



HAL
open science

Adaptation du moteur électrique à la haute tension

Abderrahmane Rebhaoui

► **To cite this version:**

Abderrahmane Rebhaoui. Adaptation du moteur électrique à la haute tension. Energie électrique. 2019. dumas-02284118

HAL Id: dumas-02284118

<https://dumas.ccsd.cnrs.fr/dumas-02284118>

Submitted on 9 Oct 2019

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.

Université Le Havre Normandie

Institut VEDECOM

Programme véhicule / Electrification du véhicule

Nouvelles machines électriques

**Mémoire de Projet de Fin d'Etudes pour l'obtention du
diplôme Master-2 en Systèmes Energétiques Electriques**

Intitulé du sujet

Adaptation du moteur Electrique à la Haute tension

Réalisé par

REBHAOUI Abderrahmane

Etudiant à l'université Le Havre Normandie : Système Energétiques Electriques

Soutenu le 28 / 06 / 2019

Sous la Direction de

M. Daoud OUAMARA – Institut VEDECOM

M. Franck VANGRAEFSCHPEPE – Institut VEDECOM

M. Yacine AMARA – Université Le Havre Normandie

2018 / 2019

Remerciement

Je tiens tout d'abord à remercier M. OUAMARA Daoud et M. VANGREAFSCHEPE Franck, de l'Institut VEDECOM, qui m'ont offert la possibilité de réaliser ce projet de fin d'étude sous ses directions. Je leur suis reconnaissant de la liberté et de la confiance qu'ils m'ont témoignée le long de ce travail. Aussi pour ses supports techniques, ses conseils et pour les orientations qu'ils m'ont données.

Mes remerciements vont aussi au M. AMARA Yacine pour avoir accepté de présider ce jury de soutenance et pour me recommander ce sujet de stage.

Je remercie tous les enseignants qui ont contribué à ma formation à l'université Le Havre Normandie et à l'Ecole Nationale Polytechnique (Alger), pour qui, ma gratitude et reconnaissance sont éternelles.

Table des matières

LISTE DES FIGURES

LISTE DES TABLEAUX

Introduction générale..... - 1 -

Etat de l'art

1. Moteur électrique à haute tension : Contexte et applications..... - 3 -

2. Avantages de l'augmentation du niveau de tension - 4 -

3. Contraintes d'augmentation du niveau de tension - 4 -

3.1. Intensité du champ électrique - 4 -

3.2. Surtensions - désadaptation des impédances (câble – moteur) - 5 -

3.3. Paramètre d'alimentation à MLI – Temps de montée et régime transitoire - 6 -

3.4. Paramètres d'alimentation à MLI - 7 -

Distribution non-linéaire de la tension entre spires - 7 -

3.5. Tension et courant d'arbre - 8 -

4 Synthèse des défauts des moteurs à haute tension - 8 -

Conclusion..... - 9 -

Conception et dimensionnement des moteurs électriques

I. Reprise de dimensionnement du moteur Nissan _ LEAF - 10 -

1. Calcul analytique du couple électromagnétique..... - 10 -

2. Etude de la force magnétomotrice..... - 11 -

2.1. Fonction de distribution..... - 11 -

2.2. Force magnétomotrice - 13 -

3. Adaptation magnétique du moteur à la haute tension - 15 -

3.1. Méthodologie de l'adaptation - 15 -

3.2. Récapitulatif des adaptations - 16 -

II. Performances électromagnétiques du moteur à haute tension - 17 -

Conclusion..... - 20 -

Adaptation électrique des moteurs-évaluation des décharges partielles-

1. Loi de Paschen - 21 -

2. Présentation générale des décharges partielles..... - 22 -

3. ...Évaluation d'apparition des décharges partielles dans les machines électriques (simulation)
..... - 22 -

3.1. Méthodologie d'évaluation des décharges électriques inter-spires - 23 -

3.2. Validation de simulation des tensions d'apparition des décharges partielles..... - 24 -

| | |
|--|--------|
| 3.3. Evaluation du système d'isolation utilisé dans la Nissan LEAF | - 26 - |
| 4. Adaptation électrique du moteur Nissan LEAF à la haute tension (750 V _{DC}) | - 27 - |
| 4.1. Adaptation du système d'isolation des conducteurs | - 27 - |
| 4.2. Utilisation des conducteurs épingles | - 31 - |
| 4.3. Système d'isolation du fond d'encoche | - 33 - |
| Conclusion | - 37 - |
| Conclusion générale | - 38 - |
| Bibliographie | - 40 - |
| Annexe A : Présentation du moteur NISSAN LEAF | - 43 - |
| Annexe B : Loi de Paschen théorique et les constantes empiriques | - 46 - |
| Annexe C : Calcul de champ électrique | - 47 - |
| Annexe D : Les TADP mesurées | - 48 - |
| Annexe E : Schéma de bobinage du moteur NISSAN LEAF | - 49 - |
| Annexe F : Schéma équivalent : moteur de base (bobines/pôle) et système d'alimentation .- | 50 |
| - | |
| Résumé | - 49 - |
| Abstract | - 49 - |

LISTE DES FIGURES

| | |
|---|--------|
| Figure 1 : modélisation d'un câble d'alimentation et un moteur électrique par un système d'impédances | - 5 - |
| Figure 2 : Evaluation de la tension entre phases en fonction de la longueur du câble d'alimentation et le temps de montée (avec différents composants de puissance) [10]..... | - 6 - |
| Figure 3 : Tension mesurée pour un temps de montée de 10 ns (à gauche) et de 85 ns (à droite) [12] | - 7 - |
| Figure 4 : Forme de l'encoche étudiée (à gauche) et les mesures de tension inter-spikes de la même phase (à droite) pour différents temps de montée [15]..... | - 7 - |
| Figure 5 : Principales causes de la tension d'arbre [19] | - 8 - |
| Figure 6 : Influence du champ électrique et le temps sur la dégradation des systèmes d'isolation des conducteurs | - 9 - |
| Figure 7 : Présentation du calcul de l'énergie électromagnétique entre la courbe du flux en fonction du courant et la courbe de l'induction en fonction du champ magnétique..... | - 11 - |
| Figure 8 : Fonction de distribution de la phase "A" ($q=2$: deux bobines en série)..... | - 12 - |
| Figure 9 : Contenu harmonique des fonctions de distribution des bobines -A1- et -A2- (à gauche), et de fonction de distribution globale de la phase -A- sur une paire de pôles (à droite) | - 12 - |
| Figure 10 : Contenu harmonique des fonctions de bobinage pour les trois phases du moteur .. | 13 - |
| Figure 11 : Circuit électrique pour la détermination de la FMM stationnaire et des harmoniques d'espace..... | - 13 - |
| Figure 12 : Forme d'onde de la force magnétomotrice stationnaire du bobinage du moteur sur une paire de pôles | - 14 - |
| Figure 13 : Schéma de processus d'adaptation magnétique du moteur à la haute tension en gardant le couple constant | - 15 - |
| Figure 14 : Schéma représentant des facteurs intervenant pour l'adaptation magnétique du moteur à la haute tension..... | - 16 - |
| Figure 15 : Modèle du moteur utilisé pour la simulation magnétodynamique sur ANSYS MAXWELL | - 18 - |
| Figure 16 : Cartographie de répartition de l'induction magnétique (gauche) et répartition de l'énergie électromagnétique dans l'entrefer valables pour les deux moteurs électriques (droite)- | 19 - |
| Figure 17 : Courbe de Paschen pour l'air en échelle logarithmique : pour différentes références [29] (gauche) et comparaison entre un courbe expérimentale et la courbe empirique-théorique de Paschen (droite)..... | - 21 - |

