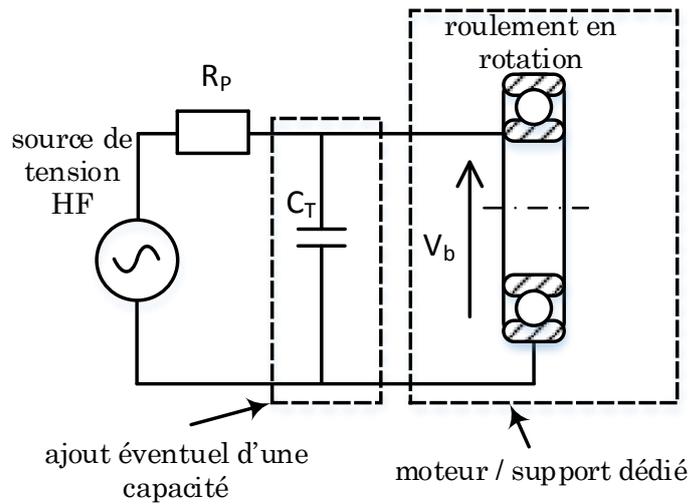


FIGURE 2.2.7 – Méthodes existantes de vieillissement d'un roulement par injection de courants HF

La méthode utilisée dans la littérature (voir schéma 2.2.7) ne permet pas de répondre à notre objectif de vieillissement qui consiste à reproduire le défaut de rugosité généralisée à un stade naissant et de manière réaliste. En effet dans ces vieillissements, la résistance  $R_P$  sert à protéger la source de tension HF et n'assure pas une limitation de courant à des valeurs réalistes. Vu que l'impédance de sortie de la source de tension est faible, celle-ci se trouve en quasi court-circuit pendant les phases de conduction du lubrifiant du roulement (voir figure 2.2.1) et dissipe donc de l'énergie dans le roulement pendant ces phases.

D'après la section 2.2.2, cela n'est pas représentatif du mode de dégradation des roulements d'une machine de faible puissance alimentée par onduleur de tension. Pour ces méthodes de vieillissements, le courant injecté lorsque le roulement est conducteur contribue au vieillissement électrique dans des proportions non précisées. En particulier, les méthodes de vieillissement exposées dans Zika *et al.* (2009b); Tischmacher & Gattermann (2012b) ne passent pas ou quasiment pas par la phase naissante du défaut de rugosité généralisée vu l'amplitude des courants mis en jeu.

Dans ce cadre, le phénomène de décharges capacitatives n'est donc pas le seul phénomène participant au vieillissement contrairement à un système d'entraînement onduleur-moteur réel.

Actuellement à notre connaissance, le seul banc d'essai existant pour lequel le phénomène de décharge capacitatives est prépondérant demeure un banc statique Jagenbrein (2005) où une forte résistance d'entrée ( $R_P = 24 k\Omega$ ) est insérée entre la source de tension et le dispositif d'étude. Ce dispositif est constitué d'une bille et d'un rouleau issus de deux roulements et séparé d'un film de lubrifiant ce qui

permet de générer des décharges. Ce banc d'essai peut répondre à notre objectif de vieillissement par décharges capacitives : il est nécessaire d'en proposer une version dynamique sur un roulement en rotation et avec une forte résistance d'entrée  $R_P$  permettant de limiter le courant pendant les phases où le lubrifiant est conducteur.

Une telle méthode permet de reproduire de manière accélérée et réaliste le défaut de rugosité généralisée à un stade naissant causé par la présence de décharges capacitives au sein d'un roulement monté sur une machine de faible puissance alimentée par un onduleur de tension.

#### **2.2.4 Définition d'une méthode de vieillissement par décharges capacitives**

Nous rappelons que le phénomène de décharge capacitive participe très majoritairement au vieillissement électrique d'un roulement monté sur une machine de faible puissance alimentée par un onduleur de tension (voir section 2.2.2). Il a été établi que les courants capacitifs de décharge (*EDM bearing currents*) provoqués par les onduleurs (voir section 1.2.2.1) produisent une dégradation rapide des roulements d'après les retours d'expérience de la littérature (voir e.g. Erdman *et al.* (1996) ; Binder & Muetze (2008) ; Kriese *et al.* (2012)).

D'après l'analyse effectuée dans la section précédente, nous choisissons de dégrader un roulement en amplifiant le phénomène de décharge capacitive haute fréquence qui est aujourd'hui bien maîtrisé dans le domaine de la microélectroérosion Girardin (2012) (voir section 1.4.3). Cela nécessite que le lubrifiant du roulement se comporte majoritairement comme un isolant et que le courant injecté pendant que le lubrifiant est conducteur ne contribue pas au vieillissement.

De plus, cette méthode de vieillissement dynamique doit être réalisée sur une machine in-situ et non en plaçant un roulement sur un support dédié car les vibrations induites par le défaut risquent d'être différentes des vibrations produites sur la structure globale de la machine. Ainsi il est fort possible que l'évolution du défaut ne soit pas réaliste sur un châssis dédié.

Afin de quantifier la dégradation du roulement, il est nécessaire d'estimer l'énergie dissipée par les décharges capacitives à l'intérieur du roulement. Les décharges capacitives peuvent se produire plusieurs milliers de fois par seconde au sein du roulement Muetze *et al.* (2011). La mesure de l'activité de décharge, ou le nombre de décharges par seconde (*Discharge Activity : DA*) définie dans Muetze *et al.* (2011) permet de visualiser l'ampleur du phénomène (voir e.g. la section 1.3.3) mais ne fournit pas d'information sur l'énergie dissipée dans le roulement.

## 2.2. Définition d'une méthode de vieillissement électrique du roulement

Selon Muetze (2004), il est proposé de calculer l'énergie capacitive dissipée dans le roulement par :

$$E_{b,arc} = V_{b,arc} i_{b,max} t_{arc} N_{arc} \quad (2.2.4)$$

Avec  $V_{b,arc}$  la tension de palier maximale lors d'une décharge,  $i_{b,max}$  le courant pic dans le roulement,  $t_{arc}$  la durée de la décharge et  $N_{arc}$  le nombre de décharges mesurées sur un intervalle de temps donné. La mesure du courant  $i_{b,max}$  associé à la décharge capacitive au moyen d'une méthode intrusive (voir section 1.3.2) permet d'estimer l'énergie dissipée dans le roulement. Cette méthode étant en revanche complexe à mettre en œuvre sur un banc d'essai, nous ne la retenons pas dans nos travaux.

En revanche, il est envisageable de calculer la quantité d'énergie dissipée dans le roulement en calculant les capacités parasites mises en jeu lors d'une décharge. Nous considérons le schéma capacitif HF global décrivant le mécanisme d'une décharge dans un roulement (voir figure 2.2.8) issu de Gemeinder *et al.* (2014).

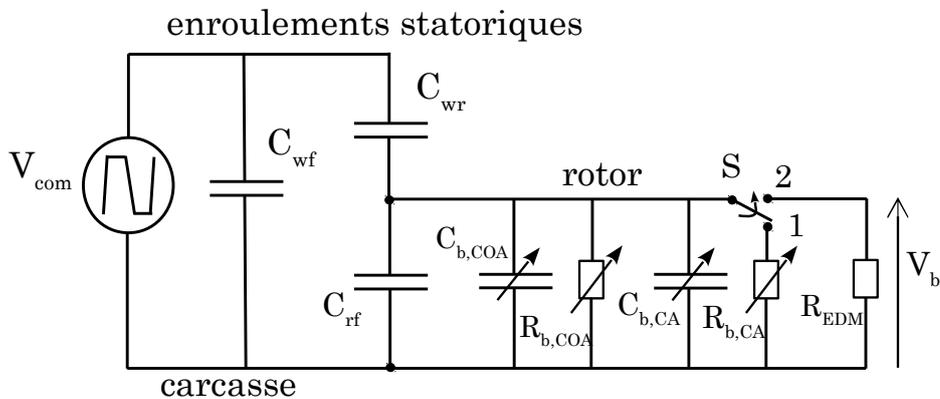


FIGURE 2.2.8 – Modèle décrivant le mécanisme d'une décharge dans un roulement Gemeinder *et al.* (2014)

Sur la figure 2.2.8,  $R_{EDM}$  désigne la résistance du film de lubrifiant au moment de la décharge (i.e. passage de la position 1 à la position 2 de l'interrupteur S). Dans Magdun & Binder (2009), il est estimé  $R_{EDM} = 4.5 \Omega$  pour un roulement NU228 E. Pour Särkimäki (2009), les capacités parasites qui participent à l'énergie dissipée dans le roulement sont  $C_{rf}$ ,  $C_{b,COA}$ ,  $C_{b,CA}$  et  $C_{wr}$ . En effet, selon le modèle capacitif équivalent (voir figure 1.2.4), la capacité équivalente totale vue par le

roulement s'écrit :

$$\begin{aligned}
 C_{tot} &= C_{rf} + C_{b,COA} + C_{b,CA} + \frac{C_{wr}C_{wf}}{C_{wf} + C_{wr}} \\
 C_{tot} &= C_{rf} + C_{b,COA} + C_{b,CA} + \frac{C_{wr}}{1 + C_{wr}/C_{wf}} \\
 C_{tot} &\approx C_{rf} + C_{b,COA} + C_{b,CA} + C_{wr} \\
 C_{tot} &\approx C_{rf} + C_{b,COA} + C_{b,CA}
 \end{aligned} \tag{2.2.5}$$

Sur une machine de faible puissance, [Muetze \(2004\)](#) mesure  $C_{wf} = 5.7 \text{ nF}$  et estime par un modèle analytique  $C_{wr} = 40 \text{ pF}$ , de même, [Erdman et al. \(1996\)](#) mesure sur une machine de faible puissance :  $C_{wf} = 11 \text{ nF}$ ,  $C_{wr} = 100 \text{ pF}$ . On a donc le ratio  $C_{wr}/C_{wf} \approx [7, 9] \cdot 10^{-3}$ , ce qui explique l'approximation  $C_{wr}/C_{wf} \ll 1$  dans l'équation 2.2.5. Enfin, [Hyypio \(2003\)](#); [Jagenbrein \(2005\)](#); [Ahola et al. \(2011\)](#) proposent de négliger l'impact de  $C_{wr}$  pour estimer l'énergie dissipée dans le roulement.

Ainsi, l'énergie d'une décharge capacitive peut donc être estimée par la connaissance de deux grandeurs (voir equation 2.2.6) : les capacités parasites de la machine  $C_{tot}$  et la tension de palier  $V_c$  associée à la décharge (tension maximale au moment de la décharge). Dans la suite de ces travaux, nous appelons  $V_c$  la tension de claquage du roulement. La figure 2.2.9 illustre la présence de décharges capacitives dans le roulement de notre banc d'essai (voir montage 2 section 2.3.1.4).

$$E_{b,dis} = \frac{1}{2} C_{tot} V_c^2 \tag{2.2.6}$$

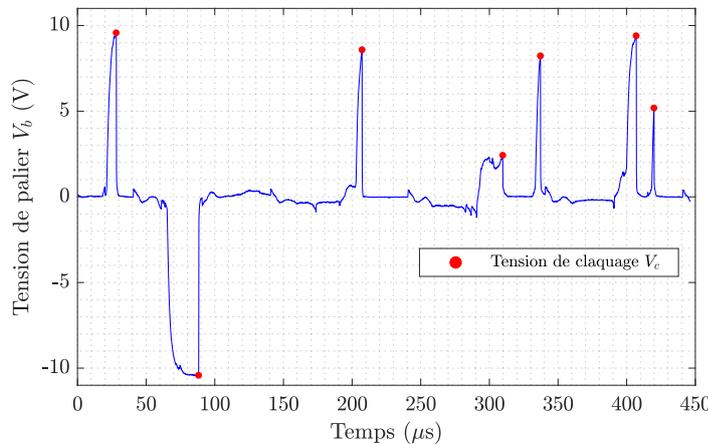


FIGURE 2.2.9 – Formes typiques des décharges capacitives dans un roulement. Cet exemple est issu du roulement 6208 C3 de notre banc d'essai (voir section 2.3.1.4, montage 2)

## 2.2. Définition d'une méthode de vieillissement électrique du roulement

---

Il est mesuré dans [Ahola et al. \(2018\)](#) sur une machine de faible puissance,  $C_{rf} + C_{b,CA} = 2.2 \text{ nF}$  et  $C_{wr} = 75 \text{ pF}$ . Pour [Jagenbrein \(2005\)](#), la capacité  $C_{rf}$  participe principalement à l'énergie dissipée dans le roulement car  $C_{rf} \gg C_{b,CA}$  et  $C_{rf} \gg C_{b,COA}$ .

Une partie de l'énergie stockée dans les différentes capacités constituant  $C_{tot}$  est émise à l'extérieur de la machine selon les travaux de [Särkimäki \(2009\)](#) qui se basent sur la détection de cette énergie. De plus il est affirmé que l'énergie stockée dans  $C_{tot}$  ne se décharge pas instantanément dans le roulement à cause des inductances parasites de la carcasse et du rotor [Särkimäki \(2009\)](#) et qu'une partie de cette énergie est dissipée par conduction thermique dans le lubrifiant. En électroérosion, en moyenne 74 % de l'énergie d'une décharge est utilisée à l'expansion du plasma et en déperdition par effet Joule à travers le diélectrique [Girardin \(2012\)](#).

Par ailleurs, il faut noter que dans l'équation 2.2.6 la capacité du roulement  $C_b$  et la tension de claquage du lubrifiant  $V_c$  sont influencées par l'épaisseur du lubrifiant et ses propriétés diélectriques propres. La capacité de roulement  $C_b$  varie en fonction de l'épaisseur du lubrifiant qui est constamment modifiée en fonction de la température du roulement, de la vitesse de rotation mécanique, de la viscosité du lubrifiant, de la charge sur le roulement, et de la rugosité généralisée du roulement [Busse et al. \(1997e\)](#); [Wittek et al. \(2010\)](#); [Kriese et al. \(2012\)](#). Un modèle simple de la capacité du roulement  $C_b$  selon [Muetze \(2004\)](#) indique que la capacité du roulement est inversement proportionnelle à l'épaisseur du lubrifiant  $h_{lb}$  tel que :

$$C_b \propto \frac{A_B}{h_{lb}} \quad (2.2.7)$$

avec  $A_B$  un coefficient dépendant du type de roulement et de la rigidité diélectrique  $E_{lb}$  du lubrifiant.

Ainsi en supposant une capacité parasite totale  $C_{tot} \in [1, 10] \text{ nF}$  et pour une tension de claquage moyenne de 10 V, l'énergie d'une décharge capacitive est de l'ordre de  $E_{b,dis} \in [50, 500] \text{ nJ}$ . Cet ordre de grandeur peut paraître faible pour que la surface des chemins de roulement soit endommagée. Néanmoins comme souligné par [Zika et al. \(2009b\)](#), l'énergie est dissipée sur une très courte durée (de 50 ns à quelques microsecondes). Selon [Zika et al. \(2009b\)](#), l'énergie de la décharge n'a pas le temps de se dissiper par conduction thermique dans le roulement.

D'après [Kriese et al. \(2012\)](#), les décharges capacitatives qui réduisent la durée de vie des roulements produisent des cratères dont le diamètre est compris entre 2 et 5  $\mu\text{m}$ , si les cratères sont de taille inférieure, la durée de vie du roulement n'est pas affectée (voir section 1.4.4).

Ainsi, afin de réduire la durée de vie du roulement, notre méthode de vieillissement doit endommager les chemins de roulements en créant une multitude de micro-cratères de faible diamètre qui ne doivent pas dépasser l'ordre de grandeur de  $5 \mu\text{m}$  et cela sur un laps de temps réduit. Si les cratères sont de taille trop importante, le défaut créé ne sera plus considéré comme un défaut de type rugosité généralisée mais comme un défaut localisé, ce qui n'est pas l'objet de ces travaux.

[Tischmacher & Gattermann \(2010\)](#) estime l'énergie requise (en  $\mu\text{J}$ ) pour la fusion/vaporisation d'une hémisphère métallique de rayon  $r$  (en  $\mu\text{m}$ ) :

$$\begin{aligned} E_{\text{fusion}} &= 2.2 \cdot 10^{-2} \cdot r^3 \\ E_{\text{vaporisation}} &= 14.3 \cdot 10^{-2} \cdot r^3 \end{aligned} \tag{2.2.8}$$

Pour un cratère de  $5 \mu\text{m}$  de diamètre, il faudrait donc environ une énergie de  $344 \text{ nJ}$  pour provoquer une fusion, ou une énergie de  $2.2 \mu\text{J}$  pour provoquer une vaporisation. Il faut bien noter que la taille des cratères rapportés dans la littérature est à prendre avec précaution car elle dépend du type de matériau constituant le roulement (e.g. la majorité des roulements à bille SKF sont en acier 100C6, un acier contenant du carbone et du chrome).

Vu que nous souhaitons obtenir un défaut de rugosité généralisée naissant, il est impératif d'imposer un vieillissement « doux » pour éviter d'obtenir directement un défaut avancé en générant des cratères de grande dimension sur les surfaces de roulement.

Vu notre objectif, l'ajout d'une capacité  $C_T$  en parallèle du roulement comme proposé dans [Zika et al. \(2009b\)](#) n'est pas pertinent car cela produit des décharges dont l'énergie est largement supérieure à l'énergie des décharges se produisant dans un roulement in-situ (i.e une machine de faible puissance alimentée par un onduleur de tension). L'énergie injectée au roulement sera donc l'énergie emmagasinée par les capacités parasites d'une machine de faible puissance. Nous nous fixons donc un critère énergétique afin qu'une décharge capacitive dissipe une énergie maximale  $E_{b,max} = 344 \text{ nJ}$  ce qui correspond théoriquement à la création de cratères de  $5 \mu\text{m}$  de diamètre résultant d'une fusion du métal et des cratères de  $2.6 \mu\text{m}$  de diamètre résultant d'une vaporisation du métal.

Pour résumer, afin d'accélérer le vieillissement électrique du roulement, nous devons augmenter l'activité de décharge dans le roulement (i.e. la quantité de décharges par seconde) tout en limitant l'énergie des décharges à une valeur maximale. Ainsi, un défaut naissant de type rugosité généralisée peut être obtenu en imposant des décharges capacitatives si les deux conditions suivantes sont réunies :

**Condition n° 1** : une activité de décharge élevée est maintenue pendant toute la durée du vieillissement.

**Condition n° 2** : une décharge capacitive dissipe une énergie maximale  $E_{b,max} = 344 \text{ nJ}$  afin d'obtenir un défaut de rugosité généralisée réaliste. Cela permet théoriquement d'éviter de produire des cratères de grandes dimensions qui peuvent être associés à un défaut localisé (car ce n'est pas le type de défaut que l'on cherche à détecter ici).

La proposition d'une méthode satisfaisant ces deux conditions fait l'objet des sections suivantes.

## 2.3 Mise au point de la méthode de vieillissement électrique proposée

### 2.3.1 Construction d'un banc d'essai

#### 2.3.1.1 Machine et roulement d'étude

Afin d'étudier l'influence des conditions de fonctionnement d'une machine sur l'énergie dissipée dans le roulement en présence de décharges capacitatives, nous avons élaboré un banc d'essai constitué de deux machines asynchrones de 7.5 kW nommées respectivement M1 et M2 et accouplées sur un châssis fixe. Nous étudions le roulement NSK 6208 2Z C3 situé côté accouplement (CA) de la machine M1 (voir photos en figure 2.3.10 et en annexe A) vu que c'est généralement le roulement soumis aux plus fortes contraintes mécaniques.

Afin d'évaluer uniquement l'activité de décharge associée au roulement d'étude, nous plaçons un roulement en céramique au niveau du côté opposé à l'accouplement (COA) sur la machine M1 et nous accouplons les deux machines au moyen d'un accouplement isolé. On a donc sur la figure 2.2.8  $C_{b,COA} \rightarrow 0$  et  $R_{b,COA} \rightarrow \infty$ . On pose pour la suite de l'étude  $C_b = C_{b,CA}$ , on a donc  $C_{tot} = C_{rf} + C_b$ . La ligne d'arbre est isolée électriquement afin que les décharges capacitatives se produisent uniquement dans le roulement d'étude. Dans le cas contraire, nous aurions mesuré l'ensemble des décharges se produisant dans les autres roulements de la ligne d'arbre sans pouvoir séparer l'activité de décharge associée à chaque roulement, ce qui semble peu pertinent.

La charge est un paramètre qui influence l'épaisseur du film de lubrifiant  $h_{lb}$  et donc l'amplitude des tensions de claquage  $V_c$ , ce qui contribue à modifier l'énergie dissipée par les décharges capacitives. En effet en supposant la rigidité diélectrique du lubrifiant  $E_{lb}$  constante et  $V_c = E_{lb}h_{lb}$ , d'après les équations 2.2.6 et 2.2.7 l'énergie dissipée dans le roulement par une décharge capacitive s'écrit :

$$\begin{aligned} E_{b,dis} &= \frac{1}{2}(C_{rf} + C_b)V_c^2 \\ &= \frac{1}{2}C_{rf}E_{lb}^2h_{lb}^2 + \frac{1}{2}A_B E_{lb}^2h_{lb} \end{aligned} \quad (2.3.9)$$

Cette assertion a été vérifiée expérimentalement dans Magdun *et al.* (2010); Tischmacher *et al.* (2010) ; où un roulement fonctionnant en sous-charge radiale est soumis à une contrainte électrique plus importante, ce qui accélère la dégradation des surfaces du roulement. Sur notre banc d'essai, nous n'augmentons donc pas la charge radiale existante d'une part afin d'obtenir des décharges capacitives suffisamment énergétiques, et d'autre part afin de favoriser le comportement isolant du lubrifiant et donc d'augmenter l'activité de décharge.

Lorsque la machine M1 a atteint son régime permanent, la température du roulement d'étude est supposée stable. La température de la bague externe du roulement  $T_b$  est estimée par la température mesurée au moyen d'une sonde PT1000 fixée sur la carcasse au plus proche du roulement. Dans les sections 2.4.2 et 2.4.5, les vibrations de la machine sont mesurées à l'aide d'un accéléromètre triaxial (voir annexe B.1) placé au plus proche du roulement d'étude (figure 2.3.10). Nous disposons d'onduleurs de tension pour alimenter les machines de ce banc d'essai (voir annexe A.4).

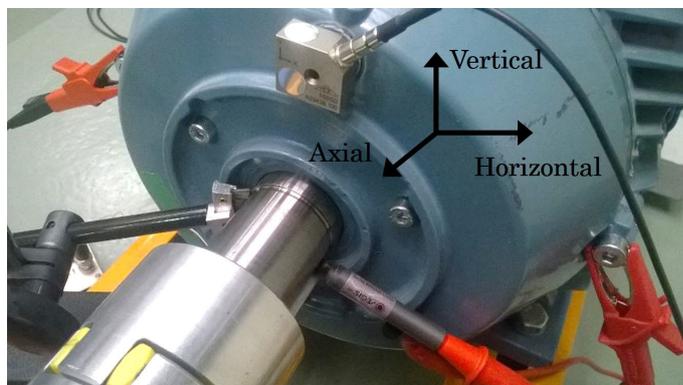


FIGURE 2.3.10 – Machine M1, côté accouplement. Placement de l'accéléromètre pour les mesures vibratoires (en haut) ; mesure (à droite) et injection (à gauche) de la tension de palier  $V_b$  (entre l'arbre en rotation et la carcasse de la machine)

### 2.3.1.2 Mesure des décharges capacitatives

Afin d'obtenir le maximum d'informations sur le phénomène de décharge capacitive, nous utilisons un oscilloscope couplé à une sonde de tension en contact avec l'arbre en rotation pour mesurer la tension de palier  $V_b$  au plus proche du roulement choisi (voir figure 2.3.10). Cette méthode de mesure nous permet de quantifier d'une part l'activité de décharge au cours du temps en utilisant un algorithme adapté à la forme des décharges observées (voir annexe B.2) et d'autre part de quantifier l'amplitude des tensions de claquage  $V_c$ , et donc l'énergie dissipée par les décharges au cours du temps. En revanche cette méthode de mesure nécessite une bonne capacité de stockage des données.

En comparaison avec la littérature, les travaux de Niskanen (2014); Romanenko *et al.* (2017); Särkimäki (2009) utilisent des méthodes radio-fréquences en calculant en temps-réel l'activité de décharge à partir des impulsions HF détectées. Il semble plus délicat de fournir une mesure précise de l'activité de décharge avec ces méthodes en raison du bruit de mesure. Par ailleurs, l'amplitude de la tension de claquage doit être estimée à partir de l'amplitude de l'impulsion HF détectée lors de la décharge, il est donc très difficile d'estimer l'énergie des décharges.

À partir de cette mesure de tension de palier  $V_b$ , nous déterminons l'activité de décharge correspondante en détectant chaque décharge (voir figure 2.3.11). Pour cela, nous avons remarqué que sur notre roulement d'étude après un claquage du lubrifiant, la tension de palier chute rapidement vers une valeur très faible (qq mV) et que ces chutes de tension se produisent pendant une durée  $\tau_{EDM} \approx [80, 240]$  ns. Afin de détecter une décharge, il suffit donc de détecter toute chute de tension de durée  $\tau_{EDM}$  qui est supérieure à une tension seuil  $V_{b,seuil}$ . La figure 2.3.11 montre la décharge de plus forte amplitude ( $V_{c,max} = 25$  V mesurée sur le roulement d'étude lorsque la machine est alimentée par un onduleur de tension avec une tension de bus continu  $V_{bus} = 500$  V). Il faut noter que le profil de la décharge représentée en figure 2.3.11 est très similaire au profil d'une décharge mesurée dans des conditions similaires dans Jagenbrein (2005); Niskanen (2014) (voir figure 1.2.6).

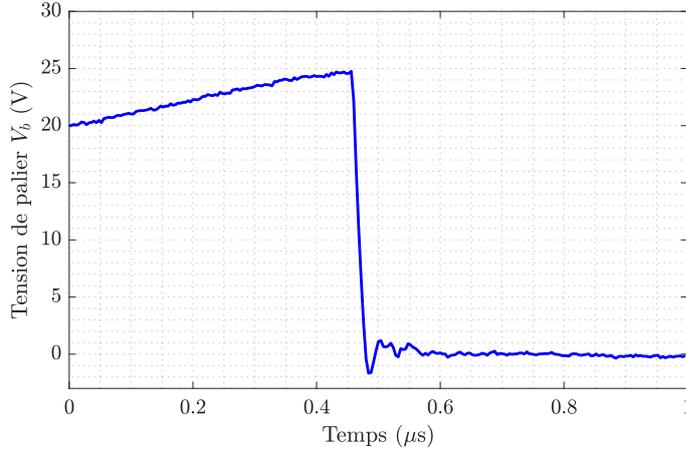


FIGURE 2.3.11 – Exemple de décharge capacitive dans le roulement d'étude 6208 2Z C3 de la machine M1 alimentée par onduleur,  $F_p = 30 \text{ kHz}$ ,  $F_{ech} = 250 \text{ MS/s}$

D'après ces observations, nous avons construit un algorithme simple qui détecte ces événements (voir annexe B.2). Il faut noter que cet algorithme dépend grandement de la forme des décharges observées sur le roulement d'étude ainsi que de la fréquence d'échantillonnage choisie. Pour estimer précisément l'activité de décharge ainsi que la tension de claquage au cours du temps uniquement avec un oscilloscope, la fréquence d'échantillonnage doit être réglée afin d'avoir un bon compromis entre l'échantillonnage correct de la tension de claquage, la durée d'observation de la tension de palier et le temps écoulé entre 2 enregistrements. Nous avons ainsi fixé la fréquence d'échantillonnage à  $F_{ech} = 12.5 \text{ MS/s}$  (voir détails en annexe B.2).

L'occurrence des décharges capacitives, suit une distribution statistique [Erdman et al. \(1996\)](#); [Muetze \(2004\)](#). Il est donc nécessaire de mesurer la tension de palier sur une durée d'observation suffisante pour obtenir une bonne précision. Par exemple, pour mesurer une activité de décharge de l'ordre de  $1 \cdot 10^3 \text{ s}^{-1}$ , [Muetze et al. \(2011\)](#) prend une durée d'observation de 30 s.

Nous choisissons dans ces travaux d'estimer l'activité de décharge sur une durée  $t_m = 28 \text{ s}$  avec une durée d'observation de  $t_{obs} = 80 \text{ ms}$  et un temps d'enregistrement de  $t_{rec} = 4 \text{ s}$ . Ainsi l'activité de décharge moyenne  $DA_m$  en  $\text{s}^{-1}$  sur une durée  $t_m$  s'écrit (voir figure 2.3.12) :

$$DA_m = \frac{1}{t_{obs} N_{mes}} \sum_{k=1}^{N_{mes}} N_{dis}(k) \quad (2.3.10)$$

Avec  $N_{dis}$  le nombre de décharges détectées avec un seuil  $V_{b,seuil}$  sur  $t_{obs} = 80 \text{ ms}$  et avec  $N_{mes} = \frac{t_m}{t_{rec}}$  le nombre de mesure réalisées.

### 2.3. Mise au point de la méthode de vieillissement électrique proposée

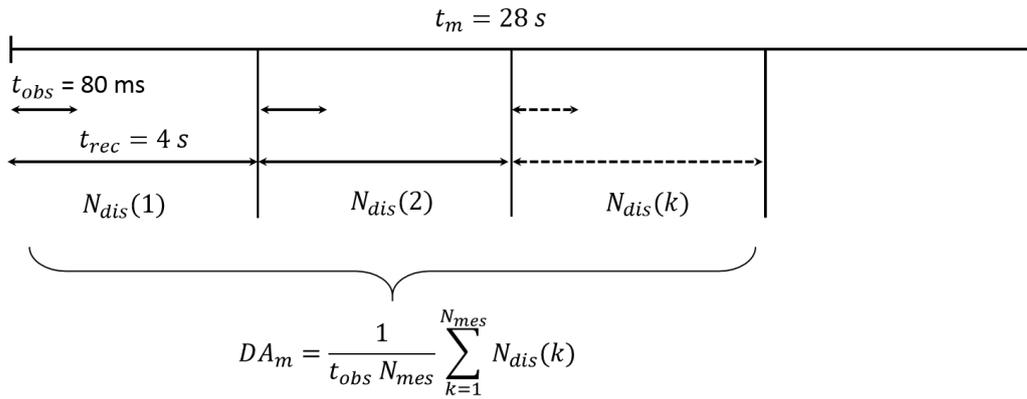


FIGURE 2.3.12 – Méthode de mesure de la tension de palier  $V_b$  au cours du temps et calcul de l'activité de décharge moyenne sur une durée  $t_m$

La figure 2.3.13 montre l'application de l'algorithme de détection des décharges sur  $t_{obs} = 80 \text{ ms}$  afin d'estimer l'activité de décharge moyenne  $DA_m$  sur une durée  $t_m = 28 \text{ s}$  selon la formulation 2.3.10. Ainsi sur une durée  $t_m = 28 \text{ s}$ , notre méthode génère 7 fichiers de mesures, soit une durée d'enregistrement de 0.56 s pour environ 80 Mo. Les tensions de claquage d'amplitudes supérieures à  $V_{b,seuil} = 1.5 \text{ V}$  sont correctement détectées dans le cadre du montage 2 (voir section 2.3.1.4) utilisé dans les sections suivantes. Nous observons ici que notre méthode de mesure (en incluant l'algorithme de détection) n'est pas toujours performante pour quantifier les tensions de claquage d'amplitudes proches de  $V_{b,seuil}$ . Néanmoins ces décharges ne participent pas significativement au vieillissement. On a en effet  $E_{b,dis} = 4.2 \text{ nJ}$  pour  $C_{tot} = 3.8 \text{ nF}$  et  $V_{b,seuil} = 1.5 \text{ V}$ , ce qu'on considère négligeable dans un processus de vieillissement.

Par ailleurs, il faut noter que lorsque  $V_b > V_{b,seuil}$ , cela n'implique pas nécessairement l'occurrence d'une décharge, le roulement étant capable de « tenir » la tension imposée.

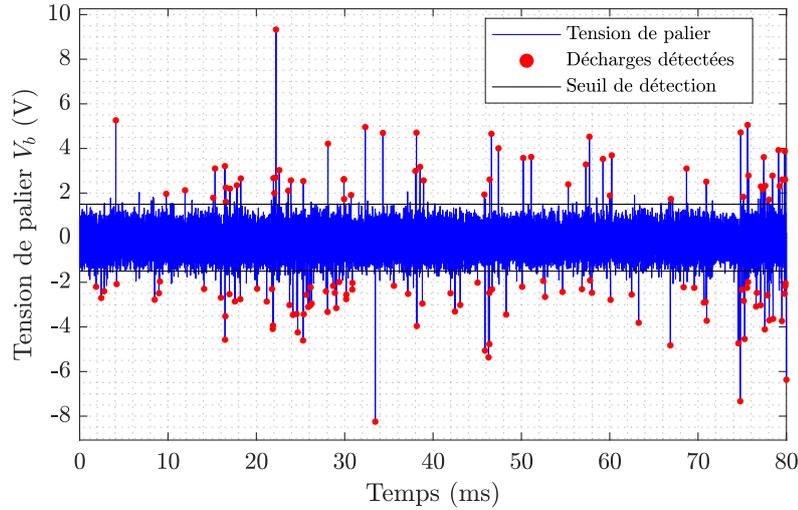


FIGURE 2.3.13 – Détection de décharges capacitives dans le roulement d'étude 6208 2Z C3 de la machine M1 alimentée selon le montage 2,  $f_{ex} = 10 \text{ kHz}$ ,  $F_{ech} = 12.5 \text{ MS/s}$ ,  $V_{b,seuil} = 1.5 \text{ V}$

Il faut noter que cette méthode de mesure fournit une mauvaise précision pour une activité de décharge faible ( $DA \approx 10 \text{ s}^{-1}$ ) car la durée d'observation  $t_{obs}$  est trop faible.

### 2.3.1.3 Estimation de l'énergie dissipée par les décharges capacitives

Nous disposons de la mesure de la tension de palier  $V_b$  qui nous permet de déterminer les tensions de claquage  $V_c$  à l'aide de l'algorithme décrit dans la section précédente (voir annexe B.2). Il nous reste à déterminer la capacité parasite  $C_{tot}$  mise en jeu (voir équation 2.2.5) afin de quantifier l'énergie dissipée par une décharge capacitive dans le roulement selon l'équation 2.2.6.

Dans ces travaux, nous mesurons la capacité équivalente  $C_{tot} \approx C_{rf} + C_{b,CA}$  comme préconisé dans de nombreux travaux existants Ahola *et al.* (2011); Hyypio (2003); Jagenbrein (2005); Magdun *et al.* (2011).

La capacité  $C_{b,COA}$  est négligeable par construction du banc d'essai. Nous identifions la capacité  $C_{tot}$  à travers la constante de temps  $\tau'_c = R'_L C_{tot}$  associée à un échelon de charge par le biais d'un GBF placé entre le rotor et la carcasse proche du roulement d'étude lorsque la machine est en rotation (voir schéma en figure 2.3.14).

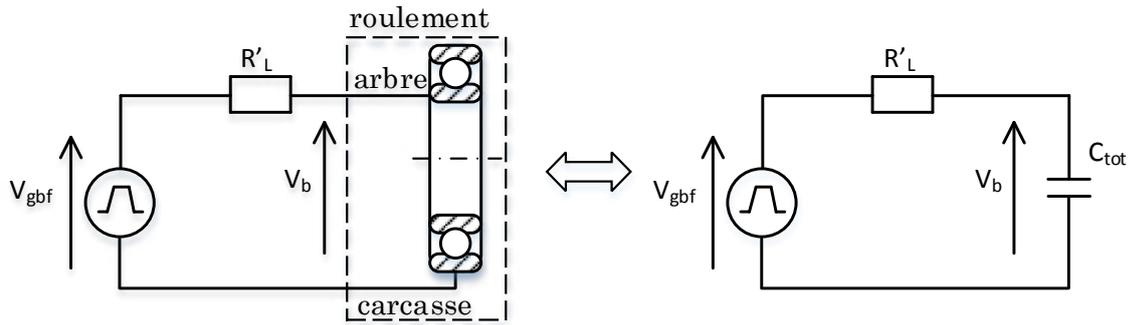


FIGURE 2.3.14 – Mesure de la capacité équivalente  $C_{tot}$  par le biais d'un échelon de tension

L'échelon de tension appliqué dépend de la tenue en tension du roulement. Nous effectuons des échelons d'une durée de  $62.5 \mu s$  toutes les  $500 ms$ , afin d'obtenir une valeur moyenne  $C_{tot,m}$  (voir équation 2.3.11) ce qui garantit la fiabilité de la mesure (voir figure 2.3.15).

$$C_{tot,m} = \frac{1}{N_{mes}} \sum_{k=1}^{N_{mes}} \frac{\tau'_{c,k}}{R'_L} \quad (2.3.11)$$

avec  $N_{mes} = 30$  et  $R'_L = 1040 \Omega$

Cette mesure nous fournit une estimation de la capacité maximale qui entre en jeu lors d'une décharge dans le roulement d'étude. Cette capacité subit des variations principalement à cause des variations de  $C_{b,CA}$  induites par la vitesse de rotation, la température du roulement ainsi que la charge [Wittek et al. \(2010\)](#).

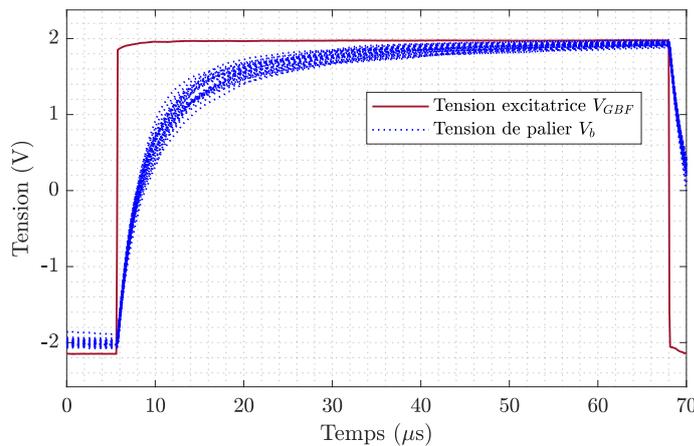


FIGURE 2.3.15 – Mesure de la capacité équivalente  $C_{tot,m}$  par le biais d'échelons de tension pour  $T_b = 22 \text{ }^\circ C$

Nous déterminons  $C_{tot,m}$  à la vitesse de  $1500 \text{ tr/min}$  pour trois configurations

*Le défaut de rugosité généralisée : génération par décharges capacitives et proposition d'une méthode de vieillissement*

différentes : au démarrage de la machine avec  $T_b = 19 \text{ }^\circ\text{C}$ , en régime permanent (après stabilisation de la température du roulement) pour  $T_b = 22 \text{ }^\circ\text{C}$  et  $T_b = 33 \text{ }^\circ\text{C}$ ). Les résultats sont présentés dans le tableau 2.3.2. On remarque peu de variations de la capacité parasite entre la mesure réalisée au démarrage et pendant le régime permanent. Dans la suite de ces travaux on fixe donc  $C_{tot,m} = 3.8 \text{ nF}$ . Par ailleurs, l'écart type entre les mesures  $C_{tot,\sigma}$  est élevé, ce qui reflète bien le fait que cette capacité présente continuellement de fortes variations même en régime permanent.

	Démarrage machine $T_b = 20 \text{ }^\circ\text{C}$	Régime permanent $T_b = 22 \text{ }^\circ\text{C}$	Régime permanent $T_b = 33 \text{ }^\circ\text{C}$
$C_{tot,m}$ (en nF)	3.9	3.8	6.4
$C_{tot,\sigma}$ (en nF)	0.4	0.4	1.1

TABLE 2.3.2 – Mesure de la capacité équivalente  $C_{tot,m}$  pour trois configurations différentes

D'après l'équation 2.2.6 et avec la méthode utilisée pour mesurer la tension de palier au cours du temps (voir figure 2.3.12), nous estimons l'énergie dissipée  $E_b$  par les décharges capacitatives dans le roulement pendant une durée de fonctionnement  $t_{op}$  par la relation suivante :

$$E_b(t_{op}) = \frac{1}{2} C_{tot,m} \left( \sum_{k=1}^{N_{mes}} \sum_{i=1}^{N_c} V_c^2(i, k) \right) \frac{t_{rec}}{t_{obs}} \quad (2.3.12)$$

avec  $N_c$  le nombre de décharges détectées sur une durée d'observation  $t_{obs}$  et avec  $N_{mes} = \frac{t_{op}}{t_{rec}}$  le nombre de mesure réalisées.

Le schéma 2.3.16 détaille la méthode de calcul de l'énergie  $E_b(t_{op})$  dissipée par les décharges.

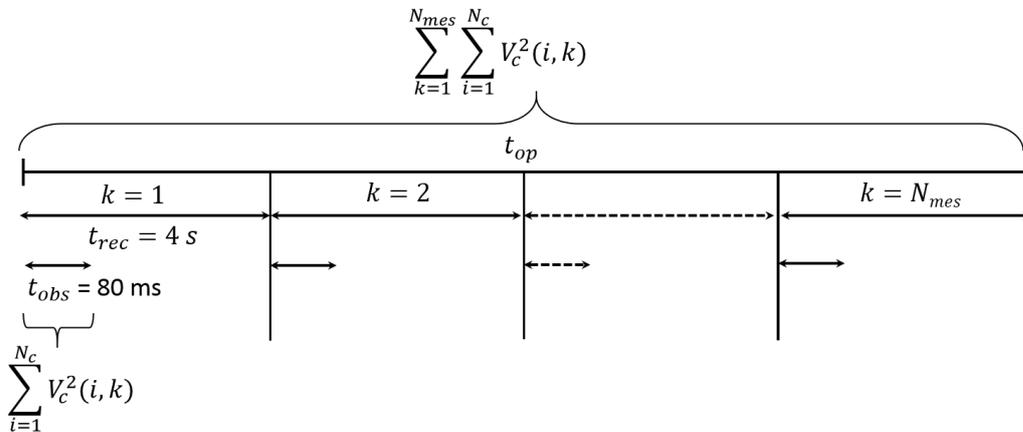


FIGURE 2.3.16 – Méthode de calcul de l'énergie dissipée par les décharges capacitatives sur une durée de fonctionnement  $t_{op}$

### 2.3. Mise au point de la méthode de vieillissement électrique proposée

La sommation sur l'indice  $i$  correspond aux tensions de claquage  $V_c$  mesurées sur la durée d'observation  $t_{obs}$ . La sommation sur l'indice  $k$  correspond à l'ensemble des tensions de claquage mesurées sur la durée  $t_{op}$ . La matrice des tensions de claquage  $V_c(i, k)$  est de taille  $(N_c \cdot N_{mes})$  et correspond aux mesures réalisées sur la durée  $t_{obs}N_{mes}$ , le facteur  $\frac{t_{rec}}{t_{obs}}$  permet donc d'estimer l'énergie dissipée sur la durée  $t_{op}$ .

L'énergie dissipée  $E_b$  estimée sur la durée  $t_{op}$  selon la relation 2.3.12 peut être calculée en fonction de la température du roulement pour les valeurs de  $C_{tot,m}$  données dans le tableau 2.3.2. Ainsi la formulation 2.3.12 proposée pour le calcul de l'énergie dissipée par les décharges capacitatives sur une durée donnée tient compte de la variation des amplitudes des tensions de claquage  $V_c$  induites par les variations de l'épaisseur du lubrifiant et de sa rigidité diélectrique au cours du temps.

#### 2.3.1.4 Génération des décharges capacitatives

L'électroérosion indique qu'il faut appliquer une tension d'amorçage d'amplitude fixe et contrôlée dans le temps afin d'autoriser le déclenchement du processus de décharge pendant une durée  $T_{on}$  et d'imposer un temps de repos pendant une durée  $T_{off}$  afin de permettre le renouvellement du diélectrique par évacuation des débris (voir section 2.3.17).

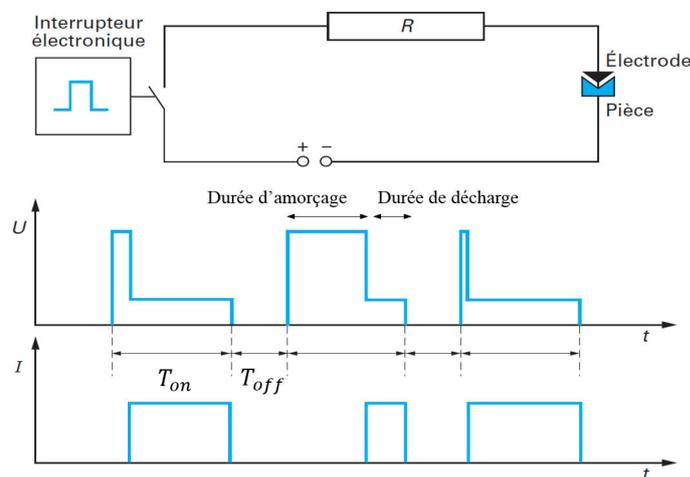


FIGURE 2.3.17 – Générateur utilisé en électroérosion et forme des impulsions de tensions Kremer (2000)

Dans notre cas, le renouvellement du lubrifiant entre bagues et billes est effectué naturellement par la rotation du roulement. Pour générer une décharge au sein d'un roulement, nous reproduisons la tension haute fréquence vue par le celui-ci lorsque une machine est alimentée par onduleur. Comme nous l'avons vu dans le chapitre précédent, lorsque le lubrifiant est isolant, la tension de palier  $V_b$  est une image

de la tension de mode commun  $V_{com}$  de l'onduleur. Selon la relation 1.2.3, on a  $V_b = BVR \cdot V_{com}$ , l'amplitude de la tension de palier dépend donc du BVR de la machine et de l'amplitude tension de mode commun de l'onduleur. L'amplitude de la tension que l'on doit imposer entre les bagues du roulement doit donc être de l'ordre de grandeur d'une tension de palier réelle afin d'amorcer une décharge.

Nous proposons ainsi trois montages distincts permettant de générer des décharges capacitives au sein d'un roulement en rotation monté sur une machine.

**Montage 1 :** Les décharges capacitives sont générées en alimentant la machine M1 directement par un onduleur (voir figure 2.3.18). Les mesures de tension de palier  $V_b$  sont bruitées dans cette configuration. Dans ce cas, l'activité de décharge mesurée n'est pas représentative de l'activité de décharge réelle à cause du bruit de mesure mais est pertinente dans le cadre de comparaisons de mesures effectuées dans les mêmes conditions de bruit. Nous sommes donc obligés de fixer un seuil de détection  $V_{b,seuil} = 7 V$ . Les pics de tension observés sur la figure 2.3.18 coïncident avec les commutations de l'onduleur O1 alimentant la machine M1. Cela est lié à la proximité de la sonde de tension et des câbles d'alimentation ; le courant de mode commun générant un champ électromagnétique à l'origine de ces tensions induites Boucena (2014). Ainsi, nous ne pouvons pas détecter les décharges inférieures à ce seuil. Ces tensions induites ayant une durée  $\tau_{EDM}$  (durée similaire à la durée d'une décharge) sont parfois d'amplitude plus élevées que la tension de seuil, ce qui complique la détection des décharges réelles avec l'algorithme utilisé. Nous détectons ainsi certains évènements ne correspondant pas à une décharge, mais aux commutations de l'onduleur ; cela reste acceptable dans le cadre de comparaisons de mesures effectuées dans les mêmes conditions de bruit.

### 2.3. Mise au point de la méthode de vieillissement électrique proposée

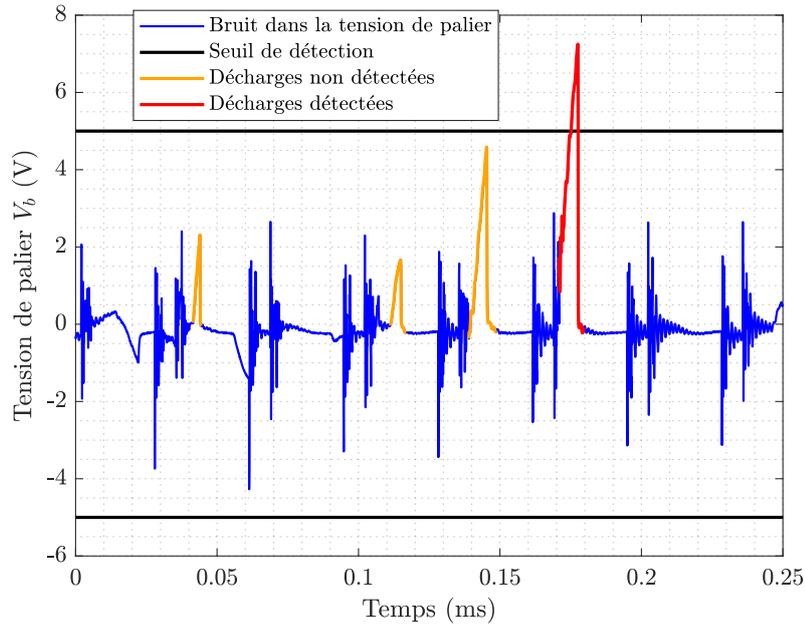


FIGURE 2.3.18 – Détection de décharges capacitives dans le roulement d'étude 6208 2Z C3 de la machine M1 alimentée par onduleur selon le montage 1,  $F_p = 30 \text{ kHz}$ ,  $F_{ech} = 12.5 \text{ MS/s}$ . Le seuil de détection est fixé à  $V_{b,seuil} = 5 \text{ V}$  dans cet exemple

Ce montage n'est pas assez satisfaisant, nous proposons ensuite deux montages qui réduisent le bruit associé à l'onduleur de tension alimentant la machine M1.

**Montage 2 :** Les décharges capacitives sont générées à l'aide de l'onduleur monophasé O2 (voir schéma 2.3.19). L'onduleur O2 est relié entre l'arbre et la carcasse au plus proche du roulement d'étude (voir figure 2.3.10). Pour imposer une tension sur le roulement, nous utilisons un balai composé de fibres de carbone (voir figure 2.3.10) placé en contact avec l'arbre en rotation afin d'assurer un contact optimal.