| | |
|---|--------|
| Figure 18 : Cartographie de répartition du potentiel entre deux conducteurs (sous 800 V) et les formes des lignes de champ électrique..... | - 23 - |
| Figure 19 : Comparaison entre les valeurs des tensions entre conducteurs en fonction de la distance : méthode analytique et éléments finis | - 24 - |
| Figure 20 : Validation des simulations des TADP et détermination de la valeur de la permittivité relative approchée de l'email isolant..... | - 25 - |
| Figure 21 : Détermination de la tension d'apparition des décharges partielles pour le moteur Nissan LEAF avec tension nominale de 375 Vdc..... | - 26 - |
| Figure 22 : Détermination de l'épaisseur minimale de l'email isolant afin d'éviter l'apparition des décharges partielles entre conducteurs..... | - 28 - |
| Figure 23 : Détermination de l'épaisseur minimale de l'email isolant afin d'éviter l'apparition des décharges partielles entre conducteurs dans le cas d'arrangement des bobines..... | - 30 - |
| Figure 24 : Procédé d'adaptation des conducteurs du moteur à la haute tension | - 30 - |
| Figure 25 : Cartographie de répartition de tension et des lignes de champ électrique entre deux conducteurs épingle (de dimensions : 4 mm / 2,8 mm) sous une différence de potentiel de 1500 V | - 31 - |
| Figure 26 : Insertion des différentes gammes des conducteurs épingles dans une encoche du moteur NISSAN-LEAF..... | - 33 - |
| Figure 27 : Système d'isolation du fond d'encoche avec du papier Nomex et du Kapton (système à deux couches / à trois couches) présentés par « Myoflex » | - 33 - |
| Figure 28 : Cartographie de répartition de la tension et des lignes du champ électrique entre un conducteur épingle (4 mm / 1 mm) et le système d'isolation du fond d'encoche (à trois couches : NHN) sous une tension de 1500 V..... | - 34 - |
| Figure 29 : Evaluation de risque d'apparition des décharges partielles entre conducteur et isolant du fond d'encoche (gauche) et évaluation des isolants solides de ces systèmes (droite) : cas d'isolation avec du 1NK50 | - 35 - |
| Figure 30 : Evaluation de risque d'apparition des décharges partielles entre conducteur et isolant du fond d'encoche (gauche) et évaluation des isolants solides de ces systèmes (droite) : cas d'isolation avec du 2NK75 | - 35 - |
| Figure 31 : Evaluation de risque d'apparition des décharges partielles entre conducteur et isolant du fond d'encoche (gauche) et évaluation des isolants solides de ces systèmes (droite) : cas d'isolation avec du NHN | - 36 - |

LISTE DES TABLEAUX

| | |
|---|--------|
| Tableau 1 : Paramètres électriques du moteur de base et moteur adapté..... | - 15 - |
| Tableau 2 : Récapitulatif des adaptations magnétiques du moteur à la haute tension | - 17 - |
| Tableau 3 : Comparaison des performances électromagnétiques des deux moteurs : moteur de base (à 375 V) et le moteur adapté à la haute tension (750 V)..... | - 19 - |
| Tableau 4 : Paramètres électrique des conducteurs du moteur Nissan LEAF [23]..... | - 26 - |
| Tableau 5 : Valeur des différences de potentiel entre conducteurs dans différentes zones de contact | - 28 - |
| Tableau 6 : récapitulatif des adaptations des conducteurs épingle pour le moteur à haute tension | - 32 - |
| Tableau 7 : Présentation des isolants du fond d'encoche à base de papier Nomex et Poly imide film (Kapton) – classe H (220°C) - présentés par « Myoflex & Dupont » | - 34 - |
| Tableau 8 : Evaluation de risque de détérioration des isolants solides dans le moteurs électrique (Papier Nomex, Kapton et l'émail) | - 36 - |

Introduction générale

Actuellement dans la fabrication des véhicules électriques, de nouveaux défis et challenges se posent en matière de fiabilité, sécurité, rendement et autonomie, en visant l'augmentation des performances pour toute la chaîne de traction ; nouvelles technologies des systèmes de stockage, nouveaux matériaux pour la conversion d'énergie et le mode de commande, ainsi que nouvelles structures et topologies pour les moteurs électriques.

Pour la partie motopropulseur électrique, le défi est basé sur une conception optimale de point de vue :

- Technique : minimiser les pertes et améliorer le rendement.
- Économique : minimiser le coût (choix du matériaux utilisés et process de fabrication), le volume, le poids.

Les constructeurs des moteurs électriques utilisent différentes technologies de fabrication, des matériaux spécifiques, ainsi que différents types et topologies de machines électriques ; la plus utilisée est la machine synchrone : à aimants permanents (Toyota, Honda, Nissan) et à rotor bobiné (Renault), qui présente les meilleures caractéristiques ainsi qu'un meilleur rendement par rapport à d'autres types de machines.

Les tendances de développement et d'amélioration des chaînes de traction électrique sont nombreuses, parmi elles :

- Utilisation de nouvelles topologies des moteurs : flux axial, commutation de flux...
- Utilisation optimale des aimants permanents / nouveaux types d'aimants ;
- Augmentation du nombre de phases électriques du moteur (le moteur polyphasé) ;
- Augmentation de la vitesse de rotation du moteur (réduction d'encombrement) ;
- Utilisation de nouveaux matériaux (systèmes de stockage, composants d'électronique de puissance, tôles magnétiques, aimant, isolants...)
- Augmentation de la rapidité de charge des batteries : ce qui peut nécessiter la montée en tension de la batterie ;

Dans ce projet d'étude, nous nous intéressons à l'augmentation du niveau de tension de source (stockage, bus-continu) pour un véhicule électrique, d'où l'augmentation du niveau de la tension d'alimentation du moteur.

A présent, le niveau de tension d'alimentation des moteurs des automobiles électriques est couramment situé à 400 V_{DC} : car ce niveau de tension permet de bonnes performances du moteur, de l'onduleur et de la batterie pour la gamme de puissance ciblée (autour de 100 kW). Pour les futures générations des véhicules électriques, une tension d'alimentation plus élevée est envisagée au niveau de la batterie, typiquement 800 V_{DC} : pour limiter les courants nécessaires lors de la charge rapide. Ce changement de niveau de tension, s'il est imposé à toute la chaîne de traction, ne devrait pas impacter le fonctionnement global du moteur, mais comme

points fondamentaux et pour la même puissance du moteur, il faut faire des modifications et adaptations, à savoir :

- Adaptation magnétique : pour avoir un champ magnétique désirable, il faut adapter le nombre de spires de bobinage du stator pour une force magnétomotrice adéquate (car le courant diminue en augmentant le niveau de tension)
- Adaptation électrique : adapter le système d'isolation des conducteurs (des bobines) de stator pour qu'il puisse supporter le niveau de tension (en évitant les ruptures diélectriques), aussi pour éviter les décharges partielles (rupture par érosion)

Dans le cadre de ce stage, l'approche adoptée est de qualifier les impacts de l'augmentation de niveau de tension d'alimentation du moteur électrique sur sa conception de ce dernier du point de vue électrique et magnétique. Les grandes tâches à réaliser durant ce projet sont présentées comme suit :

- Contexte et application des moteurs électriques à haute tension ;
- Dimensionnement du moteur et définition des contraintes (400 V_{DC} & 800 V_{DC})
- Analyse et comparaison des performances magnétiques (400 V_{DC} & 800 V_{DC})
- Evaluation des risques des décharges partielles (800 V_{DC})

Etat de l'art

1. Moteur électrique à haute tension : Contexte et applications

Généralement, la haute tension est largement utilisée dans les réseaux électriques de transport d'énergie, vu les avantages en termes de minimisation du courant transporté, minimisation des pertes par effet Joule, et réduction de la section des conducteurs utilisés (avantage économique). De ce fait, les machines électriques exploitées dans ces réseaux utilisent certainement la haute tension : [1]

- Les transformateurs de puissance : qui sont des machines statiques utilisées pour faire varier le niveau de tension dans les réseaux de transport d'électricité (entre différentes boucles du réseau). Les tensions exploitées peuvent varier entre 400 V (basse tension) et plus de 800 kV (très haute tension)
- Production d'électricité : les alternateurs (générateurs) électriques des grandes centrales, qui sont souvent des machines synchrones, fonctionnent généralement avec des hauts niveaux de tension (plus de 1 kV, avec une tendance d'atteindre les 45 kV).

Les moteurs électriques (synchrone et asynchrone) à haute tension d'alimentation (plus de 1 kV jusqu'à plus de 6 kV) sont généralement utilisés dans les industries lourdes et les industries du process qui utilisent une forte puissance (dizaines de mégawatts) : industrie chimique et pétrochimique, domaine des hydrocarbures (pétrole et gaz), raffinerie, carrières, cimenteries, mines, etc.

Ce type de moteurs est aussi souvent utilisé pour la propulsion navale ; applications marines et sous-marines, pour le secteur civil ou militaire (tension d'alimentation de plus de 2 kV). Ce type de propulsion présente de nombreux avantages par rapport à la propulsion thermique en termes de manœuvrabilité, maniabilité, maintenance, bruit acoustique et volume du moteur, surtout avec l'apparition du POD (**Propulsion Out-board Drive**) : moteur électrique logé dans une nacelle (à l'extérieur de la coque) et qui permet de supprimer l'arbre de transmission mécanique entre le moteur et l'hélice [2] [3]. Aussi, ces moteurs sont utilisés pour la traction ferroviaire de l'ancienne ou la nouvelle technologie (alimentation sous 1,5 kV_{DC} / 25 kV_{AC}), où les moteurs sont exploités sous une tension supérieure à 1 kV.

Dans les systèmes avioniques, l'augmentation de la puissance électrique consommée dans l'avion passe aussi par l'augmentation du niveau de tension du réseau à bord (comme le cas des grands réseaux électriques) ; la tendance est d'utiliser un réseau à plus haute tension continue (passage du 115 V_{AC} et 200 V_{AC} à 540 V_{DC}) [4] .

Parmi les pistes de recherches qui visent l'amélioration des performances des chaînes de traction des véhicules électriques figure donc l'augmentation du niveau de tension de bus-continu qui présente plusieurs avantages, surtout pour la partie stockage et conversion d'énergie [5].

2. Avantages de l'augmentation du niveau de tension

L'augmentation du niveau de tension du bus-continu de la chaîne de traction des véhicules électriques peut présenter plusieurs avantages surtout pour l'augmentation de la densité de puissance embarquée [5]. Aussi, cette montée en tension présente un avantage lié à la charge de la batterie ; où avec un haut niveau de tension on peut avoir plus de puissance de recharge, donc réduction du temps de charge avec un courant faible (éviter de changer les sections des conducteurs des bornes de recharges : effets thermiques). De plus en augmentant l'énergie fournie par ces batteries [5].

D'autres avantages liés à l'augmentation du niveau de tension et la diminution du courant pour la même puissance appelée [5] :

- Diminution de la section du câble reliant le système de stockage et le moteur passant par le convertisseur
- Réduction de la surface des composants d'électronique de puissance du convertisseur (due à la réduction du courant), ainsi que la réduction des pertes de conduction qui présentent plus de 55 % du total des pertes dans les convertisseurs [6] (en augmentant le nombre de composants mis en série pour la tenue de tension)

$$p_{cond} = V_0 \cdot \langle I \rangle + r_i \cdot I_{eff}^2 \quad (1)$$

V_0 : tension seuil du composant semi-conducteur

$\langle I \rangle$ et I_{eff} : courant moyen et le courant efficace traversant le composant

r_i : résistance interne du semi-conducteur

3. Contraintes d'augmentation du niveau de tension

3.1. Intensité du champ électrique

L'augmentation du niveau de tension a des contraintes directes liées au système d'isolation : matériaux utilisés et épaisseur de la couche isolante [7] ; entre spires, entre phases et entre phase-terre.

La fonction principale de ce système d'isolation est de résister à l'intensité maximal du champ électrique créé dans un système d'électrodes (différence du potentiel entre conducteurs) afin d'éviter les décharges électriques (totales et/ou partielles) traversant le système isolant. Pour cela, les isolant utilisé doivent offrir une grande rigidité diélectrique [7] [8].

Chaque matériau du système d'isolation électrique est caractérisé par sa rigidité diélectrique : l'intensité du champ à partir de laquelle a lieu le claquage de l'isolant dans des conditions normalisées.

La présence d'un champ électrique intense peut conduire à un vieillissement prématuré du système d'isolation dans la machine électrique, surtout si ce dernier est exploité dans des conditions critiques (pré du champ maximal accepté : vieillissement électrique) [7].

3.2. Surtensions - désadaptation des impédances (câble – moteur)

Les surtensions sont des valeurs de tension supérieures à la tension d'alimentation de l'onduleur, et qui peuvent apparaître à l'entrée du moteur au moment des commutations de tension. Elles sont dues aux phénomènes de réflexion / propagation des ondes de tension lorsqu'elles rencontrent une discontinuité d'impédance dans la ligne de transmission. L'onde électrique induite par la commutation de l'onduleur est un front raide contenant un certain nombre d'harmoniques. Chaque harmonique est caractérisé par sa longueur d'onde : rapport de vitesse de propagation (vitesse maximale : $C_0 = 3.10^8$ m/s) par la fréquence de l'harmonique :

$$\lambda = \frac{V_{onde}}{f} \quad (2)$$

V_{onde} : Vitesse de propagation du phénomène

Les phénomènes de propagation et de réflexion des ondes dépendent des impédances de part et d'autre de la discontinuité d'impédance (typiquement à la jonction entre le câble d'alimentation et le moteur).

Pour le cas des machines électriques, l'impédance du câble d'alimentation est presque négligeable devant l'impédance du moteur, ce qui induit aux phénomènes de réflexion et réfraction des ondes électriques mobiles ; exactement comme dans le cas des grandes lignes de transports d'énergie [7].

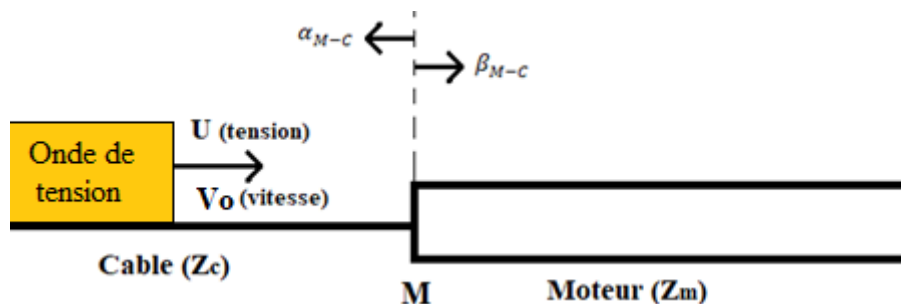


Figure 1 : modélisation d'un câble d'alimentation et un moteur électrique par un système d'impédances

Au point « M » (point d'alimentation du moteur), on peut calculer le coefficient de réflexion et de réfraction de notre système [7] :

Coefficient de réflexion d'onde de tension du moteur vers câble :

$$\alpha_{Mo-ca} = \frac{Z_M - Z_C}{Z_M + Z_C} \quad (3)$$

Coefficient de transmission (réfraction) de l'onde de tension du câble vers moteur :

$$\beta_{Ca-Mo} = \frac{2 \cdot Z_M}{Z_M + Z_C} \quad (4)$$

Au point d'alimentation du moteur, et avec ces phénomènes, la valeur de la tension en point « M » est donnée par l'équation suivante (suivant la loi de Kirchhoff) :

$$V_M = (1 + \alpha_{Mo-Ca}) \cdot V_{alim} = \beta_{Ca-Mo} \cdot V_{moteur}$$

Le temps de montée du front de tension (par MLI) détermine la fréquence fondamentale de l'onde, donc sa longueur, ce qui permet de déterminer la longueur critique du câble (qui est égale à la longueur d'onde) ; longueur qui maximise la surtension obtenue : si la longueur du câble est inférieure à cette valeur critique, on obtient moins de surtension par rapport si cette longueur critique est dépassée (figure 2).