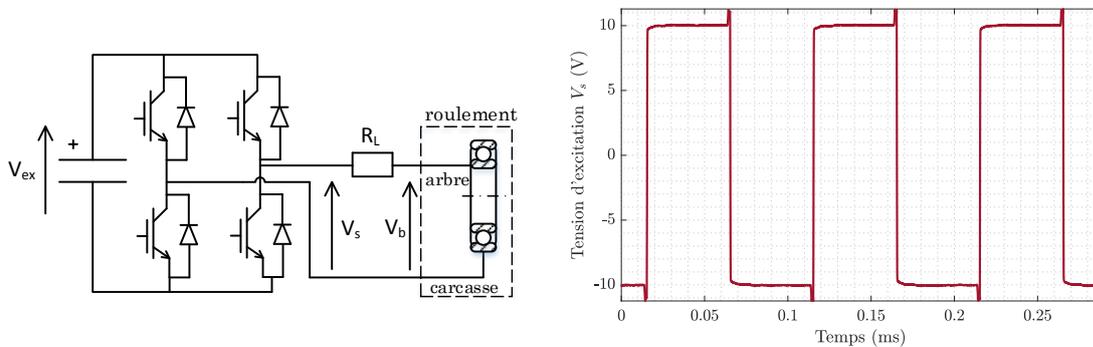


FIGURE 2.3.19 – Montage 2 utilisé pour générer des décharges capacitives dans le roulement d'étude 6208 2Z C3 de la machine M1 (à gauche) ; forme d'onde de la tension de sortie à vide  $V_s$  pour  $f_{ex} = 10 \text{ kHz}$  (à droite)

Ce montage permet d'émuler la tension de palier haute fréquence générée lorsque la machine est alimentée par un onduleur de tension, en effet lors d'une décharge, les capacités mises en jeu sont uniquement les capacités parasites de la machine M1 (voir figure 2.3.20).

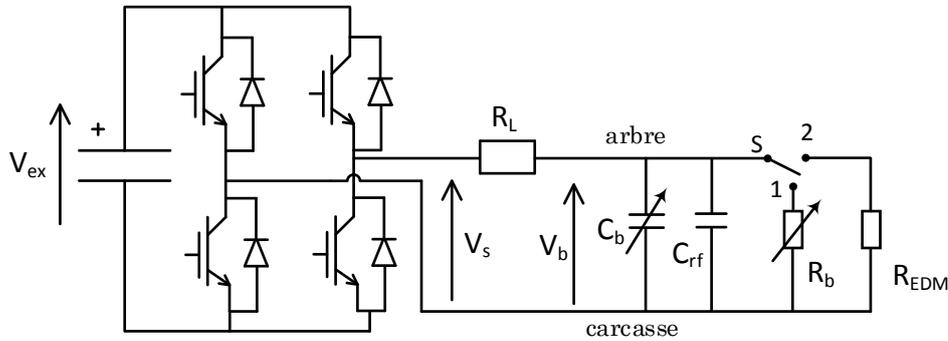


FIGURE 2.3.20 – Schéma électrique équivalent décrivant le mécanisme d'une décharge dans le roulement d'étude 6208 2Z C3 de la machine M1, montage 2

Par convention, la polarité est définie positive lorsque la tension de palier  $V_b$  est positive (i.e le potentiel de l'arbre est supérieur au potentiel de la carcasse), négative dans le cas contraire. La fréquence d'excitation  $f_{ex}$  est choisie égale à la fréquence de découpage de l'onduleur fictif que l'on souhaite substituer.

Dans cette configuration la machine M2 est alimentée par un auto-transformateur et entraîne la machine M1 qui n'est pas alimentée. Un exemple de la tension de sortie de l'onduleur  $V_s$  à vide est fourni en figure 2.3.19. Ce montage minimise ainsi le bruit présent dans la tension de palier (voir figure 2.3.21). On fixe le seuil de détection à  $V_{b,seuil} = 1.5 V$ . Les tensions de claquage  $V_c$  négatives viennent du fait que le montage 2 utilisé est un dispositif bipolaire.

### 2.3. Mise au point de la méthode de vieillissement électrique proposée

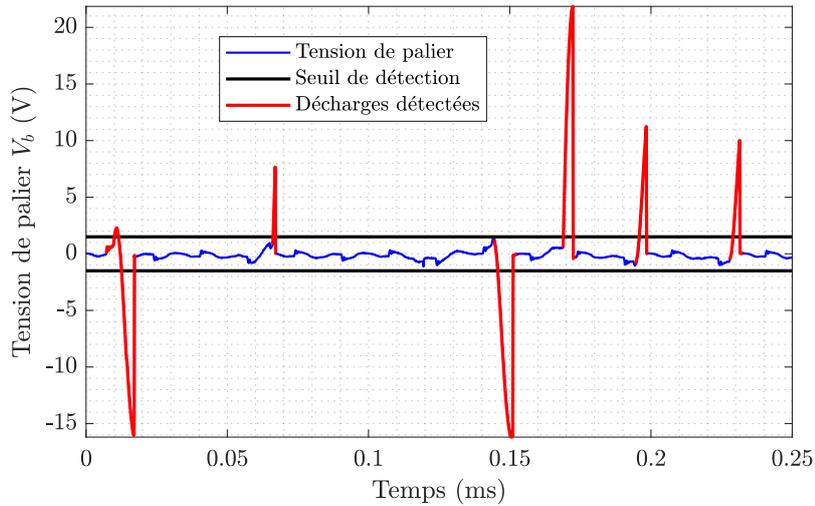


FIGURE 2.3.21 – Détection de décharges capacitatives dans le roulement d'étude 6208 2Z C3 de la machine M1 alimentée selon le montage 2,  $f_{ex} = 30 \text{ kHz}$ ,  $F_{ech} = 12.5 \text{ MS/s}$ ,  $V_{b,seuil} = 1.5 \text{ V}$

**Montage 3** : les décharges capacitatives sont générées à l'aide d'un bras d'onduleur. Un bras de l'onduleur O2 est relié entre l'arbre et la carcasse au plus proche du roulement d'étude (voir figure 2.3.22). Ce montage est similaire en tous points avec le montage 2 hormis le fait que nous générons des fronts de tension unipolaires, contrairement au montage 2 où les fronts de tension sont bipolaires. Par construction, ce dispositif présente un temps de repos  $T_{off}$  et se rapproche ainsi d'un générateur d'impulsion utilisé en électroérosion (voir figure 2.3.17).

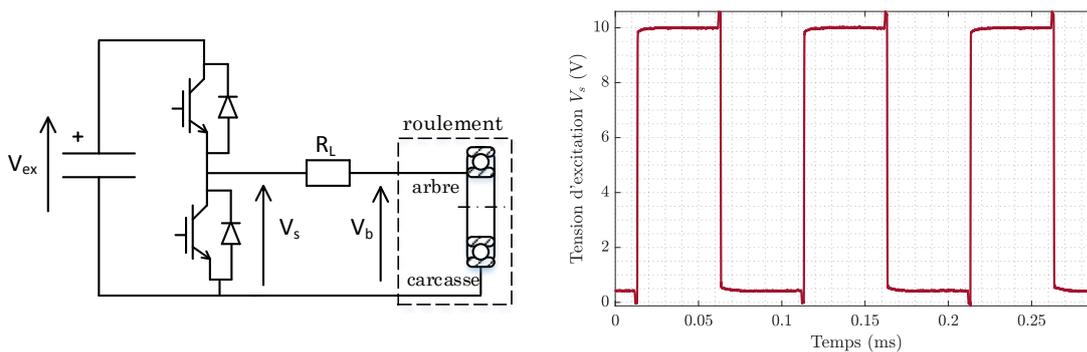


FIGURE 2.3.22 – Montage 3 utilisé pour générer des décharges capacitatives dans le roulement d'étude 6208 2Z C3 de la machine M1 (à gauche) ; forme d'onde de la tension de sortie à vide  $V_s$  pour  $f_{ex} = 10 \text{ kHz}$  (à droite)

Comme nous l'avons proposé dans la section 2.2.3, dans les montages 2 et 3, une résistance  $R_L$  est mise en série entre l'arbre et l'onduleur afin de limiter le courant en provenance de l'onduleur pendant la phase de post-décharge et la phase de conduction du lubrifiant pour que les décharges capacitatives soient le seul

phénomène participant au vieillissement.

Dans la phase de conduction du lubrifiant (voir figure 2.2.1), nous avons estimé la résistance du lubrifiant du roulement  $R_b$  afin de dimensionner la résistance  $R_L$ . Pour cela, nous avons utilisé un GBF (voir schéma 2.3.14) ; un pont diviseur de tension est formé par les résistances  $R_b$  et  $R'_L$  lorsque le lubrifiant est conducteur. On peut alors exprimer la résistance du lubrifiant  $R_b$  tel que :

$$R_b = R'_L \frac{V_b}{V_{gbf} - V_b} \quad (2.3.13)$$

pour  $R'_L = 1040 \Omega$  et  $V_{gbf} = 10 V$  on estime la résistance  $R_b \in [4, 47] \Omega$ .

En supposant que la résistance  $R_b$  ne dépend pas du courant  $i_b$  traversant le roulement et que la tension aux bornes du roulement  $V_b$  est toujours inférieure ou égale à la tension de claquage maximale mesurée  $V_{c,max} = 25 V$  (voir figure 2.3.11) on peut écrire :

$$\begin{aligned} i_{b,eff} &= \frac{V_{c,max}}{(R_L + R_b)} \text{ pour le montage 2} \\ &= \frac{V_{c,max}}{\sqrt{2}(R_L + R_b)} \text{ pour le montage 3} \end{aligned} \quad (2.3.14)$$

Nous cherchons à déterminer la résistance  $R_L$  dans l'équation 2.3.14 tel que le courant  $i_{b,eff}$  traversant le roulement ne participe pas au vieillissement. Vu que l'amplitude du courant au sein des roulements dépend de la surface de contact entre bagues et éléments roulants (surface qui dépend grandement de la taille des machines), on définit généralement une « densité de courant apparente »  $J_{b,eff}$  afin d'établir un seuil de dangerosité qui s'affranchit de la taille des machines [Busse et al. \(1997a\)](#) :

$$J_{b,eff} = \frac{i_{b,eff}}{A_H} \quad (2.3.15)$$

où  $i_{b,eff}$  est le courant efficace traversant le roulement et  $A_H$  la surface de contact de Hertz qui définit la zone de contact entre les éléments roulants et les bagues du roulement au niveau de la zone de charge (voir figure 1.4.15). Selon la théorie du contact de Hertz, deux surfaces courbes en contact se déforment légèrement en fonction des contraintes appliquées et de l'élasticité des matériaux.

Selon [Muetze et al. \(2004\)](#) une densité de courant  $J_{b,eff} \leq 0.1 A/mm^2$  ne réduit pas significativement la durée de vie des roulements tandis que  $J_{b,eff} \geq 0.7 A/mm^2$  peut significativement réduire la durée de vie des roulements.

L'estimation de la surface de Hertz est généralement effectuée par les constructeurs de roulement et nécessite de connaître entre autres l'épaisseur du lubrifiant et les forces axiales et radiales appliquées sur le roulement pour une application donnée [Muetze \(2004\)](#). Récemment formulée dans [Gemeinder et al. \(2014\)](#), une formulation simplifiée qui permet le calcul de la surface de Hertz

### 2.3. Mise au point de la méthode de vieillissement électrique proposée

plus aisément et en tenant compte de la répartition de la charge sur les éléments roulants. Pour notre roulement d'étude 6208 C3 et une charge radiale, on peut donner en première approximation  $A_H \in [1, 3] \text{ mm}^2$  selon Muetze (2004).

En prenant la résistance la plus faible pour se placer dans le pire des cas pour le roulement (courant  $i_{b,eff}$  élevé), on pose  $R_b = R_{b,min} = 4 \Omega$ . De même, on choisit la surface de Hertz la plus contraignante  $A_H \approx 1 \text{ mm}^2$ , on a donc la relation suivante à satisfaire pour le montage 2 qui est le plus contraignant :

$$i_{b,eff} = \frac{V_{c,max}}{R_L + R_{b,min}} < 0.1 \text{ A} \Leftrightarrow R_L > 246 \Omega \quad (2.3.16)$$

Nous choisissons une résistance plus élevée :  $R_L = 990 \Omega$  pour assurer un courant  $i_{b,eff}$  négligeable pendant la phase de conduction du lubrifiant.

Afin de valider la pertinence des montages 2 et 3, il est nécessaire de s'assurer que l'introduction de la résistance  $R_L$  ne diminue pas l'activité de décharge en augmentant le temps de pré-claquage  $t_c$  (voir figure 2.2.1 et la durée d'amorçage en figure 2.3.17) dépendant de  $\tau_c = R_L C_{tot}$ .

Pour une durée d'essai de  $t_{op} = 120 \text{ min}$  avec le montage 2 et  $f_{ex} = 10 \text{ kHz}$  et  $V_{ex} = 10 \text{ V}$ , nous avons quantifié sur le temps d'observation  $t_{obs} = 80 \text{ ms}$  la durée de pré-claquage moyenne  $t_{c,m}$  et nous l'avons comparé à la durée moyenne entre deux décharges consécutives  $t_{edm,m}$ . Les résultats sont présentés en figure 2.3.23.

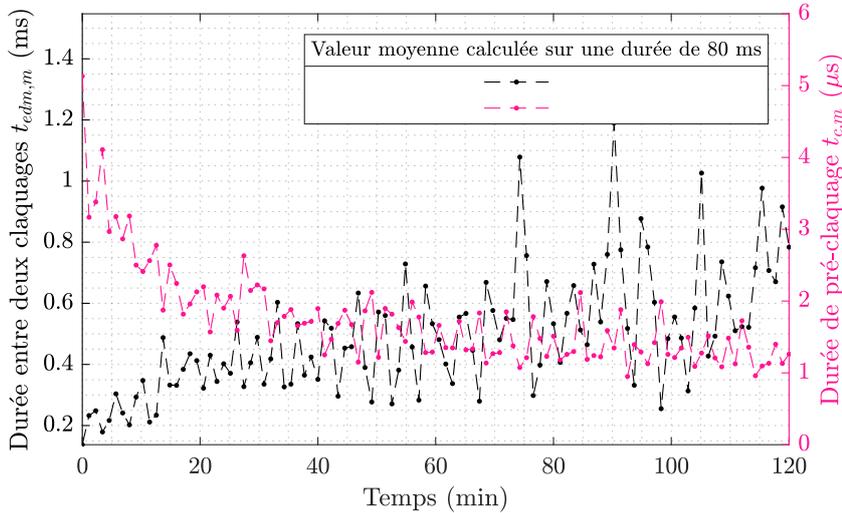


FIGURE 2.3.23 – Durée de pré-claquage et durée entre deux décharges consécutives lors d'un essai de 120 min avec le montage 2

Nous pouvons remarquer que pendant la phase de démarrage et pendant le régime permanent atteint après 60 min d'essai, nous avons toujours  $t_{c,m} \ll t_{edm,m}$ , ce qui montre que l'introduction de la résistance  $R_L$  n'influence pas l'activité de décharge, ce qui aurait pu ralentir le processus de vieillissement. Le choix

de  $R_L = 990 \Omega$  est donc pertinent pour notre objectif de vieillissement. Il faut noter qu'une résistance trop élevée (i.e.  $R_p = 24 k\Omega$  sur le banc d'essai statique présenté dans [Jagenbrein \(2005\)](#)) peut devenir préjudiciable pour le processus de vieillissement.

Nous proposons dans le paragraphe suivant un réglage des paramètres du dispositif de vieillissement. Nous avons ainsi 2 degrés de liberté pour maximiser l'activité de décharge et maîtriser l'énergie dissipée au roulement : la tension d'excitation  $V_{ex}$  et la fréquence d'excitation  $f_{ex}$ .

## 2.3.2 Choix de la tension excitatrice à imposer au roulement

### 2.3.2.1 Protocole de mesures

Dans cette section, nous analysons l'influence de la tension excitatrice  $V_{ex}$  imposée au roulement sur l'activité de décharge et l'énergie dissipée dans le roulement pour une fréquence  $f_{ex}$  fixée.

**Essai 1 :** En utilisant le montage 2 de la figure [2.3.19](#) ( $V_{ex} = 10 V$ ,  $f_{ex} = 10 kHz$  et  $V_{b,seuil} = 1.5 V$ ), nous effectuons un démarrage de la machine après 12 h de repos minimum afin de ne pas dépendre de son antécédent d'exploitation (voir section [2.4.1](#)). Après stabilisation de la température à  $T_b = 22 ^\circ C$  au bout de  $t_{op} = 1.5 h$  nous procédons à des variations de la tension d'excitation  $V_{ex} \in [5, 40] V$  du montage 2 autour de  $V_{ex} = 10 V$ , la machine M1 étant toujours en rotation. Nous mesurons pendant  $t_{op} = 30 min$  la tension de palier  $V_b$  pour chaque tension d'excitation afin d'avoir assez de données pour pouvoir les interpréter correctement. Nous aurions également pu effectuer plusieurs démarrages espacés de 12 h de repos en changeant  $V_{ex}$  pour chaque démarrage, mais ce protocole n'a pas été retenu car il est plus long que celui proposé.

L'activité de décharge et l'énergie dissipée dans le roulement sont estimées respectivement par les relations [2.3.10](#) et [2.3.12](#) sur cette durée.

**Essai 2 :** Nous quantifions ainsi l'activité de décharge et l'énergie dissipée dans le roulement dans le cas d'un régime unipolaire et bipolaire afin de quantifier l'influence de la polarité du champ électrique sur l'activité de décharge et l'énergie dissipée dans le roulement. Nous utilisons le montage 3 pour le régime unipolaire et le montage 2 pour le régime bipolaire (voir section [2.3.1.4](#)). Afin de pouvoir comparer les résultats, nous effectuons un démarrage de la machine après 12 h de repos minimum afin de ne pas dépendre de son antécédent d'exploitation (voir section [2.4.1](#)) pour les deux configurations. Un autre protocole possible est de basculer rapidement d'un montage à un autre lorsque la machine est en

### 2.3. Mise au point de la méthode de vieillissement électrique proposée

fonctionnement comme dans le cas de l'essai 1. Pour des raisons de praticité, nous choisissons le premier protocole.

Avec ce protocole, la température du roulement est stabilisée après 60 min à  $T_b = 22 \text{ }^\circ\text{C}$  pour les deux configurations. Nous fixons arbitrairement  $V_{ex} = 10 \text{ V}$  et  $f_{ex} = 1 \text{ kHz}$ . Par construction, pour le régime unipolaire (montage 3), la tension  $V_b$  aux bornes du roulement est nulle pendant un temps de repos  $T_{off} = 500 \text{ } \mu\text{s}$  fixée arbitrairement. Nous fixons également  $T_{off} = 500 \text{ } \mu\text{s}$  dans le régime bipolaire (montage 2) afin de comparer l'influence de signaux qui imposent un temps de repos identique. Les formes d'ondes en sortie d'onduleur à vide sont présentées en figure 2.3.24.

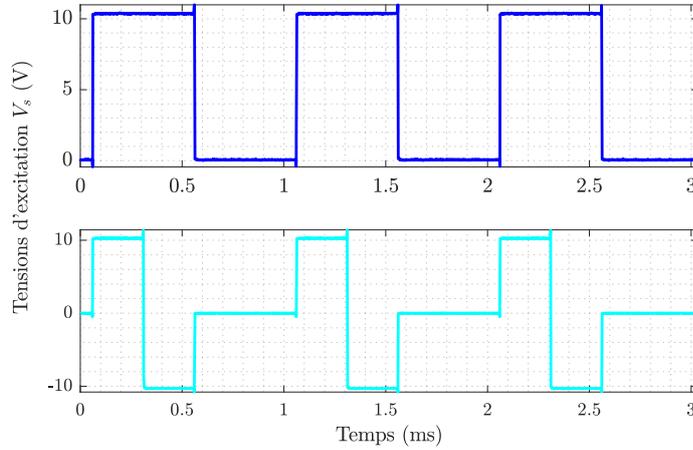


FIGURE 2.3.24 – Tensions d'excitation  $V_s$  à vide en sortie d'onduleur dans le cadre de l'essai 2, pour le montage 2 (en bleu) et le montage 3 (en cyan)

Pour ces deux essais, la comparaison de l'activité de décharge est effectuée avec l'indicateur suivant (*Symmetric Mean Absolute Percentage Error : SMAPE*) :

$$SMAPE(\theta_1/\theta_2) = \frac{\sum_{k=1}^{N_{mes}} |DA_m(k, \theta_1) - DA_m(k, \theta_2)|}{\sum_{k=1}^{N_{mes}} (DA_m(k, \theta_1) + DA_m(k, \theta_2))} \quad (2.3.17)$$

Cet indicateur permet de quantifier l'écart relatif entre deux estimations de l'activité de décharge pour deux configurations d'essai différentes  $\theta_1$  et  $\theta_2$ . Ici les paramètres variables sont la polarité du dispositif expérimental et la tension d'excitation  $V_{ex}$ , avec  $N_{mes}$  le nombre de mesures effectuées sur la durée d'observation fixée  $t_{op}$ .

Nous définissons également la moyenne et l'écart type caractérisant l'activité

de décharge sur  $t_{op}$  :

$$DA_m(t_{op}) = \frac{1}{N_{mes}} \sum_{k=1}^{N_{mes}} DA_m(k)$$

$$DA_\sigma(t_{op}) = \sqrt{\frac{1}{N_{mes}} \left( \sum_{k=1}^{N_{mes}} DA_m^2(k) \right) - DA_m(t_{op})^2} \quad (2.3.18)$$

### 2.3.2.2 Analyse des résultats

**Essai 1 :** La variation de l'activité de décharge en fonction de la tension  $V_{ex}$  est présentée en figure 2.3.25. Pour chaque tension d'excitation, l'énergie dissipée dans le roulement pendant  $t_{op} = 30 \text{ min}$  est estimée par la relation 2.3.12, les résultats sont présentés en figure 2.3.26.

Dans cet essai, nous supposons que la capacité  $C_{tot}$  est constante et nous nous intéressons uniquement à l'activité de décharge et à l'énergie dissipée par les décharges capacitives en régime permanent après 1.5 h de fonctionnement.

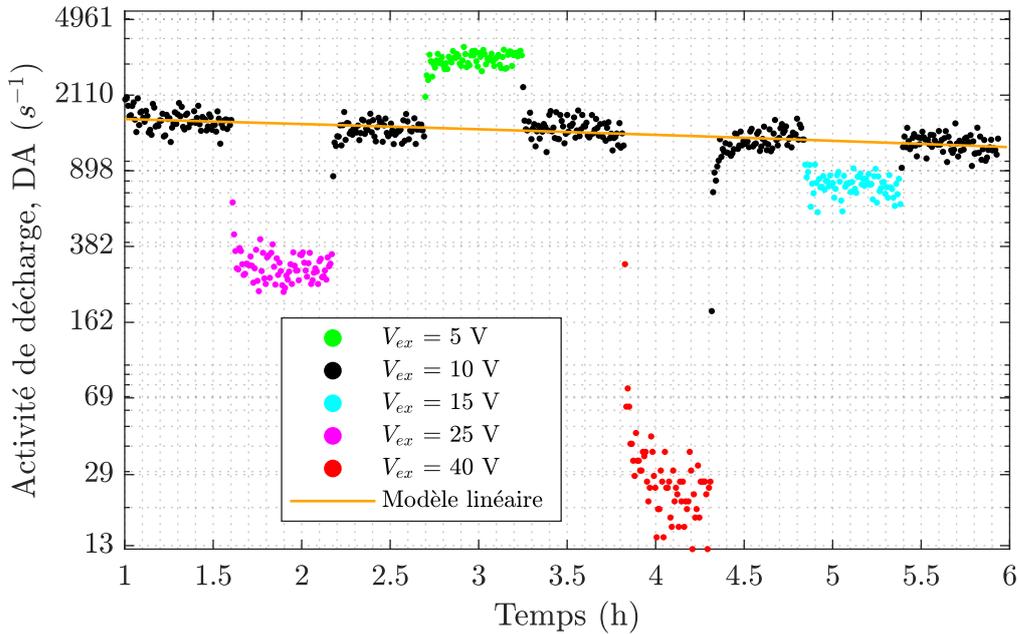


FIGURE 2.3.25 – Activité de décharge mesurée sur la machine M1 lors de variation de  $V_{ex}$  en fonctionnement, montage 2,  $V_{b,seuil} = 1.5 \text{ V}$

Vu que l'activité de décharge décroît au cours du temps au bout d'une heure de fonctionnement de la machine (voir figure 2.3.25), nous avons choisi d'effectuer des variations de la tension d'excitation au cours du temps autour d'une valeur de référence  $V_{ex} = 10 \text{ V}$ . Afin de quantifier la variation de l'activité de décharge entre les configurations où  $V_{ex} \neq 10 \text{ V}$  et la valeur de référence  $V_{ex} = 10 \text{ V}$  nous

### 2.3. Mise au point de la méthode de vieillissement électrique proposée

approximons l'activité de décharge  $DA_m(t)$  lorsque  $V_{ex} = 10 V$  par un modèle linéaire (voir figure 2.3.25) de la forme suivante :

$$DA_{m,f}(t, V_{ex} = 10 V) = -87.59t + 1698$$

pour  $t \in [1, 6] h$  avec  $R^2 = 0.44$

Ce modèle calculé par la méthode des moindres carrés à l'aide de la Toolbox Matlab *Curve Fitting (cftool)* nous permet de comparer aux mêmes instants l'activité de décharge  $DA_m(t, V_{ex})$  par rapport à l'activité de décharge  $DA_{m,f}(t, V_{ex} = 10 V)$  à l'aide de l'indicateur *SMAPE*. Pour le roulement d'étude, ce modèle permet donc de quantifier l'impact de la tension d'excitation indépendamment de la variable temporelle.

On remarque sur la figure 2.3.25 que l'activité de décharge varie dans des proportions importantes (voir tableau 2.3.3). Elle diminue pour  $V_{ex} > 10 V$  tandis qu'elle augmente pour  $V_{ex} \leq 10 V$ . Ainsi, cela suggère que le comportement électrique du roulement dépend de la tension  $V_{ex}$ . Cette conclusion est la plus plausible puisque le protocole que l'on a défini garantit que tous les autres paramètres de fonctionnement sont constants et n'influent pas sur l'activité de décharge. La tension  $V_{ex}$  est donc le seul paramètre variable dans cet essai.

Au delà de  $V_{ex} = 10 V$ , plus  $V_{ex}$  augmente et plus l'activité de décharge diminue, le lubrifiant perd donc son comportement isolant au profit d'un comportement conducteur. La configuration  $V_{ex} > 10 V$  n'est donc pas souhaitable pour un processus de vieillissement basé sur la présence de décharges capacitatives.

Pour  $V_{ex} \leq 10 V$ , l'activité de décharge plus élevée que pour  $V_{ex} > 10 V$ , ce qui indique que le lubrifiant présente un comportement isolant prépondérant. La configuration  $V_{ex} \leq 10 V$  est donc envisageable pour un processus de vieillissement basé sur la présence de décharges capacitatives.

$V_{ex}$ (en V)	5	15	25	40
$DA_m(t_{op})$ (en $s^{-1}$ )	3168	771	303	27
$DA_\sigma(t_{op})$ (en $s^{-1}$ )	236	90	41	8
$DA_{m,f}(t_{op})$ (en $s^{-1}$ )	1476	1200	1639	1326
$SMAPE(V_{ex}/V_{ex} = 10 V)$ (en %)	36	22	69	96

TABLE 2.3.3 – Estimation de l'activité de décharge dans le roulement en fonction de la tension d'excitation  $V_{ex}$  pendant  $t_{op} = 30 min$

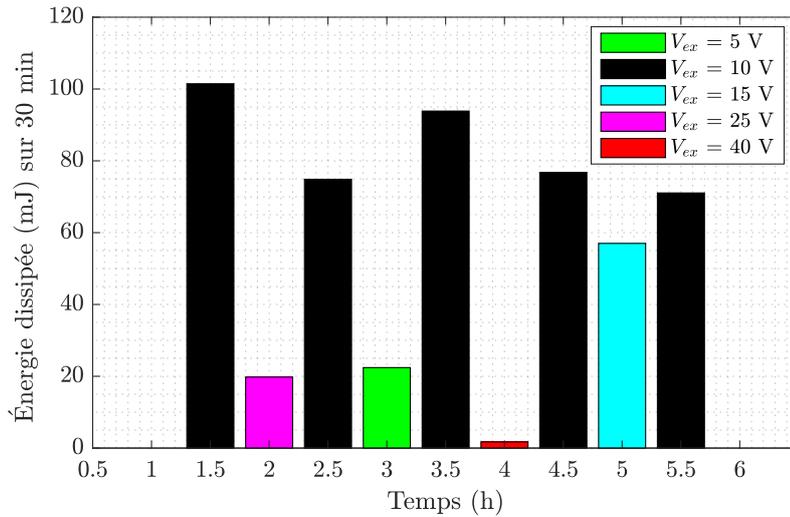


FIGURE 2.3.26 – Énergie dissipée dans le roulement par décharges capacitives pendant  $t_{op} = 30 \text{ min}$  en fonction de la tension  $V_{ex}$  imposée au cours du temps, montage 2,  $V_{b,seuil} = 1.5 \text{ V}$

On remarque que même si l'activité de décharge est plus élevée pour  $V_{ex} = 5 \text{ V}$ , l'énergie dissipée est plus importante pour  $V_{ex} = 10 \text{ V}$  (voir figure 2.3.26). Au delà de  $V_{ex} = 40 \text{ V}$ , le roulement ne subit quasiment pas de décharges et l'énergie dissipée est négligeable en comparaison du cas  $V_{ex} = 10 \text{ V}$ .

Pour  $V_{ex} = 25 \text{ V}$ , uniquement 3.7 % des décharges se produisent avec une tension de claquage  $V_c > 10 \text{ V}$  ce qui représente 23 % de l'énergie dissipée sur  $t_{op} = 30 \text{ min}$ . Dans cette configuration les décharges sont certes plus énergétiques mais bien moins nombreuses sur le même intervalle de temps.

Basé sur les mesures réalisées dans cette section, nous confirmons le fait que la tension de claquage  $V_c$  du lubrifiant n'est pas constante et dépend à chaque instant de son épaisseur et de sa rigidité diélectrique (voir section 2.2.3 et section 1.4.4). Pour  $V_{ex} = 25 \text{ V}$ , sur 30 min (voir l'essai réalisé en figure 2.3.25), nous représentons la densité de probabilité de la variable aléatoire « tension de claquage  $V_c$  » (voir figure 2.3.27), cette représentation est pertinente puisque nous disposons d'un échantillon suffisamment important de la variable aléatoire « tension de claquage  $V_c$  » ( $> 10^4$  claquages). Cette analyse statistique est effectuée pour déterminer la loi de probabilité adaptée pour décrire la variable aléatoire « tension de claquage  $V_c$  ». Les tensions  $V_c$  négatives observées sur la figure 2.3.27 viennent du fait que le montage 2 utilisé est un dispositif bipolaire.

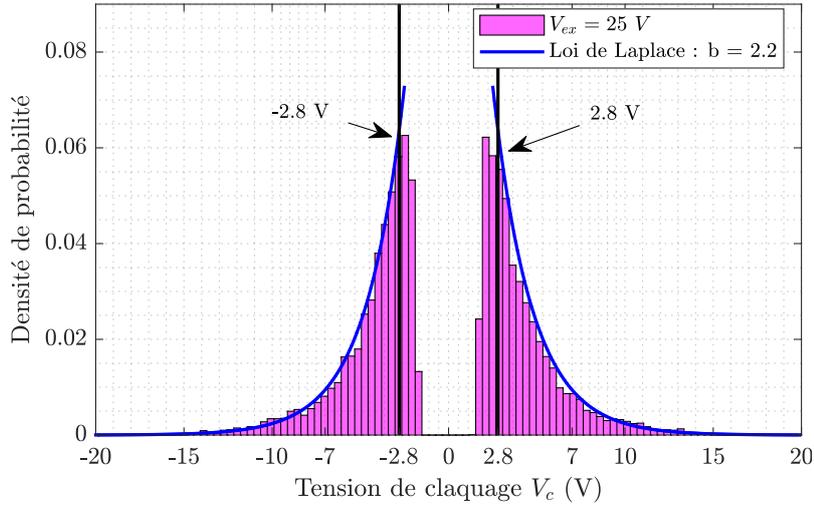


FIGURE 2.3.27 – Densité de probabilité de la variable aléatoire  $V_c$  qui représente les tensions de claquage pour  $V_{ex} = 25 V$  et  $V_{b,seuil} = 1.5 V$

Le seuillage permettant la détection ne fournit pas d'information sur les très faibles tensions de claquage, mais nous remarquons que la tension de claquage (pour  $V_c > 2.8V$ ) est effectivement une variable aléatoire qui suit une loi de Laplace de densité de probabilité  $f_c$  :

$$f_c(V_c | \mu, b) = \frac{1}{2b} \exp\left(-\frac{|V_c - \mu|}{b}\right) \quad (2.3.19)$$

avec  $\mu = 0$  et  $b = 2.2$  pour  $|V_c| > 2.8 V$  et  $V_{ex} = 25 V$

Pour  $V_{ex} = 25 V$ , la tension de claquage maximale est  $V_c = 19 V$ , ce qui montre que la tension d'excitation « ne limite pas » l'amplitude maximale des décharges sur l'intervalle de mesure de 30 min. Les tensions de claquage présentent donc bien un caractère aléatoire. Cela montre la pertinence de la formulation 2.3.12 proposée dans ces travaux qui permet d'estimer l'énergie des décharges capacitatives par la mesure des tensions de claquage  $V_c$  au cours du temps.

Il faut cependant noter que cette densité de probabilité  $f_c$  est valable pour  $V_{ex} = 25 V$  mais n'est plus applicable si la tension d'excitation  $V_{ex}$  imposée est inférieure à 19 V car les tensions de claquage deviennent bornées par  $V_{ex}$  ce qui modifie la densité de probabilité  $f_c$ .

En conclusion, cet essai montre qu'à travers le réglage de la tension d'excitation, nous ne pouvons pas influencer l'amplitude de la tension de claquage  $V_c$  à l'aide de la tension d'excitation  $V_{ex}$  car la tension  $V_c$  est aléatoire.

En revanche, nous pouvons influencer sur le comportement électrique du lubrifiant pour favoriser une activité de décharge élevée. Le lubrifiant du roulement

d'étude présente un comportement isolant plus la tension  $V_{ex}$  diminue et lorsque  $V_{ex} \leq 10 V$ . Cela permet d'augmenter l'activité de décharge, ce qui est favorable pour le vieillissement souhaité. En revanche si la tension  $V_{ex}$  diminue, l'énergie dissipée par les décharges capacitives diminue fortement, ce qui est défavorable pour le vieillissement souhaité.

Par ailleurs, nous sommes limités par l'énergie maximale  $E_{b,max} = 344 nJ$  que l'on ne doit pas dépasser afin de ne pas générer des cratères de grandes dimensions. Pour la capacité parasite totale  $C_{tot} = 3.8 nF$  nous en déduisons que la tension de claquage ne doit pas être supérieure à  $V_{c,lim} = \sqrt{\frac{2E_{b,max}}{C_{tot}}} = 13.5 V$ .

Ainsi, imposer une tension d'excitation  $V_{ex} > 10 V$  sur le roulement d'étude n'est pas pertinent pour définir un processus de vieillissement basé sur la quantité de décharges capacitives produites sur un laps de temps donné.

Nous pouvons conclure que  $V_{ex} = 10 V$  est un bon compromis entre l'énergie dissipée au cours du temps et l'activité de décharge produite pour un vieillissement par décharges capacitives représentatif d'un vieillissement réel.

**Essai 2 :** La variation de l'activité de décharge au cours du temps après stabilisation de la température à  $t_{op} = 60 min$  est présentée en figure 2.3.28.

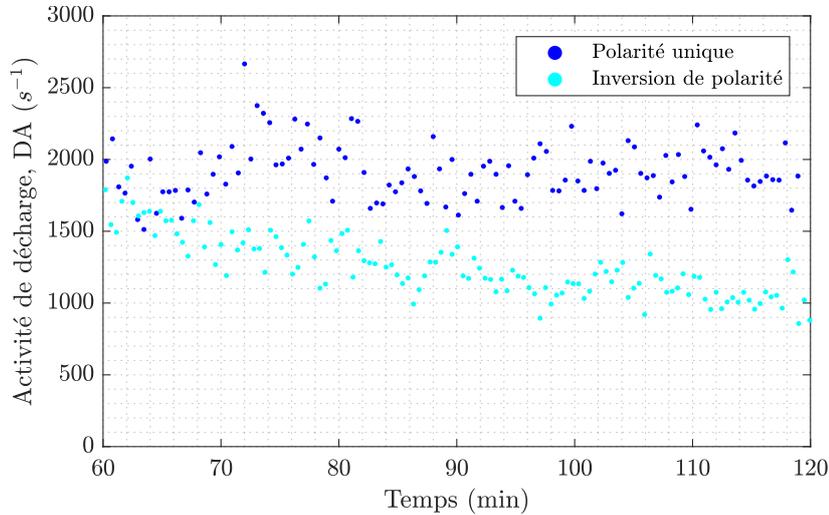


FIGURE 2.3.28 – Activité de décharge dans le cas d'un montage unipolaire (en bleu) et bipolaire (en cyan) pour  $f_{ex} = 1 kHz$ ,  $V_{b,seuil} = 1.5 V$

On peut constater que l'activité de décharge est plus faible pour un dispositif bipolaire avec la configuration des essais fixée (voir tableau 2.3.4). Pour  $t_{op} = [90, 120] min$ , l'indicateur  $SMAPE$  indique un écart de 26 % entre les deux configurations.

### 2.3. Mise au point de la méthode de vieillissement électrique proposée

	Dispositif unipolaire	Dispositif bipolaire
$DA_m(t_{op})$ (en $s^{-1}$ )	1938	1146
$DA_\sigma(t_{op})$ (en $s^{-1}$ )	202	122
$E_b(t_{op})$ (en mJ)	124	40

TABLE 2.3.4 – Estimations de l’activité de décharge et de l’énergie dissipée dans le roulement en fonction de la polarité du dispositif employé et pendant  $t_{op} = [90, 120]$  min

L’énergie dissipée est également plus faible pour un dispositif bipolaire (voir tableau 2.3.4) en supposant que la capacité  $C_{tot}$  soit identique dans les deux configurations.

Ainsi nous concluons que le dispositif expérimental le plus adapté pour un vieillissement de roulement par décharges capacitatives est le dispositif unipolaire.

#### 2.3.3 Choix de la fréquence excitatrice à imposer au roulement

Dans cette section, nous cherchons à régler la fréquence excitatrice  $f_{ex}$  de notre dispositif de vieillissement afin de maximiser l’activité de décharge imposée au roulement d’étude.

Sur un système d’entraînement constitué d’une machine alimentée par un onduleur, pour un film de lubrifiant établi, la tension de palier  $V_b$  varie selon la fréquence fondamentale de la tension de mode commun  $V_{com}$  due à l’onduleur (voir équation 1.2.4). Dans cette section, nous analysons si la fréquence des fronts de tension peut influencer la probabilité d’un claquage du lubrifiant et donc augmenter l’activité de décharge.

##### 2.3.3.1 Protocole de mesures

**Essai 1 :** En utilisant le montage 2 ( $V_{ex} = 10$  V,  $f_{ex} = 10$  kHz et  $V_{b,seuil} = 1.5$  V), nous effectuons un démarrage de la machine après 12 h de repos minimum afin de ne pas dépendre de son antécédent d’exploitation (voir section 2.4.1). Après stabilisation de la température à  $T_b = 22$  °C, à  $t_{op} = 2$  h nous changeons la fréquence d’excitation du montage 2, la machine M1 étant toujours en rotation ; nous choisissons les fréquences  $f_{ex} = 1$  kHz et  $f_{ex} = 30$  kHz qui sont les extrêmes que nous pouvons rencontrer sur des systèmes industriels (source LORELEC). Nous mesurons pendant  $t_{op} = 30$  min la tension de palier  $V_b$  pour chaque fréquence d’excitation afin d’avoir assez de données pour pouvoir les interpréter correctement. L’activité de décharge et l’énergie dissipée dans le

roulement sont estimées respectivement par les relations 2.3.10 et 2.3.12 sur cette durée.

**Essai 2 :** Il suffit en théorie d'appliquer un échelon de tension supérieur à la rigidité diélectrique du lubrifiant afin d'amorcer une décharge. La méthode la plus classique pour générer une décharge en micro-électroérosion est d'utiliser un circuit RC à relaxation de type Lazarenko Girardin (2012) (i.e. la source de tension est continue sur le schéma 2.2.7).

Pour cet essai, nous analysons donc l'impact d'une tension continue  $V_{ex} = 10 V$  (fréquence  $f_{ex}$  nulle) sur l'activité de décharge et l'énergie dissipée dans le roulement. Nous effectuons un démarrage de la machine après 12 h de repos minimum afin de ne pas dépendre de son antécédent d'exploitation (voir section 2.4.1). Après stabilisation de la température à  $T_b = 22 \text{ }^\circ C$  à  $t_{op} = 60 \text{ min}$ , nous estimons l'activité de décharge et l'énergie dissipée dans le roulement par les relations 2.3.10 et 2.3.12 sur cette durée.

Afin de pouvoir comparer ce résultat, nous effectuons le même essai avec  $f_{ex} = 10 \text{ kHz}$  après 12 h de repos minimum afin de ne pas dépendre de l'antécédent d'exploitation de la machine.

### 2.3.3.2 Analyse des résultats

**Essai 1 :** L'activité de décharge au cours du temps est présentée en figure 2.3.29. Vu que l'activité de décharge décroît au cours du temps au bout d'une heure de fonctionnement (voir figure 2.3.29), nous avons choisi d'effectuer des variations de la fréquence d'excitation au cours du temps autour d'une fréquence de référence  $f_{ex} = 10 \text{ kHz}$ . De la même manière que l'essai 1 de la section 2.3.2, afin de quantifier la variation de l'activité de décharge lorsque  $f_{ex} = 1 \text{ kHz}$  et  $f_{ex} = 30 \text{ kHz}$ , nous approximations l'activité de décharge au cours du temps  $DA_m(t)$  lorsque  $f_{ex} = 10 \text{ kHz}$  par un modèle linéaire (voir figure 2.3.29) de la forme suivante :

$$DA_{m,f}(t, f_{ex} = 10 \text{ kHz}) = -122.1t + 1714$$

pour  $t \in [1.5, 4] \text{ h}$  avec  $R^2 = 0.15$

Ainsi nous pouvons comparer l'activité de décharge  $DA_{m,f}(t, f_{ex})$  par rapport à l'activité de décharge  $DA_{m,f}(t, f_{ex} = 10 \text{ kHz})$  à l'aide de l'indicateur *SMAPE*.

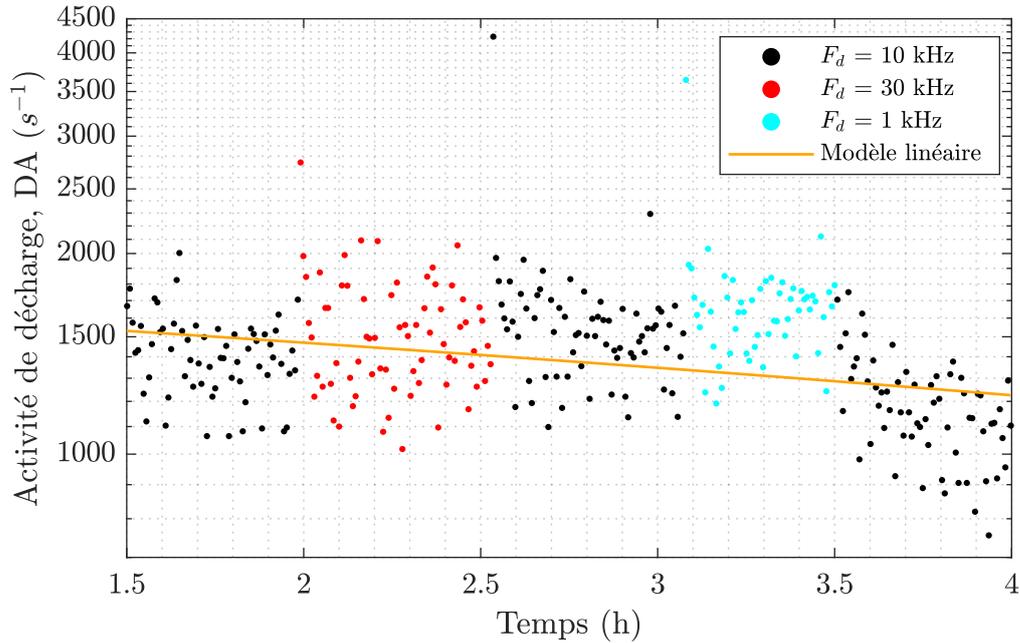


FIGURE 2.3.29 – Activité de décharge mesurée sur la machine M1 lors de variation de  $f_{ex}$  en fonctionnement, montage 2,  $V_{b,seuil} = 1.5 V$

Les résultats sont présentés dans le tableau 2.3.5.

$f_{ex}$ (en kHz)	1	30
$DA_m(t_{op})$ (en $s^{-1}$ )	1570	1500
$DA_\sigma(t_{op})$ (en $s^{-1}$ )	203	268
$DA_{m,f}(t_{op})$ (en $s^{-1}$ )	1293	1437
$SMAPE(f_{ex}/f_{ex} = 10 kHz)$ (en %)	10	7.6

TABLE 2.3.5 – Estimation de l'activité de décharge dans le roulement en fonction de la fréquence d'excitation  $f_{ex}$  pendant  $t_{op} = 30 min$

On observe que l'activité de décharge est beaucoup moins sensible à une variation de la fréquence de découpage  $f_{ex}$  qu'une variation de la tension  $V_{ex}$  effectué dans la section 2.3.2. Pour le protocole de mesure et le dispositif expérimental choisi, on remarque que les fréquences d'excitation  $f_{ex} = 30 kHz$  et  $f_{ex} = 1 kHz$  permettent d'augmenter respectivement de 7,6 % et 10 % l'activité de décharge par rapport au cas où  $f_{ex} = 10 kHz$ . On peut ainsi soutenir que la fréquence d'excitation a peu (voire quasiment pas) d'influence sur l'activité de décharge.

**Essai 2 :** Les variations de l'activité de décharge au cours du temps pour les cas pour  $f_{ex} = 10 kHz$  et  $f_{ex} = 0 Hz$  (continu) sont présentées en figure 2.3.30.

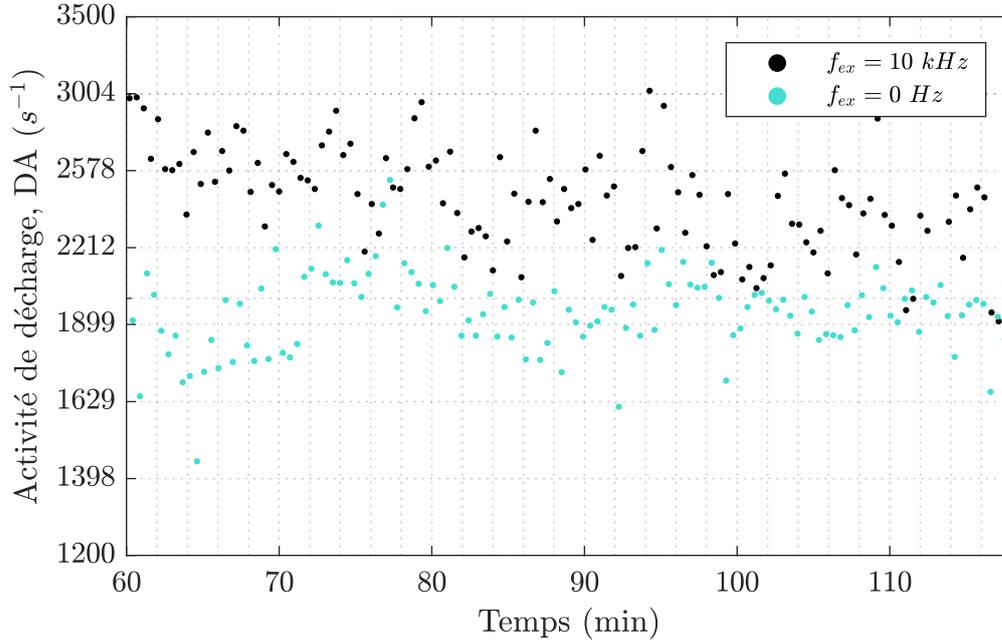


FIGURE 2.3.30 – Activité de décharge mesurée sur la machine M1 pour  $f_{ex} = 10 \text{ kHz}$  et  $f_{ex} = 0 \text{ Hz}$ , montage 2,  $V_{b,seuil} = 1.5 \text{ V}$

L'activité de décharge est plus élevée dans le cas de fronts de tension à  $f_{ex} = 10 \text{ kHz}$  que pour une tension continue. Sur la durée  $t_{op} = [90, 120] \text{ min}$ , l'indicateur *SMAPE* indique un écart de 9.5 % entre les deux configurations.

Les résultats sont résumés dans le tableau 2.3.6. Sur  $t_{op} = [90, 120] \text{ min}$ .

	$f_{ex} = 10 \text{ kHz}$	$f_{ex} = 0 \text{ Hz}$
$DA_m(t_{op})$ (en $s^{-1}$ )	2353	1948
$DA_\sigma(t_{op})$ (en $s^{-1}$ )	252	111
$E_b(t_{op})$ (en mJ)	167	118

TABLE 2.3.6 – Estimations de l'activité de décharge et de l'énergie dissipée dans le roulement pour  $f_{ex} = 10 \text{ kHz}$  et  $f_{ex} = 0 \text{ Hz}$  pendant  $t_{op} = [90, 120] \text{ min}$

Cet essai montre que le roulement d'étude génère plus de décharges capacitives en présence de fronts de tension qu'en présence d'une tension continue.

En conclusion, pour construire un processus de vieillissement qui maximise l'activité de décharge, nous devons imposer des fronts de tension au roulement. La fréquence d'excitation est un paramètre qui présente moins d'influence que la tension d'excitation sur l'activité de décharge et donc sur le processus de vieillissement.

### 2.3.4 Conclusion sur le dispositif de vieillissement

Pour le roulement NSK 6208 C3 étudié, nous pouvons mettre en évidence les éléments suivants :

- Si la tension imposée au roulement est inférieure à 10 V, le comportement isolant du lubrifiant est favorisé ; cela permet de générer plus de décharges capacitatives, ce qui est favorable pour le processus de vieillissement par décharges capacitatives que nous souhaitons établir. Nous avons montré qu'une tension de 10 V imposée au roulement est un bon compromis entre l'activité de décharge et l'énergie dissipée par celles-ci. Par ailleurs, une tension unipolaire permet d'obtenir une activité de décharge plus élevée qu'une tension bipolaire. Dans ce cadre, l'énergie d'une décharge est donc limitée et ne dépasse pas le seuil d'énergie  $E_{b,max} = 344 \text{ nJ}$  fixé afin de générer un défaut de type rugosité généralisée naissant.
- En comparaison avec  $f_{ex} = 10 \text{ kHz}$ , les fréquences  $f_{ex} = 1 \text{ kHz}$  et  $f_{ex} = 30 \text{ kHz}$  de la tension d'excitation imposée au roulement permettent d'augmenter l'activité de décharge mais dans des proportions plus faibles que la tension d'excitation. Une tension continue imposée aux bornes du roulement permet de générer des décharges, mais l'activité de décharge qui en résulte est inférieure à celle obtenue pour des fronts de tension avec  $f_{ex} = 10 \text{ kHz}$ .