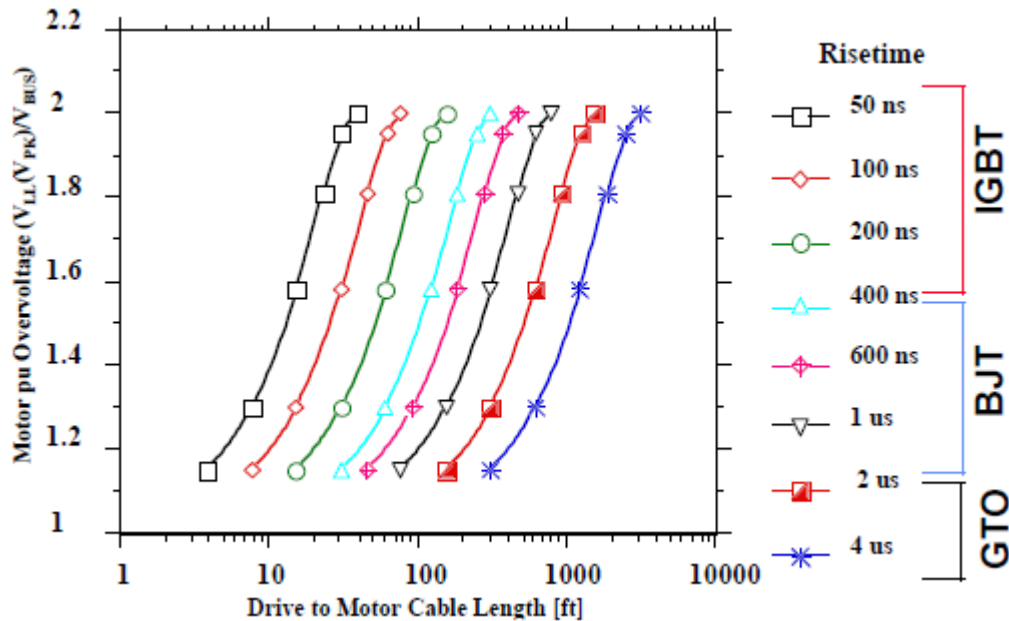


Figure 2 : Evaluation du niveau de surtension entre phases en fonction de la longueur du câble d'alimentation et du temps de montée (avec différents composants de puissance) [10]

3.3. Paramètre d'alimentation à MLI – Temps de monté et régime transitoire

Le temps de montée du front de tension : de 10 % à 90 % de la valeur max du dépassement, selon la référence [11], qui est générée à la sortie du convertisseur à MLI impose plusieurs contraintes, au niveau du système d'isolation des conducteurs de la machine : amplification des surtensions répétitives au point de raccordement de la machine (expliqué précédemment), ainsi que la distribution non-linéaire de la tension entre spires de la même phase juste après le front de tension ; ce qui induit des problèmes entre conducteurs de la même bobine : non-linéarité importante pour un temps de montée court [10].

Plusieurs auteurs ont présenté les impacts du temps de monté des fronts de tension sur le dépassement de tension (surtension). La référence [12] montre les tensions mesurées sur une bobine, de 41 spires, introduite dans un circuit magnétique et alimenté par un câble de 2 mètres (câble utilisé dans l'aéronautique) et pour deux différentes valeurs du temps de monté :

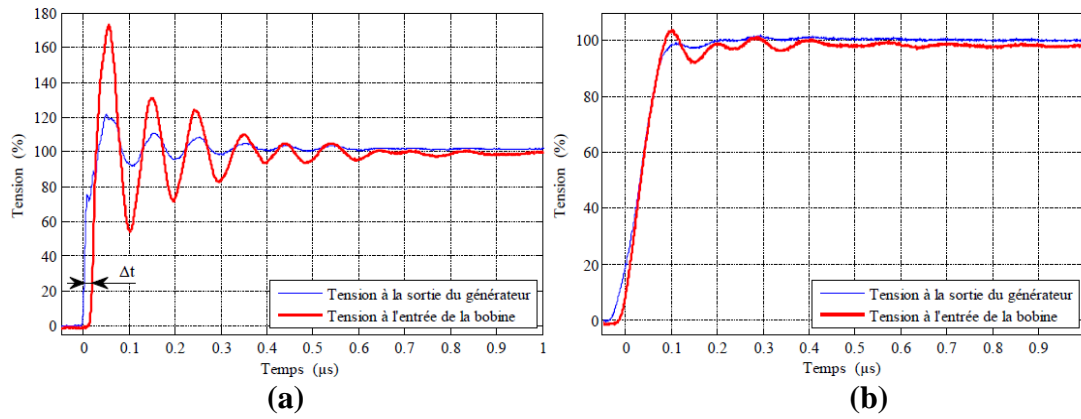


Figure 3 : Tension mesurée pour un temps de montée de : (a) 10 ns et (b) 85 ns [12]

3.4. Paramètres d'alimentation à MLI

Distribution non-linéaire de la tension entre spires

Plusieurs études et travaux de recherche ont été effectués pour vérifier la distribution de la tension entre bobines et entre spires d'une même phase de la machine électrique. Pour une alimentation à MLI, cette distribution est non-linéaire suite au front de tension (dV/dt) qui alimente les capacités parasites entre les conducteurs de la bobine et donne naissance à des faibles courants capacitifs traversant les couches isolantes. Ainsi, il y'a d'autres auteurs qui attribuent cette non linéarité aux pertes en fréquence dans le circuit magnétique (pertes par courants de Foucault) [5] [12] [10] [13] [14].

La référence [15] a étudié la distribution des tensions sur les 9 spires d'un moteur électrique à haute tension ($V_{DC} = 2800$ V) ; les spires sont en formes des barres arrangées.

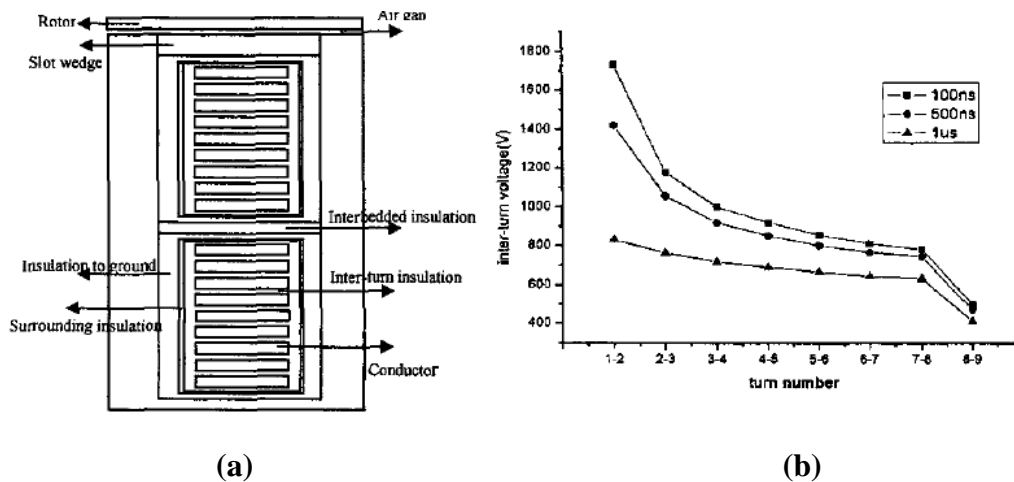


Figure 4 : Forme de l'encoche étudiée (a) et mesures de tension inter-spires de la même phase (b) pour différents temps de montée [15]

Cette non-linéarité de distribution de tension, et les différences du potentiel entre spires adjacentes, conduit à une forte intensité du champ électrique. Le système d'isolation est alors soumis à des contraintes électriques locales importantes. Elles peuvent induire l'apparition des décharges partielles entre les spires des bobines de la même phase dans les encoches et les têtes

de bobines, à cause de la différence de potentiel ainsi que la très petite distance entre ces spires ; donc un champ électrique intense [4].

3.5. Tension et courant d'arbre

Plusieurs études ont montré qu'il existe un grand nombre de phénomènes capables de créer des tensions et des courants dans l'arbre d'une machine électrique : entre arbre et carcasse (potentiel constant sur toute l'arbre), entre deux extrémités de l'arbre et dans la partie de l'arbre situées à l'intérieur des paliers [16].

Les origines de ce fait sont généralement classées en trois types [17] [18] : dissymétrie du flux magnétique, phénomènes électrostatiques, alimentation à MLI (tension de mode commun)

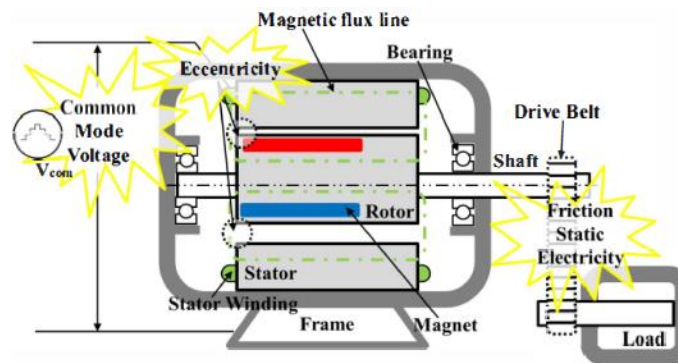


Figure 5 : Principales causes de la tension d'arbre [19]

Pour les moteurs de traction électrique, les causes principales de ce défaut sont : excentricité du rotor (due aux dilatations des roulements) et le système d'alimentation à MLI ; ce qui crée des courants liés au défaut de champ magnétiques, ou génération des capacités parasites entre les conducteurs et l'arbre (tension d'arbre : effet capacitif) [17] [18].

L'apparition de cette anomalie dans une machine peut induire à une défaillance majeure, car elle dégrade les roulements (défaut mécanique), généralement par des décharges électriques et passage du courant qui ont comme conséquences : dégradation du lubrifiant des roulements, point de soudure et écaillage pour les bagues et les billes (ou rouleaux) [19].

4 Synthèse des défauts des moteurs à haute tension

Les machines électriques, malgré leur robustesse, présentent quelques défauts de type mécanique et électrique. Les différentes études statistiques et les enquêtes effectuées sur les machines électriques tournantes de grandes et moyennes puissances (moteurs asynchrones généralement), fonctionnant sous haute tension, pour déterminer la répartition des pannes, ont montré que la majorité des pannes sont causées par [20] [21]:

- Les enroulements du stator et ses systèmes d'isolation (pannes électrique)
- Les roulements (pannes mécanique)

Avec l'augmentation éventuelle du niveau de tension de ces machines, la probabilité d'apparition des défaillances liées aux contraintes électriques citées précédemment peuvent accroître, ce qui influe directement la sûreté de fonctionnement et la durée de vie de la machine.

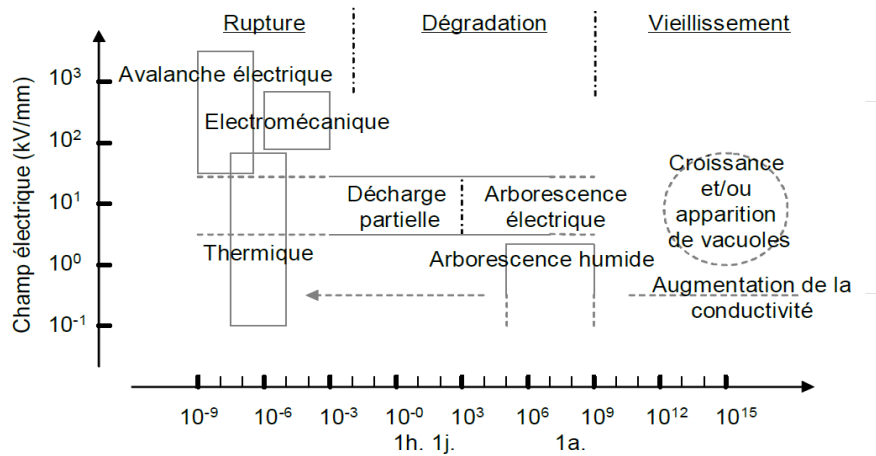


Figure 6 : Influence du champ électrique et le temps sur la dégradation des systèmes d'isolation des conducteurs

La Figure précédente montre les phénomènes de dégradation des systèmes d'isolation soumis à un champ électrique en fonction de la durée d'exposition à cette contrainte.

Les roulements mécaniques utilisés dans les machines électriques tournantes sont soumis à différentes contraintes qui peuvent dégrader ces pièces [22]. L'augmentation du niveau de tension accroît le risque d'avoir une tension et/ou un courant d'arbre qui sont dus à la génération des capacités parasites dues à l'alimentation à MLI et la pente raide de la tension (dV/dt) [17].

Conclusion

L'élévation du niveau de tension batterie présente plusieurs avantages pour la chaîne de traction : diminution de temps de charge des batteries, augmentation de la densité de puissance, réduction des pertes (conducteur et convertisseur). Donc elle peut apporter un plus aux performances de la chaîne de traction du véhicule.

Cependant, l'alimentation à MLI utilisée sur les moteurs qui travaillent à vitesse variable (fronts de tension présentant un temps de montée de quelques dizaines de ns et pente dV/dt de plusieurs $kV/\mu s$) pose des problèmes de fiabilité pour ces machines. Les contraintes électriques induites peuvent être la cause de défauts du moteur car elles agressent d'une manière sévère le système d'isolation des enroulements statoriques de la machine. Elles sont aussi à l'origine du vieillissement et de la rupture de ces isolants à cause des décharges partielles répétitives présentes à différents emplacements dans le moteur. Les moteurs à haut niveau de tension sont soumis à des contraintes augmentées liées au niveau de tension : un champ électrique plus intense et surtensions accrues, ce qui justifie de quantifier précisément le nouveau niveau de contrainte atteint sur ces moteurs pour anticiper les mesures nécessaires au maintien d'un bon niveau de fiabilité du moteur.

*Conception et
dimensionnement des
moteurs électriques*

I. Reprise de dimensionnement du moteur Nissan _ LEAF

Pour notre cas d'étude, nous avons utilisé un moteur existant déjà : moteur de la Nissan – LEAF (véhicule 100% électrique équipée d'un moteur synchrone à aimants permanents). Nous avons repris les données de ce moteur de la référence [23]. Les différents paramètres du moteur sont présentés en annexe A.

Afin de redimensionner le moteur et l'adapter à la haute tension, la contrainte principale est de garder la même puissance électrique/mécanique (plus précisément, on essaiera de conserver la même courbe de couple maximal du moteur). Pour satisfaire cette contrainte, nous présentons la démarche suivie pour une adaptation magnétique du moteur à la haute tension.

1. Calcul analytique du couple électromagnétique

Le couple électromagnétique développé par la machine est l'intégrale des efforts d'interaction rotor-stator au niveau de l'entrefer. On peut calculer ce couple d'une manière analytique suivant différentes méthodes, on présente [24] [25] [26] :

- Travaux virtuels (calcul énergétique)
- Tenseur de Maxwell (calcul des efforts)

Par la suite, nous avons utilisé le calcul du couple par la méthode des travaux virtuels basée sur le calcul de l'énergie (et la co-énergie) électromagnétique.

Dans les systèmes électromécaniques où l'énergie électrique est stockée principalement sous forme des champs magnétiques, le transfert énergétique peut se présenter avec les équations suivantes [25] :

$$dW_{el} = \left(R \cdot I^2(t) + I(t) \cdot \frac{d\varphi}{dt} \right) * dt \quad (5)$$

$$dW_{el} = dW_J + dW_{em} + dW_{méca} \quad (6)$$

R : résistance de l'enroulement global

I : courant électrique parcouru dans les enroulements

φ : flux magnétique dans la machine

dW_{el} : différentiel de l'énergie électrique

dW : différentiel des pertes par effet Joule (énergie calorifique)

dW : différentiel de l'énergie électromagnétique d'échange

dW : différentiel des pertes d'énergie mécanique

En négligeant les pertes et pour un mouvement rotatif de la machine, on écrit :

$$dw_{el} = dw_{em} = I(t) \cdot \frac{d\varphi}{dt} \cdot dt$$

L'énergie magnétique dépend du flux et de la position du rotor :

$$dW_{em}(\varphi, \theta) = \frac{dW_{em}}{d\varphi} \cdot d\varphi + \frac{dW_{em}}{d\theta} \cdot d\theta \quad (7)$$

On peut écrire :

$$dW_{em} = \int I \cdot d\varphi = \int H \cdot dB \quad (8)$$

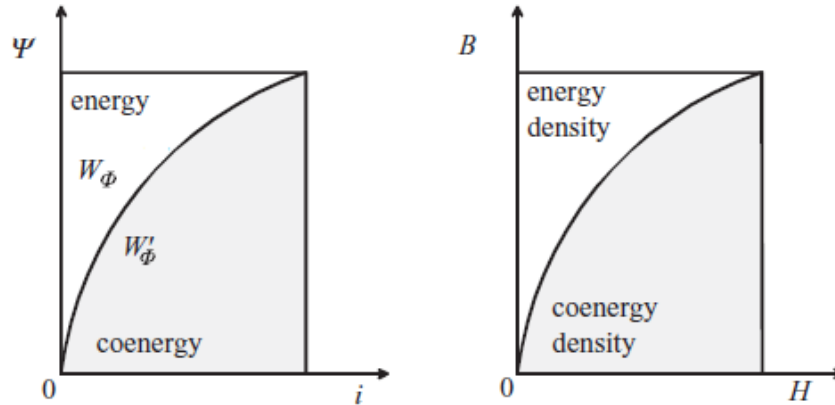


Figure 7 : Présentation du calcul de l'énergie électromagnétique entre la courbe du flux en fonction du courant et la courbe de l'induction en fonction du champ magnétique