A ce stade de l'étude, nous pouvons donc choisir le montage 3 (voir figure 2.3.19) qui permet d'imposer des fronts de tension et nous fixons la tension d'excitation à  $V_{ex} = 10 \text{ V}$ . Ce choix validé expérimentalement permet de favoriser l'occurrence des décharges capacitatives pour accélérer le vieillissement naturel d'un roulement sur un système d'entraînement alimenté par un onduleur de tension.

Nous étudions dans le paragraphe suivant les conditions de fonctionnement de la machine pour connaître les configurations qui permettent d'accélérer le vieillissement du roulement par décharges capacitatives.

## 2.4 Conditions de fonctionnement influant sur le phénomène de décharge capacitive

Comme nous l'avons vu dans la section précédente, afin d'accélérer le vieillissement du roulement selon notre objectif, il est nécessaire d'augmenter l'activité de décharge « naturelle » d'un roulement, sans augmenter l'énergie d'une décharge dans le but d'obtenir un défaut de roulement représentatif du défaut de

rugosité généralisée naissant. Dans la section précédente, nous avons proposé un montage (voir 2.3.19) permettant d'imposer une tension directement aux bornes du roulement. Le réglage de l'amplitude de cette tension augmente l'activité de décharge et la résistance d'entrée  $R_L$  permet d'assurer que seul le processus de décharge conduit au vieillissement du roulement.

D'après la littérature, de nombreux paramètres de fonctionnement influencent la présence de décharges capacitatives au sein du roulement et donc la formation de marquages sur les chemins de roulement. Selon les résultats expérimentaux de Magdun *et al.* (2010); Tischmacher & Gattermann (2010), la charge mécanique appliquée au roulement la plus défavorable du point de vue des décharges capacitatives se caractérise par une absence de charge axiale et radiale sur le roulement. Dans cette section sur notre banc d'essai, nous n'appliquons pas de charge axiale sur le roulement d'étude et la charge radiale est celle du rotor de la machine M1.

Dans cette section, nous quantifions avec les outils proposés dans la section 2.3.1 l'influence de la vitesse de rotation, des vibrations, de la température du roulement et du type de lubrifiant sur l'activité de décharge et l'énergie dissipée dans le roulement d'étude. D'un point de vue industriel, cela nous permet de mettre en évidence les conditions de fonctionnement qui favorisent le vieillissement du roulement par décharges capacitatives.

Cette étude nous permet d'accélérer le vieillissement du roulement par décharges capacitatives selon la méthode proposée dans la section précédente, tout en s'assurant que ce vieillissement reste représentatif d'un vieillissement réel.

### **2.4.1 Influence de la phase de démarrage moteur**

La phase de démarrage d'une machine conduit à l'établissement d'un film de lubrifiant entre bagues et éléments roulants du roulement, la température du lubrifiant s'élève progressivement. Plusieurs études pointent le fait que dans des conditions de fonctionnement à vitesse variable avec des cycles de démarrages et d'arrêts, les roulements subissent un stress électrique plus important dû à la quantité de décharges produites Muetze *et al.* (2011); Tischmacher & Gattermann (2010).

Dans ce paragraphe, nous cherchons à quantifier l'activité de décharge et l'énergie dissipée pendant cette phase de démarrage afin de l'exploiter potentiellement dans notre processus de vieillissement.

## 2.4. Conditions de fonctionnement influant sur le phénomène de décharge capacitive

---

### 2.4.1.1 Protocole de mesures

Afin de quantifier l'influence de la phase de démarrage sur notre banc d'essai, nous utilisons le montage 2 (voir section 2.3.1.4). L'activité de décharge et l'énergie dissipée dans le roulement sont estimées respectivement par les relations 2.3.10 et 2.3.12 en fixant le seuil  $V_{b,seuil} = 1.5 V$ .

Comme montré dans Muetze *et al.* (2011), nous avons observé que l'activité de décharge est une grandeur particulièrement dépendante de « l'antécédent d'exploitation » de la machine. Nous sommes ainsi particulièrement vigilants afin que les essais réalisés impliquant une phase de démarrage soient effectués dans les mêmes conditions de fonctionnement, c'est-à-dire que la machine M1 n'ait pas fonctionné pendant au moins 12 h.

**Essai 1 :** Nous quantifions globalement l'impact d'un démarrage. Nous avons vu dans les sections précédentes que les tensions de claquage ne sont pas supérieures à  $V_c = 25 V$  pour le montage 2 et lors d'une alimentation de la machine par l'onduleur de tension (voir figure 2.3.11). Afin d'étudier la variation de l'amplitude des tensions de claquage au cours du temps, les paramètres du montage 2 sont fixés à  $V_{ex} = 25 V$  et  $f_{ex} = 10 kHz$ . Cela permet de balayer toutes les tensions de claquage possibles afin de reproduire un comportement réel lorsque la machine est alimentée par onduleur de tension. L'activité de décharge est mesurée dès la mise en rotation de la machine. Les résultats sont présentés en figure 2.4.31 et figure 2.4.32.

**Essai 2 :** Dans un deuxième temps d'après les résultats obtenus dans l'essai 1, nous analysons la possibilité d'effectuer un vieillissement en imposant des démarrages moteur successifs pour maximiser l'activité de décharge sur le roulement. D'après les résultats obtenus dans la section 2.3, nous utilisons le montage 2 et nous fixons  $V_{ex} = 10 V$  afin de maximiser l'activité de décharge d'après les résultats de la section 2.3.2 et nous imposons  $f_{ex} = 10 kHz$  qui est une fréquence de découpage typique de l'industrie, la fréquence de découpage n'étant pas un paramètre influençant fortement l'activité de décharge d'après les résultats de la section 2.3.3.

### 2.4.1.2 Analyse des résultats

**Essai 1 :** Nous constatons sur la figure 2.4.31 que l'activité de décharge est maximale au démarrage de la machine ( $DA_{m,max} = 9796 s^{-1}$ ). Cet état n'est pas stable, l'activité de décharge décroît très rapidement comme rapporté dans Muetze *et al.* (2011). Afin d'estimer l'activité de décharge au bout de plusieurs heures d'essai, nous approximons l'activité de décharge par un modèle exponentiel  $DA_{m,f}$ . Ce modèle calculé par la méthode des moindres carrés à l'aide de la Toolbox Matlab *Curve Fitting (cftool)* se présente sous la forme suivante :

$$DA_{m,f}(t) = 1.22 \cdot 10^4 \exp(-6.35 \cdot 10^{-1}t) + 2.93 \cdot 10^3 \exp(-1.83 \cdot 10^{-2}t)$$

pour  $t \in [0, 100]$  min, avec  $R^2 = 0.96$

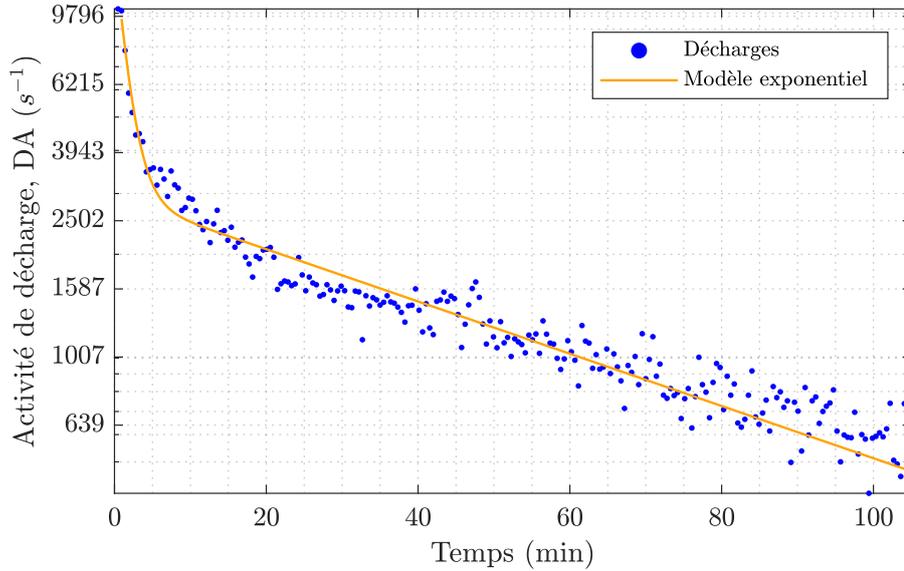


FIGURE 2.4.31 – Activité de décharge mesurée dès le démarrage de la machine M1 et pendant 100 min, montage 2,  $V_{b,seuil} = 1.5$  V

Comme constaté dans [Muetze \*et al.\* \(2011\)](#) l'activité de décharge décroît même lorsque la température du roulement est stabilisée au bout d'une heure de fonctionnement et que les paramètres de fonctionnement de la machine sont constants. Cela peut s'expliquer par une diminution de la rigidité diélectrique du lubrifiant ; ce point est détaillé en annexe [B.3](#). Avec le modèle exponentiel établi, on prédit que  $DA_m < 5$  s<sup>-1</sup> environ 6 h après le démarrage, ce qui n'est pas optimal pour pouvoir être utilisé dans le cadre d'un vieillissement accéléré qui se base sur la maximisation de l'activité de décharge avec l'énergie d'une décharge individuelle limitée à  $E_{b,max} = 344$  nJ.

Nous remarquons sur la figure [2.4.32](#) que la répartition des tensions de claquage n'est pas constante au cours du démarrage. Les tensions de claquage sont plus élevées juste après le démarrage de la machine que pendant le régime permanent. On a ainsi :

$$\frac{N_{c,t_{op}}(V_c \in [5, 10] V)}{N_{c,t_{op}}} = 26 \% \text{ pour } t_{op} = [0, 10] \text{ min}$$

$$\frac{N_{c,t_{op}}(V_c \in [5, 10] V)}{N_{c,t_{op}}} = 12 \% \text{ pour } t_{op} = [90, 100] \text{ min}$$

## 2.4. Conditions de fonctionnement influant sur le phénomène de décharge capacitive

avec  $N_{c,t_{op}}$  le nombre de décharges mesurées sur une durée  $t_{op}$ .

Globalement, la tension de claquage moyenne chute de  $V_{c,m} = 4.5 V$  pour  $t_{op} = [0, 10] \text{ min}$  à  $V_{c,m} = 2.7 V$  pour  $t_{op} = [90, 100] \text{ min}$ . Cela peut s'expliquer par la diminution de l'épaisseur du film de lubrifiant avec l'augmentation de la température du roulement (voir section 2.4.3).

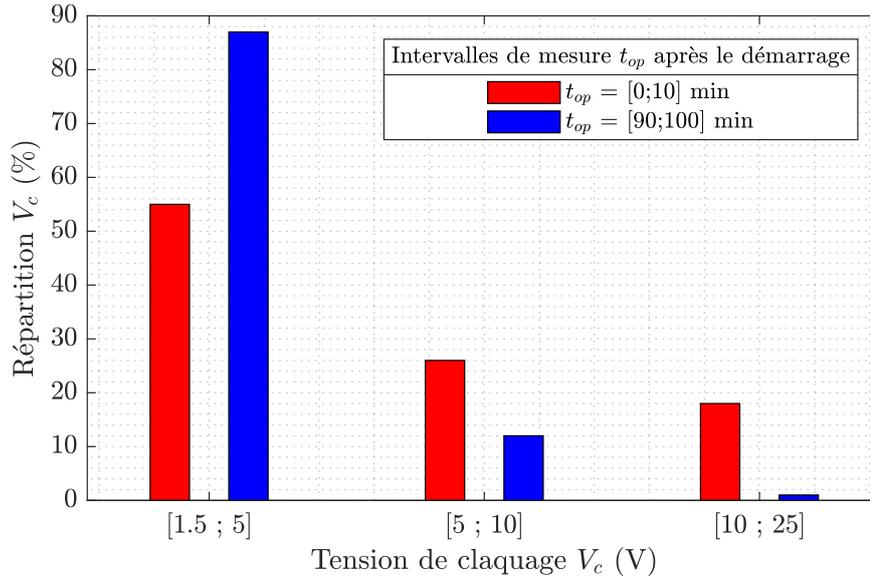


FIGURE 2.4.32 – Répartition des tensions de claquage pour  $t_{op} = [0, 10] \text{ min}$  et  $t_{op} = [90, 100] \text{ min}$ , montage 2,  $V_{b,seuil} = 1.5 V$

D'après les résultats de la section 2.3.1.3, en supposant  $C_{tot,m}$  constante sur la durée de l'essai (i.e. les variations de l'épaisseur du film de lubrifiant n'influencent pas significativement la capacité  $C_{tot,m}$ ); on a ainsi :

$$E_b(t_{op} = [0, 10] \text{ min}) \approx 76 \text{ mJ}$$

$$E_b(t_{op} = [90, 100] \text{ min}) \approx 1.7 \text{ mJ}$$

L'énergie dissipée dans le roulement par décharges capacitatives diminue dans le temps à cause de la diminution conjointe de l'activité de décharge et de l'amplitude des tensions de claquage.

En combinant les résultats des figures 2.4.31 et 2.4.32, nous proposons en figure 2.4.33 une représentation de l'activité de décharge au cours du temps qui tient compte de l'amplitude des tensions de claquage.

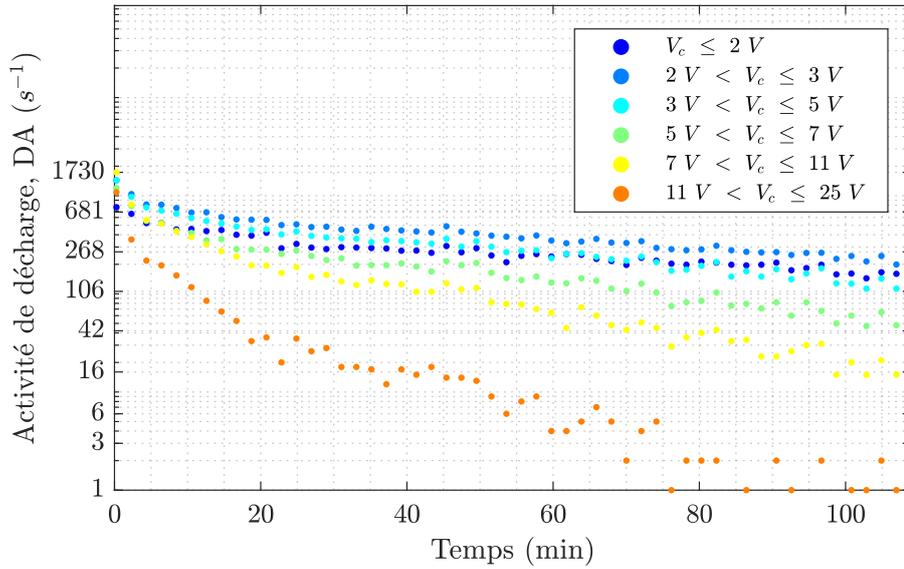


FIGURE 2.4.33 – Activité de décharge en fonction des tensions de claquage mesurée dès le démarrage de la machine M1 et pendant 100 min, montage 2,  $V_{b,seuil} = 1.5 V$

Ainsi, la figure 2.4.33 montre clairement que la phase de démarrage pour  $t_{op} = [0, 10] \text{ min}$  de la machine est plus nocive que le régime permanent pour  $t_{op} = [90, 100] \text{ min}$  en terme d'énergie dissipée dans le roulement. Pour  $t_{op} = 30 \text{ s}$  après le démarrage, l'activité de décharge est maximale et le lubrifiant présente une épaisseur et une rigidité diélectrique tel que les tensions de claquage  $V_c = E_{lb}h_{lb}$  sont élevées.

En conclusion, la phase de démarrage pour  $t_{op} < 10 \text{ min}$  réunit les conditions optimales du point de vue du vieillissement de roulement par décharges capacitives.

**Essai 2 :** Dans cet essai, nous exploitons l'activité de décharge qui présente un maximum au démarrage afin d'établir un protocole de vieillissement accéléré. Nous effectuons des démarrages successifs d'une durée de 20 min espacés d'un temps d'arrêt mécanique de 5 min afin de déterminer si l'activité de décharge maximale mesurée au début de l'essai 1 peut être reproduite dans le temps. Le temps d'arrêt imposé permet de « régénérer » le comportement isolant du roulement comme expliqué en annexe B.3.

La figure 2.4.34 montre qu'il est possible d'obtenir une activité de décharge élevée en effectuant des démarrages successifs. Il faut noter que lorsque nous estimons l'activité de décharge par la relation 2.3.10, un moyennage est effectué sur une durée  $t_m = 28 \text{ s}$ . À cause de ce moyennage, cette estimation perd en précision si l'activité de décharge présente de très fortes variations sur  $t_m = 28 \text{ s}$  (notamment lors des pics observés en figure 2.4.34).

## 2.4. Conditions de fonctionnement influant sur le phénomène de décharge capacitive

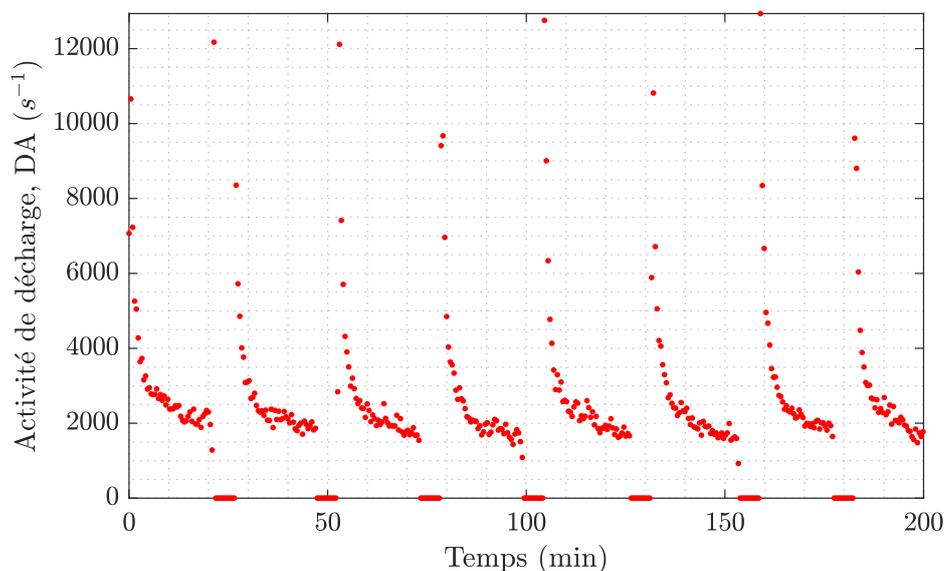


FIGURE 2.4.34 – Activité de décharge correspondant à 8 démarrages successifs de 20 min espacés de 5 min de repos mécanique, machine M1, montage 2,  $V_{b,seuil} = 1.5 V$

L'activité de décharge mesurée lors de démarrages successifs et d'un démarrage unique est présentée en figure 2.4.35.

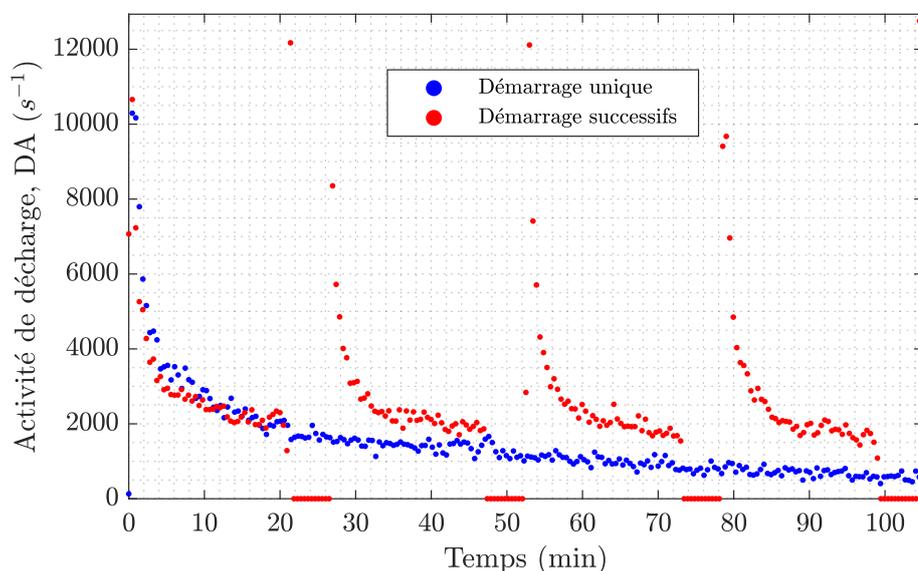


FIGURE 2.4.35 – Comparaison de l'activité de décharge mesurée sur 4 démarrages successifs et sur un démarrage unique, machine M1, montage 2,  $V_{b,seuil} = 1.5 V$

Nous avons comparé l'activité de décharge moyenne  $\overline{DA}_m$  sur la durée de ces essais en tenant compte du fait que l'activité de décharge est nulle pendant les phases de repos mécanique lors des démarrages successifs. On mesure ainsi une activité de décharge supérieure pour des démarrages successifs (voir tableau 2.4.7).

*Le défaut de rugosité généralisée : génération par décharges capacitives et proposition d'une méthode de vieillissement*

$t_{op} = 100 \text{ min}$	Démarrage successifs	Démarrage unique
$\overline{DA_m}$ (en $s^{-1}$ )	2265	1473
$E_b$ (en mJ)	912	600

TABLE 2.4.7 – Activité de décharge et énergie dissipée pour des démarrages successifs espacés d'un temps de repos mécanique de 5 min et un démarrage unique, montage 2,  $V_{b,seuil} = 1.5 \text{ V}$

Nous avons constaté que l'énergie dissipée est globalement identique pour chaque démarrage. Nous avons comparé l'énergie dissipée pour les démarrages successifs et pour un démarrage unique en supposant que la capacité parasite moyenne  $C_{tot,m}$  ne varie pas pendant les essais (voir tableau 2.4.7).

Nous concluons que des démarrages successifs permettent de dissiper plus d'énergie par décharges capacitives qu'un démarrage unique. La phase d'accélération lors d'un démarrage est favorable au maintien du comportement isolant du lubrifiant. Il est possible que la phase d'accélération augmente la mobilité du lubrifiant au niveau du contact de Hertz, ce qui favoriserait l'apport de lubrifiant possédant des meilleures propriétés isolantes.

En comparant le protocole de vieillissement proposé au pire cas d'un fonctionnement normal (i.e. démarrage unique), nous constatons que l'activité de décharge est plus élevée pour le protocole de vieillissement. Ainsi, le temps de vieillissement peut être significativement réduit car l'activité de décharge se maintient à une valeur élevée lors de démarrages successifs en comparaison avec un fonctionnement normal où l'activité de décharge décroît au cours du temps. Afin de réduire davantage le temps de vieillissement nécessaire, il est envisageable de diminuer le temps de repos mécanique tout en s'assurant que cela ne diminue pas l'énergie dissipée pour chaque démarrage.

Ainsi, nous proposons de réaliser des démarrages successifs en supprimant le repos mécanique et en maximisant la phase où l'activité de décharge atteint son maximum. En utilisant le montage 2, la machine M1 est accélérée et fonctionne pendant 2 min à 1500 tr/min puis subit une décélération pendant 1 min; dès l'arrêt de la machine, ce processus est répété. La machine subit ainsi 10 démarrages successifs sur 30 min. L'activité de décharge est présentée en figure 2.4.36 et est comparée à un démarrage unique.

Pour cet essai, les mesures de la tension de palier sont acquises avec un intervalle de temps fixé à  $t_{rec} = 3 \text{ s}$  pour estimer l'activité de décharge sur une durée  $t_m = 9 \text{ s}$  par la relation 2.3.10. Ces valeurs permettent de mieux estimer l'activité de décharge en présence de fortes variations en diminuant l'effet du moyennage.

## 2.4. Conditions de fonctionnement influant sur le phénomène de décharge capacitive

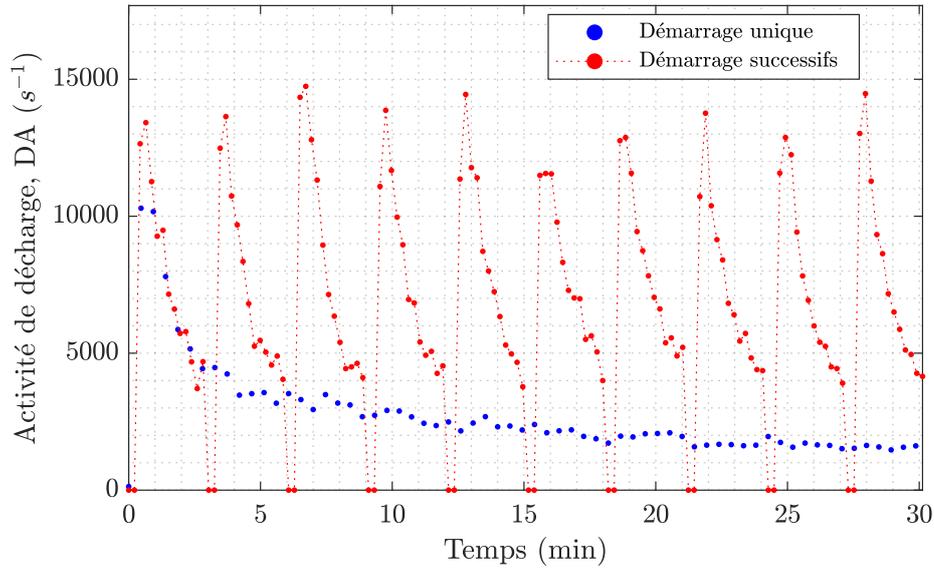


FIGURE 2.4.36 – Comparaison de l’activité de décharge mesurée sur 10 démarrages successifs et sur un démarrage unique, machine M1, montage 2,  $V_{b,seuil} = 1.5 V$

Ainsi, on mesure toujours une activité de décharge supérieure dans le cas de démarrages successifs. La suppression du temps de repos mécanique est un gain de temps sur le protocole de vieillissement et elle ne diminue pas les pics d’activité de décharge ni l’énergie dissipée lors de chaque démarrage. Les résultats sont présentés dans le tableau 2.4.8.

$t_{op} = 30 \text{ min}$	Démarrage successifs	Démarrage unique
$\overline{DA_m}$ (en $s^{-1}$ )	6737	2748
$E_b$ (en mJ)	760	429

TABLE 2.4.8 – Activité de décharge et énergie dissipée pour des démarrages successifs sans temps de repos mécanique et un démarrage unique, montage 2,  $V_{b,seuil} = 1.5 V$

En conclusion, cette méthode nous permet de maintenir une activité de décharge élevée dans le temps. Par rapport au fonctionnement normal d’une machine, cela permet de dissiper plus d’énergie par décharges capacitives sur le même intervalle de temps.

L’utilisation de démarrages successifs est donc un protocole adapté pour un vieillissement de roulement par décharges capacitives.

### 2.4.2 Influence de la vitesse de rotation

L’impact de la vitesse de rotation sur l’activité de décharge a déjà été mis en évidence dans Muetze *et al.* (2011). Dans ce paragraphe nous cherchons à

déterminer les vitesses de rotation à privilégier sur notre roulement d'étude afin de maximiser l'activité de décharge.

Selon les mesures réalisées par [Wittek et al. \(2010\)](#), la capacité du roulement  $C_b$  est très peu influencée par la vitesse de rotation pour une température de roulement  $T_b \in [20, 40]$  °C. Ainsi pour calculer l'énergie dissipée dans le roulement par les décharges capacitives, nous supposons que la capacité équivalente  $C_{tot}$  ne dépend pas de la vitesse de rotation.

### 2.4.2.1 Protocole de mesures

Nous quantifions l'influence de la vitesse de rotation à l'aide du montage 1 (voir section 2.3.1.4). L'activité de décharge et l'énergie dissipée dans le roulement sont estimées respectivement par les relations 2.3.10 et 2.3.12 en fixant le seuil  $V_{b,seuil} = 7 V$  afin de réduire le bruit de mesure (voir section 2.3.1.4, montage 1).

**Essai 1 :** Nous remarquons que les décharges dans le roulement commencent à apparaître pour  $\Omega_m = 550 \text{ tr/min}$ . Lorsque la température  $T_b$  du roulement est stabilisée à  $T_b = 22$  °C après une heure de fonctionnement à 1500 tr/min selon le montage 1. Nous incrémentons la vitesse de 100 tr/min entre 550 tr/min et 2250 tr/min. Pour chaque vitesse, la mesure de tension de palier est réalisée sur  $t_{op} = 5 \text{ min}$  avec  $t_{rec} = 2 \text{ s}$ . L'activité de décharge représentée en figure 2.4.37 est l'activité de décharge moyenne sur  $t_{op}$ .

On a ainsi  $DA_m = \frac{1}{t_{op}N_{mes}} \sum_{k=1}^{N_{mes}} N_{dis}(k)$ , avec  $N_{mes} = \frac{t_{op}}{t_{rec}}$  le nombre de mesures réalisées et  $N_{dis}$  le nombre de décharges détectées pendant  $t_{obs} = 80 \text{ ms}$  avec le seuil  $V_{b,seuil}$ .

La vitesse vibratoire de la machine est calculée en tenant compte des 3 directions de mesure de l'accéléromètre selon l'indicateur  $V_{3d}$  suivant :

$$V_{3d} = \sqrt{V_{eff,v}^2 + V_{eff,h}^2 + V_{eff,a}^2} \quad (2.4.20)$$

avec  $V_{eff,v}$ ,  $V_{eff,h}$  et  $V_{eff,a}$  les valeurs efficaces de la vitesse vibratoire de l'axe vertical, horizontal et axial calculées selon l'ISO 20816-1 (2016) (voir figure 2.3.10).

**Essai 2 :** Nous analysons l'impact d'une variation de la vitesse de rotation autour d'une vitesse de référence sur l'activité de décharge dans le roulement. Selon [Romanenko et al. \(2017\)](#), ce comportement permet de maintenir une activité de décharge élevée. Étant donné que l'activité de décharge semble maximale autour de 1750 tr/min pour l'essai 1, nous effectuons des rampes d'accélération et de décélération entre 1500 tr/min et 2000 tr/min en utilisant le montage 1. Chaque palier de vitesse est maintenu pendant 15 sec ; la durée des phases d'accélération et de décélération est faible devant la durée d'un palier de vitesse. L'essai dure 95 min. Nous comparons en figure 2.4.39 les résultats de cet essai avec un essai similaire en maintenant la vitesse de rotation à 1500 tr/min.

## 2.4. Conditions de fonctionnement influant sur le phénomène de décharge capacitive

### 2.4.2.2 Analyse des résultats

**Essai 1 :** On observe sur la figure 2.4.37 que l'activité de décharge atteint un maximum entre 1500 et 1800 tr/min. On remarque que l'indicateur vibratoire et l'activité de décharge suivent les mêmes variations, ce qui montre que les vibrations influencent également l'activité de décharge dans le roulement (voir section 2.4.5).

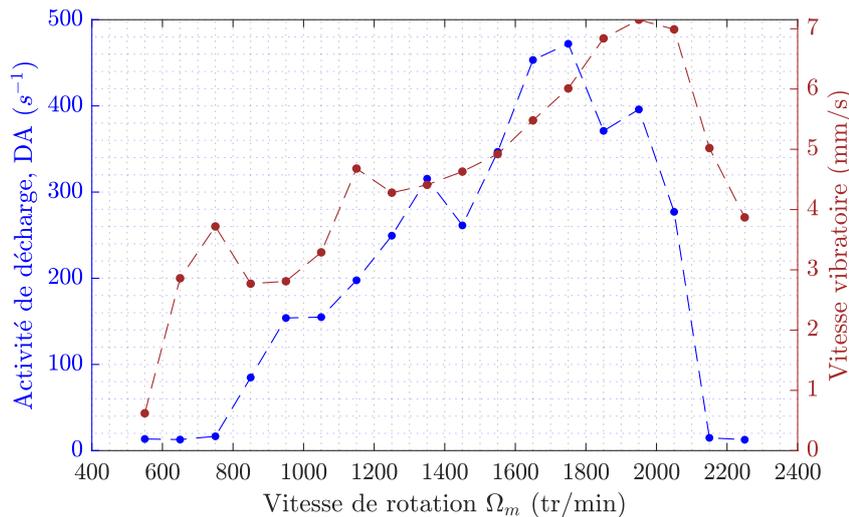


FIGURE 2.4.37 – Activité de décharge et vibrations en fonction de la vitesse de rotation de la machine M1, montage 1,  $V_{b,seuil} = 7 V$

L'activité de décharge est quasiment nulle avant 550 tr/min et après 2150 tr/min. Cela peut s'expliquer par les variations du film de lubrifiant avec la vitesse [Wittek et al. \(2010\)](#). À faible vitesse, le film est très mince et le lubrifiant est conducteur ce qui inhibe les décharges capacitives. À partir d'une certaine vitesse plus élevée que la vitesse nominale du roulement, le film de lubrifiant décroît et la lubrification devient moins efficace ce qui peut conduire à une interruption de la lubrification (*starvation effect*) selon [Wittek et al. \(2010\)](#) ; dans ce cas, le lubrifiant devient conducteur.

D'après la figure 2.4.38, l'énergie dissipée dans le roulement en fonction de la vitesse de rotation suit également le même profil que l'activité de décharge. L'énergie dissipée est donc maximale pour une certaine plage de vitesse qui dépend des conditions de fonctionnement de la machine.

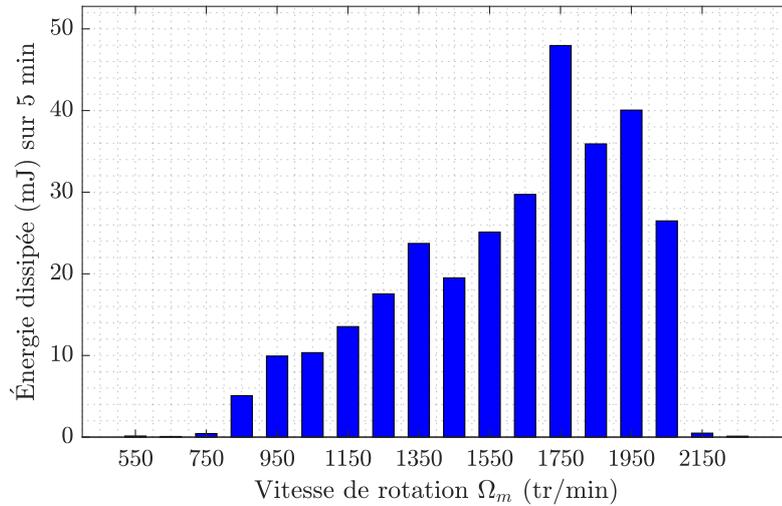


FIGURE 2.4.38 – Énergie dissipée par décharges capacitives en fonction de la vitesse de rotation de la machine M1, montage 1,  $V_{b,seuil} = 7 V$

En conclusion, lorsqu'on affirme que l'activité de décharge est dépendante de la vitesse de rotation de la machine, il s'agit plus précisément de l'effet couplé de la vitesse et des vibrations de la structure mécanique qui influent le comportement du film de lubrifiant et donc l'activité de décharge. Pour le processus de vieillissement par décharges capacitives, il est donc judicieux de se placer dans une plage de vitesses autour de 1750 tr/min afin de favoriser l'apparition de décharges capacitives.

**Essai 2 :** En observant les mesures de tension de palier  $V_b$  lorsque la machine fonctionne en vitesse variable, nous remarquons que l'activité de décharge varie dans de fortes proportions. Les phases d'accélération semblent augmenter l'activité de décharge tandis que le contraire est observé pendant les phases de décélération. Ainsi afin de visualiser plus précisément ce phénomène, nous mesurons l'activité de décharge de manière « instantanée » en posant  $N_{mes} = 1$  dans la formulation 2.3.10. On a donc dans ce paragraphe  $DA_m = \frac{N_{dis}}{t_{obs}}$ .

Par ailleurs, on rappelle que le bruit observé sur les signaux dans cette configuration (voir section 2.3.1.4, montage 1) ne nous permet pas de détecter les tensions de claquage inférieures à  $V_{b,seuil} = 7 V$ , ce qui diminue inévitablement l'activité de décharge estimée (voir figure 2.4.39).

## 2.4. Conditions de fonctionnement influant sur le phénomène de décharge capacitive

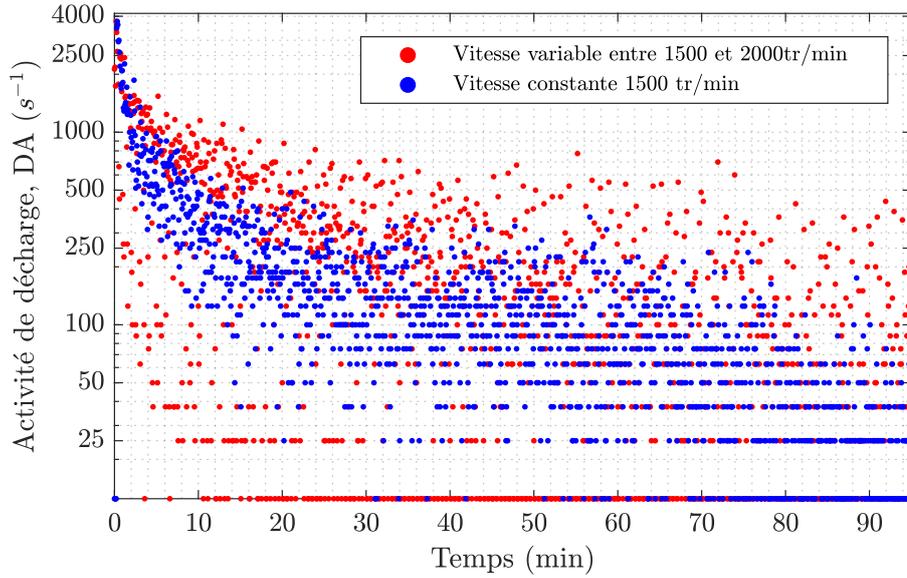


FIGURE 2.4.39 – Activité de décharge lors de variations de vitesse et à vitesse fixe, machine M1, montage 1,  $V_{b,seuil} = 7 V$

D'après la figure 2.4.39, lors d'une variation de vitesse, nous pouvons obtenir sur des phases transitoires une activité de décharge plus élevée que lorsque la machine fonctionne à vitesse fixe. Nous calculons l'énergie dissipée dans les deux configurations sur  $t_{op} = [60, 95] \text{ min}$  :

$$E_b(t_{op}) \approx 33 \text{ mJ} \text{ pour une vitesse variable entre } 1500 \text{ et } 2000 \text{ tr/min}$$

$$E_b(t_{op}) \approx 22.8 \text{ mJ} \text{ pour une vitesse fixé à } 1500 \text{ tr/min}$$

En conclusion, sur le roulement d'étude, l'énergie dissipée est légèrement plus élevée lorsque la machine fonctionne en vitesse variable autour de la vitesse de rotation ou l'activité de décharge est maximale (voir essai 1 de cette section). En revanche l'activité de décharge en vitesse variable présente toujours une décroissance au cours du temps, ce qui impliquerait un ralentissement progressif du vieillissement au cours du temps si cette méthode était utilisée en tant que protocole de vieillissement.

### 2.4.3 Influence de la température du roulement

Nous quantifions dans cette section l'activité de décharge et l'énergie dissipée par les décharges capacitatives en fonction de la température du roulement  $T_b$ .

#### 2.4.3.1 Protocole de mesures

Nous utilisons le montage 2 pour générer des décharges au sein du roulement (voir figure 2.3.19) avec les paramètres suivants :  $V_{ex} = 10 V$ ,  $f_{ex} = 10 \text{ kHz}$

*Le défaut de rugosité généralisée : génération par décharges capacitives et proposition d'une méthode de vieillissement*

et  $V_{b,seuil} = 1.5 V$ . Pour deux températures différentes, nous effectuons deux démarrages distincts d'une durée  $t_{op} = 90 \text{ min}$  espacés d'au moins 12 h pour ne pas dépendre de l'antécédent d'exploitation de la machine. Après  $t_{op} = 60 \text{ min}$  la température  $T_b$  est constante dans les deux configurations, nous mesurons dans le premier un cas  $T_b = 33 \text{ }^\circ\text{C}$  et dans le deuxième cas  $T_b = 22 \text{ }^\circ\text{C}$  (voir schéma 2.4.40). L'élévation de la température du roulement à  $T_b = 33 \text{ }^\circ\text{C}$  est réalisée en alimentant le bobinage de la machine M1 en courant continu à l'arrêt (voir figure 2.4.40) puis pendant toute la durée de l'essai.

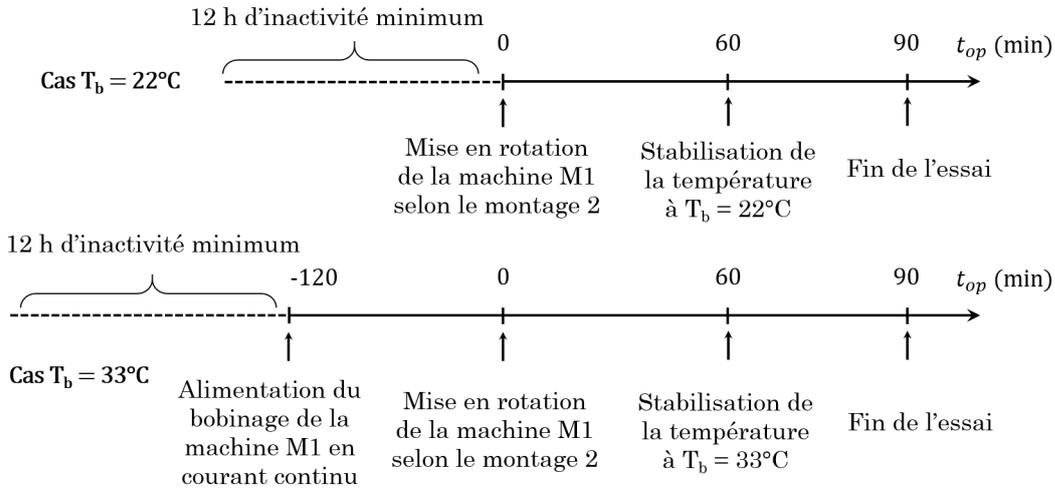


FIGURE 2.4.40 – Protocole d'essai mis en place pour la mesure de l'activité de décharge sur la machine M1 pour les température de roulement  $T_b = 22 \text{ }^\circ\text{C}$  et  $T_b = 33 \text{ }^\circ\text{C}$ , montage 2

Pendant chaque essai, nous mesurons la tension de palier et nous estimons l'activité de décharge selon l'équation 2.3.10. La comparaison de l'activité de décharge de chaque démarrage est effectuée sur les mesures acquises sur la durée  $t_{op} = [60, 90] \text{ min}$  selon l'indicateur suivant (*Symmetric Mean Absolute Percentage Error : SMAPE*) :

$$SMAPE(\theta_1/\theta_2) = \frac{\sum_{k=1}^{N_{mes}} |DA_m(k, \theta_1) - DA_m(k, \theta_2)|}{\sum_{k=1}^{N_{mes}} (DA_m(k, \theta_1) + DA_m(k, \theta_2))} \quad (2.4.21)$$

Cet indicateur permet de quantifier l'écart relatif entre deux estimations de l'activité de décharge pour deux configurations d'essai différentes  $\theta_1$  et  $\theta_2$ . Ici le seul paramètre variable entre les deux essais est la température  $T_b$  du roulement.  $N_{mes}$  est le nombre de mesures effectuées sur la durée d'observation fixée  $t_{op} = [60, 90] \text{ min}$ .

#### 2.4. Conditions de fonctionnement influant sur le phénomène de décharge capacitive

Nous définissons également la moyenne et l'écart type caractérisant l'activité de décharge pour  $t_{op} = [60, 90] \text{ min}$  :

$$DA_m(t_{op}) = \frac{1}{N_{mes}} \sum_{k=1}^{N_{mes}} DA_m(k) \quad (2.4.22)$$

$$DA_\sigma(t_{op}) = \sqrt{\frac{1}{N_{mes}} \left( \sum_{k=1}^{N_{mes}} DA_m^2(k) \right) - DA_m(t_{op})^2}$$

L'énergie dissipée sur  $t_{op}$  est calculée avec l'équation 2.3.12 en prenant les valeurs de  $C_{tot,m}$  en fonction de la température  $T_b$  selon les mesures réalisées dans la section 2.3.1.3).

##### 2.4.3.2 Analyse des résultats

D'après la figure 2.4.41, on remarque que l'activité de décharge diminue lorsque la température augmente. L'indicateur  $SMAPF$  indique un écart de 17 % entre les deux températures.

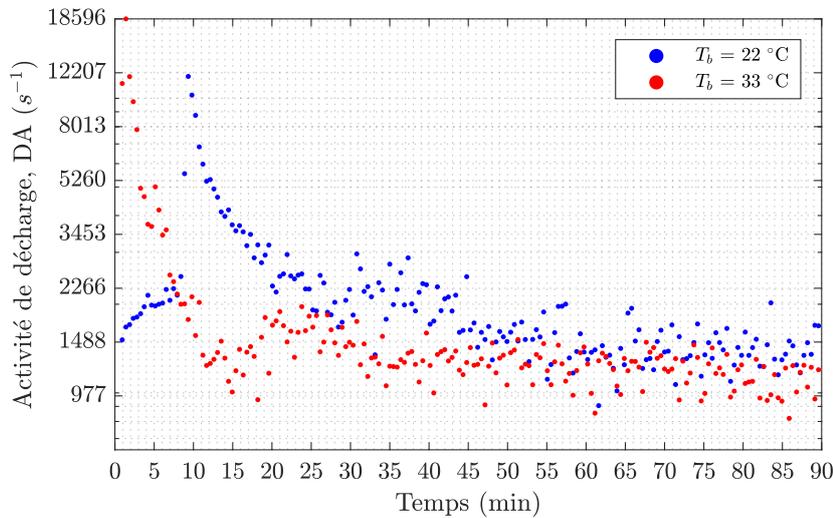


FIGURE 2.4.41 – Activité de décharge mesurée sur la machine M1 dès le démarrage et pendant 90 min pour  $T_b = 33 \text{ °C}$  et  $T_b = 22 \text{ °C}$ , montage 2,  $V_{b,seuil} = 1.5 \text{ V}$

D'après la figure 2.4.42, on constate que les tensions de claquage sont plus faibles lorsque la température du roulement augmente. Les résultats des essais sont résumés dans le tableau 2.4.9.

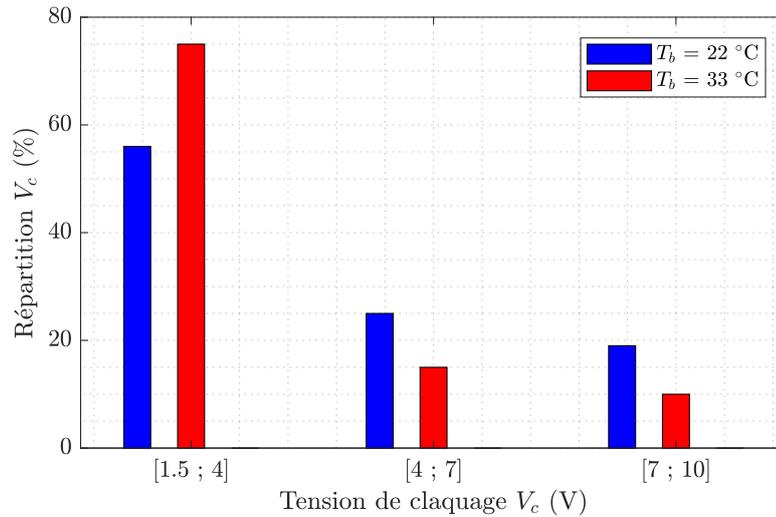


FIGURE 2.4.42 – Répartition des tensions de claquage mesurée sur la machine M1 (7.5 kW) sur  $t_{op} = [60, 90] \text{ min}$ , montage 2,  $V_{b,seuil} = 1.5 \text{ V}$

	$T_b = 22 \text{ }^\circ\text{C}$	$T_b = 33 \text{ }^\circ\text{C}$
$DA_m(t_{op})$ (en $s^{-1}$ )	1610	1152
$DA_\sigma(t_{op})$ (en $s^{-1}$ )	181	158
$E_b(t_{op})$ (en mJ)	89	31

TABLE 2.4.9 – Estimations de l'activité de décharge et de l'énergie dissipée dans le roulement en fonction de la température  $T_b$  pendant  $t_{op} = [60, 90] \text{ min}$

Il est expliqué dans [Kriese \*et al.\* \(2012\)](#); [Magdun & Binder \(2009\)](#) que à vitesse de rotation donnée, l'augmentation de la température diminue l'épaisseur du film de lubrifiant en diminuant sa viscosité. Ainsi nous pouvons proposer l'interprétation suivante : si le film de lubrifiant devient plus mince, sa tension de claquage diminue et donc les décharges sont moins énergétiques. En effet, pour le lubrifiant de notre roulement d'étude, en supposant sa rigidité diélectrique  $E_{lb}$  constante, on a donc  $V_c = E_{lb}h_{lb}$  qui diminue si le film de lubrifiant diminue. Par ailleurs, d'après l'équation 2.3.9, l'énergie d'une décharge  $E_{b,dis}$  dépend largement de l'épaisseur du lubrifiant.

Par ailleurs, l'apparition de micro-contacts entre les surfaces métalliques en rotation est favorisé avec l'augmentation de la température du roulement et donc le lubrifiant est plus facilement conducteur. Cela explique que l'on observe sur notre roulement d'étude une diminution de l'activité de décharge avec l'augmentation de la température. Cela est donc un des facteurs expliquant la décroissance de l'activité de décharge lors du démarrage de la machine et de la montée en température du roulement (voir section 2.4.1 et figure 2.4.41).

#### 2.4. Conditions de fonctionnement influant sur le phénomène de décharge capacitive

Lorsque la température est plus faible, le lubrifiant conserve ses propriétés isolantes, ce qui favorise une activité de décharge plus élevée, ce que l'on recherche pour établir notre protocole de vieillissement accéléré. L'analyse des signaux temporels de la tension de palier  $V_b$  au cours de cet essai est détaillée en annexe B.3 afin de mieux visualiser le comportement électrique du lubrifiant.

Ainsi, l'activité de décharge est très dépendante du comportement isolant du lubrifiant. En effet, l'analyse des signaux temporels de la tension de palier (voir figure 2.4.43) montre qu'une charge des capacités parasites  $C_{tot}$  ne se produit pas nécessairement après chaque front de tension imposé car le lubrifiant n'est pas isolant à cet instant précis.