Comme l'énergie magnétique se concentre au niveau de l'entrefer, l'expression finale sera comme suit :

$$w_{em} = \iiint dw_{em} \cdot dV_e \quad (9)$$

V_e : volume de l'entrefer

Avec des simplifications (des hypothèses de linéarité), on peut écrire :

$$w_{em} = \iiint \frac{B_e^2}{2 \cdot \mu_0} \cdot dV_e \quad (10)$$

$$B_e = B_{Se} + B_{Re}$$

L'expression du couple électromagnétique est donnée comme suit :

$$T_{em} = - \frac{dw_{em}}{d\theta}$$

2. Etude de la force magnétomotrice

2.1. Fonction de distribution

Pour notre moteur, sur une paire de pôles, une phase électrique est constituée de deux bobines en série (deux encoches par pôle et par phase : $q = 2$). La fonction de distribution d'une phase (phase « A » par exemple) est présentée par la figure suivante :

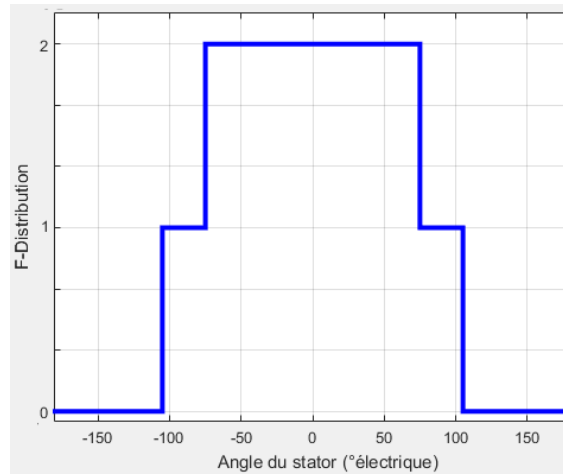


Figure 8 : Fonction de distribution de la phase "A" ($q=2$: deux bobines en série : axe « d »)

Cette fonction de distribution est le résultat de la somme des deux bobines « A1 et A2 ». Le développement en série de Fourier de ces fonctions est présenté par les équations et les figures suivantes :

$$F_{distA_1}(\theta_s) = \frac{1}{2} + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2}{n \cdot \pi} \cdot \sin\left(n \cdot \frac{\pi}{2}\right) \cdot \cos(n \cdot \theta_s) \quad (11)$$

La deuxième bobine est décalée de la première d'un pas dentaire (τ_d), donc l'expression de cette la deuxième bobine (en série du même paire de pôles magnétique de la phase « A ») est donnée comme suit :

$$F_{distA_2}(\theta_s) = \frac{1}{2} + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2}{n \cdot \pi} \cdot \sin\left(n \cdot \frac{\pi}{2}\right) \cdot \cos(n \cdot (\theta_s - \tau_d)) \quad (12)$$

La fonction de distribution globale de la phase à est donnée comme suit :

$$F_{distA}(\theta_s) = F_{distA_1}(\theta_s) + F_{distA_2}(\theta_s)$$

$$F_{distA}(\theta_s) = 1 + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{4}{n \cdot \pi} \cdot \sin\left(n \cdot \frac{\pi}{2}\right) \cdot \cos\left(n \cdot \frac{\tau_d}{2}\right) \cdot \cos\left(n \left(\theta_s - \frac{\tau_d}{2}\right)\right) \quad (13)$$

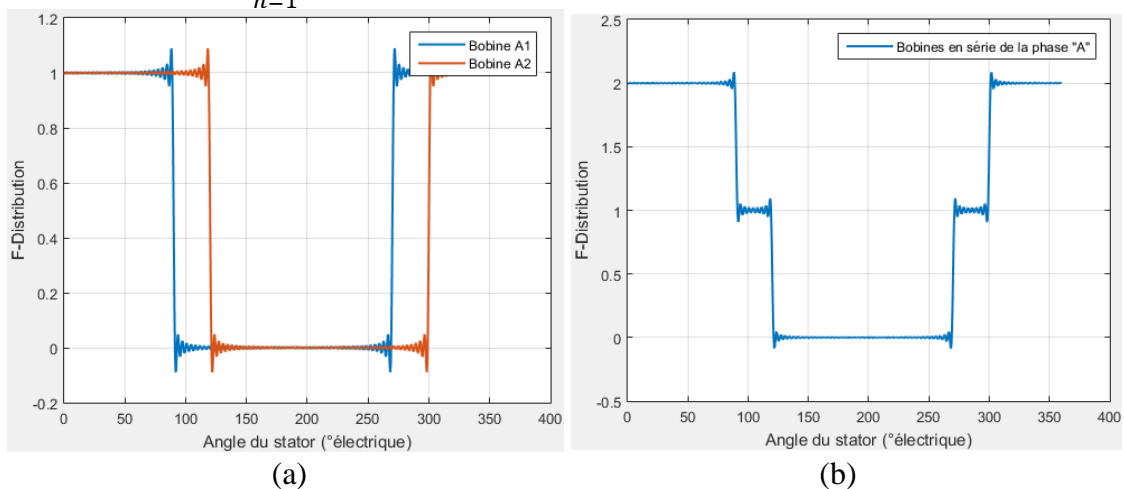


Figure 9 : Les fonctions de distribution des bobines -A1- et -A2- (a), et la fonction de distribution globale de la phase -A- sur une paire de pôles (b) : bobine A1 dans axe « d »

L'expression de la fonction de bobinage est donnée comme suit :

$$F_{bob}(\theta_s) = F_{dist}(\theta_s) - \langle F_{distA}(\theta_s) \rangle$$

Donc, l'expression de la fonction de bobinage pour la phase « A » est comme suit :

$$F_{bobA}(\theta_s) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{4}{n \cdot \pi} \cdot \sin\left(n \cdot \frac{\pi}{2}\right) \cdot \cos\left(n \cdot \frac{\pi}{12}\right) \cdot \cos\left(n \left(\theta_s - \frac{\pi}{12}\right)\right) \quad (14)$$

Les fonctions de bobinage des deux autres phases « B » et « C » sont décalées d'un angle de $\frac{2\pi}{3}$ et de $\frac{4\pi}{3}$ (en retard) respectivement :

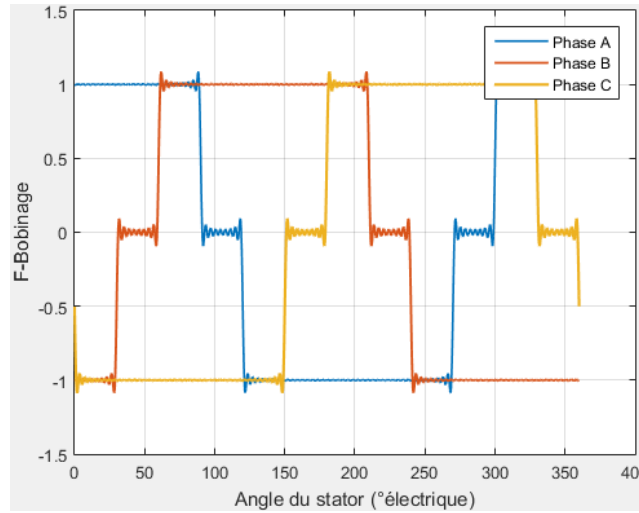


Figure 10 : Les fonctions de bobinage pour les trois phases du moteur

2.2. Force magnétomotrice

Pour le calcul de la force magnétomotrice unitaire (stationnaire) de la machine afin de déterminer le taux d'harmoniques d'espace, un circuit électrique est proposé [26] :

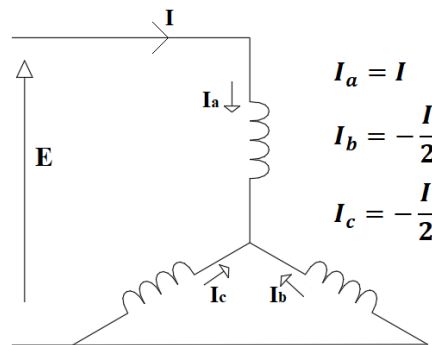


Figure 11 : Circuit électrique pour la détermination de la FMM stationnaire et des harmoniques d'espace

L'alimentation est effectuée par un courant unitaire ($I = 1 \text{ A}$). Le calcul de cette force est effectué selon les équations suivantes :

$$FMM_{unit-i}(\theta_s) = I_i * F_{bob_i}(\theta_s)$$

$$FMM_{unitaire}(\theta_s) = FMM_{unit-A}(\theta_s) + FMM_{unit-B}(\theta_s) + FMM_{unit-C}(\theta_s) \quad (15)$$

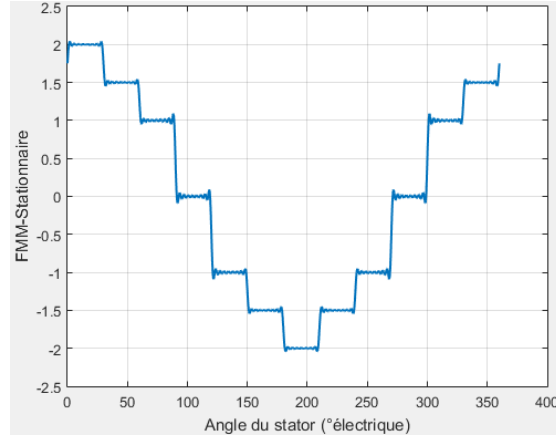


Figure 12 : Forme d'onde de la force magnétomotrice stationnaire du bobinage du moteur sur une paire de pôles

L'expression de la force magnétomotrice de la phase « A », en fonction du temps, de notre moteur est donnée comme suit (sur une paire de pôles ; utilisant un angle électrique) :

$$FMM_A(t, \theta_s) = N_s \cdot F_{bob_A}(\theta_s) \cdot K_{bob} \cdot \frac{I_{phaseA}(t)}{a} \quad (16)$$

N_s : nombre de spires en séries de la phase

K_{bob} : facteur de bobinage

a : nombre de voies parallèles

Le contenu harmonique de cette force magnétomotrice est présenté par l'expression suivante :

$$FMM_A(t, \theta_s) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{4 \cdot N_s \cdot I_{max}}{n \cdot \pi \cdot a} \sin^2\left(n \cdot \frac{\pi}{2}\right) \cdot \cos\left(n \cdot \frac{\pi}{12}\right) \cdot \frac{\sin\left(\frac{n \cdot \pi}{6}\right)}{2 \cdot \sin\left(\frac{n \cdot \pi}{12}\right)} \cdot \cos(n \cdot \omega t - \varphi) \cdot \cos\left(n \left(\theta_s - \frac{\pi}{12}\right)\right) \quad (17)$$

L'expression du contenu harmonique de la force magnétomotrice générée par les trois phases électriques du stator est donnée par la formule suivante :

$$FMM(t, \theta_s) = FMM_A(t, \theta_s) + FMM_B(t, \theta_s) + FMM_C(t, \theta_s)$$

Après des simplifications, l'équation finale du contenu harmoniques de la force magnétomotrice totale générée au stator est donnée par l'expression suivante :

$$FMM(t, \theta_s) = \frac{6 \cdot N_s \cdot I_{max}}{\pi \cdot a} \cdot \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n} \cdot \sin^2\left(n \cdot \frac{\pi}{2}\right) \cdot \cos\left(n \cdot \frac{\pi}{12}\right) \cdot \frac{\sin\left(\frac{n \cdot \pi}{6}\right)}{2 \cdot \sin\left(\frac{n \cdot \pi}{12}\right)} \cdot \cos\left(n \left(\omega \cdot t - \theta_s - \varphi - \frac{\pi}{12}\right)\right) \quad (18)$$

3. Adaptation magnétique du moteur à la haute tension

3.1. Méthodologie de l'adaptation

Le but d'adaptation de ce moteur à la haute tension est de satisfaire les exigences d'amélioration de la chaîne de traction pour le véhicule électrique. Pour notre cas d'étude, on veut doubler la valeur de la tension du bus continu - d'alimentation du moteur, en gardant le même couple et la même vitesse de rotation (qui dépend de la fréquence) :

$$U_{HT} = 2 * U_{BT}$$

Pour la même puissance électrique d'alimentation (en jouant sur les connexions séries-parallèles des batteries), la valeur de l'intensité du courant des phases du moteur sera divisée par deux, suivant les équations suivantes :

La puissance électrique (apparente) consommée par le moteur

$$S = \sqrt{3} \cdot U \cdot I$$

La nouvelle valeur de l'intensité du courant

$$I_{HT} = I_{BT}/2$$

Les nouveaux paramètres généraux du moteur à haute tension sont donnés comme suit :

| | Moteur de base | Moteur adapté |
|--------------------------------------|---------------------------|---------------------------|
| Tension de bus continu | $V_{dc} = 375 \text{ V}$ | $V_{dc} = 750 \text{ V}$ |
| Courant nominal d'alimentation (max) | $I_{max} = 480 \text{ A}$ | $I_{max} = 240 \text{ A}$ |

Tableau 1 : Paramètres électriques du moteur de base et du moteur adapté

Selon nos contraintes : augmenter le niveau de tension et garder constante la valeur du couple, il faut qu'on agisse sur les valeurs de l'induction dans l'entrefer (suivant les équations du couple et de l'énergie électromagnétique présentées précédemment : équations 10).

Comme l'induction créée par le rotor est constante (créée par des aimants permanent), nous devons agir sur l'induction créée par les enroulements du stator : celle-ci de la perméance de l'entrefer (dépend des dimensions géométriques) et la force magnétomotrice.

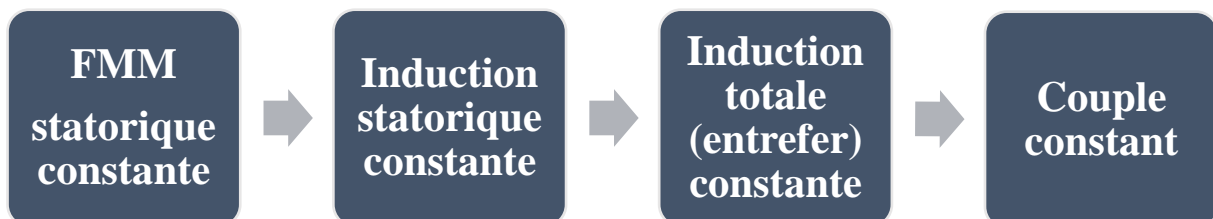


Figure 13 : Schéma de processus d'adaptation magnétique du moteur à la haute tension en gardant le couple constant

A partir de l'expression finale de la force magnétomotrice générée par les enroulements du stator, les paramètres avec qui on peut agir sont : le nombre de voies parallèles et le nombre de spires par bobine ; selon l'équation de l'amplitude maximale de cette FMM.