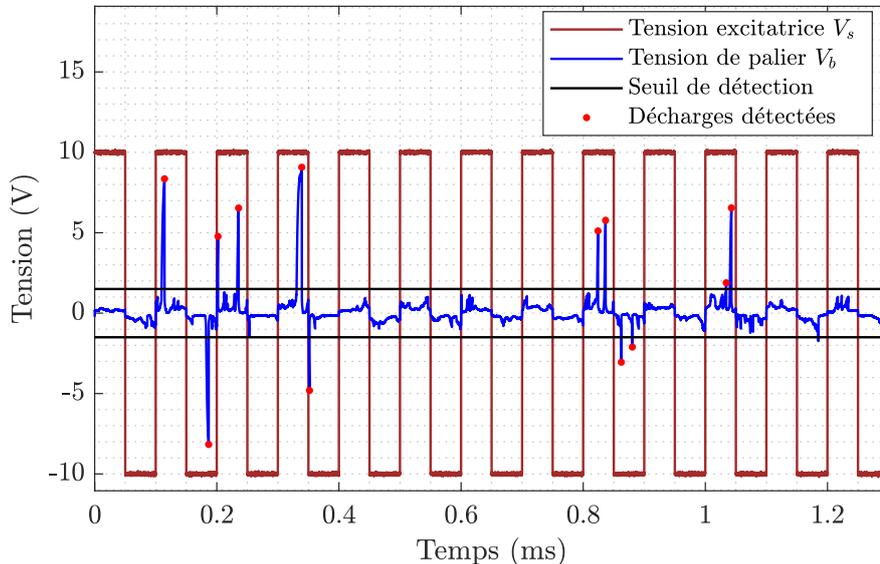


FIGURE 2.4.43 – Visualisation de décharges mesurée sur la machine M1 pour  $V_{ex} = 10 V$  et  $f_{ex} = 10 kHz$  pour  $t_{op} = 80 min$

Nos travaux coïncident avec les résultats expérimentaux de [Niskanen et al. \(2014a\)](#) qui ont montré que l'activité de décharge est maximale dans une plage de température donnée. Dans ces mêmes travaux, il a été également montré que si la température du roulement est trop faible, le lubrifiant est purement isolant et si elle est trop élevée, le lubrifiant devient conducteur.

Par ailleurs, comme expliqué dans [Prashad \(2005\)](#), la résistance du lubrifiant est fortement non-linéaire et dépend de nombreux paramètres tels que la tension et le courant de palier, la résistivité et l'épaisseur du lubrifiant. Ainsi le type de roulement employé, et les conditions d'essai fixées expliquent que nos résultats expérimentaux soient en opposition avec ceux de [Kriese et al. \(2012\)](#); [Muetze et al. \(2011\)](#) où l'activité de décharge augmente avec la température du roulement.

En conclusion, une faible température au sein du roulement d'étude favorise son comportement isolant et donc une activité de décharge élevée pourvu que la tension

d'excitation imposée permette l'apparition de décharges. Pour notre processus de vieillissement, il serait intéressant de refroidir le roulement afin de quantifier le gain potentiel sur l'activité de décharge et l'énergie dissipée. Dans ce cadre, si la température est plus faible, l'épaisseur du film de lubrifiant sera plus élevée, ce qui augmentera l'amplitude des tensions de claquage selon la relation  $V_c = E_{lb}h_{lb}$ .

## 2.4.4 Influence du lubrifiant

Selon [Erdman et al. \(1996\)](#), un roulement de haute qualité (avec une faible rugosité de surface) présente un meilleur comportement isolant et donc augmente significativement l'occurrence des décharges capacitives. Ce type de roulement est donc susceptible de vieillir plus rapidement qu'un roulement standard dans les mêmes conditions de fonctionnement. L'objet de ce paragraphe est de quantifier ce phénomène afin de l'utiliser dans notre méthode de vieillissement.

Nous avons vu dans la section [2.4.1](#) que les propriétés diélectriques du lubrifiant changent en fonction du champ électrique qu'il subit. De plus nous avons vu que la mobilité du lubrifiant (voir section [2.4.2](#)) et son épaisseur (voir sections [2.4.2](#) et [2.4.3](#)) influencent l'activité de décharge. Dans cette section nous nous proposons de quantifier l'activité de décharge et l'énergie dissipée dans le roulement par décharges capacitives en fonction du type de lubrifiant employé dans les mêmes conditions de fonctionnement.

### 2.4.4.1 Protocole de mesures

Nous comparons ainsi les deux roulements 6208 C3 (à billes et à rainure profonde) suivants :

- Roulement NSK 2Z, graisse NS7, applications standard
- Roulement SKF 2Z, graisse WT, applications à haute température de fonctionnement. Cette graisse possède la plus longue durée de vie (durée telle que 90 % du roulement est correctement lubrifié) pour les hautes températures ( $> 70\text{ }^{\circ}\text{C}$ ).

Dans cette section, nous désignons les roulements par leur type de graisse : roulement NS7 et roulement WT. Les roulements sont montés sur la machine M1 côté accouplement et nous mesurons la tension de palier  $V_b$  (voir figure [2.3.10](#)) dans des conditions de fonctionnement identiques (vitesse nominale de 1500 tr/min, démarrage à froid après 12 h d'inactivité).

Pour  $t_{op} = 60\text{ min}$ , en régime permanent, les indicateurs vibratoires globaux dont la vitesse vibratoire efficace calculée selon l'[ISO-10816-3 \(2009\)](#) présentent un écart inférieur à 12 % (voir annexe [B.4](#)) pour la machine M1 et entre les roulements

## 2.4. Conditions de fonctionnement influant sur le phénomène de décharge capacitive

NS7 et WT selon les trois axes de mesure (voir figure 2.3.10). La machine a donc globalement le même état vibratoire, ce qui permet d'affirmer que les vibrations ont peu d'influence sur les résultats obtenus (voir sections 2.4.2 et 2.4.5 détaillant l'influence des vibrations sur l'activité de décharge).

Étant donné que l'activité de décharge varie en fonction d'une multitude de paramètres, nous avons mesuré l'effet du démarrage ainsi que le régime permanent lorsque la température du roulement est stabilisée. Nous utilisons le montage 2 (voir figure 2.3.19) avec les paramètres suivants :  $V_{ex} = 10 V$ ,  $f_{ex} = 10 kHz$ . L'activité de décharge et l'énergie dissipée dans le roulement sont estimées respectivement sur la durée  $t_{op} = [90, 120] min$  par les relations 2.3.10 et 2.3.12 en fixant le seuil de détection  $V_{b,seuil} = 1.5 V$ . La variation de l'activité de décharge est présentée en figure 2.4.44.

### 2.4.4.2 Analyse des résultats

On remarque sur la figure 2.4.44 que l'activité de décharge du roulement WT est très supérieure à l'activité de décharge du roulement NS7. En régime permanent, sur  $t_{op} = [90, 120] min$  on a  $DA_m(WT) = 5.6 \cdot DA_m(NS7)$  (voir tableau 2.4.10).

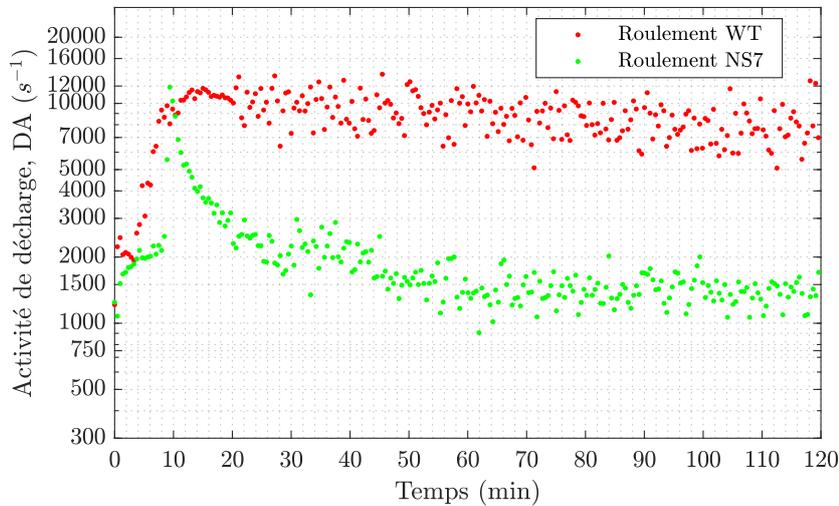


FIGURE 2.4.44 – Activité de décharge (DA) mesurée sur les roulements NS7 et WT, montage 2,  $V_{b,seuil} = 1.5 V$

Par ailleurs la décroissance de l'activité de décharge observée sur le roulement NS7 (également observée dans les autres paragraphes de ce chapitre) n'affecte pas le roulement WT ; son activité de décharge atteint un maximum qui décroît très faiblement dans le temps.

Nous représentons en figure 2.4.45 la répartition des tensions de claquage pour chaque roulement sur la durée  $t_{op}$ . On remarque ainsi que pour le roulement WT les tensions de claquage sont plus élevées que pour le roulement NS7. En effet,

*Le défaut de rugosité généralisée : génération par décharges capacitives et proposition d'une méthode de vieillissement*

	Roulement NS7	Roulement WT
$DA_m(t_{op})$ (en $s^{-1}$ )	1612	7972
$DA_\sigma(t_{op})$ (en $s^{-1}$ )	198	1612

TABLE 2.4.10 – Estimation de l'activité de décharge dans les roulements NS7 et WT pendant  $t_{op} = [90, 120]$  min

54 % des claquages se produisent entre 7 et 10 V sur la durée  $t_{op}$  pour le roulement WT, contre 9 % pour le roulement NS7.

On a en moyenne sur la durée  $t_{op}$  :  $V_{c,m}(WT) = 7.3$  V et  $V_{c,m}(NS7) = 3.9$  V.

Ce résultat montre que la rigidité diélectrique du roulement WT est supérieure à celle du roulement NS7 et donc qu'une décharge capacitive est en moyenne plus énergétique sur le roulement WT que sur le roulement NS7 dans les mêmes conditions de fonctionnement.

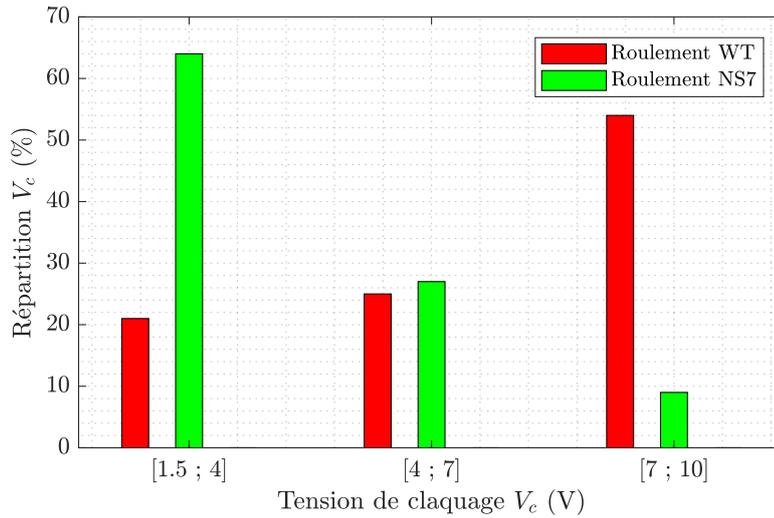


FIGURE 2.4.45 – Répartition des tensions de claquage sur les roulements NS7 et WT pendant  $t_{op} = [90, 120]$  min, montage 2,  $V_{b,seuil} = 1.5$  V

Afin d'évaluer l'énergie dissipée sur la durée  $t_{op}$  nous estimons la capacité parasite moyenne  $C_{tot,m}$  selon la méthode proposée dans la section 2.3.1.3. Nous avons remarqué que la capacité parasite équivalente  $C_{tot}$  est non-linéaire et dépend de la tension appliquée. Nous avons ainsi choisi un échelon de 7 V pour être au plus proche de la tension de claquage moyenne  $V_{c,m}$ . Les mesures sont présentées en figure 2.4.46 et dans le tableau 2.4.11.

## 2.4. Conditions de fonctionnement influant sur le phénomène de décharge capacitive

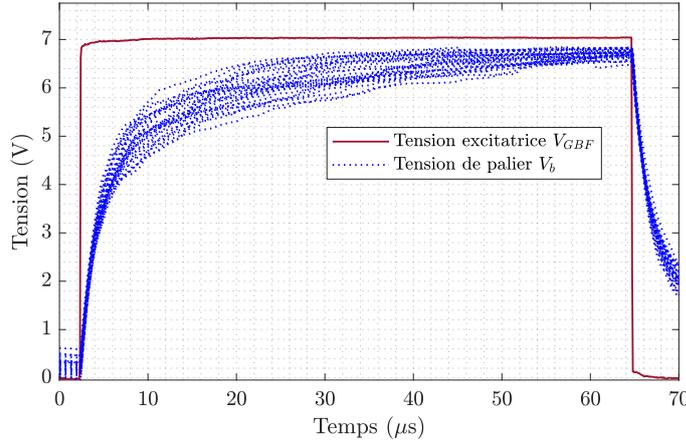


FIGURE 2.4.46 – Mesure de la capacité équivalente  $C_{tot,m}$  par le biais d'échelons de tension pour  $T_b = 25 \text{ }^\circ\text{C}$  en régime permanent

Nous remarquons sur la figure 2.4.46 que l'échelon de tension n'atteint pas sa valeur finale  $V_{gbf} = 7 \text{ V}$ , ce qui montre que la résistance  $R_b$  en parallèle avec  $C_{tot,m}$  ne peut pas être négligée pour le roulement WT contrairement au roulement NS7 (voir figure 2.3.15). Ainsi lorsque le lubrifiant est isolant, la résistance  $R_b$  du roulement WT est plus faible que la résistance  $R_b$  du roulement NS7 dans les mêmes conditions d'essai.

Nous prenons donc en compte la présence de la résistance  $R_b$  du roulement WT. En régime permanent lorsque  $C_{tot}$  est entièrement chargée, la tension de palier  $V_b$  est constante, on peut écrire la résistance moyenne  $R_{b,m}$  (voir schéma 2.4.47) :

$$R_{b,m} = \frac{1}{N_{mes}} \sum_{k=1}^{N_{mes}} R_{b,k} \quad (2.4.23)$$

avec  $R_{b,k} = R'_L \frac{V_b(t > 3\tau'_{c,k})}{V_{gbf} - V_b(t > 3\tau'_{c,k})}$

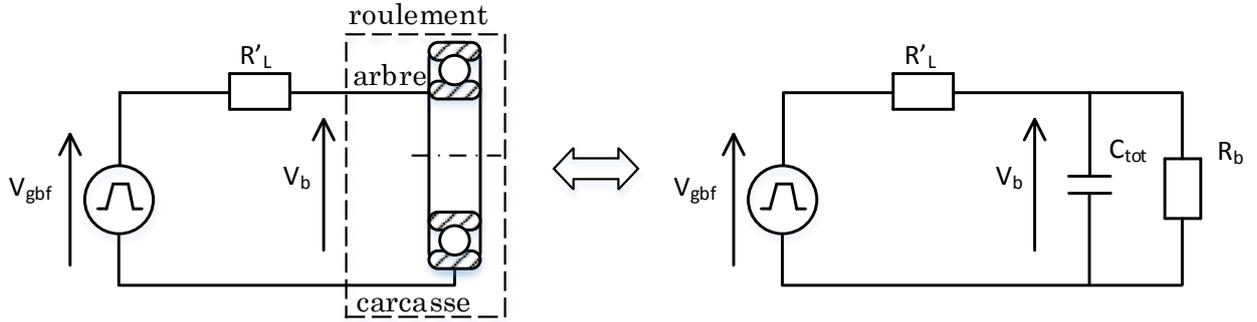


FIGURE 2.4.47 – Mesure de la capacité équivalente  $C_{tot}$  par le biais d'un échelon de tension

Et donc la capacité parasite équivalente s'écrit en moyenne :

$$C_{tot,m} = \frac{1}{N_{mes}} \sum_{k=1}^{N_{mes}} \tau'_{c,k} \frac{R'_L + R_{b,k}}{R'_L R_{b,k}} \quad (2.4.24)$$

avec  $N_{mes} = 30$  et  $R'_L = 1040 \Omega$ .

Les résultats sont présentés dans le tableau 2.4.11 pour une vitesse de 1500 tr/min. Comme pour le calcul de  $C_{tot}$  dans le cas du roulement NS7 (voir section 2.3.1.3) l'écart type  $C_{tot,\sigma}$  est élevé.

	Démarrage machine $T_b = 23 \text{ }^\circ\text{C}$	Régime permanent $T_b = 25 \text{ }^\circ\text{C}$
$C_{tot,m}$ (en nF)	3.4	4.2
$C_{tot,\sigma}$ (en nF)	0.4	0.7
$R_{b,m}$ (en $k\Omega$ )	28	22

TABLE 2.4.11 – Mesure de la capacité équivalente  $C_{tot,m}$  pour le roulement WT à 1500 tr/min

Nous calculons ainsi l'énergie dissipée dans le roulement par décharges capacitives sur la durée  $t_{op}$  :

$$E_b(t_{op}) \approx 1840 \text{ mJ pour le roulement WT}$$

$$E_b(t_{op}) \approx 105 \text{ mJ pour le roulement NS7}$$

Selon Erdman *et al.* (1996) les bagues et billes seraient séparées par un film de lubrifiant isolant à plus de 90 % du temps sur un roulement de haute qualité. Ainsi l'occurrence de décharges capacitives est largement favorisée au sein du roulement WT par la présence d'un film de lubrifiant isolant.

En conclusion, le roulement WT est retenu pour accélérer la durée du protocole de vieillissement par décharges capacitives. Dans ce cas, la tension d'excitation

#### 2.4. Conditions de fonctionnement influant sur le phénomène de décharge capacitive

---

$V_{ex} = 10 \text{ V}$  reste optimale, si l'on souhaite limiter l'énergie d'une décharge capacitive à  $E_{b,max} = 344 \text{ nJ}$  car  $V_{c,lim} = 12.8 \text{ V}$  pour le roulement WT.

Enfin, d'un point de vue industriel, nous pouvons conclure que les roulements ayant de meilleures performances mécaniques et thermiques présentent un risque de vieillissement par décharges capacitives plus élevé que les roulements standard sur une machine alimentée par onduleur de tension.

### 2.4.5 Influence des vibrations

Selon les résultats expérimentaux de [Tischmacher & Gattermann \(2012a\)](#), l'ajout de vibrations basses fréquences (introduites sur la machine à l'aide d'un excitateur inertiel à la fréquence de 10 Hz) modifie constamment l'épaisseur du lubrifiant et augmente en conséquence l'activité de décharges du roulement.

Dans le domaine de la microélectroérosion ( $\mu\text{EE}$ ), les travaux de [Girardin \(2012\)](#) portant sur l'amélioration du processus d'usinage ont montré que l'introduction de vibrations au niveau de l'électrode-outil pouvait doubler l'activité de décharge et donc améliorer le rendement d'usinage. Les vibrations favoriseraient la mobilité du lubrifiant et donc l'évacuation des particules métalliques en suspension dans le lubrifiant qui sont néfastes au processus de décharge capacitive.

Nous avons déterminé dans la section [2.4.2](#) que l'activité de décharge était maximale dans la gamme de vitesse  $\Omega_m = [1500, 2000] \text{ tr/min}$  sous l'influence couplée de la vitesse de rotation et des vibrations. En outre, nous avons montré que l'activité de décharge était la plus élevée lors de démarrages successifs d'une machine.

D'un point de vue industriel, il est intéressant de quantifier uniquement l'impact des vibrations pour une vitesse donnée. Dans cette section, nous cherchons à quantifier l'impact des vibrations sur l'activité de décharge au sein du roulement WT (voir section [2.4.4](#)) de la machine M1 pour une vitesse de 1500 tr/min.

#### 2.4.5.1 Protocole de mesures

Afin de quantifier l'impact des vibrations sur l'activité de décharge dans le roulement WT, nous générons des vibrations additionnelles en introduisant un jeu entre le châssis et la machine pendant 15 min (les brides de la machine sont desserrées pendant le fonctionnement ce qui a pour effet d'augmenter l'amplitude de nombreuses fréquences vibratoires). La machine est en régime permanent avec une température de roulement  $T_b = 25 \text{ }^\circ\text{C}$ . À la date  $t_{op} = 146 \text{ min}$  les brides de la machine sont progressivement desserrées jusqu'à  $t_{op} = 155 \text{ min}$ . À la date  $t_{op} = 161 \text{ min}$  les brides sont resserrées. L'augmentation des vibrations selon les conditions décrites dans l'[ISO 20816-1 \(2016\)](#)) est présentée sur la figure [2.4.48](#).

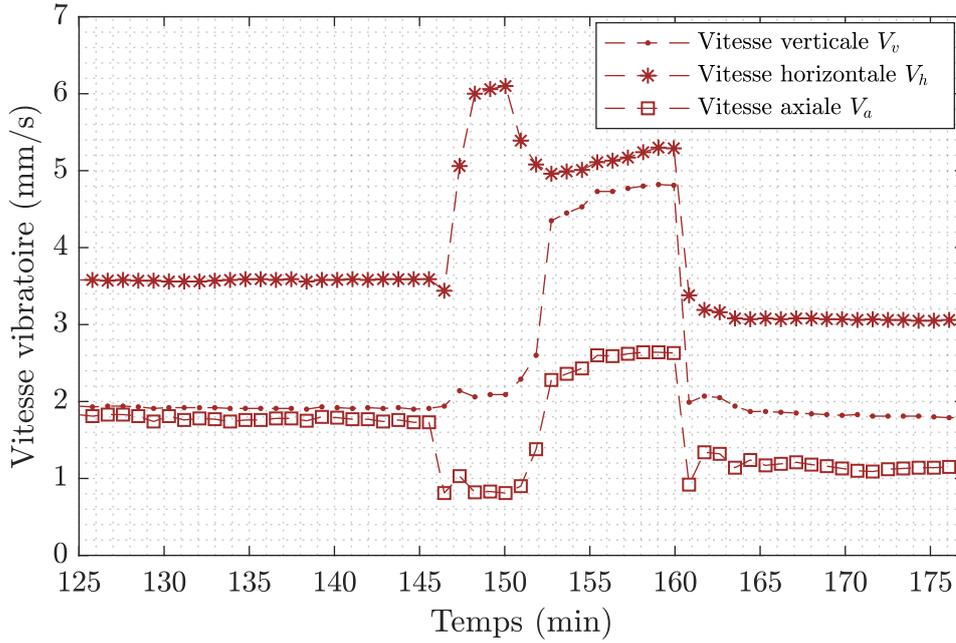


FIGURE 2.4.48 – Vibrations mesurées sur la machine M1 lors d'une augmentation du niveau vibratoire par introduction de jeu entre le support et la machine pour  $t_{op} \in [147, 161] \text{ min}$

Afin de générer des décharges capacitives dans le roulement, dès le démarrage de la machine, nous utilisons le montage 2 (voir figure 2.3.19) tel que  $V_{ex} = 10 \text{ V}$ ,  $f_{ex} = 10 \text{ kHz}$ . L'activité de décharge est estimée sur la durée  $t_{op} = [90, 120] \text{ min}$  par la relation 2.3.10 en fixant le seuil de détection  $V_{b,seuil} = 1.5 \text{ V}$ .

Afin de quantifier l'augmentation de la vitesse vibratoire en tenant compte des trois directions de mesure, nous utilisons l'indicateur vibratoire  $V_{3d}$  (de la même manière que dans la section 2.4.2) :

$$V_{3d} = \sqrt{V_{eff,v}^2 + V_{eff,h}^2 + V_{eff,a}^2} \quad (2.4.25)$$

avec  $V_{eff,v}$ ,  $V_{eff,h}$  et  $V_{eff,a}$  les valeurs efficaces de la vitesse vibratoire de l'axe vertical, horizontal et axial calculées selon l'ISO 20816-1 (2016) (voir figure 2.3.10).

La variation de l'activité de décharge et de l'indicateur vibratoire  $V_{3d}$  est présentée en figure 2.4.49.

### 2.4.5.2 Analyse des résultats

Selon la figure 2.4.49, nous constatons que l'activité de décharge augmente lorsque les brides de la machine sont progressivement desserrées pendant le fonctionnement (voir tableau 2.4.12). Cela montre qu'une augmentation du niveau vibratoire global influence fortement l'occurrence de décharges capacitives au sein

#### 2.4. Conditions de fonctionnement influant sur le phénomène de décharge capacitive

du roulement même lorsque l'activité de décharge présente déjà un niveau très élevée.

Ce résultat est en accord avec les travaux de Girardin (2012); Tischmacher & Gattermann (2012a). Nous observons par ailleurs que l'activité de décharge décroît vers son niveau initial (avant le desserrage des brides) lorsque nous resserrons les brides de la machine.

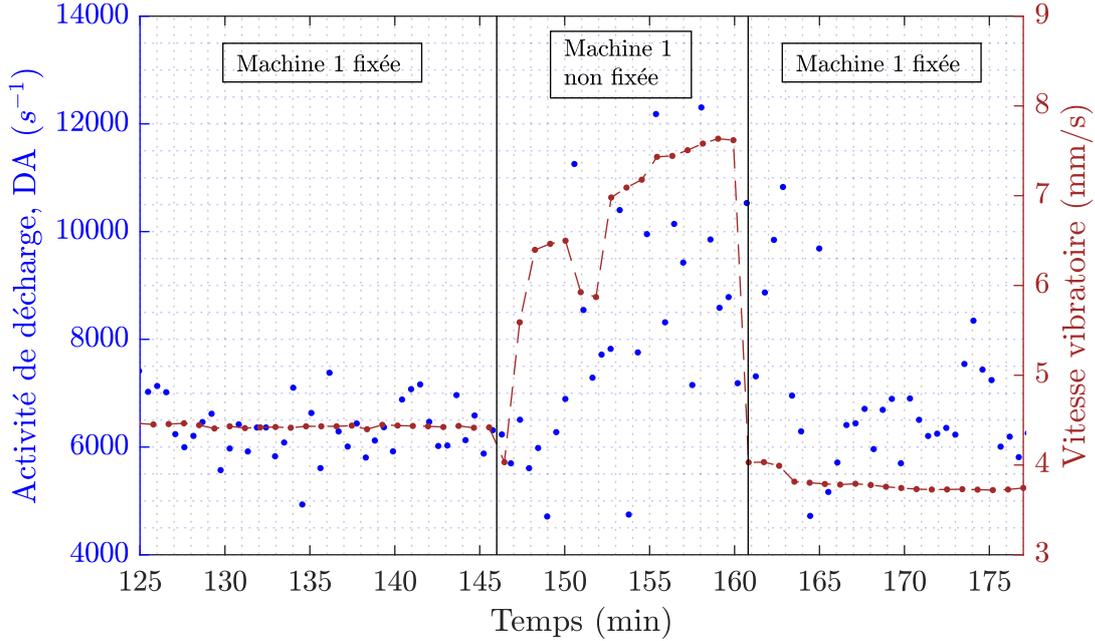


FIGURE 2.4.49 – Activité de décharge (DA) mesurée sur la machine M1, montage 2. La machine est non fixée pour  $t_{op} \in [147, 161]$  min

Nous avons introduit une augmentation du niveau vibratoire sur le banc d'essai pendant 15 min. Nous calculons l'énergie dissipée dans le roulement avant, pendant et après l'augmentation du niveau vibratoire sur cette même durée. Pour cela, nous utilisons la valeur de la capacité parasite  $C_{tot}$  calculée dans la section précédente. Les résultats sont présentés dans le tableau 2.4.12.

	Machine 1 fixée $t_{op} = [131, 146]$ min	Machine 1 non fixée $t_{op} = [146, 161]$ min	Machine 1 fixée $t_{op} = [161, 176]$ min
$DA_m(t_{op})$ (en $s^{-1}$ )	$6.3 \cdot 10^3$	$8 \cdot 10^3$	$6.9 \cdot 10^3$
$DA_\sigma(t_{op})$ (en $s^{-1}$ )	$5.2 \cdot 10^2$	$2 \cdot 10^3$	$1.4 \cdot 10^3$
$E_b(t_{op})$ (en $mJ$ )	415	650	513
$V_{3d,max}$ (en $mm/s$ )	4.4	7.6	3.7

TABLE 2.4.12 – Estimation de l'activité de décharge et de l'énergie dissipée dans le roulement pour différentes configurations vibratoires (voir figure 2.4.48)

On obtient  $V_{3d,max} = 4.4$   $mm/s$  lorsque la machine est fixée et  $V_{3d,max} = 7.6$   $mm/s$  lorsque la machine n'est plus fixée, soit une augmentation

de 72 % du niveau vibratoire global; ce qui explique que cet essai soit limité à 15 min pour éviter un endommagement de la machine. Nous pouvons constater que l'énergie dissipée est plus importante lorsque les vibrations sont plus élevées.

L'énergie dissipée et l'activité de décharge diminuent lorsque la machine est fixée à nouveau à partir de  $t_{op} = 161 \text{ min}$  mais restent plus élevées qu'avant l'augmentation vibratoire. Ceci peut s'expliquer par le fait que la machine ne présente pas exactement les mêmes conditions d'alignement qu'auparavant.

Nous concluons que l'ajout de vibrations favorise le vieillissement du roulement par décharges capacitives. Cependant un protocole de vieillissement basé sur l'augmentation des vibrations d'une machine risque d'endommager son support et l'accouplement élastique. Nous ne retenons donc pas cette possibilité.

D'un point de vue industriel, pour limiter l'impact des décharges capacitives sur la durée de vie du roulement cet essai montre qu'il est souhaitable de minimiser les vibrations des machines.

## 2.4.6 Conclusion sur les conditions de fonctionnement

Dans cette section, nous avons quantifié l'influence des conditions de fonctionnement sur l'activité de décharge et l'énergie dissipée dans un roulement par décharges capacitives. Nous avons proposé des conditions de fonctionnement permettant d'accélérer le vieillissement du roulement par décharges capacitives afin d'obtenir un défaut de rugosité généralisée naissant tel qu'observé sur les machines de faible puissance alimentées par onduleur. Il faut noter que grâce au réglage du dispositif de vieillissement réalisé dans la section 2.3, les facteurs qui augmentent l'activité de décharge et l'énergie dissipée par les décharges ne permettent pas de générer des décharges dont l'énergie est supérieure à la limite que nous avons fixé à  $E_{b,max} = 344 \text{ nJ}$ .

Nous proposons ainsi un protocole de vieillissement qui regroupe les deux conditions de fonctionnement suivantes favorables au vieillissement d'un roulement par décharges capacitives :

- La réalisation de démarrages successifs d'une durée de 3 min permet d'augmenter significativement l'activité de décharge en comparaison avec un fonctionnement à vitesse constante où l'activité de décharge décroît rapidement au cours du temps.
- Pour la tension d'excitation  $V_{ex} = 10 \text{ V}$  choisie dans la section 2.3, une température de  $T_b = 22 \text{ }^\circ\text{C}$  sur le roulement permet d'obtenir une activité de décharge plus élevée qu'une température  $T_b = 33 \text{ }^\circ\text{C}$ .

## 2.5. Conclusion

---

Sur le roulement NSK 6208 C3, nous avons montré que l'activité de décharge est maximale dans la gamme de vitesses  $\Omega_m = [1500, 2000] \text{ tr/min}$  et qu'une variation de vitesse autour de 1750 tr/min permet d'obtenir une activité de décharge plus importante que lorsque la vitesse est constante mais qui décroît au cours du temps. Ce fonctionnement n'a pas été retenu pour notre protocole de vieillissement.

D'autre part, nous avons montré qu'une augmentation des vibrations de la machine augmente significativement l'activité de décharge à vitesse de rotation fixée. Ce phénomène n'a cependant pas été retenu pour des raisons de mise en œuvre.

Nous avons montré que le choix du lubrifiant revêt une importance particulière concernant le vieillissement par décharges capacitatives. Ainsi le lubrifiant WT présente une activité de décharge 5.6 fois supérieure à un lubrifiant NS7 composé dans les mêmes conditions de fonctionnement. Le lubrifiant WT peut donc accélérer grandement le vieillissement par décharges capacitatives. Par ailleurs, le lubrifiant WT semble avoir une rigidité diélectrique supérieure au lubrifiant NS7, ce qui accélère d'autant plus le vieillissement puisque les décharges capacitatives sont de plus forte énergie. Ces décharges ne dépassent pas le seuil d'énergie fixé à  $E_{b,max} = 344 \text{ nJ}$ .

## 2.5 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons mis au point une méthode de vieillissement du roulement par décharges capacitatives qui permet de reproduire le défaut de rugosité généralisée observé sur les machines de faible puissance en présence d'une alimentation par onduleur de tension. Afin de ne pas produire des cratères de grande dimension, cette méthode limite l'énergie maximale par décharge à  $E_{b,max} = 344 \text{ nJ}$  afin d'obtenir un défaut représentatif d'un défaut réel tel qu'observé dans l'industrie à un stade naissant.

Afin de s'assurer que le défaut de rugosité généralisée soit représentatif du système souhaité, nous avons limité le courant en provenance du dispositif de vieillissement par une forte impédance d'entrée  $R_L = 990 \Omega$  afin qu'il ne participe pas à la dégradation du roulement. Nous avons montré que cette impédance ne diminue pas l'activité de décharge.

Afin de contrôler l'énergie maximale d'une décharge pour un roulement d'étude donné, nous proposons d'injecter des fronts de tension d'amplitude  $V_{ex}$  limité à une tension représentative d'une tension de claquage. Par ailleurs, nous avons montré expérimentalement qu'une tension trop élevée sur le roulement étudié inhibe l'occurrence des décharges capacitatives. Le compromis choisi pour le roulement

étudié est  $V_{ex} = 10 V$  ; cela permet de maintenir une activité de décharge élevée tout en générant des décharges qui induisent une dégradation des pistes du roulement. Par ailleurs, nous avons mis en évidence qu'une tension d'excitation unipolaire induit une activité de décharge plus élevée qu'une tension bipolaire dans les mêmes conditions de fonctionnement.

Nous avons également montré que la fréquence de la tension d'excitation imposée au roulement n'a pas autant d'influence sur l'activité de décharge que l'amplitude de la tension d'excitation.

Nous avons proposé une méthode qui permet d'estimer l'énergie dissipée dans le roulement en quantifiant l'énergie des décharges capacitatives. Cela est possible grâce à la mesure de la capacité équivalente  $C_{tot}$  participant à une décharge, couplée à la mesure en continue des tensions de claquage pendant le vieillissement.

Afin d'augmenter l'activité de décharge au sein du roulement étudié, nous avons montré expérimentalement que l'introduction de démarrages successifs d'une durée de 3 min permet de maintenir au cours du temps une activité de décharge élevée en comparaison de l'activité de décharge à vitesse constante qui décroît rapidement au cours du temps.

Enfin le type de lubrifiant à utiliser est un paramètre crucial puisque nous avons montré expérimentalement que l'activité de décharge peut augmenter d'un facteur 5.6 entre un lubrifiant NS7 (standard) et un lubrifiant WT (utilisé pour les applications hautes températures) et cela dans les mêmes conditions de fonctionnement. Par conséquent, il serait intéressant d'analyser le comportement du lubrifiant WT sous l'influence de démarrages successifs afin de quantifier le gain potentiel sur l'activité de décharge et donc sur le temps de vieillissement.

# Chapitre 3

## Détection du défaut de rugosité généralisée : exploitation de signaux de synthèse

### Sommaire

---

<b>3.1</b>	<b>Introduction</b>	<b>114</b>
<b>3.2</b>	<b>Caractéristiques du défaut de rugosité généralisée</b>	<b>116</b>
3.2.1	Influence du défaut sur les grandeurs électriques	116
3.2.2	Influence du défaut sur les grandeurs mécaniques et thermiques	118
<b>3.3</b>	<b>Construction de signaux vibratoires de synthèse</b>	<b>120</b>
3.3.1	Hypothèses et contraintes de travail	120
3.3.2	Signal 1	123
3.3.3	Signal 2	128
<b>3.4</b>	<b>Méthodes de détection</b>	<b>132</b>
3.4.1	Filtrage de Wiener	133
3.4.2	Traitement de signal temps-fréquence	136
<b>3.5</b>	<b>Mise en œuvre et comparaison des méthodes de détection sur les signaux de synthèse</b>	<b>140</b>
3.5.1	Paramétrage utilisé pour les signaux de synthèse et les méthodes de détection	141
3.5.2	Définition des métriques de comparaison des indicateurs	145
3.5.3	Application des méthodes de détection sur les signaux de synthèse	147
<b>3.6</b>	<b>Conclusion</b>	<b>152</b>

---

## 3.1 Introduction

Dans le cadre de cette thèse, nous nous sommes consacrés au développement de deux IHM (Interface Homme-Machine) répondant aux besoins de la société LORELEC, afin de réaliser une analyse vibratoire des machines entrant et sortant des ateliers de maintenance. Un des objectifs principaux consiste à détecter les défauts de roulement de type localisés (voir les caractéristiques de ce type de défauts en annexe C.2). La cible industrielle adoptée par LORELEC pour ce projet est constituée d'une plate-forme d'acquisition de données de National Instruments (NI) composées de cartes d'acquisitions et du logiciel LabVIEW. L'implémentation industrielle réalisée est résumée en annexes C.3 et C.4.

Ce dispositif de monitoring peut être également implémenté sur les sites industriels dont le plan de maintenance est géré par LORELEC dans le cadre du monitoring des machines tournantes (cette stratégie de maintenance est décrite en annexe C.1).

Dans ce cadre, l'objectif de ce chapitre est de proposer des outils de traitement de signal permettant de détecter le défaut de roulement de type rugosité généralisée tout en respectant les contraintes du dispositif industriel ciblé par LORELEC. Nous positionnons donc nos travaux par rapport aux contraintes suivantes :

— **Contrainte 1 : Performances liées à la cible industrielle définie**

La cible industrielle est constituée d'un système CompactDAQ de National Instruments, le développement doit être réalisé sous le logiciel LabVIEW. Les solutions de détection du défaut de roulement de type rugosité généralisée que nous proposons doivent se baser sur les mesures issues des capteurs existants à savoir des sondes de tension, de courant et des accéléromètres industriels (voir figure C.1). Une limitation est donc imposée au niveau des performances matérielles (e.g. fréquences d'échantillonnages des cartes d'acquisition, bande passante des capteurs, etc.).

— **Contrainte 2 : Coûts et de fiabilité**

Pour des raisons économiques, le temps de mise en œuvre (i.e. le temps de développement logiciel) doit être court afin de diminuer les risques associés à une PME qui débute dans l'innovation. Par ailleurs, afin d'augmenter la fiabilité des méthodes de traitement de signal proposées, ces dernières doivent avoir été éprouvées dans d'autres domaines industriels. Enfin les méthodes proposées doivent être transférables aux techniciens de maintenance pour envisager une utilisation à moyen terme sur sites industriels.

— **Contrainte 3 : Performances liées à une utilisation sur sites industriels**

Dû à la grande variabilité des industriels sous contrat avec LORELEC, il est nécessaire de considérer des contraintes minimales en terme de puissance de calcul et d'espace de stockage des signatures représentatives de l'état de santé des machines tournantes. Au vu de la rapidité des méthodes actuellement implémentées sur sites industriels, on fixera un temps de calcul maximal d'une minute pour les méthodes proposées permettant l'extraction d'indicateurs du défaut de roulement de type rugosité généralisée.

Un retour d'expérience sur site industriel constitué de machines stratégiques nous indique un stockage des données à court terme ( $\sim 1$  an) au plus proche des machines tournantes de l'ordre de 100 Mo par roulement en ne considérant que les indicateurs scalaires employés. Nous veillerons à ne pas dépasser 10 % de cette capacité lors de l'ajout de nouveaux indicateurs.

D'après la littérature, nous avons constaté que le défaut de roulement de type rugosité généralisée est détectable uniquement à un stade très avancé et donc qu'il est nécessaire de développer des outils de traitement de signal permettant une détection plus en amont afin de mettre en évidence le stade naissant du défaut de rugosité généralisée.

Ce chapitre présente les premiers pas réalisés en vue de la détection du défaut de rugosité généralisée à un stade naissant. Nous nous consacrons à la sélection et à l'évaluation d'outils de traitement du signal pertinents du point de vue de la détection du défaut de rugosité généralisée et qui permettent de respecter les contraintes de notre cadre industriel.

Nous commençons par présenter les effets produits par le défaut de rugosité généralisée sur les diverses grandeurs mesurables au sein d'une machine selon les retours d'expérience présentés dans la littérature. Puis en se basant sur ces informations, nous construisons à partir de signaux vibratoire réels, des signaux vibratoires de synthèse qui possèdent les propriétés caractéristiques d'un défaut de rugosité généralisée décrit dans la littérature. Ces signaux nous permettent de comparer les performances des méthodes de détection que nous avons sélectionné.

Les travaux du chapitre 3 ont été menés en parallèle des essais expérimentaux du chapitre 2 afin de disposer de premiers outils de traitement de signal opérationnels dans le contexte industriel de LORELEC.

## 3.2 Caractéristiques du défaut de rugosité généralisée

Les défauts de roulement de type rugosité généralisée (i.e. non localisés) sont connus pour augmenter la rugosité globale des bagues et des éléments roulants. Les défauts non localisés ne sont pas détectables par les méthodes sophistiquées qui ont été développées pour les défauts localisés. Dans l'industrie, le défaut non localisé est uniquement détecté à un stade très avancé grâce aux indicateurs globaux traditionnels décrits dans l'ISO-10816-3 (2009). À ce stade de dégradation, une intervention rapide sur la machine est à prévoir du fait de la progression généralement exponentielle du défaut de rugosité généralisée causé par des courants de palier Stack *et al.* (2005).

Dans cette section nous décrivons les répercussions du défaut de roulement de type rugosité généralisée sur les grandeurs physiquement mesurables sur une machine. Cette étape permet de choisir les grandeurs les plus pertinentes pour la détection de ce défaut tout en respectant les contraintes industrielles associées aux activités de maintenance de notre partenaire industriel.

### 3.2.1 Influence du défaut sur les grandeurs électriques

#### 3.2.1.1 Courants statorique

Actuellement l'effet sur le courant statorique d'un défaut de rugosité généralisée des pistes d'un roulement est expliqué par la présence des vibrations produites par le contact rugueux qui engendrent des déplacements stochastiques radiaux de l'entrefer provoquant des variations d'inductance de la machine Li (2012) et élevant ainsi le niveau de bruit du courant statorique sur une large bande fréquentielle Cheng *et al.* (2013). Une autre explication physique de la présence du défaut de rugosité généralisée dans le courant statorique suppose que les vibrations hautes fréquences produites par le contact rugueux induisent des oscillations de couple qui produiront des oscillations de vitesse mécanique Li (2012). Ces variations de vitesse ne peuvent pas être compensées instantanément par le courant rotorique, ce qui produit des harmoniques de tension et de courant statorique Blodt *et al.* (2008); Dalvand *et al.* (2015); Li & Wang (2013).

L'impact du défaut de rugosité généralisée d'un roulement dans le signal de courant statorique est un signal présumé quasi stationnaire, large bande, mais dont la largeur est inconnue selon Li & Wang (2013). En présence d'un défaut de rugosité généralisée, l'augmentation du bruit large bande est en général plus marquée sur le spectre vibratoire que sur le spectre du courant statorique selon les résultats expérimentaux de ces mêmes travaux.

### 3.2. Caractéristiques du défaut de rugosité généralisée

---

Sur des roulements de taille réduite, l'amplitude du défaut de rugosité généralisée est plus faible et donc la variation d'entrefer sera d'autant plus faible sur des machines de faible puissance [Cheng \*et al.\* \(2013\)](#). Par ailleurs l'alimentation par onduleur à MLI pourraient avoir un impact non négligeable sur le bruit large bande du courant statorique car les perturbations électromagnétiques engendrées ne sont pas toujours de simples harmoniques hautes fréquences [Li & Wang \(2013\)](#). De plus les variations de la qualité d'énergie électrique, les conditions de l'environnement de la machine, les imperfections de constructions compliquent le diagnostic du défaut de rugosité généralisée [Leboeuf \(2012\)](#); [Li & Wang \(2013\)](#). Comme expliqué dans [Immovilli \*et al.\* \(2010\)](#), les effets d'un défaut de rugosité généralisée sur le courant statorique sont très peu significatifs et souvent masqués dans le bruit du signal.

D'après les retours d'expérience de [Immovilli \*et al.\* \(2010\)](#); [Li \(2012\)](#); [Li & Wang \(2013\)](#), l'utilisation du signal de courant statorique est moins efficace que l'utilisation d'un signal vibratoire lors de l'extraction d'une signature du défaut de roulement de type rugosité généralisée. Par ailleurs, nous avons pu remarquer chez les clients de LORELEC les difficultés inhérentes à la mesure du courant statorique puisque la mesure de ce signal n'est généralement pas employée pour la détection de défauts. Pour ces raisons, nous écartons la mesure du courant statorique en vue de la détection du défaut de roulement de type rugosité généralisée à un stade précoce.

#### 3.2.1.2 Tensions et courants de palier

Nous avons vu dans la section [1.3.2](#) que les mesures de courants de palier ne sont pas réalisables sur une machine industrielle afin de détecter les décharges capacitatives. Par ailleurs, la tension de palier sur une machine alimentée par onduleur est généralement très bruitée (voir figure [2.3.18](#)), il n'est pas aisé de mesurer l'activité de décharge, sans parler du coût d'un dispositif permettant de mesurer les phénomènes hautes fréquences. Par ailleurs comme expliqué dans la section [2.4.1](#), les décharges capacitatives se produisent dans les deux roulements de la machine (voir des roulements de la charge) et sont donc détectables dans la tension de palier  $V_b$ , ce qui rend impossible le suivi de l'état de santé d'un roulement unique. Par ailleurs, comme nous l'avons quantifié dans le chapitre précédent, l'activité de décharge fluctue rapidement en fonction des conditions de fonctionnement de la machine et dépend de son antécédent d'exploitation. Cet indicateur n'est donc pas représentatif de l'état de santé du roulement.

Enfin, nous avons effectué des mesures radio-fréquences sur la machine M1 avec le dispositif EDD Pen [SKF \(2008\)](#), lorsque la machine est alimentée par un onduleur. Ce dispositif est une antenne directionnelle. Aucune décharges ne sont détectées à l'aide de l'antenne disposée proche du roulement, or dans cette même configuration, nous détectons de nombreuses décharges avec la méthode de

mesure détaillée dans la section 2.3.1.2. Le seuil de l'antenne RF semble trop élevé pour détecter des décharges capacitives sur les machines de faibles puissances. Par ailleurs, ce dispositif est très sensible aux perturbations électromagnétiques en provenance des câbles d'alimentation et de l'onduleur situé à proximité de la machine, comme l'a montré un changement d'orientation de quelques degrés au niveau de l'antenne. Ainsi nous écartons ce type de mesures qui semblent peu adaptées à un environnement industriel bruyé.

Afin d'estimer l'impact des décharges capacitives sur le vieillissement du roulement de manière plus précise, l'étude [Kriese \*et al.\* \(2012\)](#) propose d'estimer les capacités parasites d'une machine en fonction des conditions de fonctionnement (température, charge, vitesse) et d'en déduire l'énergie libérée dans le roulement en mesurant l'activité de décharge ainsi que les amplitudes des tensions de claquage. Cette méthode semble difficilement applicable dans un contexte industriel notamment à cause des méthodes de mesures à employer (i.e. mesures RF, section 2.3.1.2, mesures sur l'arbre, section 1.3.1), du stockage des données (voir section 2.3.1.2) et de l'estimation des capacités parasites qui nécessite de disposer d'abaques pour chaque type de roulement et de conditions de fonctionnement. De plus, du point de vue du défaut de rugosité généralisée, cette méthode doit être couplée à une analyse vibratoire afin de corrélérer l'énergie des décharges capacitives à l'état vibratoire du roulement.

Ainsi, malgré le fait que la tension et le courant de palier sont à l'origine de la dégradation électrique des roulements ; dans le cas des décharges capacitives, leur mesure est coûteuse, délicate et ne fournit pas d'information précise sur l'état de dégradation d'un roulement en particulier si aucun référentiel et aucun suivi de mesures n'est disponible.

## **3.2.2 Influence du défaut sur les grandeurs mécaniques et thermiques**

### **3.2.2.1 Température**

La température du roulement est un indicateur permettant de détecter toute anomalie liée à son fonctionnement. Une élévation de la température du roulement peut être liée à de nombreuses causes (problème de lubrification, de jeu interne, vitesse ou charge excessive, etc.). Ainsi la température du roulement est un bon indicateur permettant de détecter les problèmes majeurs sur une ligne d'arbre. Selon les résultats expérimentaux de [Obeid \(2012\)](#), la température du roulement ne présente pas un niveau de sensibilité suffisant pour la détection et le monitoring des défauts de roulement à un stade peu avancé. De même, dans le cas d'un défaut de rugosité généralisée naissant, la température globale du roulement ne présente

pas de variations significatives avec la progression du défaut [Romanenko et al. \(2014, 2017\)](#); [Singleton et al. \(2017\)](#).

#### 3.2.2.2 Vibrations

Un défaut de roulement non localisé ne produit pas les mêmes phénomènes vibratoires qu'un défaut de roulement localisé. Plusieurs études montrent que le défaut de rugosité généralisée (non-localisé) ne produit aucunes vibrations aux fréquences caractéristiques du roulement [Elfeky et al. \(2007\)](#); [Stack et al. \(2004\)](#), mais produit une augmentation du bruit de fond dans une large bande de fréquences ainsi qu'une amplification aléatoire de larges bandes fréquentielles. Ces bandes de fréquences sont imprévisibles contrairement aux fréquences associées aux défauts de roulement localisés [Stack et al. \(2004, 2005\)](#).

Selon [Stack et al. \(2005\)](#), il est aisé de reconnaître un défaut de rugosité généralisé à un stade avancé car la rotation du roulement s'effectue « plus difficilement ». Les travaux de [Immovilli et al. \(2009\)](#) suggèrent que l'interaction entre les chemins de roulement dont la rugosité est élevée et les éléments roulant est un phénomène non-stationnaire qui produit un ensemble de chocs aléatoires. Les vibrations du roulement seraient donc stochastiquement dépendantes du temps.

Selon [Obeid \(2012\)](#), à un certain stade, le défaut de rugosité généralisée va engendrer des variations du couple de frottement interne du roulement (*bearing friction*); ce qui est une source de bruit vibratoire non-stationnaire selon [Antoni & Randall \(2006\)](#).

Selon [Särkimäki \(2009\)](#), la dégradation naissante du roulement causée par un micro-pitting ne serait pas détectable par des mesures vibratoires à cause de la taille des cratères trop faible pour engendrer des vibrations mesurables. En revanche, pour le vieillissement électrique de roulement réalisé dans [Romanenko et al. \(2017\)](#), il est rapporté une augmentation de la valeur efficace des signaux vibratoires dans la bande hautes fréquences entre 1 et 5 kHz pour un roulement présentant un micro-pitting naissant. Les fréquences caractéristiques de défauts de type localisés FBPO, FBPI et FB (voir annexe C.2 pour la définition de ces fréquences) n'ont pas subi de changement notable suite à la dégradation observée sur le roulement.

On peut modéliser le défaut de rugosité généralisée comme étant constitué d'une multitude de défauts localisés répartis selon une loi normale et centrée sur la zone de charge du roulement [Romanenko et al. \(2017\)](#). Ainsi contrairement aux défauts localisés qui produisent des chocs quasi-périodiques du fait du passage répété des billes (voir annexe C.2), un défaut de rugosité généralisée produit un ensemble de chocs dont la nature est plus ou moins stochastique.

Comme pour la plupart des industriels, la détection des défauts de roulement employée à LORELEC est basée sur l'analyse des mesures vibratoires issues d'un accéléromètre placé au plus proche du roulement à analyser. L'analyse vibratoire étant la méthode la plus répandue dans les stratégies de maintenance conditionnelle (voir annexe C.1), nous choisissons de l'utiliser exclusivement pour les raisons suivantes :

- L'ajout d'indicateurs du défaut roulement de rugosité généralisée permet de mieux définir le plan de maintenance et de mieux orienter l'industriel vers l'origine du défaut.
- Le système de maintenance conditionnelle existant sur les sites industriels reste en place, il suffit d'implémenter un traitement de signal additionnel sans ajout de capteurs supplémentaires.

## **3.3 Construction de signaux vibratoires de synthèse**

### **3.3.1 Hypothèses et contraintes de travail**

Vu les effets produits par le défaut de rugosité généralisée, il semble difficile de détecter sa signature sans avoir recours à un historique de mesures fourni par un monitoring du roulement. Dans le cadre du monitoring, ou de la surveillance périodique des machines, l'avantage majeur est de disposer des signaux caractérisant le roulement lors de la mise en service. Étant donné que LORELEC se base sur l'analyse des signaux vibratoires pour effectuer un diagnostic de roulement, nous avons suivi cette direction dans ces travaux.

En parallèle de l'étude réalisée dans le chapitre précédent, nous avons construit des signaux vibratoires de synthèse afin de commencer à sélectionner des méthodes de traitement du signal qui seraient potentiellement efficaces dans la détection du défaut de rugosité généralisée [Plazenet \*et al.\* \(2018b\)](#).

Ces signaux vibratoires de synthèse possèdent les propriétés du défaut de rugosité généralisée telle que décrites dans la littérature (voir section 3.2.2.2). Ainsi pour la suite de ce chapitre nous nous basons sur les précédents travaux pour formuler les hypothèses suivantes sur les signaux vibratoires :

**Hypothèse 1 :** Les signaux vibratoires présentent des non-stationnarités dues à l'ensemble de chocs aléatoires causés par une large distribution du défaut rugosité généralisée sur les surfaces de roulements [Immovilli et al. \(2009\)](#).

**Hypothèse 2 :** L'évolution au cours du temps des signaux vibratoires montrent que de larges bandes hautes fréquences non prévisibles augmentent aléatoirement avec la sévérité du défaut de rugosité généralisée [Stack et al. \(2004, 2005\)](#).

Généralement, un défaut de roulement excite la structure de la machine à des fréquences supérieures à 1 kHz [Augeix \(2001\)](#). Dans ces travaux nous nous focalisons sur les fréquences vibratoires supérieures à 1 kHz qui sont susceptibles de contenir le bruit de fond causé par le défaut de roulement de type rugosité généralisée. Selon la contrainte 1 définie dans la section 3.1, la bande fréquentielle d'étude est donc  $B_{rg} = [1, 20] kHz$  en tenant compte de la bande passante de l'accéléromètre utilisé (voir annexe B.1). Cette bande fréquentielle est compatible avec la fréquence d'échantillonnage maximale  $F_{ech} = 51.2 kS/s$  de la carte d'acquisition utilisée à LORELEC. Nous utilisons cette fréquence d'échantillonnage afin d'exploiter au maximum le matériel à disposition selon la contrainte 1 définie dans la section 3.1. Nous fixons une durée d'observation des signaux  $T_s = 2 s$ , soit  $N_e = 102.4 kpoints$  ce qui fournit une résolution fréquentielle suffisante ( $\Delta f = 0.5 Hz$ ) pour distinguer les composantes du bruit de roulement pour les fréquences supérieures à 1 kHz et permet à priori de disposer d'une grande marge de temps de calcul par rapport à la contrainte 3 (voir section 3.1).

Les signaux vibratoires de synthèse développés dans cette section sont utilisés pour qualifier et comparer les outils de traitement de signal présentés dans la section 3.4. Les signaux vibratoires de synthèses sont construits à partir d'un signal d'accélération vertical  $x_v$  mesuré sur notre banc d'essai à 1500 tr/min (voir annexe A) lorsque le roulement d'étude est sain. Nous enrichissons ce signal par les caractéristiques physiques du défaut de rugosité généralisée décrit dans la littérature (voir hypothèses 1 et 2) en s'inspirant de modèles vibratoires existants. Ces signaux de synthèse n'ont pas été validés expérimentalement.

La représentation spectrale de l'accélération vibratoire  $x_v$  après une Transformée de Fourier Discrète (TFD) est donnée en figure 3.3.1. Les composantes basses fréquences observées sont associées aux imperfections lors de la mise en place du banc d'essai (balourd à la fréquence de rotation mécanique  $f_r = 25 Hz$  et désalignement aux fréquences  $kf_r$ ). Le « bruit de roulement » est défini comme l'ensemble des fréquences comprises entre 1 kHz et 10 kHz (voir figure 3.3.1). Dans ces travaux, l'accélération vibratoire est exprimée en g, accélération due à

la pesanteur ( $9.81 \text{ m.s}^{-2}$ ), unité traditionnellement employée en analyse vibratoire [Augeix \(2001\)](#).

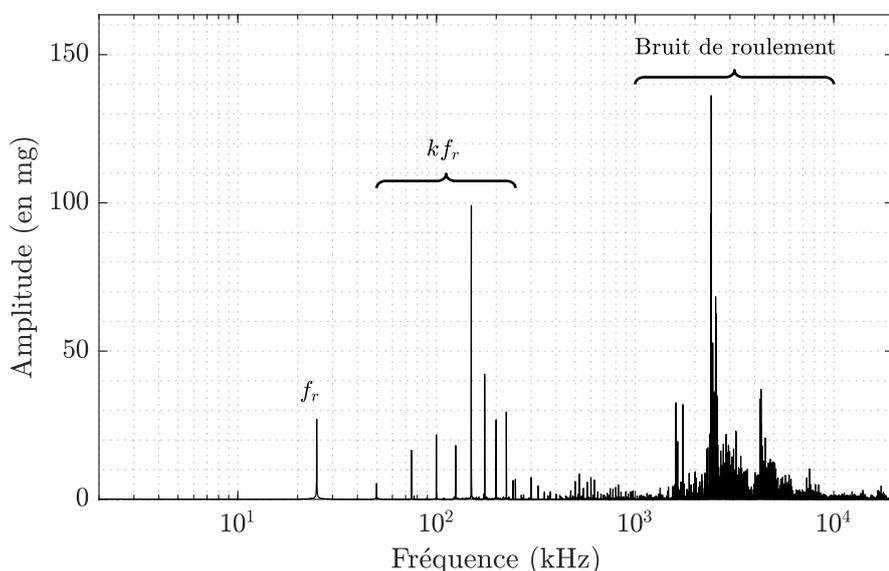


FIGURE 3.3.1 – Contenu fréquentiel du spectre de l'accélération verticale efficace  $x_v$  du roulement d'étude 6208 2Z C3 de la machine M1 à 1500 tr/min dans l'état sain

Un numéro de l'observation  $N_{obs}$  est associée à un signal d'accélération vibratoire constitué de  $N_e = 102.4 \text{ kpoints}$ . Lors du monitoring, le régime sain (ou l'état sain) est fixé arbitrairement pour les numéros des observations  $N_{obs} < N_{s/d}$ . Ce régime est constitué des signaux sains  $x_s$  issus de l'accélération verticale  $x_v$  filtrée sur la bande fréquentielle  $B_{rg}$ . En pratique cela suppose que le roulement est neuf et correctement monté sur la machine. Le défaut de roulement de type rugosité généralisée apparait progressivement sur les signaux  $x_d$  pour les numéros des observations  $N_{obs} > N_{s/d}$ , par l'introduction des effets qu'il induit dans les signaux; ces signaux constituent le régime défaillant (ou l'état défaillant). Les caractéristiques du défaut de rugosité généralisée sont donc introduites dès le numéro de l'observation  $N_{s/d}$  (voir figure [3.5.20](#)).

En pratique, les signaux  $x_s$  et  $x_d$  sont obtenus lorsque la vitesse de rotation de la machine est identique afin de s'assurer que la machine reste dans une configuration vibratoire identique.

Pour résumer nous retenons :

- $x_s$  : accélération vibratoire de synthèse du roulement sain
- $x_d$  : accélération vibratoire de synthèse du roulement avec ajout de caractéristiques du défaut de rugosité généralisée

### 3.3.2 Signal 1

Nous construisons tout d'abord le signal sain  $x_s$  sur la bande  $B_{rg} = [1, 20] kHz$  (voir section 3.3.1), en proposant un modèle simple du signal d'accélération verticale  $x_v$  (issu de notre banc d'essai) sur la bande  $B_{rg}$  qui conserve les fréquences de résonances dominantes. Pour cela, nous travaillons dans le domaine fréquentiel et nous localisons les maximums locaux sur la bande  $B_{rg}$ . Un maximum local du spectre de  $x_v$  est déterminé par la fonction *findpeaks* de Matlab sur une fenêtre glissante de 2.5 Hz, ce qui est compatible avec la résolution fréquentielle  $\Delta f = 0.5 Hz$  et avec un seuil de 30 mg déterminé empiriquement (voir figure 3.3.2). Cette méthode nous permet d'obtenir rapidement une bonne représentation des composantes stationnaires prépondérantes du signal d'accélération vibratoire issu de la structure de la machine M1.

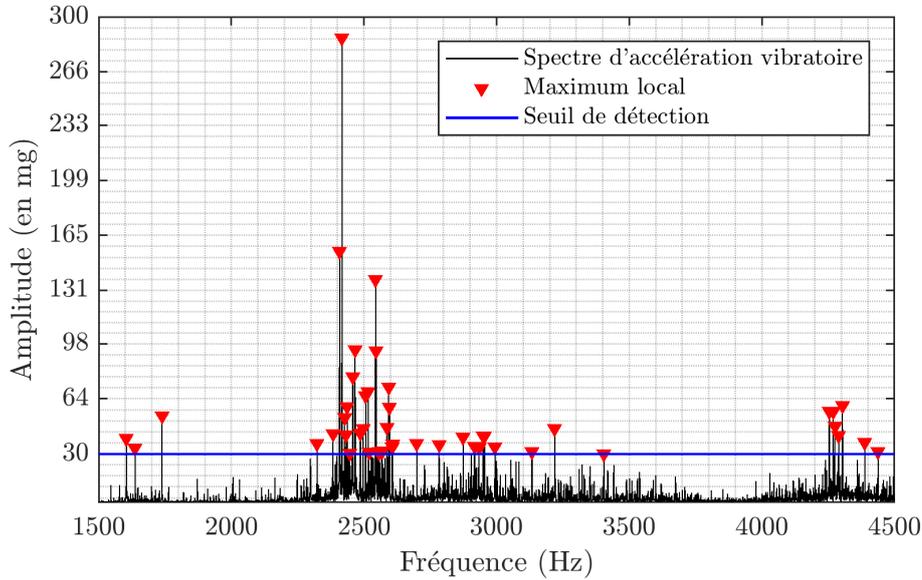


FIGURE 3.3.2 – Recherche des maximums locaux utilisés dans la construction du signal sain  $x_s$

Nous retenons arbitrairement les  $N_{res} = 12$  composantes périodiques de fréquences  $f_{res,k}$  qui présentent les plus fortes amplitudes  $A_{res,k}$ . Ainsi le signal  $x'_s$  est défini selon :

$$x'_s(t) = \sum_{k=1}^{N_{res}} (A_{res,k} \sin(2\pi f_{res,k}t)) \quad (3.3.1)$$

Nous ajoutons au signal  $x'_s$  un bruit blanc Gaussien  $x_{bs1}$  d'écart type  $\sigma_{bs1}$  puisque ce type de bruit est toujours présent dans un signal vibratoire. Pour simuler des observations différentes, l'écart type  $\sigma_{bs1}$  varie légèrement d'une observation à l'autre. Afin de se placer dans la bande fréquentielle d'étude  $B_{rg} = [1, 20] kHz$ , nous filtrons le signal  $x'_s(t) + x_{bs1}(t)$  par un filtre RII d'ordre 8 avec les fréquences

de coupure associées à la bande de fréquence  $B_{rg}$ . La sortie de ce filtre est le signal  $x_s$ . La construction du signal  $x_s$  modélisant le roulement dans son état sain est présentée en figure 3.3.3.

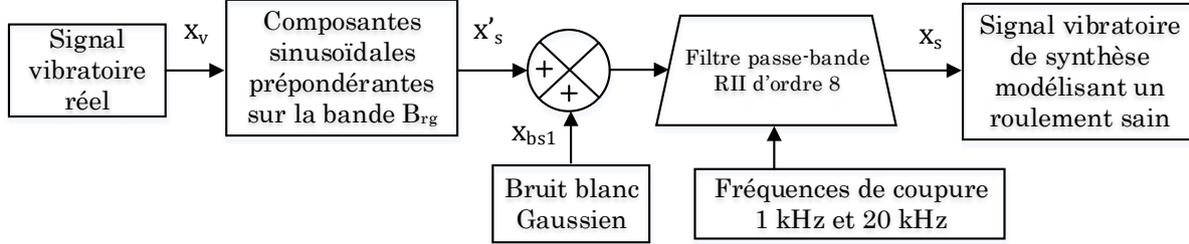


FIGURE 3.3.3 – Construction du signal vibratoire  $x_s$  modélisant un roulement sain

Nous obtenons un modèle simplifié du signal vibratoire réel  $x_v$  dans la bande de fréquences  $B_{rg} = [1, 20] \text{ kHz}$ . Nous enrichissons maintenant ce signal  $x_s$  par un signal caractérisant le défaut de rugosité généralisée à un stade naissant.

Tout d’abord, un modèle simple (*shot noise process*) de l’accélération vibratoire décrivant l’effet de forces transitoires dans le roulement peut s’écrire sous la forme :

$$x(t) = \sum_k x_k h(t - \tau_k) \quad (3.3.2)$$

avec  $h(t)$  la réponse impulsionnelle d’un impact entre les billes et une bague due à un micro-pitting,  $x_k$  et  $\tau_k$  étant des variables aléatoires qui représentent le caractère aléatoire de l’amplitude et de l’occurrence du choc.

Dans le cas d’un défaut de roulement de type rugosité généralisée, on considère que les événements transitoires associés aux chocs apparaissent de manière aléatoire dans le temps à cause de la distribution des cratères de micro-pitting sur les chemins de roulement (voir hypothèse 1 de la section 3.3.1).

Afin de tenir compte de la structure mécanique de la machine, les événements transitoires sont modélisés comme une série d’exponentielles sinusoïdales décroissantes. En s’appuyant sur les travaux [Gao & Yan \(2006\)](#); [Sheen \(2009\)](#); [Wang et al. \(2013\)](#) nous formulons donc les signaux vibratoires  $x_{rg,k}$  associés aux événements transitoires :

$$x_{rg,k}(t) = \sum_{i=1}^{N_t} A_t \Theta(t - t_{i,k}) \exp(-B_t(t - t_{i,k})) \sin(2\pi f_{t,k}(t - t_{i,k})) f(t) \quad (3.3.3)$$

avec  $f(t) = 1 + 0.25 \sin(\omega_r t)$  modélisant la transmission des vibrations par la structure.  $A_t$ ,  $\xi_t$  et  $f_t$  désignent respectivement l’amplitude, le facteur d’amortissement et la fréquence d’une composante transitoire. On définit  $1/B_t$

### 3.3. Construction de signaux vibratoires de synthèse

---

la constante de temps de décroissance exponentielle avec  $B_t = 2\pi\xi_t f_t$  et  $N_t$  est le nombre de transitoires présents pour une durée de signal donnée. Enfin,  $\omega_r = 2\pi f_r$  désigne la pulsation associée à la fréquence de rotation de la machine. Les fréquences  $f_t$  des transitoires sont choisies aléatoirement dans la bande  $[1, 5] \text{ kHz}$  afin de se placer dans le cadre de l'hypothèse 2.

Dans l'équation 3.3.3, le terme  $\Theta(t - t_{i,k})$  est défini de la manière suivante :

$$\Theta(t - t_{i,k}) = \begin{cases} \text{sign}(-1 + 2 \cdot \text{rand}) & \text{si } t - t_{i,k} \geq 0 \\ 0 & \text{sinon.} \end{cases} \quad (3.3.4)$$

avec  $\text{rand}$  la fonction retournant un nombre aléatoire entre 0 et 1 selon une distribution uniforme, et  $\text{sign}(x)$  la fonction retournant 1 si  $x > 0$  et -1 si  $x < 0$ . L'alternance aléatoire du signe de  $\Theta(t - t_{i,k})$  assure une valeur moyenne proche de 0 pour le signal  $x_{rg,k}$ .

Le terme  $\Theta(t - t_{i,k})$  permet d'insérer les transitoires dans le signal aux instants  $t_{i,k}$  qui sont déterminés de manière aléatoire sur une longueur de signal donnée  $T_s = \frac{N_e}{F_{ech}}$  :

$$t_{i,k} = T_s \cdot \text{rand} \quad (3.3.5)$$

Un transitoire représente un impact entre une bille et une bague. Le fait que ces chocs présentent une apparition aléatoire dans le temps est un phénomène non-stationnaire [Immovilli et al. \(2009\)](#).

Les amplitudes  $A_t$  augmentent linéairement au cours du temps pour simuler l'évolution du défaut de roulement de type rugosité généralisée selon l'hypothèse 2, tandis que le facteur d'amortissement est maintenu constant.

Afin d'obtenir de nombreux transitoires simulant le contact rugueux entre les chemins de roulement et les billes, ce processus est répété  $N_r$  fois tel que :

$$x'_{rg}(t) = \sum_{k=1}^{N_r} x_{rg,k}(t) \quad (3.3.6)$$

Un bruit blanc Gaussien  $x_{brg1}$  de moyenne nulle est ajouté au signal  $x'_{rg}$ , l'écart type  $\sigma_{brg1}$  du bruit blanc augmente linéairement au cours du temps. En première intention, cela permet de prendre en compte de manière simplifiée l'hypothèse 2 qui stipule que l'évolution de la sévérité du défaut de rugosité généralisée se caractérise par une augmentation aléatoire de larges bande de fréquences non prévisibles.

Afin de se placer dans la bande fréquentielle d'étude  $B_{rg} = [1, 20] \text{ kHz}$ , nous filtrons  $x_{brg1}(t) + x'_{rg}(t)$  par un filtre RII d'ordre 8 avec les fréquences de coupure associées à la bande de fréquence  $B_{rg}$ . La sortie de ce filtre est le signal  $x_{rg}$ . On pose arbitrairement  $\sigma_{brg1} = 0.2 \cdot \max(x'_{rg})$ , cela permet au signal  $x_{brg1}$  de varier conjointement à la variation du signal  $x'_{rg}$  défini par la relation 3.3.6. Ainsi, le paramètre  $A_t$  qui contrôle l'amplitude des transitoires, devient le seul paramètre permettant de construire l'évolution du signal de synthèse  $x_{rg}$  au cours du temps.

La construction du signal  $x_{rg}$  modélisant le défaut de roulement de type rugosité généralisée est présentée en figure 3.3.4.

Pour un roulement 6208 avec  $N_b = 9$  (nombre de billes) et une fréquence de rotation mécanique  $f_r = 25 \text{ Hz}$ , un défaut localisé sur la bague externe d'un roulement produit une fréquence caractéristique  $f_{bpo} \approx 135 \text{ Hz}$  (voir annexe C.2), c'est-à-dire que les billes rencontrent la zone en défaut sur la bague externe 135 fois par seconde de manière quasi-périodique. Pour ce signal, nous considérons en première intention que le défaut de rugosité généralisée produit  $N_r = 5$  fois plus d'impacts qu'un défaut localisé. Nous fixons alors  $N_t = f_{bpo}N_e/F_{ech}$ .

Ainsi, le signal synthétisé est constitué d'une somme de  $N_r$  défauts localisés dont l'apparition des impacts entre les billes et la bague externe est aléatoire. Sans introduire de périodicités, nous avons ainsi construit un défaut de rugosité généralisée au moyen d'une multitude de défauts localisés qui sont proches spatialement les uns des autres.

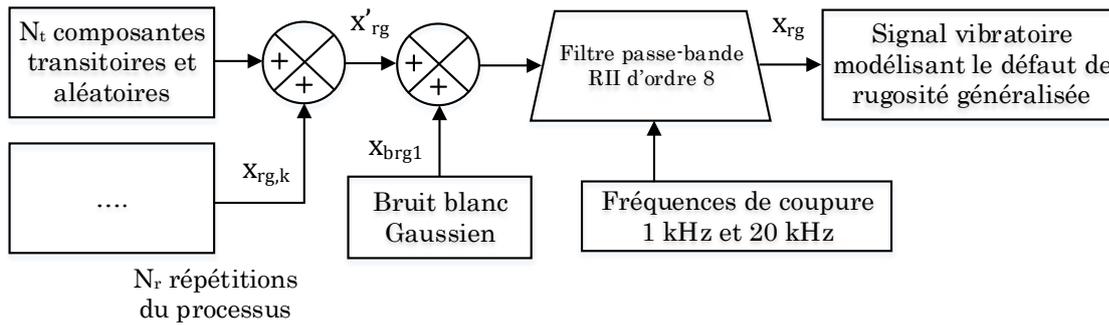


FIGURE 3.3.4 – Construction du signal vibratoire  $x_{rg}$  modélisant le défaut de rugosité généralisée

Ainsi pour résumer, nous considérons le signal  $x_1(t)$  :

$$x_1(t) = \begin{cases} x_s(t) & \text{pour } N_{obs} < N_{s/d} \text{ (état sain)} \\ x_d(t) = x'_s(t) + x_{rg}(t) & \text{pour } N_{obs} > N_{s/d} \text{ (état défaillant)} \end{cases} \quad (3.3.7)$$

La construction du signal  $x_d$  pour un état défaillant (avec l'insertion des phénomènes transitoires dans le signal  $x'_s$ ) est présentée sur le schéma 3.3.5 et en figure 3.3.6.

### 3.3. Construction de signaux vibratoires de synthèse

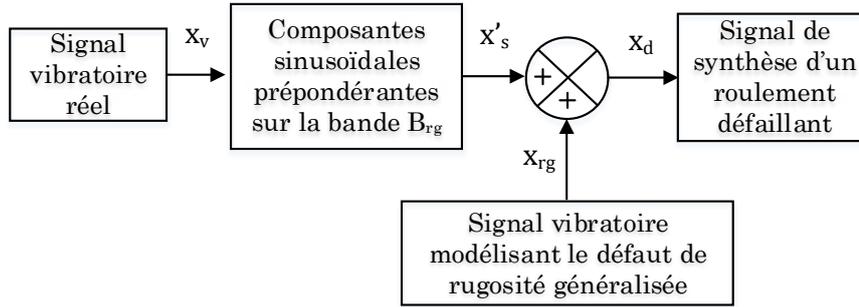


FIGURE 3.3.5 – Construction du signal de synthèse  $x_d$  pour l'état défaillant ; introduction de caractéristiques du défaut de rugosité généralisée

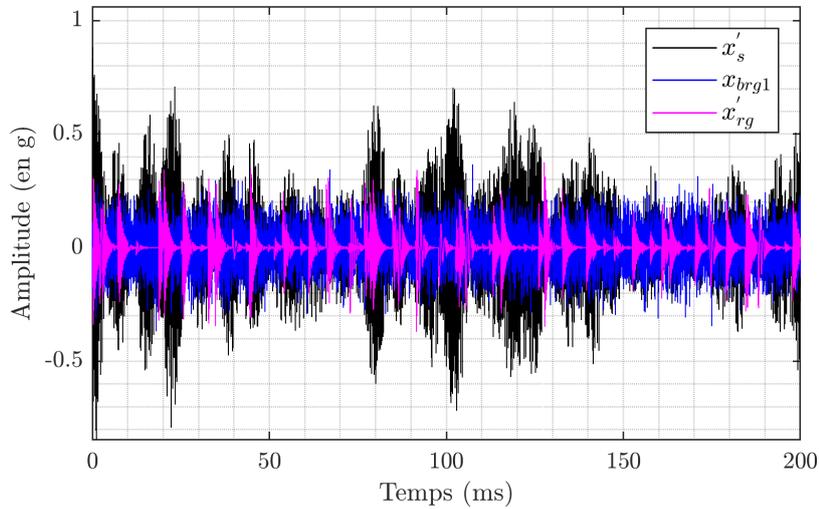


FIGURE 3.3.6 – Signaux temporels,  $x'_s$  (en noir),  $x_{brg1}$  (en bleu),  $x'_{rg}$  (en magenta) utilisés pour construire le signal  $x_d$  (état défaillant)

Le signal temporel  $x_1$  est représenté en figure 3.3.7 pour l'état sain et l'état défaillant ; le contenu fréquentiel en figure 3.3.8.

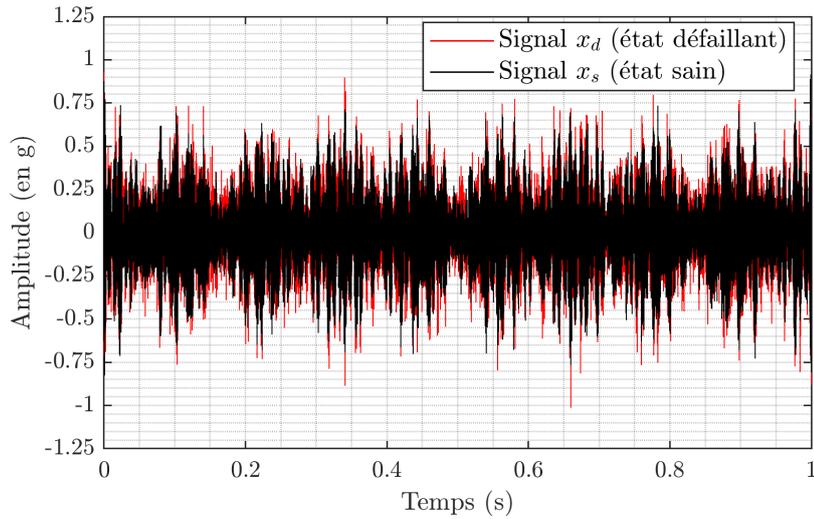


FIGURE 3.3.7 – Signal vibratoire temporel  $x_1$  modélisant un roulement dans l'état sain (signal  $x_s$  en noir) et dans l'état défaillant en présence des caractéristiques du défaut de rugosité généralisée (signal  $x_d$  en rouge)

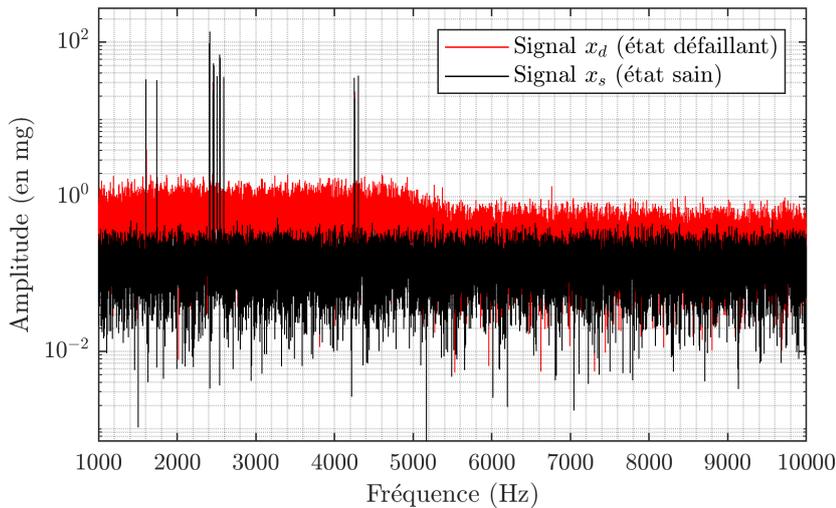


FIGURE 3.3.8 – Contenu fréquentiel du signal vibratoire  $x_1$  modélisant un roulement dans l'état sain (signal  $x_s$  en noir) et dans l'état défaillant en présence des caractéristiques du défaut de rugosité généralisée (signal  $x_d$  en rouge)

### 3.3.3 Signal 2

Comme dans la section précédente, ce signal vibratoire de synthèse  $x_2$  est construit à partir du signal d'accélération  $x_v$  du roulement d'étude de notre banc d'essai (voir annexe A). Nous enrichissons ce signal par les caractéristiques physiques du défaut de rugosité généralisée décrit par les hypothèses 1 et 2 de la section 3.3.

### 3.3. Construction de signaux vibratoires de synthèse

Comme précédemment, le signal sain  $x_s$  est constitué du signal  $x_v$ . Nous y ajoutons un bruit blanc Gaussien  $x_{bs2}$  d'écart type  $\sigma_{bs2}$  (voir figure 3.3.9) qui varie légèrement d'une observation à l'autre pour simuler des observations différentes. Le signal résultant est filtré sur la bande  $B_{rg}$  (filtre passe-bande RII d'ordre 8). Ainsi, contrairement au signal sain de la section précédente, nous conservons l'ensemble des composantes fréquentielles de la bande  $B_{rg}$ , ce qui est plus réaliste pour un signal sain.

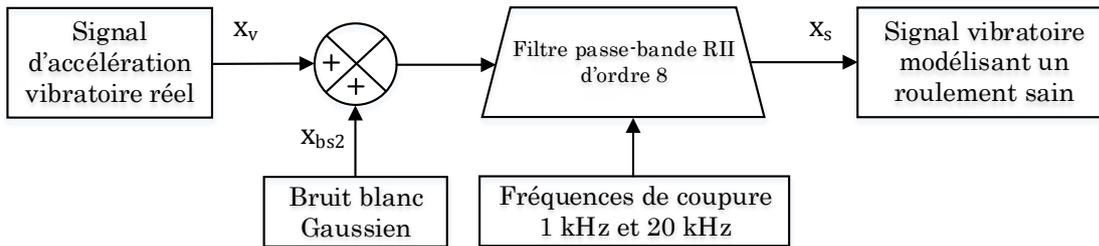


FIGURE 3.3.9 – Construction du signal d'accélération vibratoire  $x_s$  (état sain)

Dans [Immovilli et al. \(2009\)](#), le défaut de roulement de type rugosité généralisée produit expérimentalement par corrosion des éléments roulants produit des non-stationnarités détectées dans la bande de fréquences  $f_{bw} = [0, 3.3] \text{ kHz}$ . Ainsi pour simuler les non-stationnarités observées dans [Immovilli et al. \(2009\)](#) et se placer dans le cadre de l'hypothèse 1, nous choisissons arbitrairement d'augmenter l'amplitude de larges bandes fréquentielles  $B_k$  autour des 3 fréquences de résonances principales (voir figure 3.3.10). Selon l'hypothèse 2 la largeur de bandes est non-prévisible et présente donc un comportement aléatoire.

Nous posons  $x_{rg}$  le signal présentant les caractéristiques du défaut de rugosité généralisée tel que :

$$x_{rg}(t) = \sum_{B_k=1}^3 x_{B_k}(t) \quad (3.3.8)$$

Les signaux  $x_{B_k}(t)$  représentent les effets induits par un défaut de rugosité généralisée sur les bandes fréquentielles  $B_k$ . Nous proposons arbitrairement de choisir les signaux  $x_{B_k}(t)$  comme des bruits blanc Gaussien  $x_{bgr2}$  de moyenne nulle et d'écart type  $\sigma_{bgr2}$  puis filtrés sur les bandes  $B_k$  définies selon 3.3.9.

L'hypothèse 1 est très large, le plus accessible à ce stade pour créer des non-stationnarités est d'augmenter linéairement la dérivée temporelle de l'écart type  $\frac{d}{dt}\sigma_{bgr2}(t)$  pour chaque signal  $x_{B_k}(t)$ .

Pour se placer dans le cadre de l'hypothèse 2, les bandes de fréquences  $B_k$  sont choisies aléatoirement avec les contraintes suivantes :

- $B_1^{min} = [1.55, 1.75] \text{ kHz}$  et  $B_1^{max} = [1, 1.9] \text{ kHz}$
- $B_2^{min} = [2.27, 2.55] \text{ kHz}$  et  $B_2^{max} = [1.9, 3.8] \text{ kHz}$
- $B_3^{min} = [4.24, 4.32] \text{ kHz}$  et  $B_3^{max} = [3.8, 10] \text{ kHz}$

Les  $B_k^{min}$  sont choisies arbitrairement de manière à toujours contenir les fréquences de résonances principales et on souhaite que  $B_k^{min} \subset B_k$ . Les  $B_k^{max}$  sont définies pour couvrir la bande de fréquences  $[1, 10] \text{ kHz}$ . Nous nous sommes limités à cette bande de fréquence puisqu'elle contribue majoritairement au bruit de roulement de la bande  $B_{rg}$ . On a ainsi :

$$B_k = B_k^{min} + (B_k^{max} - B_k^{min}) \cdot rand \quad (3.3.9)$$

avec  $rand$  la fonction retournant un nombre aléatoire entre 0 et 1 selon une distribution uniforme.

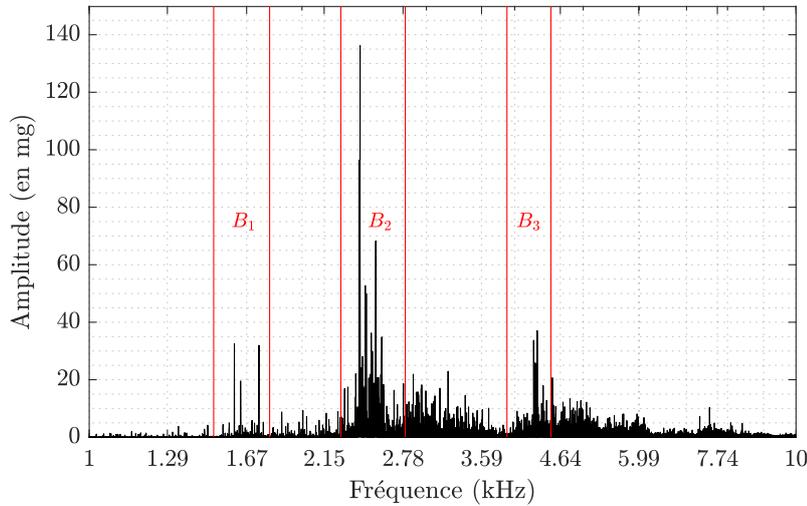


FIGURE 3.3.10 – Contenu fréquentiel entre 1 kHz et 10 kHz du signal sain  $x_s$ . Visualisation des bandes de fréquences sélectionnées aléatoirement selon la relation 3.3.9

La construction du signal vibratoire  $x_d$  modélisant le défaut de rugosité généralisée est présentée en figure 3.3.11.

### 3.3. Construction de signaux vibratoires de synthèse

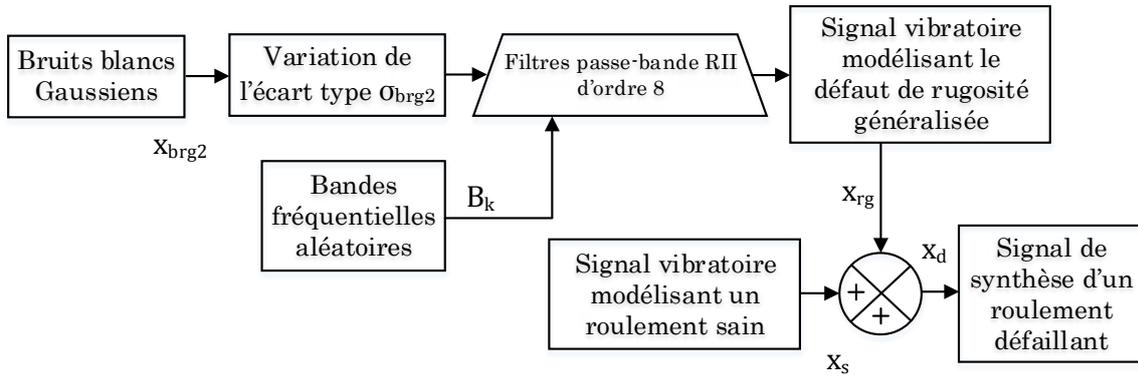


FIGURE 3.3.11 – Construction du signal vibratoire  $x_{rg}$  modélisant le défaut de rugosité généralisée

De la même manière que pour la section précédente, le signal de synthèse  $x_2$  s'écrit :

$$x_2(t) = \begin{cases} x_s(t) & \text{pour } N_{obs} < N_{s/d} \text{ (état sain)} \\ x_d(t) = x_s(t) + x_{rg}(t) & \text{pour } N_{obs} > N_{s/d} \text{ (état en défaillant)} \end{cases} \quad (3.3.10)$$

À ce stade de l'étude, nous avons proposé avec ce modèle vibratoire une variation possible du contenu fréquentiel de la bande de fréquence  $B_{rg}$  en présence d'un défaut de roulement de type de rugosité généralisée.

Le signal temporel  $x_2$  et son contenu fréquentiel pour l'état sain et l'état défaillant sont représentés respectivement en figure 3.3.12 et figure 3.3.13.

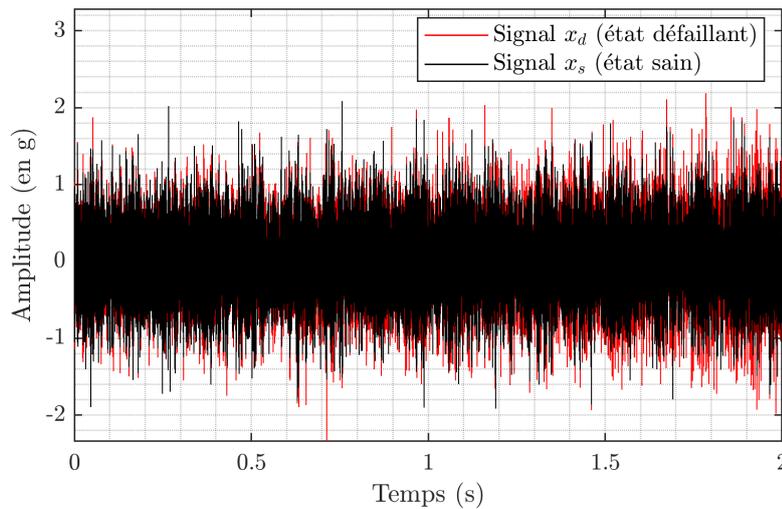


FIGURE 3.3.12 – Signal temporel  $x_2$  pour un état sain un état défaillant

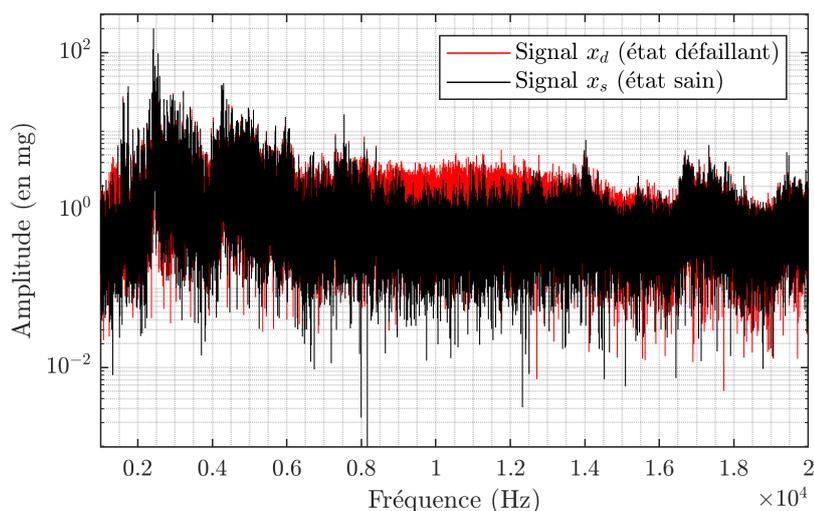


FIGURE 3.3.13 – Contenu fréquentiel du signal  $x_2$  pour un état sain et un état défaillant

### 3.4 Méthodes de détection

Dans ce paragraphe, nous nous intéressons à des méthodes simples à implémenter dans un contexte industriel afin d'extraire des signatures du défaut de rugosité généralisée. Étant donné que nous ne disposons pas de signaux réels concernant un vieillissement de roulement de type rugosité généralisée, l'objectif est de regrouper les méthodes les plus immédiates à appliquer sur nos signaux de synthèse afin d'effectuer un premier benchmark. Cela nous permet de caractériser les performances des méthodes de traitement de signal afin de sélectionner les plus sensibles aux diverses caractéristiques du défaut de rugosité généralisée.

Nous commençons par analyser une méthode paramétrique basée sur le filtre de Wiener, ainsi que des méthodes temps-fréquence. Toutes ces méthodes sont appliquées sur les signaux de synthèse définis dans la section 3.3.

Lors du monitoring, le processus utilisé pour calculer un indicateur du défaut de rugosité généralisée à partir d'une méthode de détection est décrit en figure 3.4.14. Afin de réaliser un tel processus, nous nous sommes orientés vers des méthodes de détection qui permettent de satisfaire sans ambiguïté les contraintes industrielles imposée (voir section 3.1) tout en étant intéressantes vis à vis des propriétés physiques du défaut de rugosité généralisée. Ce dernier point est détaillé dans les sections 3.4.1 et 3.4.2 présentant la manière dont nous employons chaque outil.

Enfin, il faut noter que la légèreté des méthodes choisies permet de réduire le temps de développement (voir contrainte 2 section 3.1). Par ailleurs, dans cet objectif, nous avons proposé un protocole d'implémentation pour LORELEC

permettant de diminuer le temps de débogage sur la cible LabVIEW : les algorithmes choisis et développés sur Matlab sont transcrits sous le logiciel libre Scilab dont le code est facilement déployable sous LabVIEW par l'intermédiaire du logiciel LabVIEW to Scilab Gateway. Cela nous permet d'économiser le coût du module LabVIEW MathScript traduisant directement le code Matlab en LabVIEW.

Le 1<sup>er</sup> signal vibratoire résultant d'une acquisition lorsque le roulement est neuf est qualifié de signal sain et est noté  $x_s$ , les signaux résultant du monitoring à une date ultérieure sont notés  $x_{rg}$ . L'écart quantifié entre ces signaux par la méthode de détection constitue l'indicateur du défaut de rugosité généralisée ; cet indicateur varie avec l'apparition et le degré de sévérité du défaut de rugosité généralisée. Avant d'appliquer les méthodes proposées dans cette section, les signaux  $x_s$  et  $x_{rg}$  sont filtrés sur la bande  $B_{rg}$  (filtre passe-bande RII d'ordre 8) afin de respecter les hypothèses et contraintes définies dans la section 3.1.

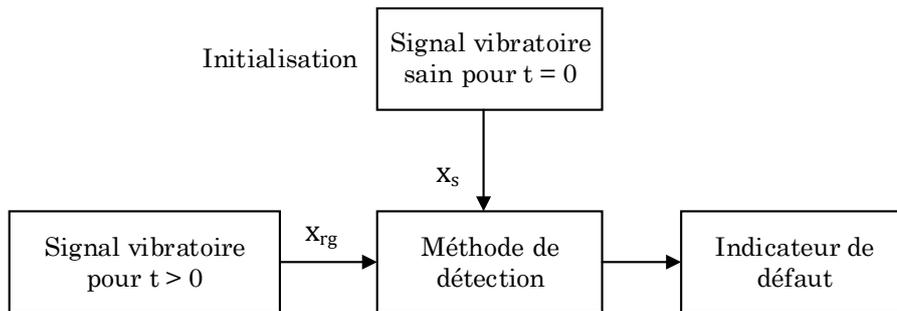


FIGURE 3.4.14 – Calcul d'indicateurs du défaut de rugosité généralisée à l'aide d'un algorithme de traitement de signal basé sur la déviation entre le signal vibratoire sain pré-enregistré  $x_s$  et un signal vibratoire  $x_{rg}$  issu du monitoring

#### 3.4.1 Filtrage de Wiener

Le filtrage est une opération courante en analyse vibratoire pour construire des indicateurs de défaut en filtrant la bande fréquentielle concernée par le défaut. Le filtrage peut aussi être utilisé pour mettre en lumière une signature de défaut, on parle alors de filtre de détection ou bien de filtre à réduction de bruit.

Ce filtre est très largement employé en acoustique [Widrow \*et al.\* \(1975\)](#), [Lim & Oppenheim \(1979\)](#) et possède des applications en analyse vibratoire [Antoni & Randall \(2006\)](#). Il a été employé dans [Zhou \*et al.\* \(2009\)](#) afin de détecter un défaut de roulement de type rugosité généralisée à un stade relativement avancé. Dans [Zhou \*et al.\* \(2009\)](#) la signature du défaut de rugosité généralisée est détectée expérimentalement par un filtre de Wiener appliqué au courant statorique pour des fréquences comprises entre 1 Hz et 3 kHz.

Dans nos travaux, afin d'améliorer la détectabilité du défaut de rugosité généralisée lorsque le défaut est précoce, nous proposons d'utiliser le filtre de Wiener pour détecter la signature d'un défaut de rugosité généralisée naissant qui est issu d'un signal vibratoire de synthèse et dans la bande de fréquence  $B_{rg} = [1, 20] \text{ kHz}$ . Nous rappelons que la signature du défaut de rugosité généralisée est susceptible d'apparaître à un stade précoce dans la bande  $B_{rg}$  (voir section 3.2.2.2).

Le filtre de Wiener est le filtre optimal qui permet de faire ressortir l'information utile d'un signal bruité  $x_{rg}$  à partir d'une estimation  $\hat{x}_s$  de ce bruit. Le principe de fonctionnement basique du filtre est présenté en figure 3.4.15. Le filtre de Wiener  $w(n)$  minimise l'erreur  $e(n)$  entre  $x_{rg}(n)$  et  $\hat{x}_s$  au sens des moindres carrés.

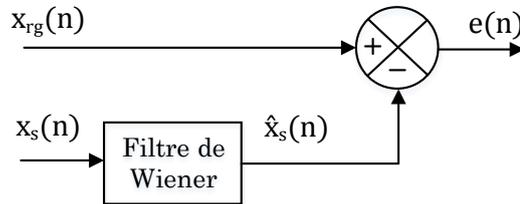


FIGURE 3.4.15 – Illustration de l'application d'un filtre de Wiener en vue de débruiter le signal  $x_{rg}$  par une estimation du bruit  $x_s$

On a donc par définition  $e(n) = x_{rg}(n) - \hat{x}_s(n)$  avec  $\hat{x}_s(n) = w(n) \cdot x_s(n)$  l'estimation du bruit à filtrer  $x_s(n)$  avec le filtre de Wiener. Ce filtre obéit donc à la minimisation suivante :

$$\min_{w(n)} \xi = E \{ | e(n)^2 | \} \quad (3.4.11)$$

avec l'erreur de prédiction  $\xi$  et  $E$  qui désigne la moyenne  $1/N_e \sum_{k=1}^{N_e} e(k)$

Dans notre cadre, nous considérons que l'ensemble des composantes fréquentielles dominantes de l'accélération vibratoire dans la bande  $B_{rg}$  sont présentes avant et après l'apparition du défaut de rugosité généralisée c'est-à-dire dans les signaux  $x_s$  et  $x_{rg}$ . Ainsi, du point de vue de la détection, ces composantes ne contribuent pas à la signature du défaut et peuvent être assimilées à un bruit qu'il est nécessaire de filtrer afin d'augmenter le rapport signal sur bruit. Nous dimensionnons donc le filtre de Wiener afin d'estimer uniquement les composantes de ce bruit, c'est-à-dire le signal  $x_s$ .

En considérant un filtre de Wiener sous la forme d'un filtre RIF de coefficients  $\omega_s$  et d'ordre  $p$ , l'erreur de prédiction  $\xi_s$  peut se formuler de la manière suivante pour le signal sain  $x_s(n)$  Zhou *et al.* (2009) :

$$\xi_s = E \left\{ \left| x_s(n) - \sum_{k=0}^p \omega_s(k) x_s(n-k) \right|^2 \right\} \quad (3.4.12)$$

### 3.4. Méthodes de détection

Cette équation peut s'écrire sous forme d'une matrice Toeplitz (matrice à diagonales constantes) symétrique sous l'hypothèse que le signal  $x_s$  soit stationnaire au second ordre (*Wide Sense Stationary*). Dans ce cadre, la résolution de l'équation 3.4.12 est efficace avec l'algorithme de récursion de Levinson Hayes *et al.* (1996). L'implémentation réalisée dans ces travaux est issue de la fonction *lpc* (« *Linear Prediction filter Coefficients* ») de Matlab.

La résolution de l'équation 3.4.12 fournit donc les coefficients du filtre de Wiener qui minimisent l'erreur de prédiction  $\xi_s$  du signal vibratoire sain  $x_s(n)$ . Pour chaque mesure vibratoire  $x_{rg}(n)$  issue du monitoring, le filtre de Wiener est appliqué et toute variation entre l'état sain  $x_s(n)$  et l'état actuel  $x_{rg}(n)$  sera quantifiée dans une certaine mesure par l'erreur de prédiction. Vu que le filtre prédit uniquement les composantes associées au bruit initial, l'erreur de prédiction va augmenter avec le développement du défaut de rugosité généralisée. Ainsi l'erreur de prédiction  $\xi_{rg}$  peut être utilisée comme indicateur de défaut tel que :

$$\xi_{rg} = \frac{1}{N_e} \sum_{k=0}^{N_e-1} \left| x_{rg}(n) - \sum_{k=0}^p \omega_s(k) x_{rg}(n-k) \right|^2 \quad (3.4.13)$$

Nous normalisons cet indicateur par rapport à l'erreur de prédiction  $\xi_s$  obtenue pour l'état sain. Nous proposons donc l'indicateur suivant qui est proche de 1 au début du monitoring lorsque la déviation entre les signaux  $x_{rg}$  et  $x_s$  est faible :

$$\chi_{fw} = \frac{\xi_{rg}}{\xi_s} \quad (3.4.14)$$

la figure 3.4.16 schématise le processus associé au calcul de  $\chi_{fw}$ .

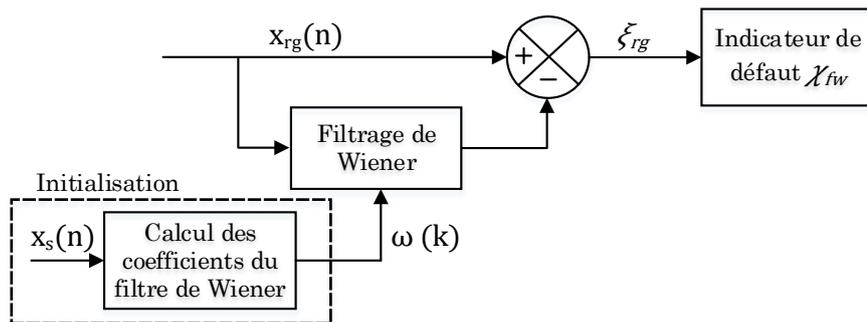


FIGURE 3.4.16 – Calcul de l'indicateur  $\chi_{fw}$  du défaut de rugosité généralisée lors du monitoring d'un roulement par l'utilisation d'un filtre de Wiener déterminé par le signal vibratoire sain  $x_s$  et appliqué à un signal vibratoire  $x_{rg}$  issu du monitoring du roulement

Cette méthode est efficace dans le cas où tous les signaux vibratoires sont mesurés pour une vitesse de rotation  $\Omega_m$  identique. Une variation de vitesse modifie les fréquences de résonance de la structure et donc le bruit présent dans le signal  $x_{rg}$ , or le filtre de Wiener est déterminé pour le signal  $x_s$  pour une vitesse donnée. Pour une machine fonctionnant à vitesse variable sur onduleur de tension, une

manière simple d'utiliser le filtrage de Wiener consiste à déterminer ses coefficients pour chaque point de fonctionnement.

Enfin, il faut bien noter que cette méthode quantifie sur la bande fréquentielle  $B_{rg}$  l'évolution de l'ensemble du signal  $x_{rg}$  par rapport au signal  $x_s$ . Cela signifie que cette méthode n'est pas cantonnée à la détection du défaut de rugosité généralisée et met en lumière tous les variations vibratoires susceptibles de se produire dans la bande fréquentielle  $B_{rg}$ .

### 3.4.2 Traitement de signal temps-fréquence

Les méthodes temps-fréquence sont généralement bien adaptées à la détection de non-stationnarités dans un signal [Caironi \(2002\)](#); [Lebaroud & Clerc \(2006\)](#). Ces méthodes permettent d'analyser la variation du contenu fréquentiel des signaux au cours du temps. Parmi les outils classiques, la transformée de Fourier à court terme a été privilégiée pour une transférabilité au domaine industriel afin de se placer dans le cadre des contraintes 2 et 3 définies dans la section 3.1.

Ensuite, parmi les outils d'analyse spectrale récents et applicables au domaine industriel, nous avons choisi le kurtosis spectral qui permet de localiser les bandes de fréquences non-stationnaires prépondérantes, et donc de caractériser le défaut de rugosité généralisée. De plus, ce choix a été motivé par le fait que kurtosis spectral peut être calculé par l'intermédiaire de la transformée de Fourier à court terme. Les contraintes 2 et 3 seront donc respectées.

#### 3.4.2.1 Soustraction spectrale

Cette méthode est généralement utilisée pour débruiter les signaux acoustiques [Boll \(1979\)](#); [Lim & Oppenheim \(1979\)](#) et présente de multiples applications, par exemple lorsque un bruit de fond (bruit de moteur, écoulement de fluide) doit être atténué par rapport aux signaux de parole. Le spectre contenant l'information et le bruit additionnel est estimé, puis le spectre du bruit est estimé en l'absence du signal utile. La soustraction de ces deux spectres permet d'atténuer le bruit et donc d'améliorer l'information contenue dans le signal utile. L'utilisation de cette méthode suppose que le bruit est stationnaire.

La méthode de soustraction spectrale que nous utilisons se base sur la Transformée de Fourier à Court Terme (TFCT) qui permet d'effectuer une succession d'analyses fréquentielles locales du signal à partir d'une fenêtre glissante. Pour construire notre méthode de détection, nous nous sommes inspirés des travaux de [Bouchikhi \*et al.\* \(2013\)](#) dans lesquelles cette méthode est employée dans le cadre du monitoring de défauts de machines tournantes.

Pour notre application on considère que la source de bruit est constituée du signal vibratoire sain filtré sur la bande  $B_{rg}$ . Nous notons  $x_s(n)$  ce signal vibratoire,

### 3.4. Méthodes de détection

---

avec  $n$  l'indice temporel, dont on dispose d'une estimation spectrale  $X_s(m, f_k)$  par l'intermédiaire d'une TFCT (équation 3.4.15) ;

$$X_s(m, f_k) = \sum_{n=0}^{N_e-1} x_s(n) \cdot w(n-m) \cdot e^{-j2\pi f_k n} \quad (3.4.15)$$

avec  $w$  la fonction de fenêtrage discrète de Hanning de taille  $N_w$ ,  $m$  l'indice temporel,  $N_e$  le nombre total d'échantillons du signal et  $f_k$  les fréquences.

Lorsque le roulement est sain, on suppose le signal vibratoire  $x_s$  stationnaire, on effectue un moyennage de  $X_s(m, f_k)$  sur  $K$  fenêtres avec un recouvrement de 75 % minimum selon [Antoni \(2006\)](#). Ce processus nous permet de disposer d'une estimation du bruit à filtrer.

$$\mu(f_k) = \frac{1}{K} \sum_{m=0}^{K-1} |X_s(m, f_k)| \quad (3.4.16)$$

L'étape suivante consiste à réaliser une estimation spectrale  $X_{rg}(m, f_k)$  du signal  $x_{rg}(n)$  issu du monitoring. On a donc de la même manière :

$$X_{rg}(m, f_k) = \sum_{n=0}^{N_e-1} x_{rg}(n) \cdot w(n-m) \cdot e^{-j2\pi f_k n} \quad (3.4.17)$$

Puis on effectue la « soustraction spectrale d'amplitude » pour obtenir un résidu  $R(m, f_k)$  de la forme :

$$R(m, f_k) = \left| |X_{rg}(m, f_k)| - \mu(f_k) \right| \cdot \phi(m, f_k) \quad (3.4.18)$$

Avec  $\phi(m, f_k)$  la phase de  $X_s(m, f_k)$ .

Ce résidu permet de quantifier l'évolution des composantes stationnaires ainsi que les non-stationnarités qui apparaissent dans le signal  $x_{rg}(n)$  au cours du temps. Il faut noter que l'évaluation des non-stationnarités est cependant dépendante du choix de la taille de la fenêtre. Le fait de choisir le spectre d'amplitude plutôt que le spectre de puissance permet de réduire l'influence des composantes stationnaires de forte amplitude au profit des composantes de plus faible amplitude.

Afin de construire un indicateur de défaut, on calcule l'énergie contenue dans  $R(m, f_k)$  dans le domaine temporel. On effectue donc une TFCT inverse pour obtenir le résidu temporel de la soustraction spectrale  $r_{rg}(n)$ . On a ainsi l'indicateur suivant :

$$\chi_{ss} = \frac{\sum_{n=0}^{N_e-1} |r_{rg}(n)|^2}{\sum_{n=0}^{N_e-1} |r_s(n)|^2} \quad (3.4.19)$$

avec  $r_s(n)$  le résidu de la soustraction spectrale appliquée à l'état sain. Dans le régime sain, cet indicateur est donc proche de 1.

Le processus de soustraction spectrale est schématisé en figure 3.4.17.

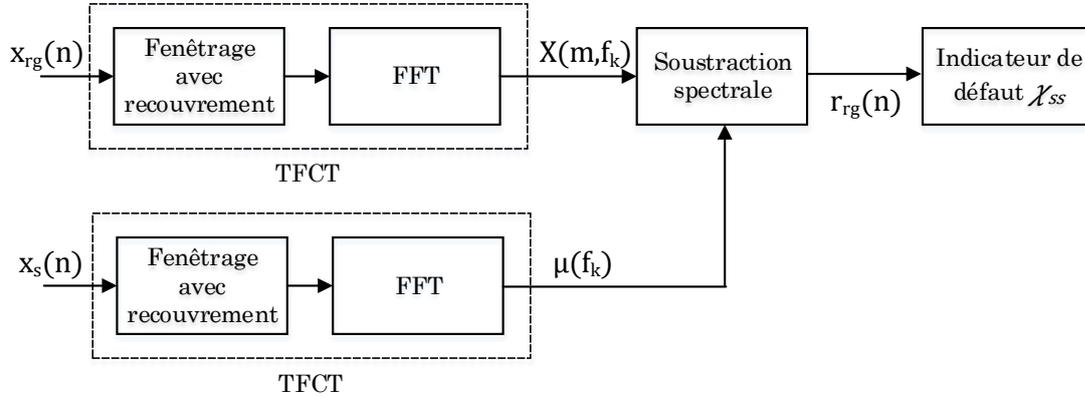


FIGURE 3.4.17 – Calcul de l’indicateur  $\chi_{ss}$  du défaut de rugosité généralisée lors du monitoring d’un roulement en utilisant une soustraction spectrale entre un signal vibratoire sain  $x_s$  et un signal vibratoire  $x_{rg}$  issu du monitoring

Il faut bien noter que cette méthode quantifie l’évolution de tous les phénomènes influant sur la bande fréquentielle  $B_{rg}$  y compris les phénomènes qui ne sont pas liés au défaut de rugosité généralisée. Comme indiqué pour le filtre de Wiener, cette méthode est robuste lorsque les mesures vibratoires sont effectuées pour une vitesse de rotation  $\Omega_m$  identique.

### 3.4.2.2 Kurtosis spectral

le kurtosis (ou coefficient d’aplatissement) correspond au moment d’ordre 4 de la distribution statistique du signal. Le kurtosis, noté  $k(x)$ , mesure l’aplatissement du signal  $x$  de valeur moyenne  $M$ .

$$k(x) = \frac{\frac{1}{N_e} \sum_{i=1}^{N_e} (x(i) - M)^4}{\left(\frac{1}{N_e} \sum_{i=1}^{N_e} (x(i) - M)^2\right)^2} - 3 \quad (3.4.20)$$

Selon cette définition, le kurtosis est nul pour un signal  $x$  présentant une distribution Gaussienne. Pour rappel, cet indicateur scalaire a tendance à augmenter avec l’apparition de chocs impulsions dans un signal ; le kurtosis caractérise ainsi les signaux dont la distribution n’est pas Gaussienne. En revanche, cet indicateur n’est pas suffisant pour détecter des chocs impulsions de faible amplitude masqués dans le bruit de fond d’un signal vibratoire [Antoni & Randall \(2006\)](#).

Le kurtosis spectral permet de détecter et de localiser en fréquence les non-stationnarités d’un signal. De manière imagée, on peut définir le kurtosis

spectral comme étant le kurtosis du signal analysé pour « chaque fréquence ». Le kurtosis spectral a largement été utilisé dans la détection et le monitoring du défaut de roulement localisé (e.g. [Antoni & Randall \(2006\)](#); [Leite et al. \(2015\)](#); [Saidi et al. \(2015\)](#); [Xiang et al. \(2015\)](#)). Dans [Immovilli et al. \(2009\)](#), un défaut de roulement de type rugosité généralisée à un stade avancé (créé artificiellement par corrosion des éléments roulants) a pu être détecté par l'utilisation de cet outil appliqué sur des signaux vibratoires.

Dans ces travaux, afin de réutiliser la TCFT utilisée dans la méthode soustraction spectrale présentée précédemment pour satisfaire la contrainte 2 (voir section 3.1), nous nous basons sur la définition du kurtosis spectral par l'intermédiaire de la TFCT [Antoni \(2006\)](#). Ainsi pour un signal  $x(n)$  et  $X(m, f_k)$  sa TCFT définie selon 3.4.15, on a :

$$KS_x(f_k) = \frac{\langle |X(m, f_k)|^4 \rangle_K}{\langle |X(m, f_k)|^2 \rangle_K^2} - 2 \quad (3.4.21)$$

où  $\langle |X(m, f_k)|^4 \rangle = 1/K \sum_{m=1}^K |X(m, f_k)|^4$  est la moyenne temporelle du terme  $|X(m, f_k)|^4$ . Cet estimateur est entièrement dérivé d'une approche temps-fréquence. Dans notre cas, nous analysons les non-stationnarités sur la bande  $B_{rg}$ , nous nous limitons donc à  $f_k \in B_{rg}$  dans la relation 3.4.21.

Dans la continuité des travaux de [Immovilli et al. \(2009\)](#), nous souhaitons appliquer le kurtosis spectral (par l'intermédiaire de la TFCT) dans le cadre du monitoring des signaux vibratoires afin de détecter le stade de dégradation naissant associé au défaut de rugosité généralisée induit par une électroérosion de la surface des chemins de roulements. Nous proposons un indicateur permettant de donner une image de l'ensemble des non-stationnarités présentes sur la bande fréquentielle  $B_{rg}$  provoquées par le défaut de rugosité généralisée.

D'après les études réalisées dans [Antoni \(2006\)](#); [Antoni & Randall \(2006\)](#), l'estimation du kurtosis spectral d'un signal dépend largement de la taille  $N_w$  de la fenêtre d'observation choisie. Cette dernière est en général choisie par itérations successives ou par un algorithme dédié afin de maximiser le kurtosis spectral [Antoni \(2007\)](#). Nous fixons un recouvrement de 75 % selon la recommandation de [Antoni \(2006\)](#) et nous définissons une fenêtre d'observation adaptée pour calculer l'estimateur du kurtosis spectral des signaux  $x_s$  et  $x_{rg}$ . La méthode de calcul du kurtosis spectral par la TCFT est illustrée sur la figure 3.4.18.

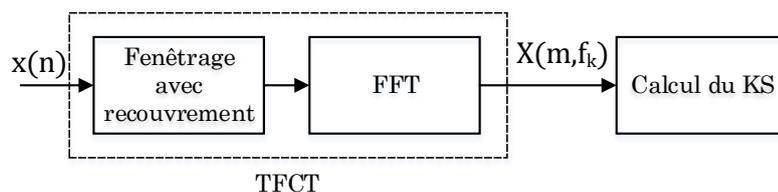


FIGURE 3.4.18 – Calcul du kurtosis spectral d'un signal

Selon la relation 3.4.21, pour une composante périodique pure  $f_k$  dans un signal  $x$ , on a  $KS_x(f_k) = -1$  Antoni (2006). Avec la résolution fréquentielle fixée par la fenêtre d'observation, on peut donc considérer que les composantes fréquentielles telles que  $KS_x(f_k) < 0$  ne sont pas des composantes non-stationnaires associées au défaut de rugosité généralisée. Nous conservons donc uniquement les composantes  $KS_x(f_k) > 0$  qui définissent la signature du défaut de rugosité généralisée ; on peut assimiler cette opération à un filtrage du signal réalisé par le calcul de son kurtosis spectral. Nous proposons donc un indicateur qui permet de quantifier l'évolution des composantes positives du kurtosis spectral au cours du temps lors du monitoring de l'état de santé du roulement (voir figure 3.4.19) :

$$\chi_{ks} = \frac{\sum_{f_k} KS_{x_{rg}}(f_k)^2}{\sum_{f_k} KS_{x_s}(f_k)^2} \text{ si } KS_x(f_k) > 0 \quad (3.4.22)$$

Pour définir un indicateur énergétique de la même manière que les méthodes précédentes, chaque KS calculé est mis au carré et le rapport des deux sommes permet d'obtenir un indicateur  $\chi_{ks}$  proche de 1 dans le régime sain.

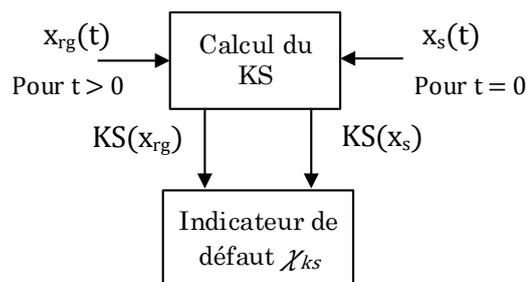


FIGURE 3.4.19 – Calcul de l'indicateur  $\chi_{ks}$  du défaut de rugosité généralisée lors du monitoring d'un roulement par la méthode du kurtosis spectral

### 3.5 Mise en œuvre et comparaison des méthodes de détection sur les signaux de synthèse

Afin de comparer les performances des méthodes de détection sur chaque type de signal de synthèse  $x_1$  et  $x_2$  dans lesquels nous avons introduit des caractéristiques

### 3.5. Mise en œuvre et comparaison des méthodes de détection sur les signaux de synthèse

du défaut de rugosité généralisée, nous émuloons un monitoring en définissant arbitrairement (voir figure 3.5.20) :

- $N_s = 10$  états sains différents  $\Rightarrow$  absence des caractéristiques du défaut de rugosité généralisée dans les deux types de signaux  $x_{s1,i}$  et  $x_{s2,i}$  pour  $i = 1, \dots, N_s$ .
- $N_d = 30$  états défaillants différents  $\Rightarrow$  présence des caractéristiques du défaut de rugosité généralisée dans les deux types de signaux  $x_{d1,j}$  et  $x_{d2,j}$  pour  $j = N_{s/d}, \dots, N_{s/d} + N_d - 1$  avec  $N_{s/d} = N_s + 1$ .

Nous rappelons que le numéro de l'observation  $N_{obs}$  est associée à un signal de taille  $N_e = 102.4 \text{ kpoints}$  échantillonné à la fréquence  $F_{ech} = 51.2 \text{ kS/s}$  ce qui correspond à un signal de durée  $T_s = 2 \text{ s}$ . Par construction, on a  $N_{obs} \in [1, N_s + N_d]$ . Ainsi le signal noté  $x_{s1,i}$  désigne le signal 1 dans le régime sain (observation  $i$ ) et le signal noté  $x_{d2,j}$  désigne le signal 2 dans le régime défaillant (observation  $j$ ).

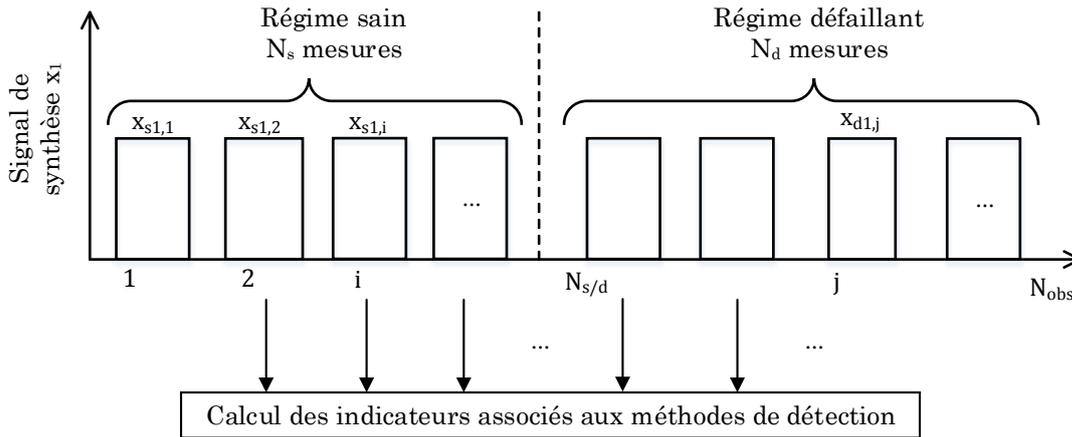


FIGURE 3.5.20 – Calcul des indicateurs du défaut de rugosité généralisée applicables aux deux types de signaux vibratoires de synthèse  $x_1$  et  $x_2$  construits dans les sections 3.3.2 et 3.3.3

Nous comparons les indicateurs  $\chi$  proposés à l'indicateur de référence défini dans la section 3.5.2.1.

## 3.5.1 Paramétrage utilisé pour les signaux de synthèse et les méthodes de détection

### 3.5.1.1 Paramétrage du signal 1

Pour le régime sain, les  $N_s$  signaux  $x_{s1}$  présentent un bruit blanc Gaussien  $x_{bs1}$  d'écart type variable  $\sigma_{bs1}$  (voir figure 3.3.3) selon :

$$\sigma_{bs1} = 0.1 + 0.1 \cdot rand \quad (3.5.23)$$

avec  $rand$  la fonction retournant un nombre aléatoire entre 0 et 1 selon une distribution uniforme. Cela induit une légère variation d'un signal sain à l'autre, tout en s'assurant que  $\sigma_{bs1} < \sigma_{brg1}$ . Ce bruit  $x_{bs1}$  à l'état sain est remplacé par le bruit  $x_{brg1}$  pour le régime défaillant (voir figure 3.3.4) lors de l'introduction des caractéristiques du défaut de rugosité généralisée à partir de l'observation  $N_{s/d}$ .

Pour le signal  $x_{d1}$ , en première intention on fixe  $\xi_t = 4.5 \cdot 10^{-2}$  et l'amplitude  $A_t$  (en g) augmente linéairement dans le temps tel que :

$$A_t(k) = c_1 + \frac{k-1}{N_d-1}(c_2 - c_1) \text{ pour } k = 1, \dots, N_d \quad (3.5.24)$$

$$c_1 = 0.2 \text{ et } c_2 = 0.36$$

On a donc pour les observations initiales et finales :  $A_t(k=1) = c_1$  et  $A_t(k=N_d) = c_2$ .

La figure 3.5.21 représente les signaux  $x_{s1}$  sur le régime sain et  $x_{d1}$  sur le régime défaillant.

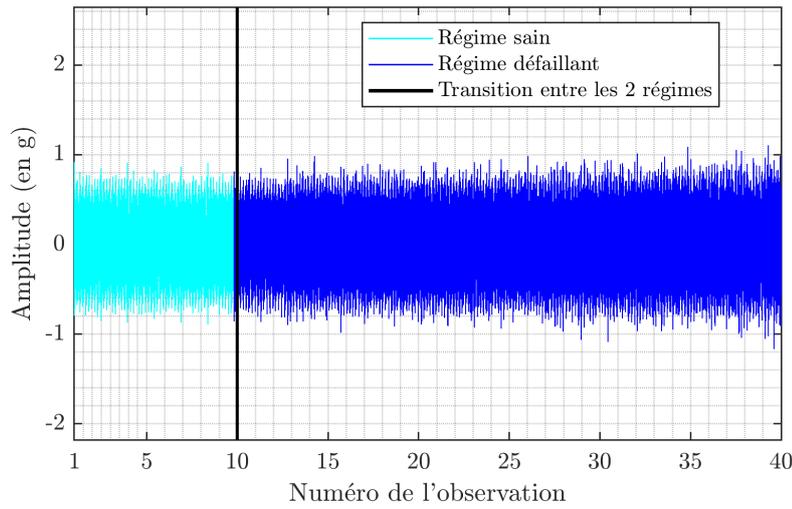


FIGURE 3.5.21 – Signal vibratoire de synthèse  $x_1$  sur  $N_s + N_d$  observations

### 3.5.1.2 Paramétrage du signal 2

Les signaux  $x_2$  pour le régime sain et le régime défaillant présentent un bruit blanc Gaussien  $x_{bs2}$  d'écart type variable  $\sigma_{bs2}$  selon :

$$\sigma_{bs2} = (0.2 + 0.05 \cdot rand)\sigma \quad (3.5.25)$$

en posant  $\sigma = \sigma(x_{s2,1})$

avec  $rand$  la fonction retournant un nombre aléatoire entre 0 et 1 selon une distribution uniforme. Les paramètres variant au cours du temps pour le signal

### 3.5. Mise en œuvre et comparaison des méthodes de détection sur les signaux de synthèse

$x_{d2}$  sont définis par l'intermédiaire d'une variation linéaire de l'écart type  $\sigma_{brg2}$  des signaux  $x_{B_k}(t)$  pour  $k = 1, \dots, 3$ . On définit ainsi :

$$\begin{aligned} \sigma_{brg2}^{max}(k) &= c_3\sigma + \frac{k-1}{N_d-1}(c_4 - c_3)\sigma \text{ pour } k = 1, \dots, N_d \\ \sigma_{brg2}(i, k) &= c_5\sigma + \sigma \frac{i-1}{N_e-1}(\sigma_{brg2}^{max}(k) - c_5\sigma) \text{ pour } i = 1, \dots, N_e \\ c_3 &= 0.25, \quad c_4 = 0.4, \quad c_5 = 0.8 \end{aligned} \quad (3.5.26)$$

Le second paramètre variable entre deux instants issus du monitoring est  $\frac{d}{dt}\sigma_{brg2}$ . On tire de la relation 3.5.26 :

$$\frac{d}{dt}\sigma_{brg2}(k) = \frac{\sigma_{brg2}^{max}(k) - c_5\sigma}{N_e - 1} \quad (3.5.27)$$

On a donc pour les observations initiales et finales :

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt}\sigma_{brg2}(k=1) &= \frac{(c_4 - c_3)\sigma}{N_e - 1} \\ \frac{d}{dt}\sigma_{brg2}(k=N_d) &= \frac{(c_5 - c_3)\sigma}{N_e - 1} \end{aligned} \quad (3.5.28)$$

La figure 3.5.22 représente les signaux  $x_{s2}$  sur le régime sain et  $x_{d2}$  sur le régime défaillant.

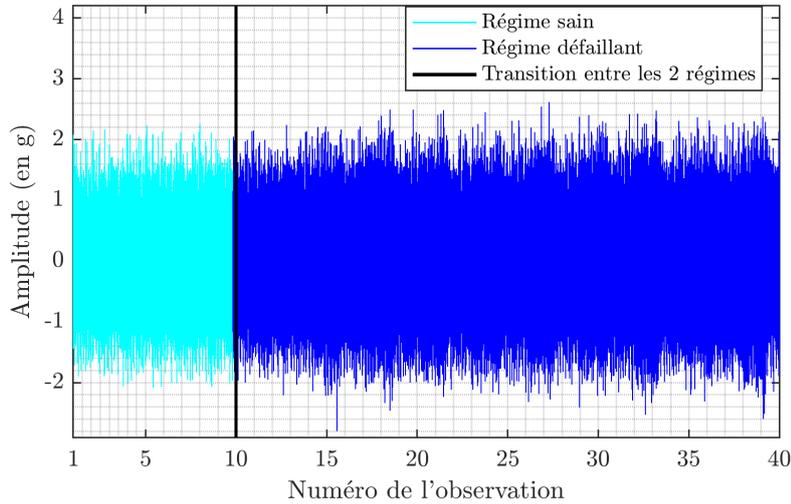


FIGURE 3.5.22 – Signal vibratoire de synthèse  $x_2$  sur  $N_s + N_d$  observations

#### 3.5.1.3 Paramétrage utilisé pour les méthodes de détection

Afin de choisir l'ordre optimal du filtre de Wiener, nous employons ici le critère d'information bayésien (BIC) qui est largement utilisé afin de déterminer l'ordre  $p$

d'un modèle. Selon la définition proposée dans Fassois (2001) on pose :

$$BIC(p) = \ln(\text{err}(p)) + (p + 1) \frac{\ln(N_e)}{N_e} \quad (3.5.29)$$

Le BIC réalise un compromis entre le temps de calcul et la précision du modèle. L'ordre du modèle est obtenu pour le BIC minimal. Dans notre cas, nous souhaitons déterminer une estimation de l'ordre du filtre de Wiener à employer pour déterminer le modèle des signaux sains  $x_{s1,1}$  et  $x_{s2,1}$  associées à l'observation initiale. On a donc  $\text{err}(p) = \xi_s(p)$  (voir équation 3.4.12) avec  $N_e$  le nombre de points du signal considéré.

Par itérations successives sur l'ordre  $p$  du filtre de Wiener pour  $p = 10, \dots, 500$  (voir figure 3.5.23), on calcule l'erreur des estimations fournie par le filtre de Wiener pour les signaux sains  $x_{s1,1}$  et  $x_{s2,1}$  et on détermine les BIC correspondants.

On fixe les ordres suivants :  $p_1^{\min} = 426$  et  $p_2^{\min} = 249$  qui minimisent le BIC pour les signaux sains  $x_{s1,1}$  et  $x_{s2,1}$  correspondants aux observations initiales.

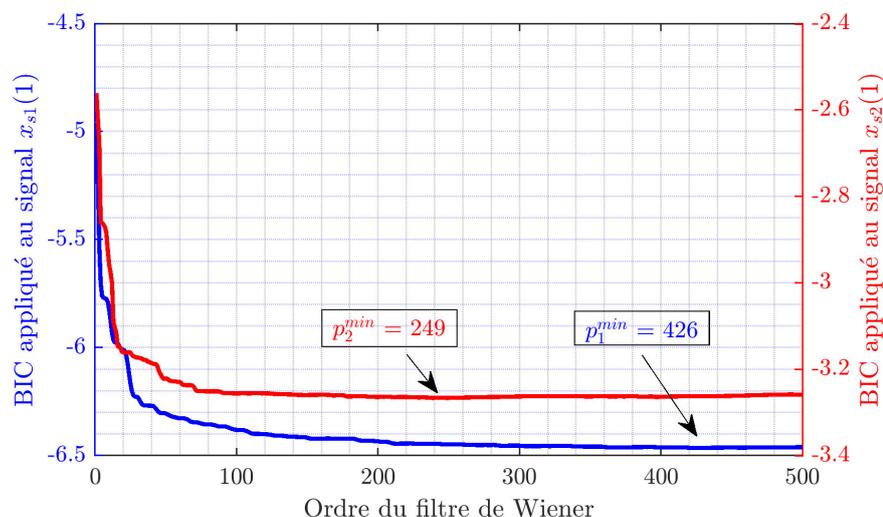


FIGURE 3.5.23 – Sélection des ordres des filtres de Wiener associés aux signaux du régime sain  $x_{s1}(1)$  et  $x_{s2}(1)$

Nous choisissons arbitrairement une taille de fenêtre d'observation fixe  $N_w = 2048$  points pour la méthode de soustraction spectrale et la méthode du kurtosis spectral afin d'observer la réactivité des méthodes dans des conditions identiques. L'ensemble des paramètres concernant l'acquisition des signaux et les méthodes de détection sont fixés afin de respecter les contraintes définies dans la section 3.1. Cela favorise une implémentation industrielle avec une bonne marge de manœuvre.

### 3.5.2 Définition des métriques de comparaison des indicateurs

#### 3.5.2.1 Indicateur de référence

Afin de comparer les indicateurs  $\chi$  proposés à un indicateur de référence, nous utilisons la valeur efficace  $A_{eff}$  des signaux. Pour un signal d'accélération vibratoire  $x$  échantillonné, sa valeur efficace est définie par la moyenne quadratique des écarts par rapport à sa moyenne  $M$  :

$$A_{eff} = \sqrt{\frac{1}{N_e} \sum_{k=1}^{N_e} (x(k) - M)^2} \quad (3.5.30)$$

Avec  $N_e$  le nombre d'échantillons du signal  $x$ .

Cet indicateur est généralement calculé sur l'accélération filtrée entre 1 kHz et 10 kHz, ce choix est dicté par l'application et peut donc varier selon les industriels. Pour la détection des défauts non-localisés, LORELEC utilise des niveaux globaux d'accélération inspirés de la norme [ISO-10816-3 \(2009\)](#) et calculés entre différentes bandes fréquentielles de 1 à 20 kHz. Ils sont associés à des seuils d'alerte et de danger. Dans notre cas, nous utilisons cet indicateur calculé pour l'accélération filtrée sur la bande de fréquence  $B_{rg} = [1, 20] \text{ kHz}$ .

Nous posons ainsi l'indicateur  $\chi_{ref}$  permettant de comparer nos indicateurs à un indicateur existant :

$$\chi_{ref}(k) = \frac{A_{eff,k}^2}{A_{eff,k=1}^2} \quad (3.5.31)$$

Nous désignons  $A_{eff,k}$  l'accélération calculée selon l'équation [3.5.30](#) pour un signal de synthèse correspondant à l'observation  $k$  tel que  $k \in [1, N_s + N_d]$

Il faut remarquer que l'indicateur  $\chi_{ref}$  et les indicateurs du défaut de rugosité généralisée  $\chi$  sont tous comparables entre eux puisqu'il sont définis par rapport à l'observation initiale et qu'ils sont construits sur des critères énergétiques.

Il a été défini à partir de l'expérience de LORELEC un seuil d'alerte moyen pour l'indicateur  $A_{eff}$  calculé sur la bande de fréquence  $[1, 10] \text{ kHz}$  tel que  $\chi_{ref} = 2$ . Cette évaluation dépend de configurations réelles sur sites industriels et n'est pas adaptée pour nos signaux de synthèse qui présentent des caractéristiques d'un défaut de type rugosité généralisée naissant. En s'inspirant du seuil de LORELEC, dans notre cas nous considérons arbitrairement que la détection est réalisée pour le seuil  $\chi_{ref,seuil} = 1.1$ , ce qui semble raisonnable puisque cela correspond à une augmentation de l'énergie vibratoire de 10 % dans la

bande de fréquence  $B_{rg} = [1, 20]$   $kHz$ . Ce seuil correspond au premier numéro de l'observation  $N_{detect,ref} \in [1, N_d]$  tel que :

$$\chi_{ref}(N_{detect,ref}) > \chi_{ref,seuil} \quad (3.5.32)$$

### 3.5.2.2 Critères de performances

Nous définissons deux métriques de performance, une métrique de « rapidité de détection » et une métrique de « qualité de détection » (sensibilité) en s'inspirant des travaux de [Obeid \(2012\)](#).

Nous introduisons tout d'abord le numéro de l'observation  $N_{detect} \in [1, N_d]$  pour lequel un indicateur  $\chi$  est supérieur au seuil  $\chi_{ref,seuil} = 1.1$  pour la première fois après l'introduction des caractéristiques du défaut de rugosité généralisée au numéro de l'observation  $N_{s/d}$  tel que :

$$\chi(N_{detect}) > \chi_{ref,seuil} \quad (3.5.33)$$

On définit alors le critère de rapidité de détection par rapport au moment où l'on introduit les caractéristiques du défaut de rugosité généralisée au numéro de l'observation  $N_{s/d}$  :

$$C_r(\chi) = \frac{N_d - N_{detect}}{N_d - N_{detect,ref}} \quad (3.5.34)$$

Ce critère quantifie l'écart entre l'instant où l'indicateur de référence réagit  $\chi_{ref}$  et l'instant où un indicateur  $\chi$  réagit :

- $C_r(\chi) > 1 \Rightarrow N_{detect} < N_{detect,ref}$  : cela signifie que l'indicateur  $\chi$  détecte la présence du défaut avant l'indicateur  $\chi_{ref}$ .
- $C_r(\chi) < 1 \Rightarrow N_{detect} > N_{detect,ref}$  : cela signifie que l'indicateur  $\chi$  détecte la présence du défaut après l'indicateur  $\chi_{ref}$ .

On définit ensuite un critère de qualité de détection (ou sensibilité) qui se caractérise par l'écart moyen entre l'indicateur  $\chi_{ref}$  et un indicateur  $\chi$  sur  $N_d$  observations à partir de l'introduction des caractéristiques du défaut de rugosité généralisée au numéro de l'observation  $N_{s/d}$  :

$$C_q(\chi) = \frac{\sum_{k=1}^{N_d} \chi(k)}{\sum_{k=1}^{N_d} \chi_{ref}(k)} \quad (3.5.35)$$

Selon cette définition, on a donc :

- $C_q(\chi) > 1 \Rightarrow \sum_{k=1}^{N_d} \chi(k) > \sum_{k=1}^{N_d} \chi_{ref}(k)$ , alors l'indicateur  $\chi$  présente une meilleure sensibilité que l'indicateur  $\chi_{ref}$ .

### 3.5. Mise en œuvre et comparaison des méthodes de détection sur les signaux de synthèse

- Si  $C_q(\chi) < 1 \Rightarrow \sum_{k=1}^{N_d} \chi(k) < \sum_{k=1}^{N_d} \chi_{ref}(k)$ , alors l'indicateur  $\chi$  présente une moins bonne sensibilité que l'indicateur  $\chi_{ref}$ .

#### 3.5.3 Application des méthodes de détection sur les signaux de synthèse

Les méthodes de détection sont appliquées sur les deux types de signaux vibratoires de synthèse  $x_1$  et  $x_2$ . Les différents indicateurs  $\chi_{wf}$ ,  $\chi_{ss}$  et  $\chi_{ks}$  sont calculés pour chaque mesure issue du monitoring simulé dont la variation des paramètres des signaux  $x_1$  et  $x_2$  est décrite par les relations 3.5.24 et 3.5.27. Ces indicateurs  $\chi$  sont comparés à l'indicateur de référence  $\chi_{ref}$  défini dans la section 3.5.2.1 et les critères de performances sont déterminés pour chaque indicateur  $\chi$ .

Nous représentons le kurtosis spectral et le spectrogramme issu d'une TFCT pour le signal sain et un signal dans le régime défaillant et cela pour les deux signaux synthétisés.

Pour le signal 1, le kurtosis spectral en figure 3.5.24 est positif dans la bande de fréquences  $[1, 5] kHz$ , ce qui montre la présence des non-stationnarités ajoutées dans le signal. Ces non-stationnarités sont également visibles sur le spectrogramme présenté en figure 3.5.25 où l'on observe la présence du défaut de rugosité généralisée qui se caractérise par de larges bandes fréquentielles dont l'apparition est aléatoire. On peut noter la pertinence du signal de synthèse généré en comparaison avec la représentation temps-fréquence obtenue dans Caironi *et al.* (2002) sur un signal vibratoire présentant un défaut de roulement localisé réel.

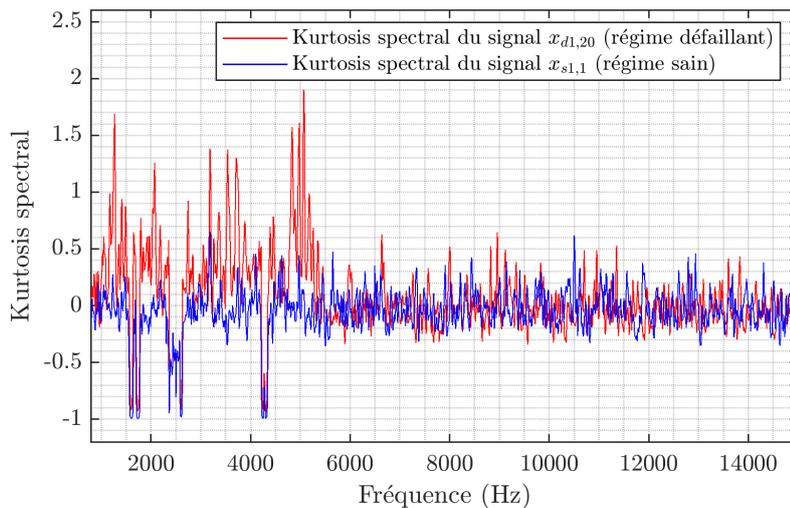


FIGURE 3.5.24 – Kurtosis spectral du signal de synthèse  $x_1$  dans le régime sain (observation n° 1 du signal  $x_{s1}$ ) et le régime défaillant (observation n° 20 du signal  $x_{d1}$ )

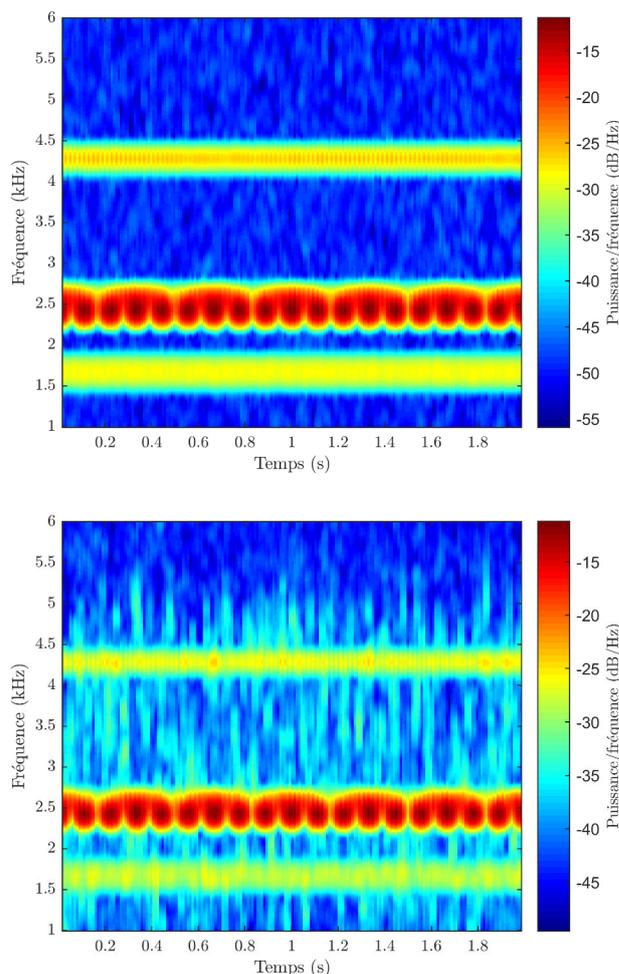


FIGURE 3.5.25 – Spectrogramme du signal de synthèse  $x_1$  dans le régime sain (observation n° 1 du signal  $x_{s1}$  en haut) et le régime défaillant (observation n° 20 du signal  $x_{d1}$  en bas)

Dans le cas du signal  $x_1$  (voir figure 3.5.26), les indicateurs  $\chi$  proposés sont tous efficaces pour détecter l'introduction des caractéristiques du défaut de rugosité généralisée au numéro de l'observation  $N_{s/d}$ . Ces indicateurs augmentent avec la progression du défaut de rugosité généralisée synthétisé. Les critères de performance sont résumés dans le tableau 3.5.1. L'indicateur de référence  $\chi_{ref}$  dépasse le seuil de détection  $\chi_{ref,seuil} = 1.1$  à partir du numéro de l'observation  $N_{detect,ref} = 9$ , ce qui correspond donc au numéro de l'observation  $N_{obs} = N_s + N_{detect,ref} = 19$  sur la figure 3.5.26.

### 3.5. Mise en œuvre et comparaison des méthodes de détection sur les signaux de synthèse

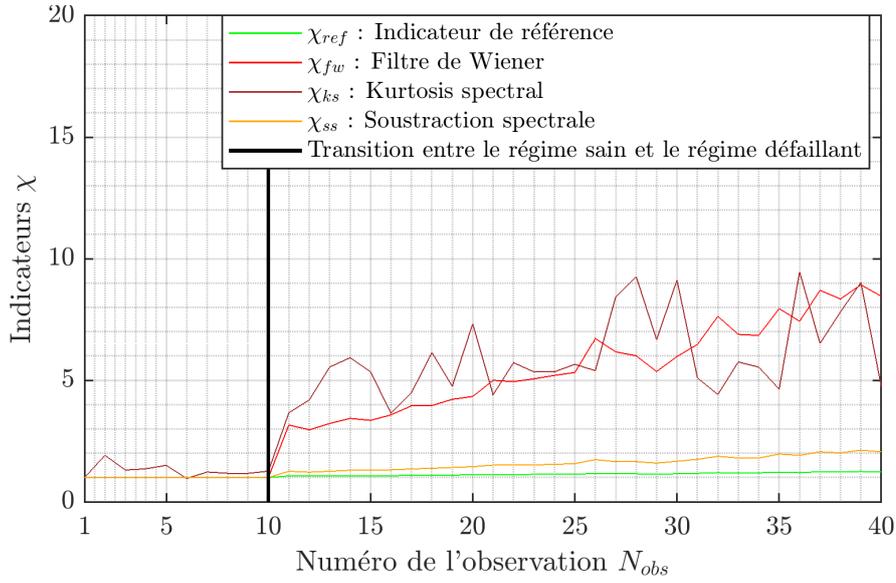


FIGURE 3.5.26 – Indicateurs de défaut - signal  $x_1$

Signal $x_1$	$\chi_{fw}$	$\chi_{ss}$	$\chi_{ks}$
$N_{detect}$	1	1	-
$C_r$	1.4	1.4	-
$C_q$	4.9	1.4	5.2

TABLE 3.5.1 – Critères de performances pour les méthodes de détection employées sur le signal  $x_1$

Les indicateurs  $\chi$  réagissent tous dès l'introduction des caractéristiques du défaut de rugosité généralisée au numéro de l'observation  $N_{s/d}$  puisque on a  $N_{detect} = 1$  (ce qui correspond à  $N_{obs} = 11$  sur la figure 3.5.26). Cependant, il faut noter que l'indicateur  $\chi_{ks}$  devient supérieur au seuil  $\chi_{ref} = 1.1$  pour  $N_{obs} < N_{s/d}$ , le critère  $C_r$  n'est donc pas défini pour cet indicateur. On observe enfin que la qualité de la détection  $C_q$  est meilleure pour les indicateurs  $\chi_{ks}$  et  $\chi_{fw}$  que pour l'indicateur  $\chi_{ss}$ .

Pour le signal 2, le kurtosis spectral en figure 3.5.27 est positif dans la bande de fréquences 7 kHz-12 kHz, à cause des non-stationnarités créées par la variation de  $\frac{d}{dt}\sigma_{brg2}$ . Ces non-stationnarités sont également visibles sur le spectrogramme présenté en figure 3.5.28 à partir de  $t = 1$  s sur la bande de fréquence  $[6, 14]$  kHz.

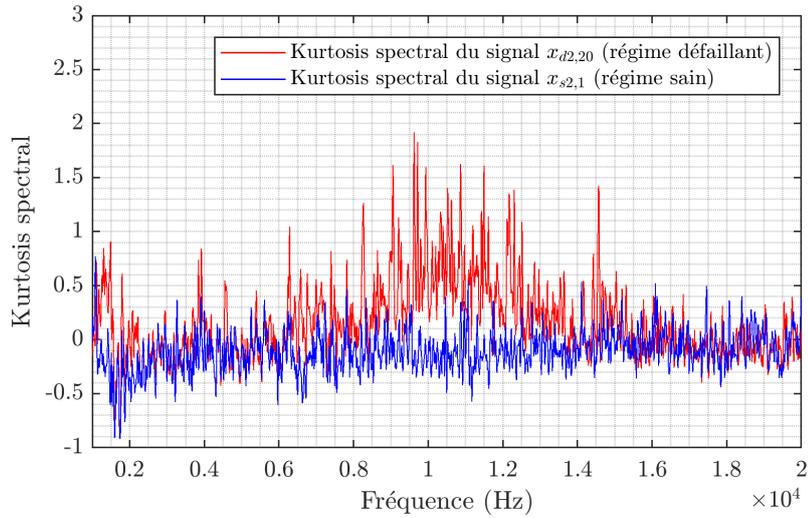


FIGURE 3.5.27 – Kurtosis spectral du signal de synthèse  $x_2$  dans le régime sain (observation n° 1 du signal  $x_{s2}$ ) et le régime défaillant (observation n° 20 du signal  $x_{d2}$ )

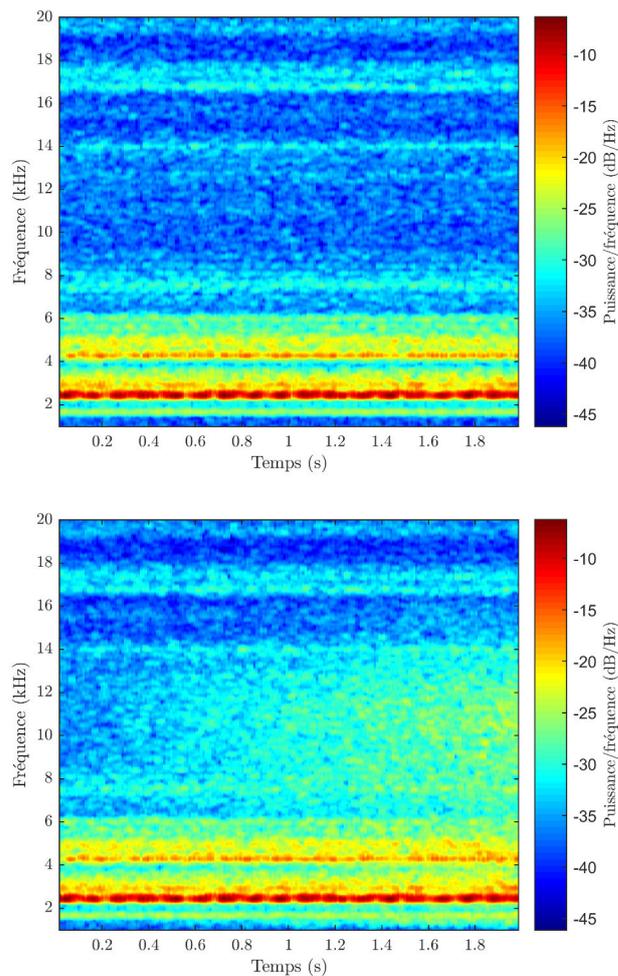


FIGURE 3.5.28 – Spectrogramme du signal de synthèse  $x_2$  dans le régime sain (observation n° 1 du signal  $x_{s2}$  en haut) et le régime défaillant (observation n° 20 du signal  $x_{d2}$  en bas)

### 3.5. Mise en œuvre et comparaison des méthodes de détection sur les signaux de synthèse

Dans le cas du signal  $x_2$  (voir figure 3.5.29), les indicateurs  $\chi$  proposés sont tous efficaces pour détecter l'introduction des caractéristiques du défaut de rugosité généralisée au numéro de l'observation  $N_{s/d}$ . Ces indicateurs augmentent avec la progression du défaut de rugosité généralisée synthétisé. Les critères de performance sont résumés dans le tableau 3.5.2. L'indicateur de référence  $\chi_{ref}$  dépasse le seuil de détection  $\chi_{ref,seuil} = 1.1$  à partir du numéro de l'observation  $N_{detect,ref} = 15$ , ce qui correspond donc au numéro de l'observation  $N_{obs} = N_s + N_{detect,ref} = 25$  sur la figure 3.5.29.

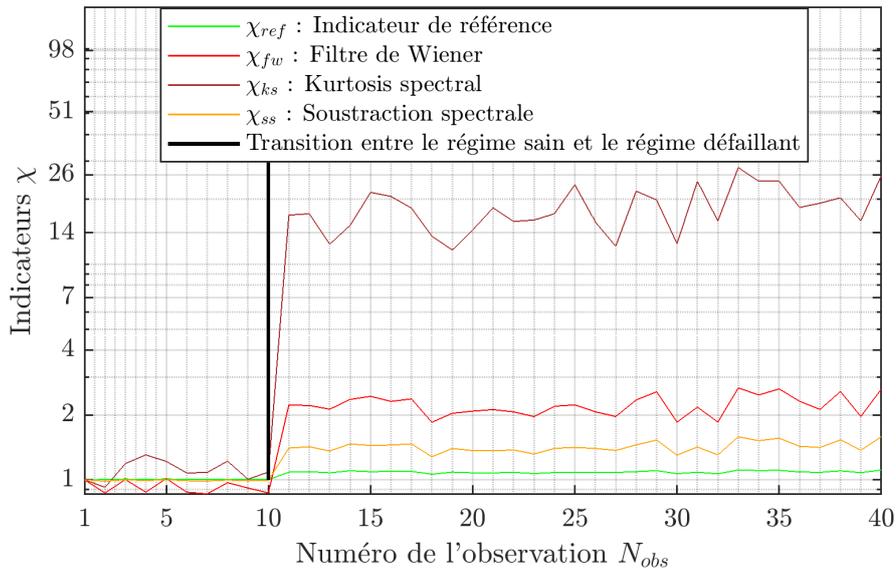


FIGURE 3.5.29 – Indicateurs de défaut - signal  $x_2$

Signal $x_2$	$\chi_{fw}$	$\chi_{ss}$	$\chi_{ks}$
$N_{detect}$	1	1	-
$C_r$	1.9	1.9	-
$C_q$	2.2	1.3	16.6

TABLE 3.5.2 – Critères de performances pour les méthodes de détection employées sur le signal  $x_2$

Comme dans le cas du signal  $x_1$ , on remarque que les indicateurs  $\chi$  réagissent tous dès l'introduction des caractéristiques du défaut de rugosité généralisée au numéro de l'observation  $N_{s/d}$  puisque on a  $N_{detect} = 1$  (ce qui correspond à  $N_{obs} = 11$  sur la figure 3.5.29). Cependant, il faut noter que l'indicateur  $\chi_{ks}$  devient supérieur au seuil  $\chi_{ref} = 1.1$  pour  $N_{obs} < N_{s/d}$ , le critère  $C_r$  n'est donc pas défini pour l'indicateur  $\chi_{ks}$ . En revanche, la qualité de la détection  $C_q$  est meilleure pour l'indicateur  $\chi_{ks}$  par rapport aux indicateurs  $\chi_{fw}$  et  $\chi_{ss}$ .

Pour les signaux  $x_1$  et  $x_2$ , nous remarquons que les trois méthodes de détection présentées sont efficaces pour quantifier les modifications vibratoires induites par la progression du défaut. Ces indicateurs sont tous plus efficaces que l'indicateur  $\chi_{ref}$  employé par LORELEC pour la détection du défaut de rugosité généralisée. Lors de l'introduction des caractéristiques du défaut de rugosité généralisée au numéro de l'observation  $N_{s/d}$ , l'indicateur  $\chi_{ks}$  du kurtosis spectral est celui qui présente la plus forte variation entre les numéros des observations  $N_s$  et  $N_{s/d}$  : 266 % d'augmentation pour le signal  $x_1$  et 1590 % d'augmentation pour le signal  $x_2$ . Le calcul des indicateurs  $\chi$  est largement inférieur à la minute, la contrainte 3 (voir section 3.1) est donc largement respectée.

## 3.6 Conclusion

Ce chapitre présente les propriétés caractéristiques du défaut de rugosité généralisée sur les signaux électriques et vibratoires d'une machine tel que décrit dans la littérature. Afin de respecter les contraintes industrielles en terme de performances, de coûts et de fiabilité, nous avons sélectionné des outils de traitement de signal : le filtre de Wiener, la soustraction spectrale et le kurtosis spectral dans l'intention de proposer des indicateurs adaptés à la détection d'un défaut de roulement de type rugosité généralisée à un stade naissant.

Pour analyser la pertinence des méthodes proposées et comparer leurs performances, nous avons construit des signaux vibratoires de synthèse qui reproduisent les effets d'un défaut de rugosité généralisée tel que décrit dans la littérature. Nous avons ainsi construit deux types de signaux qui présentent des non-stationnarités ainsi qu'une augmentation aléatoire de larges bandes fréquentielles dont la largeur n'est pas prévisible.

Parmi les méthodes de détection employées, nous avons pu constater que le filtrage de Wiener et le kurtosis spectral sont particulièrement efficaces du point de vue de la qualité de détection du défaut de rugosité généralisée que nous avons synthétisé. Les trois méthodes proposées sont toutes plus performantes que l'indicateur scalaire typiquement employé par LORELEC pour la détection du défaut de rugosité généralisée.

Ces méthodes de détection doivent désormais être éprouvées sur des signaux réels issus d'un monitoring du défaut de rugosité généralisée à un stade naissant. Ce dernier peut être créé selon le protocole de vieillissement proposé dans le chapitre 2.

# Conclusion générale et perspectives

Les travaux exposés dans ce mémoire traitent de l'analyse d'un défaut de roulement induit par un défaut électrique sur une machine asynchrone alimentée par un onduleur de tension. En particulier, nous avons étudié le défaut de roulement de type rugosité généralisée qui est induit par une électroérosion des chemins de roulement. Dans l'industrie, ce type de phénomène conduit rapidement à la détérioration des roulements et n'est pas détectable à un stade suffisamment précoce lors d'une maintenance conditionnelle. Ces travaux de thèse contribuent dans un premier temps à la définition d'un dispositif et d'un protocole de vieillissement de roulements afin de reproduire de manière réaliste et accélérée le défaut de type rugosité généralisée tel qu'il est observé dans l'industrie. Dans un second temps, ces travaux proposent des méthodes de traitement de signal tenant compte des contraintes industrielles spécifiques à la maintenance. Les performances de ces méthodes ont été quantifiées sur des signaux vibratoires de synthèse présentant les caractéristiques d'un défaut de rugosité généralisée tel que décrit dans la littérature. Une application LabVIEW a été développée dans un contexte industriel afin de proposer une détection des défauts classiques sur les machines tournantes lors d'un monitoring. Ce développement a été conçu spécifiquement afin d'accueillir les indicateurs proposés pour le défaut de roulement de type rugosité généralisée.

Le premier chapitre met en évidence les différents phénomènes électriques basses et hautes fréquences à l'œuvre au sein des roulements des machines électriques. Dans le cadre des machines alimentées par des onduleurs de tension, le phénomène de décharges capacitives qui apparaît entre les billes et les bagues d'un roulement, produit des micro-cratères qui contribuent à augmenter la rugosité de surface des chemins de roulement. Ce processus impacte particulièrement la population dominante constituée des machines tournantes de faible puissance. De nombreuses solutions permettent de diminuer les phénomènes de tension et de courants de palier, cependant ces solutions sont généralement complexes à déployer dans l'industrie, en particulier dans le cadre de mesures palliatives sur des systèmes d'entraînement existants. Cela nous a conduit à l'étude d'une possible amélioration de la maintenance conditionnelle pour la détection de défauts de rugosité généralisée à un stade précoce.

---

Le deuxième chapitre est consacré au développement d'un dispositif expérimental et d'un protocole expérimental assurant un vieillissement de roulement accéléré afin de reproduire de manière réaliste le défaut de rugosité généralisée induit par le phénomène de décharges capacitatives. Ce phénomène présentant une forte similitude à l'électroérosion industrielle, nous avons donc transposé un dispositif existant de ce domaine pour construire notre banc de vieillissement. Dans ce cadre, il a été nécessaire de limiter l'énergie dissipée dans le roulement par décharges capacitatives afin de produire un défaut réaliste, tout en accélérant le processus de vieillissement en maximisant l'activité de décharge (le nombre de décharges par seconde).

Nous montrons qu'un onduleur de tension avec une forte impédance d'entrée câblé entre la bague interne et la bague externe d'un roulement permet d'assurer que seul le phénomène de décharge capacitive participe au vieillissement du roulement comme c'est le cas dans la plupart des systèmes d'entraînement constitués de machines de faible puissance. D'autre part, cette impédance n'impacte pas l'activité de décharge au sein du roulement.

Le dispositif d'électroérosion développé injecte des fronts de tension d'amplitude et de fréquence contrôlée. Grâce à la mesure continue de la tension de palier (la tension entre les bagues du roulement) et à l'estimation des capacités parasites mises en jeu lors d'une décharge, nous proposons une méthode permettant de quantifier au cours du temps l'énergie dissipée par les décharges capacitatives. Nous montrons qu'un compromis sur l'amplitude des fronts de tension imposés au roulement doit être réalisé afin d'obtenir une activité de décharge élevée tout en obtenant des décharges participant effectivement au vieillissement.

Nous montrons sur ce banc de vieillissement que certaines conditions de fonctionnement favorisent une activité de décharge élevée au sein du roulement. En particulier, une machine fonctionnant selon un profil de vitesse constitué de démarrages successifs permet de maintenir une activité de décharge élevée. Les vibrations et la température du roulement influencent de manière significative l'activité de décharge. Nous déterminons que pour le roulement d'étude, une température plus faible que la température nominale en charge augmente l'activité de décharge, ce qui est favorable au processus de vieillissement par électroérosion.

Enfin, nous démontrons expérimentalement que le type de lubrifiant choisi permet d'augmenter grandement l'activité de décharge, ce qui est très positif pour un processus de vieillissement et qui doit donc être pris en considération lors du choix de roulements des machines alimentées par des onduleurs de tension.

L'ensemble des essais expérimentaux réalisés nous permet d'établir un protocole de vieillissement pertinent afin de reproduire les conditions réelles d'un roulement utilisé sur une machine de faible puissance alimentée par onduleur de tension. Nous proposons ainsi un vieillissement par décharges capacitatives dont l'énergie est bornée et qui présente une activité de décharge maximale.

Conjointement à l'établissement d'un protocole de vieillissement, nous proposons dans le troisième chapitre des méthodes de traitement de signal adaptées à la détection du défaut de rugosité généralisée dans un contexte industriel en tenant compte des contraintes de performance, de coût et de fiabilité avec une marge importante.

Dans notre contexte industriel et pour une détection du défaut de rugosité généralisée à un stade naissant, l'analyse des signaux vibratoires est la plus pertinente. Le filtrage de Wiener, la soustraction spectrale et le kurtosis spectral sont les méthodes retenues pour une implémentation industrielle. Nous proposons des indicateurs basés sur ces méthodes afin de détecter le défaut de rugosité généralisée à partir du monitoring des signaux vibratoire dès la mise en service d'une machine.

Pour analyser les performances de ces méthodes par rapport au défaut de rugosité généralisée, nous construisons des signaux de synthèse présentant les caractéristiques de ce défaut à un stade naissant selon les retours d'expérience de la littérature. Ces signaux de synthèse sont construits à partir d'un signal vibratoire réel d'un roulement sain sur lequel nous greffons des non-stationnarité ainsi qu'une augmentation aléatoire de bandes fréquentielles, ces signatures étant caractéristiques du défaut de rugosité généralisée.

Nous établissons que les trois méthodes employées sont efficaces dans la détection du défaut de rugosité généralisée, en particulier le kurtosis spectral et le filtrage de Wiener qui présente une meilleure qualité de détection que la méthode de soustraction spectrale. Les indicateurs de défaut proposés sont largement plus performants que l'indicateur utilisé actuellement par LORELEC.

Si des contributions ont été apportées à la problématique du défaut de roulement de type rugosité généralisée, de nombreux points restent à traiter concernant la détection, le diagnostic et le pronostic de ce défaut. Les perspectives associées à ces travaux sont listées ci-après :

- La mise en application du protocole de vieillissement proposé dans le chapitre 2 peut permettre de quantifier la progression du défaut de rugosité généralisée d'origine électrique par le biais du monitoring des signaux vibratoires. Cela ouvre la possibilité de corrélérer les indicateurs vibratoires définis dans le chapitre 3 avec l'énergie dissipée dans le roulement par décharges capacitatives ainsi qu'avec l'état de surface (rugosité) du roulement. Dans ce cadre, afin de réaliser une estimation de l'énergie dissipée sur un essai de vieillissement de longue durée (e.g. 500 à 1000 h), un dispositif de type FPGA couplé à un algorithme de détection de décharges peut être employé afin d'évaluer en temps-réel l'énergie dissipée par le biais de la mesure de la tension de palier. Cela rend ainsi possible la suppression des contraintes de stockage des mesures et de post-traitement.

- 
- De plus, l'obtention sur un banc de vieillissement des signaux vibratoires en présence d'un défaut de rugosité généralisée précoce laisse place à la mise en application des méthodes de détection sélectionnées afin de valider les hypothèses de travail issues de la littérature ainsi que les indicateurs proposés. D'autres méthodes et indicateurs peuvent alors être soumis à partir des modifications vibratoires observées sur les signaux vibratoires en présence d'un défaut de rugosité généralisée.
  - D'autres profils de vieillissement électrique du roulement peuvent être envisagées notamment sur des roulements de machines de plus forte puissance ( $P_n > 100 \text{ kW}$ ) alimentées par onduleur où les courants de circulation HF participent majoritairement au vieillissement du roulement. Cela peut permettre d'une part de mieux comprendre les mécanismes de dégradation du roulement et d'autre part de caractériser les modifications vibrations induites. Dans ce cadre, il semble intéressant de proposer une méthode permettant de quantifier l'énergie dissipée puis d'éprouver les méthodes de détection proposées sur les signaux vibratoires issus de ce type de vieillissement. D'autres méthodes de traitement de signal plus adaptées peuvent alors émerger à l'issue de ces analyses.
  - Enfin, de tels résultats appliqués dans l'industrie permettent d'alerter au plus tôt de la présence d'un défaut, de quantifier sa sévérité et de proposer un pronostic du temps de vie utile restant (*Remaining Useful Life, RUL*) à partir de l'évolution de ses signatures. Ces outils doivent être implémentés en parallèle d'outils de traitement de signal permettant de quantifier l'apparition potentielle de nombreuses composantes périodiques à partir d'un stade avancé du défaut de rugosité généralisée (phénomène de « fluting »). Par ailleurs, l'acquisition de données opérationnelles permet d'assurer une certaine représentativité des mesures issues du vieillissement de roulement réalisées sur banc d'essai. En particulier, il est envisageable d'évaluer l'influence des conditions de fonctionnement des roulements (température, charge radiale, axiale, type de lubrifiant, profil de vitesse etc.) sur l'évolution des signatures du défaut de rugosité généralisée.

La réalisation de ces tâches contribuera à l'amélioration de la maintenance conditionnelle et prédictive des roulements montés sur des machines alimentées par variateurs de vitesse, ce système d'entraînement étant actuellement en fort développement dans de nombreux secteurs d'activités du fait de ses multiples atouts.

# Annexes



# Annexe A

## Éléments constituant le banc d'essai

Le banc d'essai utilisé pour mesurer les phénomènes électriques sur les roulements, effectuer le vieillissement de roulements ainsi que la détection de l'état de santé du roulement est modulable et peut facilement s'adapter à différents types d'essai. Il est constitué de deux machines asynchrones de puissance 7.5 kW ainsi que de deux onduleurs triphasés (voir figure A.1).

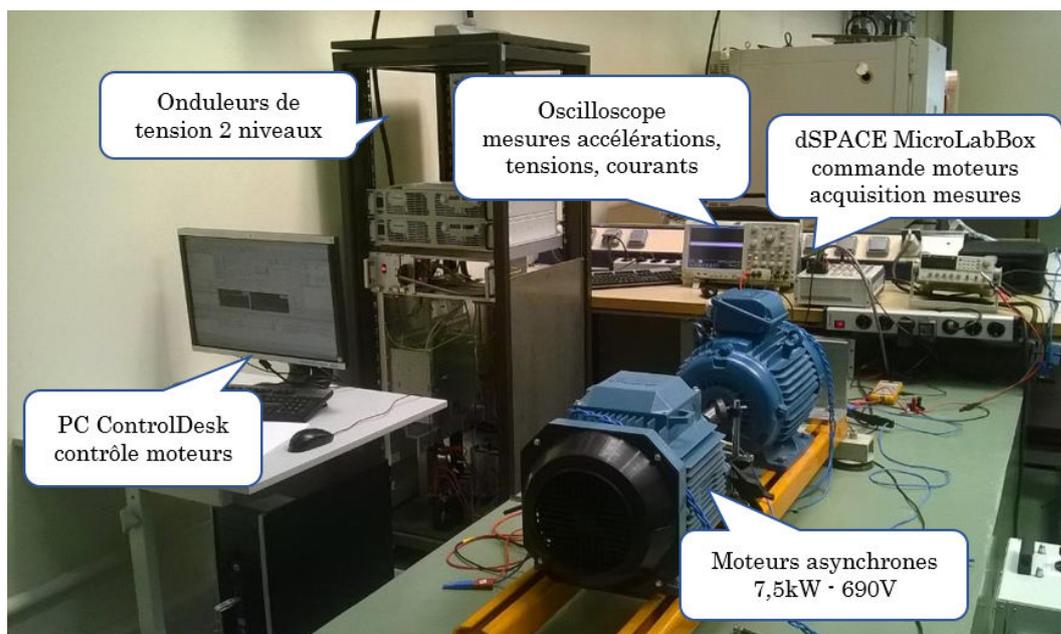


FIGURE A.1 – Photo du banc d'essai utilisé pour le vieillissement de roulements

## A.1 Moteur asynchrone à cage M1

Rotor interne, cage d'écuréuil en aluminium, stator externe, carcasse en aluminium

Hauteur d'axe 132 mm

690 V Y / 400 V  $\Delta$ , 50 Hz, 4 pôles,

$P_r$ (kW)	$\Omega_r$ (tr/min)	$\eta$ (%)	$\cos \phi$	$V_s$ Y (V)	$I_s$ (A)
7.5	1460	89.1	0.79	690	8.8

Roulements :

- Côté accouplement (CA) : NSK 6208 2Z C3
- Côté opposé accouplement (COA) : AKN 6206 C3 avec billes en céramique

## A.2 Moteur asynchrone à cage M2

Rotor interne, cage d'écuréuil en aluminium, stator externe, carcasse en fonte

Hauteur d'axe 132 mm

690 V Y / 400 V  $\Delta$ , 50 Hz, 4 pôles,

$P_r$ (kW)	$\Omega_r$ (tr/min)	$\eta$ (%)	$\cos \phi$	$V_s$ Y (V)	$I_s$ (A)
7.5	1455	89	0.86	690	8.1

Roulements :

- Côté accouplement (CA) : SKF 6308 2Z C3 GJN
- Côté opposé accouplement (COA) : SKF 6207 2Z C3 GJN

## A.3 Roulements et graisses utilisés

Les roulements 6208 C3 utilisés dans ces travaux sont issus des fabricants NSK et SKF. Pour cette gamme de puissance, les roulements sont lubrifiés à vie, la graisse étant maintenue dans le roulement par des dispositifs de blindage/d'étanchéité (protection métallique ou joint élastomère selon l'application). La graisse WT utilisée est présentée dans le tableau A.1 ci-dessous.

Les graisses utilisées dans ces travaux possèdent les caractéristiques suivantes :

- **NS7** : graisse pour les applications standard avec moteur asynchrone
- **WT** : graisse pour les applications à large température de fonctionnement et/ou grandes vitesses ; graisse qui possède une durée de vie supérieure à la durée de vie standard

Grease	Temperature range <sup>1)</sup>						Thickener	Base oil type	NLGI consistency class	Base oil viscosity [mm <sup>2</sup> /s]		Grease performance factor (GPF)
	-50	0	50	100	150	200				250 °C	at 40 °C (105 °F)	
MT33							Lithium soap	Mineral	3	100	10	1
MT47							Lithium soap	Mineral	2	70	7,3	1
LT10							Lithium soap	Diester	2	12	3,3	2
LHT23							Lithium soap	Ester	2-3	27	5,1	2
LT							Lithium soap	Diester	2	15	3,7	1
WT							Polyurea soap	Ester	2-3	70	9,4	4
GJN							Polyurea soap	Mineral	2	115	12,2	2
HT							Polyurea soap	Mineral	2-3	98	10,5	2
VT378							Aluminium complex soap	PAO	2	150	15,5	-
GE2							Lithium soap	Synthetic	2	25	4,9	-

-60 30 120 210 300 390 480 °F

TABLE A.1 – Caractéristiques techniques des graisses SKF standard et spéciales pour roulement rigides à billes avec dispositif d'étanchéité SKF (2013)

## A.4 Onduleurs triphasés

Onduleurs O1 et O2 identiques

Tension de bus continu maximale : 500 V Courant nominal : 150 A Fréquence de découpage maximale : 45 kHz

Les onduleurs sont pilotés par une carte dSPACE « MicroLabBox » qui est également utilisée comme carte d'acquisition pour le contrôle de la machine M1 et les mesures vibratoires.

# Annexe B

## Mesures réalisées sur le banc d'essai

### B.1 Instruments de mesure

Cette section fournit les principaux outils utilisés dans ces travaux.

Grandeur mesurée	Instrument de mesure	Détails
Température de roulement $T_b$	Sonde PT1000, conditionneur conçu au GREEN	Sonde fixée sur la carcasse proche du roulement CA de la machine M1
Accélérations	Accéléromètre triaxial <i>MMF</i> KS943B100 avec embase isolée fixée sur la carcasse de la machine, conditionneur M32	calibre 100 mV/g $f_{3dB} = 22 \text{ kHz}$
Tension de palier $V_b$	Sonde d'oscilloscope <i>Fluke</i> VPS200-R	calibre 10 : 1 bande passante 200 MHz embout spécifique <i>AEGIS</i> en fibre de carbone pour le contact tournant
Mesures temporelles	Oscilloscope <i>Tektronix</i> DPO 5054	$F_{ech} = 5 \text{ GS/s}$ Mémoire 12.5 <i>Mpoints</i>

## B.2 Détection optimale des décharges capacitives

Nous cherchons la fréquence d'échantillonnage minimale  $F_{us,min}$  qui permettra de maximiser la durée d'observation tout en échantillonnant l'amplitude de la tension de claquage  $V_c$  avec une bonne précision. Dans le cas le plus défavorable, le sous-échantillonnage de  $V_b$  à  $F_{us}$  avec un facteur de décimation  $M = \frac{F_{ech}}{F_{us}}$  entier pair est le suivant :

$$V_b(k) = \begin{cases} V_b(n) & \text{pour } n = (n_c - \frac{M}{2}) - kM, \dots, (n_c - \frac{M}{2}) \\ V_b(n) & \text{pour } n = (n_c + \frac{M}{2} - 1), \dots, (n_c + \frac{M}{2} - 1) + kM \end{cases} \quad (\text{B.1})$$

avec  $k \in \mathbb{N}$

On note  $V_c = V_b(n_c)$  lorsque  $V_b$  est échantillonné à  $F_{ech} = 250 \text{ MS/s}$ .

Cela signifie que la tension  $V_b$  est sous-échantillonnée tel que la tension de claquage mesurée devient  $V_c = V_b(n_c - \frac{M}{2})$  (voir figure B.1).

Nous trouvons que pour  $M = 20$ , soit une fréquence d'échantillonnage de  $F_{us,min} = 12.5 \text{ MS/s}$  l'erreur commise sur  $V_c$  est de l'ordre de 4 % ce qui est acceptable (voir figure B.1). Dans ce cas, la décroissance de la tension  $V_b$  lors de la décharge est échantillonnée avec 2 à 4 points selon les décharges, nous ne pouvons donc pas diminuer la fréquence d'échantillonnage au risque d'une perte d'information.

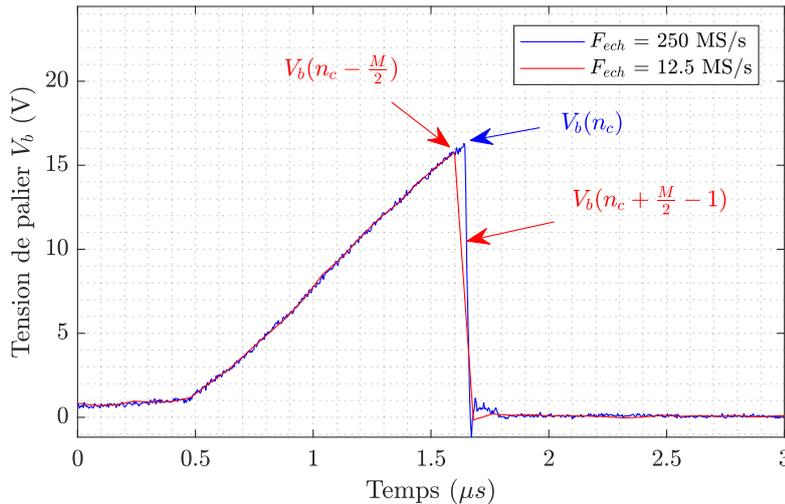


FIGURE B.1 – Tension de palier  $V_b$  mesurée sur la machine M1, exemple d'une décharge échantillonnée à  $F_{ech} = 250 \text{ MS/s}$  (en bleu) et à  $F_{ech} = 12.5 \text{ MS/s}$  (en rouge) selon la relation B.1

Le script présenté dans cette section permet de détecter les décharges de la

tension de palier  $V_b$  pour calculer l'activité de décharge moyenne  $DA_m$  et l'énergie dissipée  $E_b$  dans le roulement d'étude selon les observations réalisées en amont sur notre banc d'essai.

Ce script est exécuté sur chaque mesure de la tension de palier  $V_b$  échantillonnée à  $F_{ech} = 12.5 \text{ MS/s}$  sur une fenêtre d'observation  $t_{obs} = 80 \text{ ms}$ . Ainsi, une estimation de l'activité de décharge sur 120 min avec une mesure acquise toute les  $t_{rec} = 4 \text{ s}$  représente 1800 mesures de  $V_b$  pour environ 16.1 *Go* de données. Pour ces travaux, nous avons généré environ 3 *To* de données en comptabilisant l'ensemble des mesures réalisées qui ont été nécessaire à la mise au point des protocoles d'essais présentés dans le chapitre 2.

```

1  function [Vb_nbdis,Vb_dis,t_dis] = Dis_detect(Vb,t,seuil)
2
3  % Paramètres d'entrée
4  % Vb : Tension de palier échantillonnée à fech=12.5MS/S
5  % t : Vecteur temps correspondant
6  % seuil : Seuil de détection
7
8  % Paramètres de sortie
9  % Vb_nbdis : donne l'amplitude des tensions
10 % de claquage Vc sur le signal Vb
11 % length(Vb_nbdis) : donne le nombre de décharges
12 % sur le signal Vb
13 % Vb_dis : donne l'amplitude des tensions
14 % de claquage Vc ainsi que leur répartition
15 % dans le temps sur le signal Vb
16 % t_dis : instants où se produisent les décharges
17
18 % Initialisation
19 Ne = length(Vb);
20 Vb_dis = zeros(1,Ne);
21 count = 0; Vb_nbdis = 0; t_dis = 0; i = 0;
22 while i < (Ne-5) % Boucle de détection des décharges
23 % Détection dépendante de la fréquence propre
24 % d'une décharge et de fech
25     i = i+1;
26     if ( (Vb(i)>0 && Vb(i+2)> 0)) % Décharges "positives"
27         if (Vb(i)-Vb(i+2)) > seuil
28             % Détection dépendante du seuil
29             Vb_dis(i) = Vb(i); % Tension de claquage Vc
30             count = count + 1;
31             Vb_nbdis(count) = Vb(i);
32             t_dis(count) = t(i); % Instant de claquage
33             i = i+4;
34 % Pour éviter de détecter plusieurs fois la même décharge
35 % si son amplitude est élevée
36         end

```

```

37     end
38 % Décharges "négatives"
39     if ( (Vb(i) < 0 && Vb(i+2) < 0))
40         if (Vb(i)-Vb(i+2)) < -seuil
41             Vb_dis(i) = Vb(i);
42             count = count + 1;
43             Vb_nbdis(count) = Vb(i);
44             t_dis(count) = t(i);
45             i = i+4;
46         end
47     end
48 end
49
50 end

```

### B.3 Comportement électrique du lubrifiant

Dans la section 2.4.3, pour l'essai favorisant une activité de décharge élevée (la température du roulement  $T_b = 22\text{ }^\circ\text{C}$  en régime permanent), nous présentons le comportement électrique du lubrifiant au cours du temps dès le démarrage de la machine.

- Pour  $t_{op} < 1\text{ min}$ , le lubrifiant est purement isolant, on constate peu de décharges capacitatives (voir figure B.2). En l'absence de claquages, on observe au moment des fronts descendant de  $V_{ex}$  des décharges « lentes » de la capacité parasite  $C_{tot}$  chargée pour  $V_{ex} = 10\text{ V}$ .

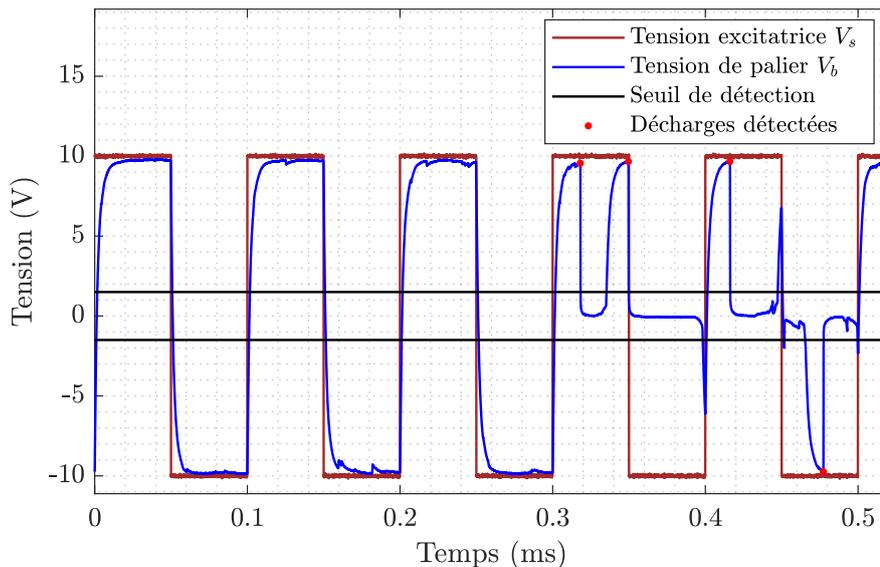


FIGURE B.2 – Visualisation de décharges mesurée sur la machine M1 pour  $V_{ex} = 10\text{ V}$  et  $f_{ex} = 10\text{ kHz}$  pour  $t_{op} < 1\text{ min}$ , montage 2,  $V_{b,seuil} = 1.5\text{ V}$

- Pour  $t_{op} = 10 \text{ min}$ , l'activité de décharge est maximale, le lubrifiant est isolant et les conditions propices à l'apparition de décharges sont optimales du point de vue du vieillissement : le lubrifiant présente une épaisseur et une rigidité diélectrique tel que  $V_c = E_{lb}h_{lb} \approx V_{ex}$  (voir figure B.3).

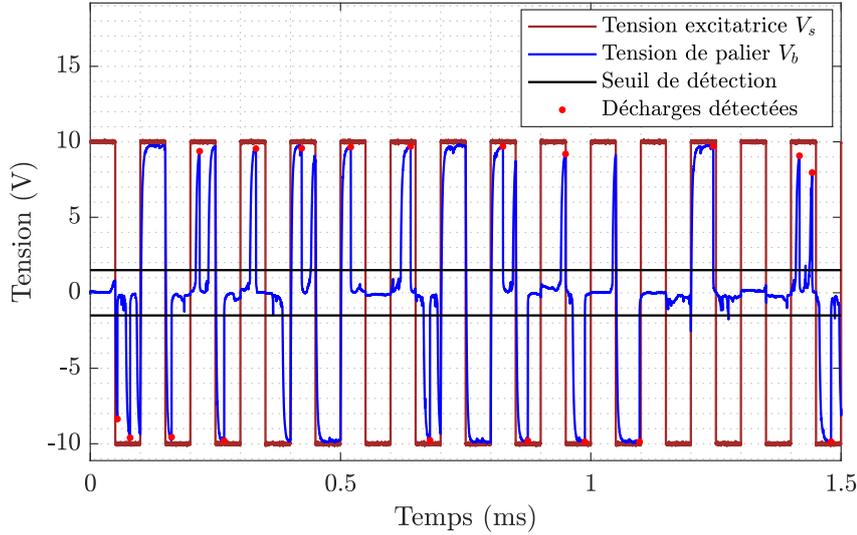


FIGURE B.3 – Visualisation de décharges mesurée sur la machine M1 pour  $V_{ex} = 10 \text{ V}$  et  $f_{ex} = 10 \text{ kHz}$  pour  $t_{op} = 10 \text{ min}$ , montage 2,  $V_{b,seuil} = 1.5 \text{ V}$

- Pour  $t_{op} \in [11, 60] \text{ min}$  l'activité de décharge décroît car le lubrifiant se comporte conjointement comme un isolant et un conducteur puisque l'épaisseur du film de lubrifiant diminue sous l'influence de l'augmentation de la température (voir figure B.4).

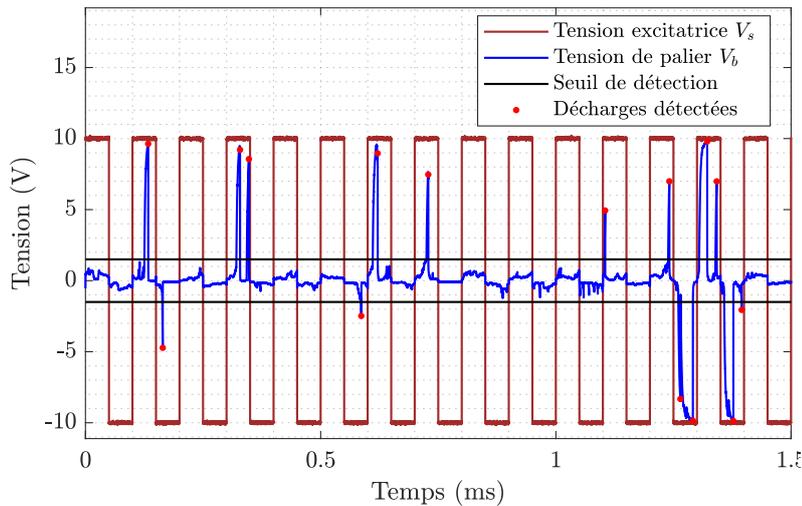


FIGURE B.4 – Visualisation de décharges mesurée sur la machine M1 pour  $V_{ex} = 10 \text{ V}$  et  $f_{ex} = 10 \text{ kHz}$  pour  $t_{op} \in [11, 60] \text{ min}$ , montage 2,  $V_{b,seuil} = 1.5 \text{ V}$

Il est reporté dans Prashad (2005) que selon les graisses, une augmentation ou diminution de la résistivité de la graisse se produit lorsqu'on applique une différence de potentielle sur le roulement. Ainsi la diminution de l'activité de décharge observée pour  $t_{op}$  est liée au fait que le lubrifiant se comporte de plus en plus comme un conducteur. Lorsque le champ électrique disparaît à l'arrêt de la machine, il est possible que la graisse retrouve partiellement ses propriétés physiques initiales après un temps de repos de plusieurs heures selon les résultats de Prashad (2005).

Par ailleurs, l'impact de l'application d'un champ électrique sur un lubrifiant produit des effets néfastes bien plus complexes. Pour résumer, il est expliqué dans Prashad (2005) que certaines chaînes de molécules présentent dans la graisse du roulement se polarisent sous l'influence d'un champ électrique et adhèrent donc plus facilement aux surfaces métalliques. Ce phénomène altère la capacité de la graisse à supporter la charge, peut détruire le film de lubrifiant et provoquer une friction importante des surfaces métalliques.

De plus, la rigidité diélectrique du lubrifiant diminue également sous l'influence des décharges capacitatives d'après les résultats expérimentaux réalisés sur un banc d'essai statique dans Romanenko *et al.* (2016) où l'épaisseur de lubrifiant est constante. Dans cette étude, il a été reporté une décomposition chimique et thermique de certains constituants des lubrifiants en présence de décharges capacitatives ce qui réduit la rigidité diélectrique globale  $E_{lb}$  des lubrifiants.

La diminution de l'épaisseur du film de lubrifiant et de la rigidité diélectrique expliquent donc que les tensions de claquage  $V_c$  diminuent au cours du temps.

- pour  $t_{op} > 60 \text{ min}$  l'activité de décharge décroît même si la température et l'épaisseur du film de lubrifiant sont stabilisés (régime permanent). Ce phénomène s'explique par la diminution de la rigidité diélectrique du lubrifiant sous l'influence des décharges capacitatives Romanenko *et al.* (2016).

## B.4 Niveaux vibratoires

Les niveaux vibratoires de la machine M1 au niveau du roulement côté accouplement (CA) sont présentés dans le tableau B.1. Les mesures vibrations ont été effectuées en régime permanent, 60 min après le démarrage de la machine pour les roulements NS7 et WT. Il faut noter que ces niveaux élevés sont associés aux imperfections du banc d'essai (un balourd à la fréquence de rotation et un désalignement).  $V_{eff}([10 - 1000] Hz)$  désigne la valeur efficace de la vitesse vibratoire filtrée dans la bande fréquentielle  $[10 - 1000] Hz$  calculée selon l'ISO-10816-3 (2009).  $A_{eff}([1 - 10] kHz)$  désigne la valeur efficace de l'accélération vibratoire filtrée dans la bande fréquentielle  $[1 - 10] kHz$ . Les indices v, h, a désignent les axes de mesure vertical, horizontal et axial (voir figure 2.3.10).

1500 tr/min	Roulement NS7	Roulement WT
$V_{eff,v}([10 - 1000] Hz)$ (en $mm/s$ )	1.9	2.1
$V_{eff,h}([10 - 1000] Hz)$ (en $mm/s$ )	2.9	3.2
$V_{eff,a}([10 - 1000] Hz)$ (en $mm/s$ )	1.1	1.2
$A_{eff,v}([1 - 10] kHz)$ (en $mg$ )	463	492
$A_{eff,h}([1 - 10] kHz)$ (en $mg$ )	255	282
$A_{eff,a}([1 - 10] kHz)$ (en $mg$ )	713	752

TABLE B.1 – Indicateurs vibratoires calculés à 1500 tr/min sur la machine M1 à 1500 tr/min

# Annexe C

## Implémentations industrielles à LORELEC

### C.1 Rappel sur les stratégies de maintenance

Afin d'assurer la continuité de service des machines tournantes, les industriels réalisent des plans de maintenance. L'AFNOR distingue deux stratégies de maintenance : la maintenance corrective et la maintenance préventive.

La maintenance corrective, plus couramment appelée réparation est effectuée à l'arrêt du système. C'est le type de maintenance le plus réalisé à LORELEC. Cela consiste à un remplacement ou une réparation des composants défectueux. Selon les cas de figure, différentes stratégies sont mises en place :

- **La maintenance palliative**, qui est une réparation provisoire.
- **La maintenance curative**, qui est une réparation du système dans son état d'origine
- **La maintenance d'amélioration**, qui est une maintenance curative associée à une modification du système qui permet d'éviter une réapparition du défaut.

La maintenance préventive est utilisée pour les systèmes critiques. Elle est de plus en plus implémentée afin de réduire le taux de défaillance du système ainsi que les coûts de la maintenance corrective traditionnelle. On distingue trois types de maintenance préventive :

- **La maintenance préventive systématique**, qui consiste à effectuer des opérations sur le système (inspection, réparation, etc.) selon un échéancier propre à chaque système. Cet échéancier dépend du taux de criticité du système, de ses éléments constitutifs et de critères de fonctionnement, par exemple le nombre d'heures de fonctionnement.
- **La maintenance préventive conditionnelle** qui consiste à effectuer une réparation du système qui est déterminée par les résultats du processus de surveillance ou d'inspection de l'état de santé.

- **La maintenance préventive prévisionnelle (ou maintenance prédictive)** qui consiste à effectuer des prévisions ou pronostics sur l'évolution de la dégradation du système afin d'anticiper les actions de maintenance [AFNOR \(2018\)](#). On parle alors de solution de PHM « *Prognostics and Health Management* ».

LORELEC adopte de plus en plus une stratégie de maintenance de type préventive conditionnelle. Ce type de maintenance est une étape qui s'inscrit dans la maintenance prédictive et plus généralement dans le cadre PHM.

D'après le standard proposé dans le début des années 2000 [Lebold et al. \(2003\)](#); [Thurston & Lebold \(2001\)](#), la maintenance préventive conditionnelle se compose de plusieurs étapes réalisant des fonctions déterminées :

**Étape 1 - Acquisition de données** : Cette fonction est réalisée via des capteurs afin de mesurer les paramètres du système. Ces paramètres sont des grandeurs mécaniques (vibration, émission acoustique, vitesse, etc.), thermiques, électriques (courant, tension, etc.).

**Étape 2 - Traitement des données** : Cette étape est généralement constituée de deux phases. La phase de pré-traitement (filtrage, suppression du bruit, etc.) et la phase d'extraction des signatures de défauts. Une signature est une grandeur représentant l'apparition et éventuellement le degré de sévérité d'au moins un défaut. La signature est soit le résultat d'un modèle du système soit le résultat d'un traitement de signal issu des données brutes. [Soualhi \(2013\)](#) distingue trois catégories de traitement de signal, le traitement temporel, le traitement fréquentiel, le traitement temps-fréquence.

**Étape 3 - Surveillance** : Cette étape consiste à évaluer l'état de santé du système à partir de la comparaison des signatures de l'étape 2 aux signatures de référence obtenues dans des modes de fonctionnement prédéfinis du système à l'état sain.

**Étape 4 - Diagnostic** : Cette fonction détecte la présence d'un défaut, elle peut détecter sa nature et sa localisation sur le système et potentiellement la sévérité du défaut.

Le cadre PHM ajoute la fonction de pronostic, où à partir de l'évolution temporelle des signatures de défaut de l'étape 4, il est possible de prédire (avec une certaine incertitude) le temps de vie restant du système (*Remaining Useful Life* : *RUL*). L'étape finale regroupe la fonction d'aide à la décision [Gouriveau et al. \(2013\)](#) qui recommande les actions de maintenance à effectuer et la fonction « interface homme-machine » où l'ensemble des informations des étapes précédentes sont regroupées puis synthétisées à destination du personnel de maintenance concerné.

L'implémentation industrielle réalisée pour LORELEC est résumée dans les sections [C.3](#) et [C.4](#) et concerne les étapes 1 à 4 de la maintenance conditionnelle.

## C.2 Rappel sur le défaut de roulement localisé

La grande majorité des études effectuées sur le défaut de roulement portent sur les défauts de type localisé. Le passage des éléments roulants sur les zones défectueuses génère des impulsions périodiques de type « chocs » conduisant à l'apparition de fréquences vibratoires caractéristiques qui ne dépendent que de la géométrie du roulement et de la vitesse de la machine [Schoen et al. \(1995\)](#). Dans le cas des roulements à billes, ces fréquences s'écrivent :

$$\begin{aligned}
 FBPI &= \frac{N_b}{2} f_r \left( 1 + \frac{d}{D} \cos\theta \right) \\
 FBPO &= \frac{N_b}{2} f_r \left( 1 - \frac{d}{D} \cos\theta \right) \\
 FTF &= \frac{f_r}{2} \left( 1 - \frac{d}{D} \cos\theta \right) \\
 BSF &= \frac{f_r D}{2 d} \left( 1 - \left( \frac{d}{D} \cos\theta \right)^2 \right)
 \end{aligned} \tag{C.1}$$

Les fréquences FBPI, FBPO correspondent respectivement aux fréquences de passage des billes sur un point fixe de la bague interne, de la bague externe. La fréquence FTF correspond à la fréquence de rotation de l'ensemble cage-billes, tandis que la fréquence BSF correspond à la fréquence de rotation propre des billes autour de leurs axes. Dans ces équations,  $f_r$  est la vitesse mécanique (en Hz),  $N_b$  le nombre de billes,  $d$  le diamètre des billes,  $D$  le diamètre moyen du roulement, et  $\theta$  l'angle de contact entre les billes et les bagues. Par exemple, si un défaut localisé est présent sur la bague externe, la fréquence FBPO sera visible dans le spectre vibratoire et l'énergie du spectre associée à cette fréquence augmentera en fonction de la sévérité du défaut.

Aujourd'hui grâce aux bases de données référençant l'ensemble des roulements existants sur le marché, il est possible de connaître les fréquences du roulement selon la vitesse de rotation sans connaissances des dimensions géométriques. C'est une base de données de ce type que nous avons utilisée dans l'implémentation que nous avons réalisé pour LORELEC (voir sections [C.3](#) et [C.4](#))

Dans les cas standards avec des roulements entre 6 et 12 billes, on peut formuler l'approximation suivante qui permet de s'affranchir des données associées au type de roulement [Schoen et al. \(1995\)](#) :

$$\begin{aligned}
 FBPI &= 0.4 N_b f_r \\
 FBPO &= 0.6 N_b f_r
 \end{aligned} \tag{C.2}$$

Un défaut de roulement localisé est également connu pour altérer les courants statoriques de la machine en produisant des fréquences de modulations  $f_b$  autour de la fréquence fondamentale  $f_s$  Schoen *et al.* (1995) :

$$f_b = | f_s \pm m f_v | \quad (\text{C.3})$$

Avec  $m = 1, 2, 3, \dots$  et  $f_v$  les fréquences vibratoires caractéristiques. Cela s'explique par le fait qu'un défaut localisé produit un déplacement radial de l'arbre qui se caractérise par des excentricités du rotor. Cela génère des oscillations de la largeur d'entrefer produisant des variations du flux d'entrefer et donc des variations d'inductance de la machine qui se traduisent directement dans les courants statoriques Schoen *et al.* (1995).

## C.3 Module de supervision de la plateforme d'essai

Durant cette thèse, nous avons développé une application LabVIEW proposant principalement une détection des défauts classiques sur les machines tournantes (balourd, excentricité, défaut de roulement) sur la plateforme d'essai de LORELEC.

Ce développement était particulièrement important pour LORELEC afin de répondre à l'objectif de qualification de l'état des machines avant et après une révision. Cette application constitue le support permettant d'accueillir les méthodes de détection du défaut de rugosité généralisée présentées dans le chapitre 3. Elle peut être implémentée sur sites industriels afin de constituer une base de données riche pour le monitoring, le diagnostic et le pronostic des machines électriques.

Cette application de monitoring effectue l'acquisition de capteurs mécaniques, électriques et thermiques ainsi que le traitement et l'analyse des données en direct lors d'un essai moteur. Concernant l'analyse vibratoire, ce module de supervision des machines utilise les méthodes traditionnellement appliquées dans la littérature ; cela regroupe les densités spectrales de puissance obtenues par la Transformée de Fourier Rapide (FFT) et les transformations de Hilbert associées aux analyses d'enveloppes.

### C.3.0.1 Description de l'architecture générale

Le Module de Supervision de la Plateforme d'Essai (MSPE) est une application de moyenne envergure ( $\sim 90$  VIs) qui a répondu à l'ensemble des spécifications explicitées par LORELEC tout au long de cette thèse. De manière synthétique, voici l'ensemble des tâches principales gérées par MSPE :

- Acquisition des mesures de capteurs connectés aux cartes d'acquisitions

- Récupération des données des afficheurs du pupitre de commande de la plateforme d'essai
- Communication avec MS Excel pour générer des PV d'essai moteur
- Réalisation d'un ensemble de traitements numériques pour afficher des indicateurs pertinents pour le technicien de plateforme d'essai

La communication de MSPE avec son environnement est présentée ci-dessous en figure C.1 :

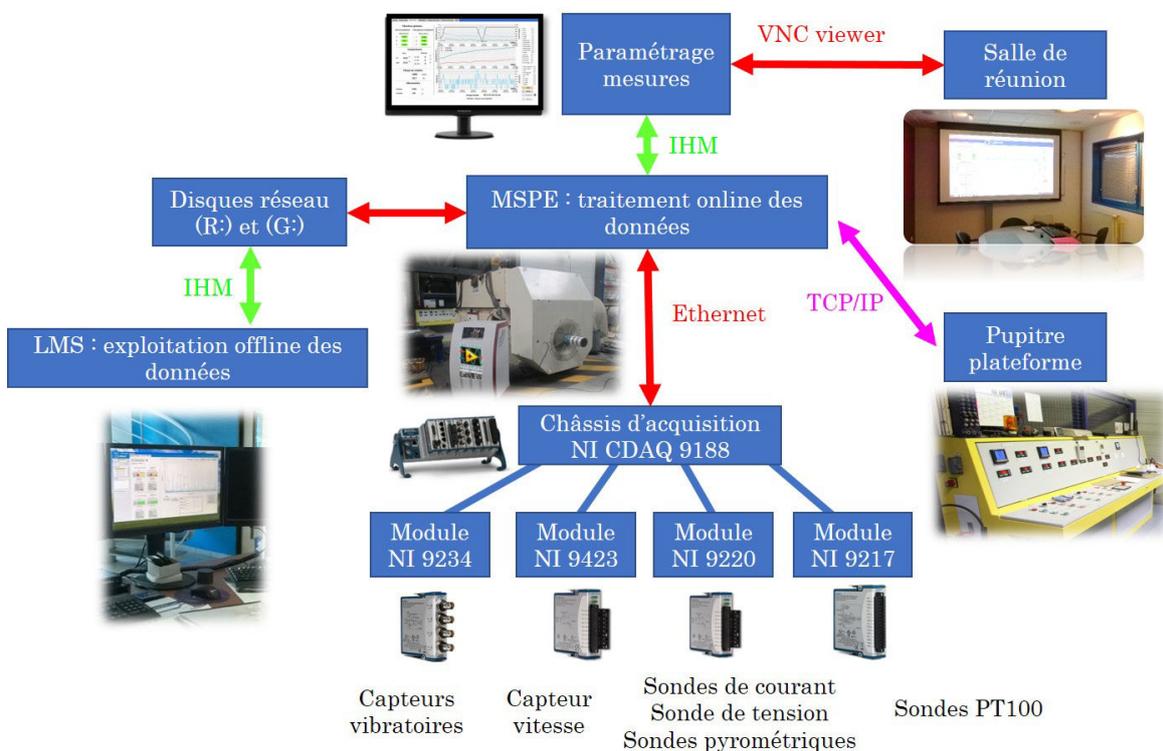


FIGURE C.1 – Communication de MSPE avec l'environnement LORELEC

Parmi l'ensemble des onglets de la face-avant que nous avons conçu, nous présentons en figure C.2 les deux onglets suivants :

- **Indicateurs** : cet onglet permet l'affichage en continu de l'ensemble des données post-traitées issues des capteurs (mesures vibratoires globales issues de la norme ISO-10816-3 (2009), mesure de vitesse, de température, mesure des courants et tensions de la machine)
- **Analyse Vibratoire** : cet onglet permet l'affichage en continu et le paramétrage des spectres vibratoires afin de déterminer les éventuels défauts de la machine

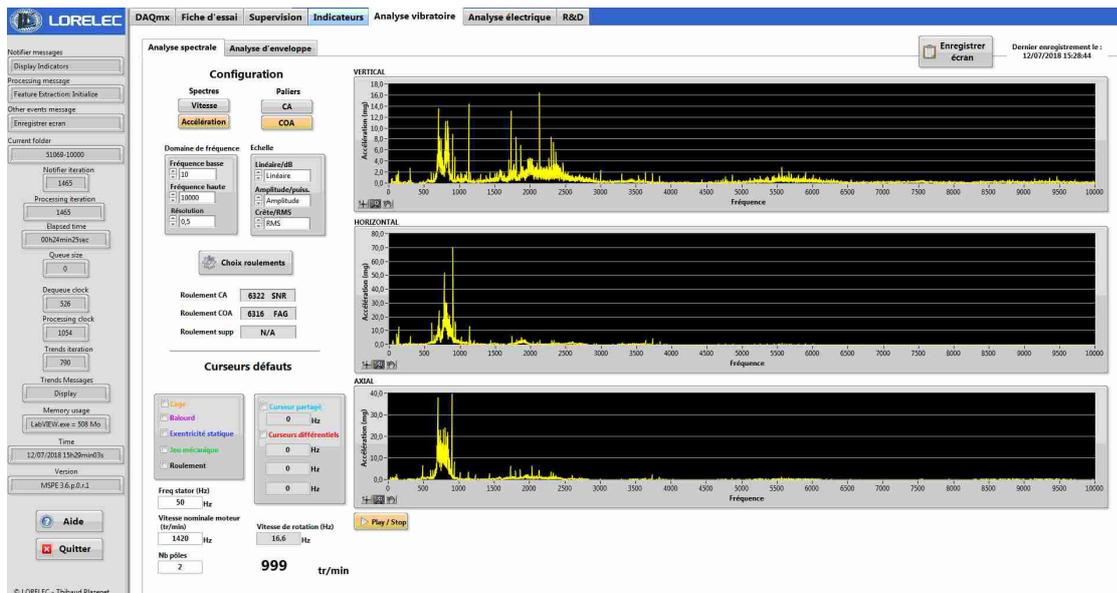
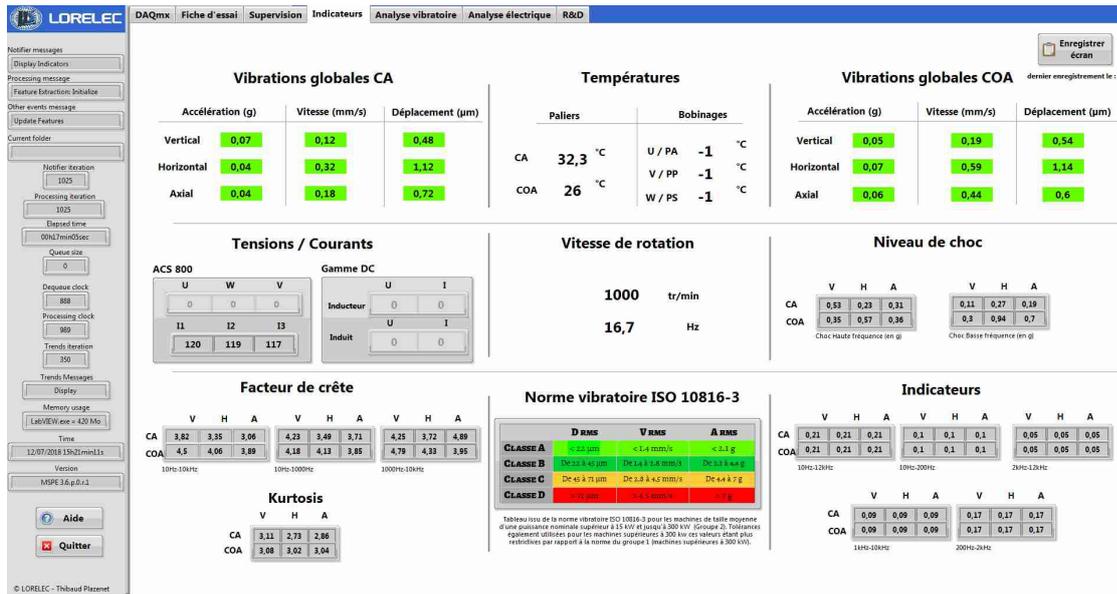


FIGURE C.2 – Face-avant des onglets « indicateurs » (en haut) et « analyse vibratoire » (en bas) de l'application LabVIEW développée à LORELEC

### C.3.0.2 Description de l'architecture logicielle

L'architecture logicielle a été construite de façon modulaire afin d'accueillir rapidement toute nouvelle spécification. Des indicateurs de l'état de fonctionnement de l'application ont été mis en place afin de faciliter le débogage et de cerner les dysfonctionnements au sein de l'application.

La fonction principale étant l'acquisition et le traitement des données « en direct », l'architecture centrale est conçue sous la forme d'une structure de type « producteur-consommateur » avec gestion d'événements par file d'attente sur différentes boucles while en parallèle.

Le VI principal est composé de sept boucles (voir le schéma fonctionnel en figure C.3 et le diagramme en figure C.4). Il dispose de trois boucles de gestions des événements et des messages ( $B1$ ,  $B2$  et  $B3$ ) communiquant avec une boucle de traitement des données  $B5$  qui gère les données acquises. Cette dernière boucle  $B5$  envoie les données traitées à deux boucles d’affichage des indicateurs de la face-avant ( $B6$  et  $B7$ ) par l’intermédiaire de notificateurs. Les données sont acquises en continu dans une boucle autonome  $B4$  et sont placées dans une file d’attente.

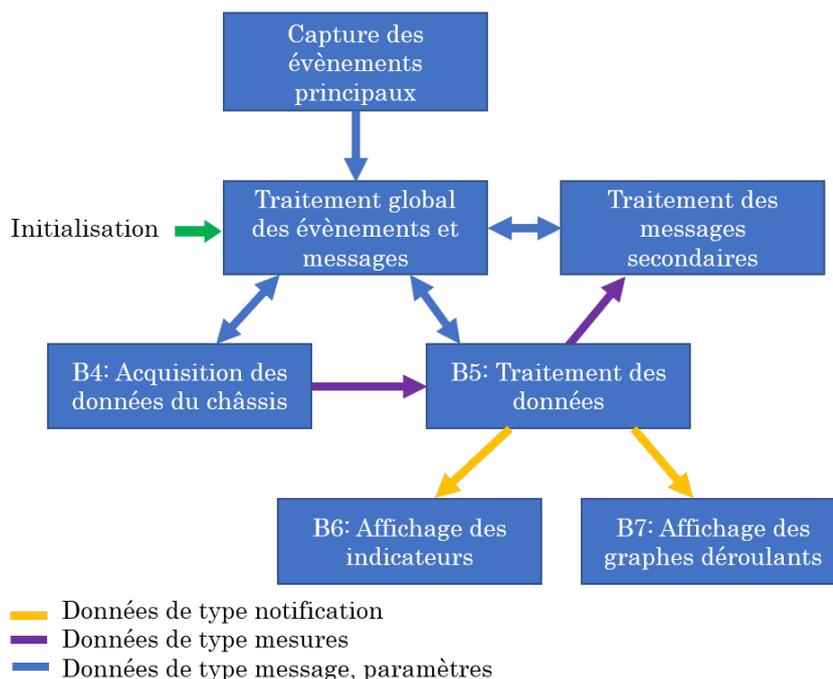


FIGURE C.3 – Schéma fonctionnel des 7 boucles de MSPE

Afin d’avoir un logiciel affichant en direct les données, le temps associé au traitement des données (temps d’une itération) doit être au maximum égal à la taille des signaux acquis. De cette manière, le décalage temporel entre l’acquisition et l’affichage des mesures est minimal.

La plupart des données (paramétrages, mesures brutes, indicateurs calculés) sont stockées et mises à jour dans des registres à décalages dans chaque boucle. Toutes les files d’attentes de mesures ou de messages sont dépilées en FIFO.

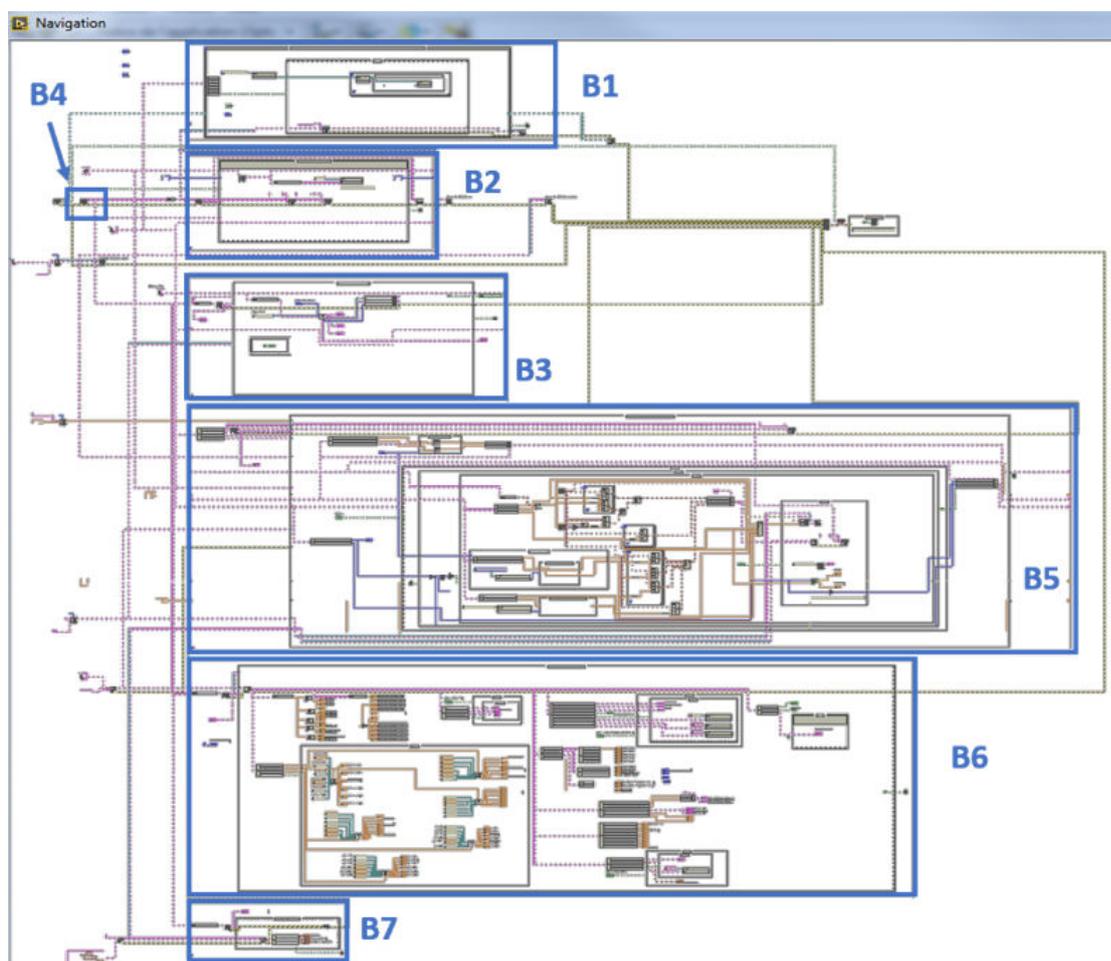


FIGURE C.4 – Diagramme du VI principal de MSPE

## C.4 Module d'exploitation des mesures vibratoires de la plateforme d'essai

Afin de constituer une base de données de mesure vibratoires des machines entrant et sortant des ateliers de maintenance de LORELEC, une application LabVIEW a été développée. Elle permet de post-traiter les mesures vibratoires réalisées en plateforme d'essai. Les techniciens de maintenance peuvent extraire les indicateurs de défaut et les spectres vibratoires nécessaires afin de qualifier une réparation par exemple, ou bien de comparer l'état d'une machine après révision et son état lors de son entrée pour une nouvelle maintenance après plusieurs années de fonctionnement.

Cette application (LMS) a notamment permis d'analyser les spectres d'enveloppe d'un défaut de rugosité généralisée à un stade très avancé (voir photo correspondant au défaut en figure 1.4.19) en mettant en évidence les multiples

harmoniques et modulations des fréquences caractéristiques de défaut FBPO et FBPI (voir face-avant de l'application en figure C.5)

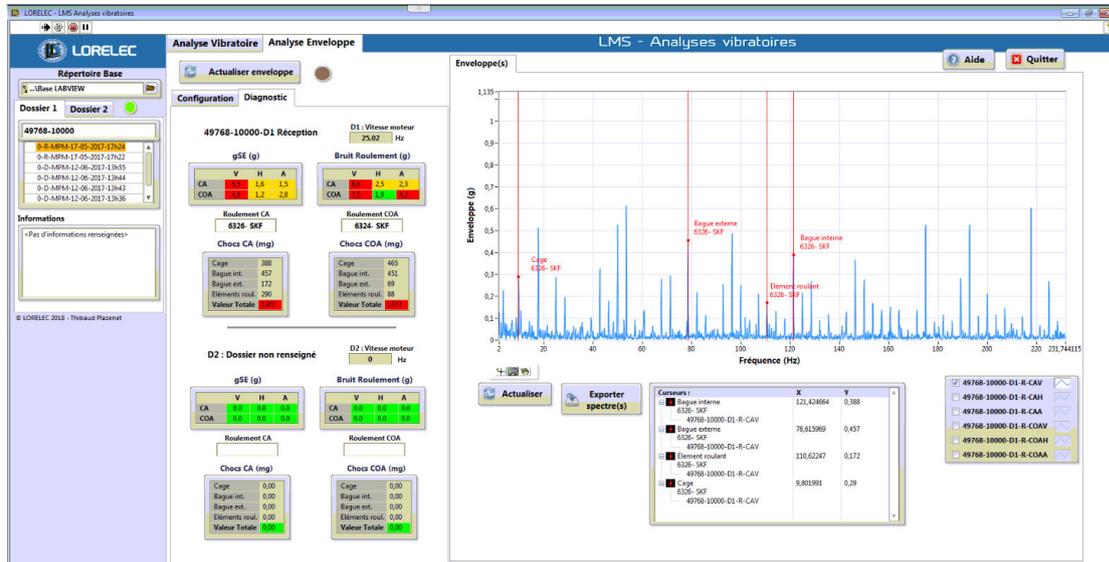


FIGURE C.5 – Face-avant du VI principal de LMS, exemple de détection d'un défaut de rugosité généralisée à un stade très avancé



# Contribution de la thèse

PLAZENET, T., BOILEAU, T., CAIRONI, C. & NAHID-MOBARAKEH, B. 2016  
An overview of shaft voltages and bearing currents in rotating machines. *2016 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting*. IEEE.

PLAZENET, T., BOILEAU, T., CAIRONI, C. & NAHID-MOBARAKEH, B. 2018a  
A Comprehensive Study on Shaft Voltages and Bearing Currents in Rotating Machines. *IEEE Transactions on Industry Applications* **54** (4), 3749–3759.

PLAZENET, T., BOILEAU, T., CAIRONI, C. & NAHID-MOBARAKEH, B. 2018b  
Signal processing tools for non-stationary signals detection. *2018 IEEE International Conference on Industrial Technology (ICIT)*. IEEE.

Rapports techniques pour LORELEC



# Bibliographie

- ABB 2014 Technical guide No. 5-Bearing Currents in modern AC drive systems.
- ADABI, M. E. & VAHEDI, A. 2013 A survey of shaft voltage reduction strategies for induction generators in wind energy applications. *Renewable Energy* **50**, 177–187.
- AFNOR 2018 NF-EN-13306, Maintenance - Terminologie de la maintenance.
- AHOLA, J., MUETZE, A., NIEMELA, M. & ROMANENKO, A. 2018 Normalization-based approach to electric motor BVR related capacitances computation. *2018 IEEE Applied Power Electronics Conference and Exposition (APEC)*. IEEE.
- AHOLA, J., SARKIMAKI, V., MUETZE, A. & TAMMINEN, J. 2011 Radio-frequency-based detection of electrical discharge machining bearing currents. *IET Electric Power Applications* **5** (4), 386.
- ALBRECHT, P. F., APPIARIUS, J. C., MCCOY, R. M., OWEN, E. L. & SHARMA, D. K. 1986 Assessment of the Reliability of Motors in Utility Applications - Updated. *IEEE Power Engineering Review* **PER-6** (3), 31–32.
- ALGER, P. L. & SAMSON, H. W. 1924 Shaft Currents in Electric Machines. *Trans. of the American Institute of Elect. Engineers* **XLIII**, 235–245.
- AMMANN, C., REICHERT, K., JOHO, R. & POSEDEL, Z. 1988 Shaft voltages in generators with static excitation systems-problems and solution. *IEEE Transactions on Energy Conversion* **3** (2), 409–419.
- ANTONI, J. 2006 The spectral kurtosis : a useful tool for characterising non-stationary signals. *Mechanical Systems and Signal Processing* **20** (2), 282–307.
- ANTONI, J. 2007 Fast computation of the kurtogram for the detection of transient faults. *Mechanical Systems and Signal Processing* **21** (1), 108–124.
- ANTONI, J. & RANDALL, R. 2006 The spectral kurtosis : application to the vibratory surveillance and diagnostics of rotating machines. *Mechanical Systems and Signal Processing* **20** (2), 308–331.

- ARAUJO, R. S., RODRIGUES, R. A., DE PAULA, H., BACCARINI, L. M. R. & ROCHA, A. V. 2013 Premature wear and recurring bearing failures in an inverter-driven induction motor - Part I : Investigation of the problem. *2013 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting*. IEEE.
- AUGEIX, D. 2001 Analyse vibratoire des machines tournantes. *Techniques de l'ingénieur Vibrations en milieu industriel, mesures, surveillance et contrôle* .
- BARATER, D., FRANCESCHINI, G., IMMOVILLI, F. & LORENZANI, E. 2017 Investigation on H-8 VSI architecture for bearing currents mitigation in VFD. *IECON 2017 - 43rd Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*. IEEE.
- BECKER, A. & ABANTERIBA, S. 2013 Electric discharge damage in aircraft propulsion bearings. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J : Journal of Engineering Tribology* **228** (1), 104–113.
- BELL, S., COOKSON, T., COPE, S., EPPERLY, R., FISCHER, A., SCHLEGEL, D. & SKIBINSKI, G. 2001 Experience with variable-frequency drives and motor bearing reliability. *IEEE Transactions on Industry Applications* **37** (5), 1438–1446.
- BINDER, A. & MUETZE, A. 2008 Scaling Effects of Inverter-Induced Bearing Currents in AC Machines. *IEEE Transactions on Industry Applications* **44** (3), 769–776.
- BLODT, M., GRANJON, P., RAISON, B. & ROSTAING, G. 2008 Models for Bearing Damage Detection in Induction Motors Using Stator Current Monitoring. *IEEE Transactions on Industrial Electronics* **55** (4), 1813–1822.
- BOILEAU, T. 2010 Contribution à la continuité de service des actionneurs synchrones à aimants permanents. Tolérance au défaut de capteur mécanique. Détection de Défauts Electriques. PhD thesis, Nancy Université - Institut National Polytechnique de Lorraine, INPL.
- BOLL, S. 1979 Suppression of acoustic noise in speech using spectral subtraction. *IEEE Transactions on Acoustics, Speech, and Signal Processing* **27** (2), 113–120.
- BOUCENA, N. 2014 Contribution à la modélisation en compatibilité électromagnétique des machines électriques triphasées. PhD thesis, École Normale Supérieure de Cachan.
- BOUCHIKHI, E. H. E., CHOQUEUSE, V. & BENBOUZID, M. E. H. 2013 Current Frequency Spectral Subtraction and Its Contribution to Induction Machines' Bearings Condition Monitoring. *IEEE Transactions on Energy Conversion* **28** (1), 135–144.

- BOYANTON, H. & HODGES, G. 2002 Bearing fluting [motors]. *IEEE Ind Appl. Mag.* **8** (5), 53–57.
- BUSSE, D., ERDMAN, J., KERKMAN, R., SCHLEGEL, D. & SKIBINSKI, G. 1997a Bearing currents and their relationship to PWM drives. *IEEE Transactions on Power Electronics* **12** (2), 243–252.
- BUSSE, D., ERDMAN, J., KERKMAN, R., SCHLEGEL, D. & SKIBINSKI, G. 1997b Characteristics of shaft voltage and bearing currents. *IEEE Industry Applications Magazine* **3** (6), 21–32.
- BUSSE, D., ERDMAN, J., KERKMAN, R., SCHLEGEL, D. & SKIBINSKI, G. 1997c The effects of PWM voltage source inverters on the mechanical performance of rolling bearings. *IEEE Transactions on Industry Applications* **33** (2), 567–576.
- BUSSE, D., ERDMAN, J., KERKMAN, R., SCHLEGEL, D. & SKIBINSKI, G. 1997d An evaluation of the electrostatic shielded induction motor : a solution for rotor shaft voltage buildup and bearing current. *IEEE Transactions on Industry Applications* **33** (6), 1563–1570.
- BUSSE, D., ERDMAN, J., KERKMAN, R., SCHLEGEL, D. & SKIBINSKI, G. 1997e System electrical parameters and their effects on bearing currents. *IEEE Transactions on Industry Applications* **33** (2), 577–584.
- CAIRONI, C. 2002 Contribution à la Maintenance Prévisionnelle en Ligne des Machines Électriques Tournantes par l'Analyse des Signaux liés aux Phénomènes Physiques s'y rapportant. PhD thesis, Université Henri-Poincaré, Nancy 1.
- CAIRONI, C., DURANTAY, L., KROMER, V. & GUEURY, M. 2002 Time-frequency and time scale transforms, a comparison of different tools in the vibratory analysis of induction AC-Motors. *International Conference on Noise and Vibration Engineering, ISMA2002*.
- CHEN, S. & LIPO, T. 1998 Circulating type motor bearing current in inverter drives. *IEEE Industry Applications Magazine* **4** (1), 32–38.
- CHEN, S., LIPO, T. & FITZGERALD, D. 1996 Source of induction motor bearing currents caused by PWM inverters. *IEEE Transactions on Energy Conversion* **11** (1), 25–32.
- CHEN, X., XU, D., LIU, F. & ZHANG, J. 2007 A Novel Inverter-Output Passive Filter for Reducing Both Differential- and Common-Mode dv/dt at the Motor Terminals in PWM Drive Systems. *IEEE Transactions on Industrial Electronics* **54** (1), 419–426.

- CHENG, S., HABETLER, T. G., MAYOR, J. R. & HARLEY, R. G. 2013 Generalized bearing roughness fault detection in claw-pole generators. *2013 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition*. IEEE.
- CHOI, J.-W. 2006 Analysis of Electrical Signatures in Synchronous Generators Characterized by Bearing Faults. Master Thesis.
- COSTELLO, M. 1993 Shaft voltages and rotating machinery. *IEEE Trans. Ind. Appl* **29** (2), 419–426.
- DAGAN, K. J., ZUCKERBERGER, A. & RABINOVICI, R. 2016 Fourth-Arm Common-Mode Voltage Mitigation. *IEEE Transactions on Power Electronics* **31** (2), 1401–1407.
- DAHL, D., SOSNOWSKI, D., SCHLEGEL, D., KERKMAN, R. & PENNING, M. 2008 Gear up your bearings. *IEEE Industry Applications Magazine* **14** (4), 45–53.
- DALVAND, F., KESHAVARZI, M., KALANTAR, A. & CHERAGHDAR, A. 2015 Detection of generalized-roughness bearing fault using statistical-time indices of instantaneous frequency of motor voltage space vector. *2015 23rd Iranian Conference on Electrical Engineering*. IEEE.
- D'ANTONA, G., PENNACCHI, P., PENSIERI, C. & ROLLA, C. 2012 Turboalternator shaft voltage measurements. *2012 IEEE International Workshop on Applied Measurements for Power Systems (AMPS) Proceedings*. IEEE.
- DESCOEUDRES, A. 2006 Characterization of Electrical Discharge Machining Plasmas. PhD thesis, École Polytechnique Fédérale de Lausanne.
- ELFEKY, A. A., MASOUD, M. I. & EL-ARABAWY, I. F. 2007 Fault Signature Production for Rolling Element Bearings in Induction Motor. *2007 Compatibility in Power Electronics*. IEEE.
- ERDMAN, J., KERKMAN, R., SCHLEGEL, D. & SKIBINSKI, G. 1996 Effect of PWM inverters on AC motor bearing currents and shaft voltages. *IEEE Transactions on Industry Applications* **32** (2), 250–259.
- FASSOIS, S. 2001 IDENTIFICATION, MODEL-BASED METHODS. *Encyclopedia of Vibration*, pp. 673–685. Elsevier.
- FROSINI, L., MAGNAGHI, M., ALBINI, A. & MAGROTTI, G. 2015 A new diagnostic instrument to detect generalized roughness in rolling bearings for induction motors. *2015 IEEE 10th International Symposium on Diagnostics for Electrical Machines, Power Electronics and Drives (SDEMPED)*. IEEE.

- GAO, R. & YAN, R. 2006 Non-stationary signal processing for bearing health monitoring. *International Journal of Manufacturing Research* **1** (1), 18.
- GEMEINDER, Y., SCHUSTER, M., RADNAI, B., SAUER, B. & BINDER, A. 2014 Calculation and validation of a bearing impedance model for ball bearings and the influence on EDM-currents. *2014 International Conference on Electrical Machines (ICEM)*. IEEE.
- GIRARDIN, G. 2012 Développement d'un procédé d'usinage par micro-électroérosion. PhD thesis, Université Claude Bernard, Lyon 1.
- GOURIVEAU, R., MEDJAHER, K., RAMASSO, E. & ZERHOUNI, N. 2013 PHM - Prognostics and health management. De la surveillance au pronostic de défaillances de systèmes complexes. *Techniques de l'ingénieur. Mise en oeuvre de la maintenance* .
- HADDEN, T., JIANG, J. W., BILGIN, B., YANG, Y., SATHYAN, A., DADKHAH, H. & EMADI, A. 2016 A Review of Shaft Voltages and Bearing Currents in EV and HEV Motors. *IECON 2016 - 42nd Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*. IEEE.
- HAYES, M. H., HAYES, M. H. & HAYES, M. H. 1996 *Statistical Digital Signal Processing and Modeling*. John Wiley & Sons.
- HOPPLER, R. & ERRATH, R. 2007 Motor bearings, not must a piece of metal. *2007 IEEE Cement Industry Technical Conference Record*. IEEE.
- HUANG, J. & SHI, H. 2015 A Hybrid Filter for the Suppression of Common-Mode Voltage and Differential-Mode Harmonics in Three-Phase Inverters With CPPM. *IEEE Transactions on Industrial Electronics* **62** (7), 3991–4000.
- HYPIO, D. 2003 Mitigation of bearing electro-erosion of inverter-fed motors through passive common mode voltage suppression. *38th IAS Annual Meeting on Conference Record of the Industry Applications Conference*. IEEE.
- IEC-60034-25 2014 IEC-60034-25 Rotating electrical machines - Part 25 : AC electrical used in power drives systems - Application Guide.
- IEEE 2018 IEEE Standard Test Procedure for Polyphase Induction Motors and Generators.
- IEEE, I. 1985 Report of Large Motor Reliability Survey of Industrial and Commercial Installations, Part I. *IEEE Transactions on Industry Applications* **IA-21** (4), 853–864.

- IMMOVILLI, F., BELLINI, A., RUBINI, R. & TASSONI, C. 2010 Diagnosis of Bearing Faults in Induction Machines by Vibration or Current Signals : A Critical Comparison. *IEEE Transactions on Industry Applications* **46** (4), 1350–1359.
- IMMOVILLI, F., COCCONCELLI, M., BELLINI, A. & RUBINI, R. 2009 Detection of Generalized-Roughness Bearing Fault by Spectral-Kurtosis Energy of Vibration or Current Signals. *IEEE Transactions on Industrial Electronics* **56** (11), 4710–4717.
- ISO-10816-3 2009 ISO-10816-3 : Mechanical Vibration - Evaluation of Machine Vibration by Measurements on Non-Rotating Parts - Part 1 : General Guidelines International Organization for Standardization.
- ISO-15243 2017 ISO-15243 : Rolling bearings - Damage and failures - Terms, characteristics and causes.
- ISO 20816-1 2016 ISO 20816-1 : Mechanical Vibration - Measurement and evaluation of machine vibration - Part 1 : General Guidelines.
- JAGENBREIN, A. 2005 Investigation of Bearing Failures due to Electric Current Passage. PhD thesis, TU Wien.
- JAGENBREIN, A., BUSCHBECK, F., GRÖSCHL, M. & PREISINGER, G. 2005 Investigation of the physical mechanisms in rolling bearings during the passage of electric current. *Tribotest* **11** (4), 295–306.
- KNIGHT, A. & BERTANI, S. 2005 Mechanical Fault Detection in a Medium-Sized Induction Motor Using Stator Current Monitoring. *IEEE Transactions on Energy Conversion* **20** (4), 753–760.
- KOLBE, H., MUETZE, A. & HAMEYER, K. 2012 Modelling of impulse currents in mechanical rolling element bearings. *COMPEL - The international journal for computation and mathematics in electrical and electronic engineering* **31** (6), 1575–1589.
- KREMER, D. 2000 Usinage pour électroérosion. *Techniques de l'ingénieur. Mécanique | Travail des matériaux - Assemblage* .
- KRIESE, M., WITTEK, E., GATTERMANN, S., TISCHMACHER, H., POLL, G. & PONICK, B. 2012 Influence of bearing currents on the bearing lifetime for converter driven machines. *2012 XXth International Conference on Electrical Machines*. IEEE.
- LAWSON, J. 1993 Motor bearing fluting. *Conf. Rec. of 1993 Annual Pulp and Paper Ind. Tech. Conf.*. IEEE.

- LEBAROUD, A. & CLERC, G. 2006 Time-Frequency Classification Applied to Induction Machine Faults Monitoring. *IECON 2006 - 32nd Annual Conference on IEEE Industrial Electronics*. IEEE.
- LEBOEUF, N. 2012 Contribution à l'étude des machines synchrones à aimants permanents en présence de défauts inter-spires : modélisation, détection de défauts inter-spires. PhD thesis, Université de Lorraine.
- LEBOLD, M., REICHARD, K. & BOYLAN, D. 2003 Utilizing dcom in an open system architecture framework for machinery monitoring and diagnostics. *2003 IEEE Aerospace Conference Proceedings (Cat. No.03TH8652)*. IEEE.
- LEITE, V. C. M. N., DA SILVA, J. G. B., VELOSO, G. F. C., DA SILVA, L. E. B., LAMBERT-TORRES, G., BONALDI, E. L. & DE LACERDA DE OLIVEIRA, L. E. 2015 Detection of Localized Bearing Faults in Induction Machines by Spectral Kurtosis and Envelope Analysis of Stator Current. *IEEE Transactions on Industrial Electronics* **62** (3), 1855–1865.
- LI, Y. 2012 Electrical Signature Analysis of Synchronous Motors under some Mechanical Anomalies. PhD thesis, Texas A&M University, Department of Mechanical Engineering.
- LI, Y. & WANG, T. 2013 Signal segmentation for isolating the influence of PQ variation and machine manufacturing imperfections on bearing fault detection. *2013 International Electric Machines & Drives Conference*. IEEE.
- LIM, J. & OPPENHEIM, A. 1979 Enhancement and bandwidth compression of noisy speech. *Proceedings of the IEEE* **67** (12), 1586–1604.
- LINK, P. 1999 Minimizing electric bearing currents in ASD systems. *IEEE Industry Applications Magazine* **5** (4), 55–66.
- LIU, W. 2014 The prevalent motor bearing premature failures due to the high frequency electric current passage. *Engineering Failure Analysis* **45**, 118–127.
- LUDOIS, D. C. & REED, J. K. 2015 Brushless Mitigation of Bearing Currents in Electric Machines Via Capacitively Coupled Shunting. *IEEE Transactions on Industry Applications* **51** (5), 3783–3790.
- MAGDUN, O. & BINDER, A. 2009 Calculation of roller and ball bearing capacitances and prediction of EDM currents. *2009 35th Annual Conference of IEEE Industrial Electronics*. IEEE.
- MAGDUN, O., GEMEINDER, Y. & BINDER, A. 2010 Investigation of influence of bearing load and bearing temperature on EDM bearing currents. *2010 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition*. IEEE.

- MAGDUN, O., GEMEINDER, Y., BINDER, A. & REIS, K. 2011 Calculation of bearing and common-mode voltages for the prediction of bearing failures caused by EDM currents. *8th IEEE Symposium on Diagnostics for Electrical Machines, Power Electronics & Drives*. IEEE.
- MAKI-ONTTO, P. & LUOMI, J. 2003 Bearing current prevention of converter-fed AC machines with a conductive shielding in stator slots. *IEEE International Electric Machines and Drives Conference*. IEEE.
- MEI, C., BALDA, J. & WAITE, W. 2006 Cancellation of Common-Mode Voltages for Induction Motor Drives Using Active Method. *IEEE Transactions on Energy Conversion* **21** (2), 380–386.
- MUETZE, A. 2004 Bearing Currents in Inverter-Fed AC-Motors. PhD thesis, TU Darmstadt.
- MUETZE, A. 2009 Scaling Issues for Common-Mode Chokes to Mitigate Ground Currents in Inverter-Based Drive Systems. *IEEE Transactions on Industry Applications* **45** (1), 286–294.
- MUETZE, A. & BINDER, A. 2006 Don't lose your bearings. *IEEE Industry Applications Magazine* **12** (4), 22–31.
- MUETZE, A. & BINDER, A. 2007a Calculation of Circulating Bearing Currents in Machines of Inverter-Based Drive Systems. *IEEE Transactions on Industrial Electronics* **54** (2), 932–938.
- MUETZE, A. & BINDER, A. 2007b Practical Rules for Assessment of Inverter-Induced Bearing Currents in Inverter-Fed AC Motors up to 500 kW. *IEEE Trans. Ind. Electron.* **54** (3), 1614–1622.
- MUETZE, A. & BINDER, A. 2007c Techniques for Measurement of Parameters Related to Inverter-Induced Bearing Currents. *IEEE Trans. Ind. Appl* **43** (5), 1274–1283.
- MUETZE, A., BINDER, A., VOGEL, H. & HERING, J. 2004 Experimental evaluation of the endangerment of ball bearings due to inverter-induced bearing currents. *Conference Record of the 2004 IEEE Industry Applications Conference, 2004. 39th IAS Annual Meeting..* IEEE.
- MUETZE, A., BINDER, A., VOGEL, H. & HERING, J. 2006 What can bearings bear? *IEEE Industry Applications Magazine* **12** (6), 57–64.
- MUETZE, A., NISKANEN, V. & AHOLA, J. 2014 On Radio-Frequency-Based Detection of High-Frequency Circulating Bearing Current Flow. *IEEE Transactions on Industry Applications* **50** (4), 2592–2601.

- MUETZE, A. & OH, H. W. 2008 Design Aspects of Conductive Microfiber Rings for Shaft-Grounding Purposes. *IEEE Trans. Ind. Appl* **44** (6), 1749–1757.
- MUETZE, A. & OH, H. W. 2010 Current-Carrying Characteristics of Conductive Microfiber Electrical Contact for High Frequencies and Current Amplitudes : Theory and Applications. *IEEE Trans. Power Electron.* **25** (8), 2082–2092.
- MUETZE, A., TAMMINEN, J. & AHOLA, J. 2011 Influence of Motor Operating Parameters on Discharge Bearing Current Activity. *IEEE Transactions on Industry Applications* **47** (4), 1767–1777.
- NIPPES, P. 2004 Early Warning of Developing Problems in Rotating Machinery as Provided by Monitoring Shaft Voltages and Grounding Currents. *IEEE Trans. Energy Convers.* **19** (2), 340–345.
- NISKANEN, V. 2014 Radio-Frequency-based Measurement Methods for Bearing Current Analysis in Induction Motors. PhD thesis, Lappeenranta University of Technology, Department of Electrical Engineering.
- NISKANEN, V., MUETZE, A. & AHOLA, J. 2014a Study on Bearing Impedance Properties at Several Hundred Kilohertz for Different Electric Machine Operating Parameters. *IEEE Transactions on Industry Applications* **50** (5), 3438–3447.
- NISKANEN, V., PINOMAA, A. & AHOLA, J. 2014b HF near-field probe for magnitude measurements of EDM bearing currents. *2014 16th European Conference on Power Electronics and Applications*. IEEE.
- NSK 2009 New Bearing Doctor, Maintenance of Bearings. *Tech. Rep.*. NSK Motion & Control.
- OBEID, N. H. 2016 Contribution à la détection des défauts statoriques des actionneurs à aimants permanents : Application à la détection d'un défaut inter-spires intermittent et au suivi de vieillissement. PhD thesis, Université de Lorraine.
- OBEID, Z. 2012 Mise au point d'algorithmes pour la détection de dégradations de roulements d'actionneurs à aimants permanents. Application dans le domaine aéronautique sur des ventilateurs embarqués. PhD thesis, Université de Toulouse.
- OBEID, Z., POIGNANT, S., REGNIER, J. & MAUSSION, P. 2011 Stator current based indicators for bearing fault detection in synchronous machine by statistical frequency selection. *IECON 2011 - 37th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society*. IEEE.

- 
- OH, W. 2006 Preventing VFD/AC Drive Induced Electrical Damage to AC Motor Bearings. *Tech. Rep.*. Electro Static Technology, An ITW Company.
- OLIVER, J. A., GUERRERO, G. & GOLDMAN, J. 2017 Ceramic Bearings for Electric Motors : Eliminating Damage with New Materials. *IEEE Industry Applications Magazine* **23** (6), 14–20.
- ONG, R. 1999 An investigation of Shaft Current in a large Sleeve Bearing Induction Machine. PhD thesis, McMaster University.
- ONG, R., DYMOND, J. & FINDLAY, R. 1997 Comparison of techniques for measurement of shaft currents in rotating machines. *IEEE Transactions on Energy Conversion* **12** (4), 363–367.
- ORITI, G., JULIAN, A. & LIPO, T. 1997 A new space vector modulation strategy for common mode voltage reduction [in PWM invertors]. *PESC97. Record 28th Annual IEEE Power Electronics Specialists Conference. Formerly Power Conditioning Specialists Conference 1970-71. Power Processing and Electronic Specialists Conference 1972*. IEEE.
- PAIRODAMONCHAI, P., SUWANKAWIN, S. & SANGWONGWANICH, S. 2009 Design and Implementation of a Hybrid Output EMI Filter for High-Frequency Common-Mode Voltage Compensation in PWM Inverters. *IEEE Transactions on Industry Applications* **45** (5), 1647–1659.
- PIAZZA, M. D., TINE, G. & VITALE, G. 2008 An Improved Active Common-Mode Voltage Compensation Device for Induction Motor Drives. *IEEE Transactions on Industrial Electronics* **55** (4), 1823–1834.
- PLAZENET, T., BOILEAU, T., CAIRONI, C. & NAHID-MOBARAKEH, B. 2016 An overview of shaft voltages and bearing currents in rotating machines. *2016 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting*. IEEE.
- PLAZENET, T., BOILEAU, T., CAIRONI, C. & NAHID-MOBARAKEH, B. 2018<sup>a</sup> A Comprehensive Study on Shaft Voltages and Bearing Currents in Rotating Machines. *IEEE Transactions on Industry Applications* **54** (4), 3749–3759.
- PLAZENET, T., BOILEAU, T., CAIRONI, C. & NAHID-MOBARAKEH, B. 2018<sup>b</sup> Signal processing tools for non-stationary signals detection. *2018 IEEE International Conference on Industrial Technology (ICIT)*. IEEE.
- POCO GRAPHITE INC 2013 EDM Technical Manual. *Tech. Rep.*. POCO Graphite Inc.
- POSTARIU, D. M. 2009 Contribution à l'étude des courants de palier dans les moteurs de traction. Theses, Université Joseph-Fourier - Grenoble I.

- PRASHAD, H. 2005 *Tribology in Electrical Environments (Tribology and Interface Engineering)*. Elsevier Science.
- PRUDHOM, A., ANTONINO-DAVIU, J., RAZIK, H. & CLIMENTE-ALARCON, V. 2017 Time-frequency vibration analysis for the detection of motor damages caused by bearing currents. *Mechanical Systems and Signal Processing* **84**, 747–762.
- RENDUSARA, D. & ENJETI, P. 1998 An improved inverter output filter configuration reduces common and differential modes  $dv/dt$  at the motor terminals in PWM drive systems. *IEEE Transactions on Power Electronics* **13** (6), 1135–1143.
- ROMANENKO, A., AHOLA, J. & MUETZE, A. 2015 Influence of electric discharge activity on bearing lubricating grease degradation. *2015 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE)*. IEEE.
- ROMANENKO, A., AHOLA, J., MUETZE, A. & NISKANEN, V. 2014 Study of incipient bearing damage monitoring in variable-speed drive systems. *2014 16th European Conference on Power Electronics and Applications*. IEEE.
- ROMANENKO, A., MUETZE, A. & AHOLA, J. 2016 Effects of Electrostatic Discharges on Bearing Grease Dielectric Strength and Composition. *IEEE Transactions on Industry Applications* **52** (6), 4835–4842.
- ROMANENKO, A., MUETZE, A. & AHOLA, J. 2017 Incipient Bearing Damage Monitoring of 940-h Variable Speed Drive System Operation. *IEEE Transactions on Energy Conversion* **32** (1), 99–110.
- SAIDI, L., BECHHOEFER, E., ALI, J. B. & BENBOUZID, M. 2015 Wind turbine high-speed shaft bearing degradation analysis for run-to-failure testing using spectral kurtosis. *2015 16th International Conference on Sciences and Techniques of Automatic Control and Computer Engineering (STA)*. IEEE.
- SÄRKIMÄKI, V. 2009 Radio Frequency Measurement Method for Detecting Bearing Currents in Induction Motors. PhD thesis, Lappeenranta University of Technology.
- SCHIFERL, R. & MELFI, M. 2004 Bearing current remediation options. *IEEE Ind. Appl. Mag.* **10** (4), 40–50.
- SCHOEN, R., HABETLER, T., KAMRAN, F. & BARTFIELD, R. 1995 Motor bearing damage detection using stator current monitoring. *IEEE Transactions on Industry Applications* **31** (6), 1274–1279.

- SCHUSTER, M. & BINDER, A. 2015 Comparison of different inverter-fed AC motor types regarding common-mode bearing currents. *2015 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE)*. IEEE.
- SHEEN, Y.-T. 2009 On the study of applying Morlet wavelet to the Hilbert transform for the envelope detection of bearing vibrations. *Mechanical Systems and Signal Processing* **23** (5), 1518–1527.
- SINGLETON, R. K., STRANGAS, E. G. & AVIYENTE, S. 2017 The Use of Bearing Currents and Vibrations in Lifetime Estimation of Bearings. *IEEE Transactions on Industrial Informatics* **13** (3), 1301–1309.
- SKF 2008 *EDD Pen TKED1*. MP5355E-1 datasheet.
- SKF 2013 SKF Rolling Bearing Catalogue.
- SON, Y.-C. & SUL, S.-K. 2003 A new active common-mode emi filter for pwm inverter. *IEEE Transactions on Power Electronics* **18** (6), 1309–1314.
- SOUALHI, A. 2013 Du diagnostic au pronostic de pannes des entraînements électriques. phdthesis, Université Claude Bernard - Lyon I.
- STACK, J., HABETLER, T. & HARLEY, R. 2004 Fault Classification and Fault Signature Production for Rolling Element Bearings in Electric Machines. *IEEE Transactions on Industry Applications* **40** (3), 735–739.
- STACK, J., HABETLER, T. & HARLEY, R. 2005 Experimentally Generating Faults in Rolling Element Bearings Via Shaft Current. *IEEE Transactions on Industry Applications* **41** (1), 25–29.
- STONE, G., LLOYD, B. & SASIC, M. 2014 Monitoring of shaft voltages and grounding currents in rotating machines. *2014 17th International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS)*. IEEE.
- SUZUMURA, J. 2016 Prevention of Electrical Pitting on Rolling Bearings by Electrically Conductive Grease. *Quarterly Report of RTRI* **57** (1), 42–47.
- THORSEN, O. V. & DALVA, M. 1999 Failure identification and analysis for high-voltage induction motors in the petrochemical industry. *IEEE Transactions on Industry Applications* **35** (4), 810–818.
- THURSTON, M. & LEBOLD, M. 2001 Open Standards for Condition-Based Maintenance and Prognostic Systems. *Maintenance and Reliability Conference (MARCON)* .
- TISCHMACHER, H. & GATTERMANN, S. 2010 Bearing currents in converter operation. *The XIX Int. Conf. on Electrical Machines - ICEM 2010*. IEEE.

- TISCHMACHER, H. & GATTERMANN, S. 2012a Investigations on bearing currents in converter-fed electrical motors. *2012 XXth Int. Conf. on Electrical Machines*. IEEE.
- TISCHMACHER, H. & GATTERMANN, S. 2012b Multiple signature analysis for the detection of bearing currents and the assessment of the resulting bearing wear. *Int. Symp. on Power Electronics Power Electronics, Electrical Drives, Automation and Motion*. IEEE.
- TISCHMACHER, H., GATTERMANN, S., KRIESE, M. & WITTEK, E. 2010 Bearing wear caused by converter-induced bearing currents. *IECON 2010 - 36th Annual Conference on IEEE Industrial Electronics Society*. IEEE.
- TORLAY, J.-E. 1999 Étude des courants et tensions d'arbre et de phases dans les grands alternateurs. PhD thesis, Institut National Polytechnique de Grenoble - INPG.
- VANCE, J., PALAZZOLO, A. & ZEIDAN, F. 1987 Electric Shaft Currents in Turbomachinery. *Proc. of the 6th Tubomachinery Symp.*, pp. 51–63.
- WANG, D., TSE, P. W. & TSUI, K. L. 2013 An enhanced Kurtogram method for fault diagnosis of rolling element bearings. *Mechanical Systems and Signal Processing* **35** (1-2), 176–199.
- WIDROW, B., GLOVER, J., MCCOOL, J., KAUNITZ, J., WILLIAMS, C., HEARN, R., ZEIDLER, J., DONG, J. E. & GOODLIN, R. 1975 Adaptive noise cancelling : Principles and applications. *Proceedings of the IEEE* **63** (12), 1692–1716.
- WILLWERTH, A. & ROMAN, M. 2013 Electrical bearing damage - A lurking problem in inverter-driven traction motors. *2013 IEEE Transportation Electrification Conference and Expo (ITEC)*. IEEE.
- WITTEK, E., KRIESE, M., TISCHMACHER, H., GATTERMANN, S., PONICK, B. & POLL, G. 2010 Capacitances and lubricant film thicknesses of motor bearings under different operating conditions. *The XIX International Conference on Electrical Machines - ICEM 2010*. IEEE.
- XIANG, J., ZHONG, Y. & GAO, H. 2015 Rolling element bearing fault detection using PPCA and spectral kurtosis. *Measurement* **75**, 180–191.
- YU, Z.-Q. & YANG, Z.-G. 2010 Fatigue Failure Analysis of a Grease-Lubricated Roller Bearing from an Electric Motor. *Journal of Failure Analysis and Prevention* **11** (2), 158–166.
- ZHOU, W., LU, B., HABETLER, T. & HARLEY, R. 2009 Incipient Bearing Fault Detection via Motor Stator Current Noise Cancellation Using Wiener Filter. *IEEE Transactions on Industry Applications* **45** (4), 1309–1317.

- ZIKA, T., BUSCHBECK, F., PREISINGER, G., GEBESHUBER, I. C. & GROSCHL, M. 2009a Surface damage of rolling bearings caused by discrete current flow. *OTG Symposium*.
- ZIKA, T., GEBESHUBER, I. C., BUSCHBECK, F., PREISINGER, G. & GROSCHL, M. 2009b Surface analysis on rolling bearings after exposure to defined electric stress. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J : Journal of Engineering Tribology* **223** (5), 787–797.
- ZOUBEK, H., VILLWOCK, S. & PACAS, M. 2007 Automated diagnosis of rolling bearing faults in electrical drives. *2007 7th International Conference on Power Electronics*. IEEE.

# Résumé

## Contribution à l'analyse de défauts de roulement induits par les défauts électriques des machines tournantes

Le vieillissement prématuré des roulements est une des causes les plus fréquentes d'arrêts forcés des machines tournantes notamment lorsqu'elles sont alimentées par onduleurs de tension. Ce travail de thèse contribue à l'analyse et à la détection du défaut de roulement de type rugosité généralisée des machines de faible puissance (jusqu'à 20 kW) alimentées par onduleurs de tension. Dans cette configuration, ce défaut est causé principalement par la présence de décharges capacitatives créant une électroérosion des chemins de roulement. En vue de la détection de ce défaut, nous avons proposé une méthode de vieillissement d'un roulement in-situ en reproduisant de manière réaliste et accélérée le stade précoce du défaut de rugosité généralisée. Cette méthode est élaborée expérimentalement par le biais d'un onduleur de tension disposé entre les bagues d'un roulement et dimensionné pour augmenter l'activité de décharge tout en limitant l'énergie d'une décharge individuelle à un seuil réaliste. Les conditions de fonctionnement de la machine qui accélèrent le vieillissement en augmentant l'activité de décharge ont été déterminées expérimentalement. Dans ce manuscrit, nous répondons également à la problématique de la détection de ce défaut. Selon les contraintes industrielles du domaine de la maintenance et les effets produits par le défaut sur les signaux vibratoires, nous avons sélectionné des outils de traitement de signal adaptés. Le développement de signaux vibratoires de synthèse présentant des propriétés caractéristiques du défaut a permis d'effectuer une étude comparative des méthodes de détection proposées qui se basent sur le filtre de Wiener, la soustraction spectrale et le kurtosis spectral.

**Mots clés :** Roulement, vieillissement, défaut de rugosité généralisée, détection de défaut, décharge capacitive, électroérosion, traitement de signal, analyse vibratoire.

## Abstract

### Contribution to the analyze of bearing faults induced by electrical faults in rotating machines

Premature bearing aging is one of the main reasons of forced outages of electrical machines, especially under converter operation. This work contributes to the analysis and the detection of the generalized roughness bearing fault in small machines (up to 20 kW) under converter operation. In this configuration, this fault is caused by capacitive discharges creating an electroerosion of the raceways. To detect this fault, we proposed a realistic aging process that reproduces the emerging state of the generalized roughness bearing fault. This experimental process consists of an inverter located between the raceways and designed to increase the discharge activity while limiting the energy of a single discharge to a realistic threshold. Operating conditions, which accelerate the bearing aging by increasing the discharge activity, are experimentally determined. In this thesis, we also tackle the problem of detecting the generalized roughness bearing fault. In accordance with the maintenance constraints and the effects produced by the fault on vibration signals, we selected appropriate signal processing tools. The creation of synthetic vibration signals, enriched with some properties of the fault, allowed a comparative study of the proposed detection methods, which are based on the Wiener filter, the spectral subtraction and the spectral kurtosis.

**Keywords :** Bearing, aging, generalized roughness bearing fault, fault detection, capacitive discharge, electroerosion, signal processing, vibration analysis.