Une autre contrainte importante à prendre en compte : garder **la densité surfacique du courant** constante ; car elle représente « **la contrainte thermique** »

$$\left\{ \begin{array}{l} |FMM|_{max} = \frac{6 \cdot N_s \cdot I_{max}}{\pi \cdot a} ; |FMM|_{HT} = |FMM|_{BT} \\ J_{eff} = \frac{I_{max}}{\sqrt{2} \cdot a \cdot N_{brins} \cdot S_{cond}} ; J_{HT} = J_{BT} \end{array} \right. \quad (19)$$

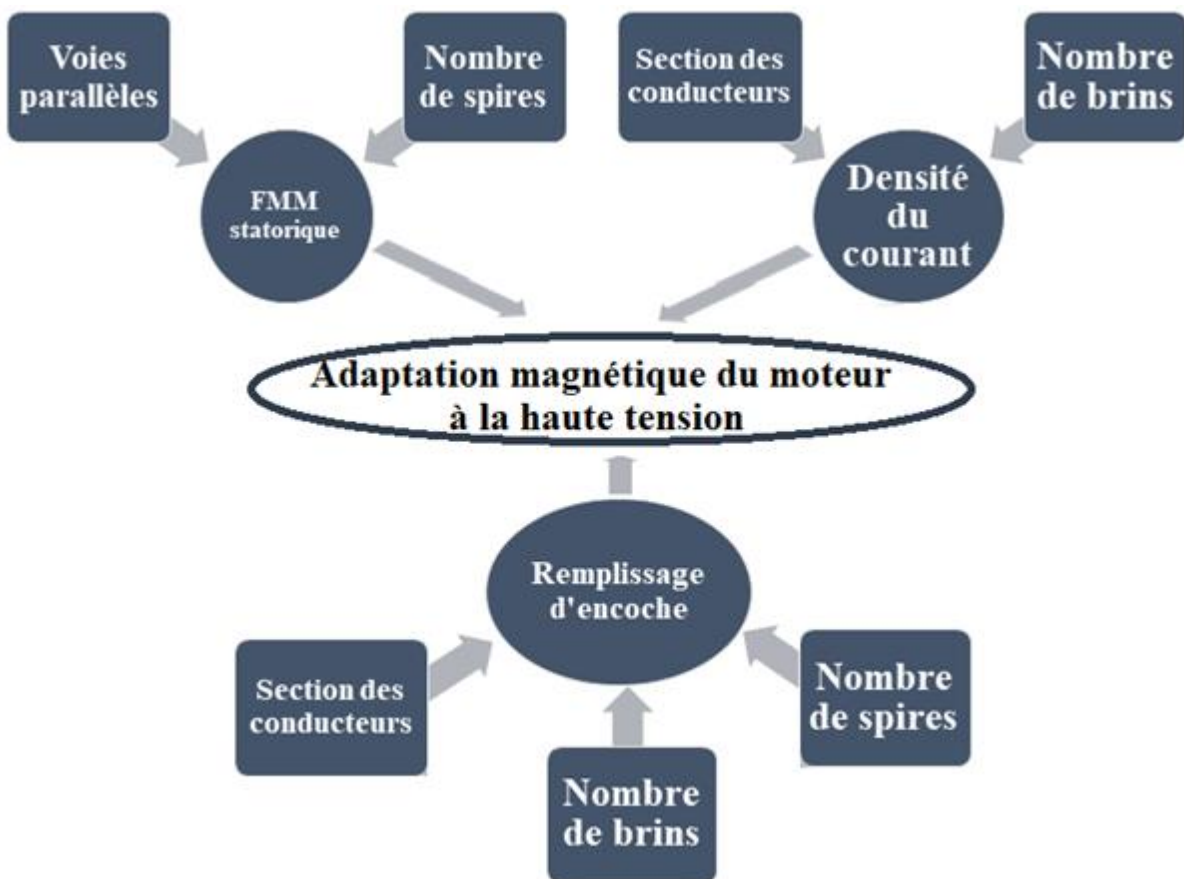


Figure 14 : Schéma représentant les facteurs intervenant pour l'adaptation magnétique du moteur à la haute tension

3.2. Récapitulatif des adaptations

Le tableau suivant présente tous les cas possibles d'adaptation magnétique du moteur à la haute tension, en gardant la même gamme de conducteur utilisé et en respectant la contrainte de densité de courant constante :

| Niveau de tension (V_{dc}) | Curant de phase (I_{phase}) | Nombre de voies parallèles (a) | Nombre de spires (N_S) | Nombre de brins (N_{brins}) |
|--------------------------------|---------------------------------|------------------------------------|----------------------------|---------------------------------|
| 375 V | 339,4 A_{eff} | 2 | 6 | 20 |
| 750 V | 169,7 A_{eff} | 1 | 6 | 20 |
| | | 2 | 12 | 10 |
| | | 4 | 24 | 5 |

Tableau 2 : Récapitulatif des adaptations magnétiques du moteur à la haute tension

- ❖ On peut modifier la section du conducteur utilisé et le nombre, afin de garder une densité de courant constante, ainsi un bon facteur de remplissage de l'encoche selon l'équation suivante :

$$K_{\delta} = \frac{N_S \cdot N_{brins} \cdot S_{cond}}{S_{enc}} \quad (20)$$

K_{δ} : coefficient de remplissage d'encoche

N_{brins} : nombre de brins par faisceau conducteur

S_{cond} : section effective du conducteur (cuivre)

S_{enc} : surface de la section d'encoche (sans prendre en considération le buc)

II. Performances électromagnétiques du moteur à haute tension

Pour la simulation des performances électromagnétiques du moteur Nissan-LEAF, ainsi du moteur adapté à la haute tension, nous avons utilisé le logiciel ANSYS-MAXWELL comme outil de calcul basé sur les éléments finis.

A partir des données de la référence [23] : dimensions géométriques, matériaux utilisés..., nous avons pu simuler le fonctionnement de ce moteur :

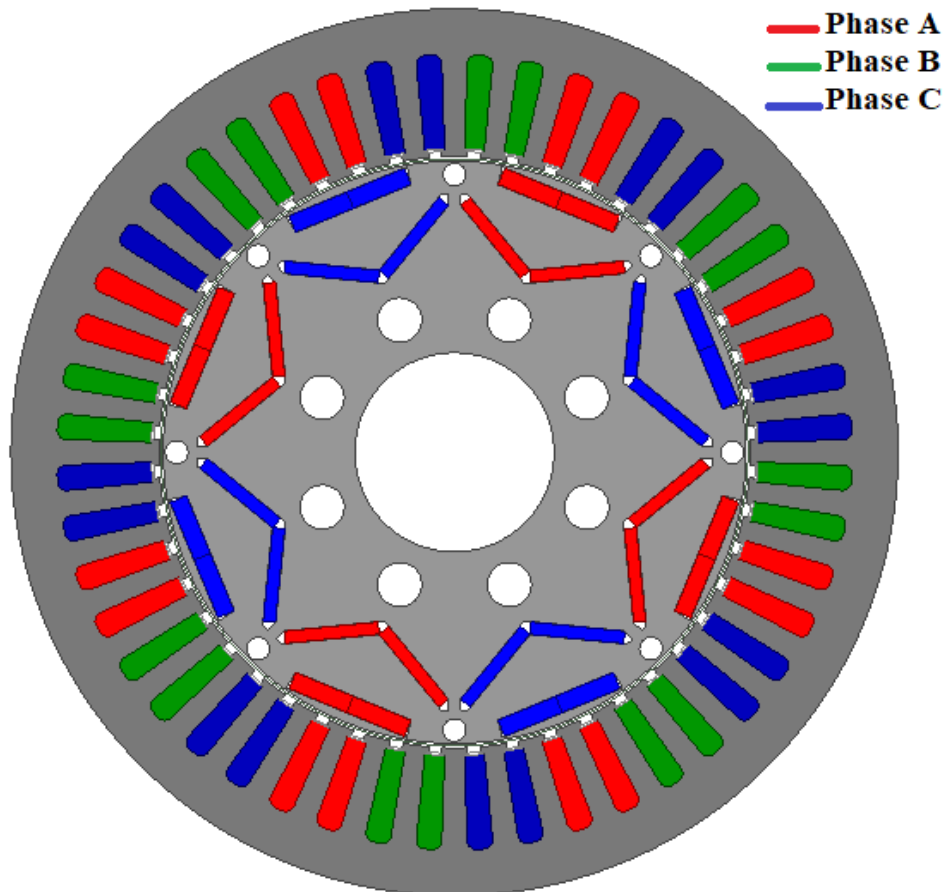


Figure 15 : Modèle du moteur utilisé pour la simulation magnétodynamique sur ANSYS MAXWELL

Nous présentons par les figures et e tableau suivants les performances électromagnétiques du moteur simulé :

- Moteur de base avec deux voies en parallèles et six (6) spires par encoche/phase
 - Moteur à haute tension : simulation de tous les cas possibles d'adaptation présentés dans le tableau 2
- ❖ Nous avons gardé la même contrainte thermique (densité du courant), la même gamme du conducteur et la même géométrie du moteur :

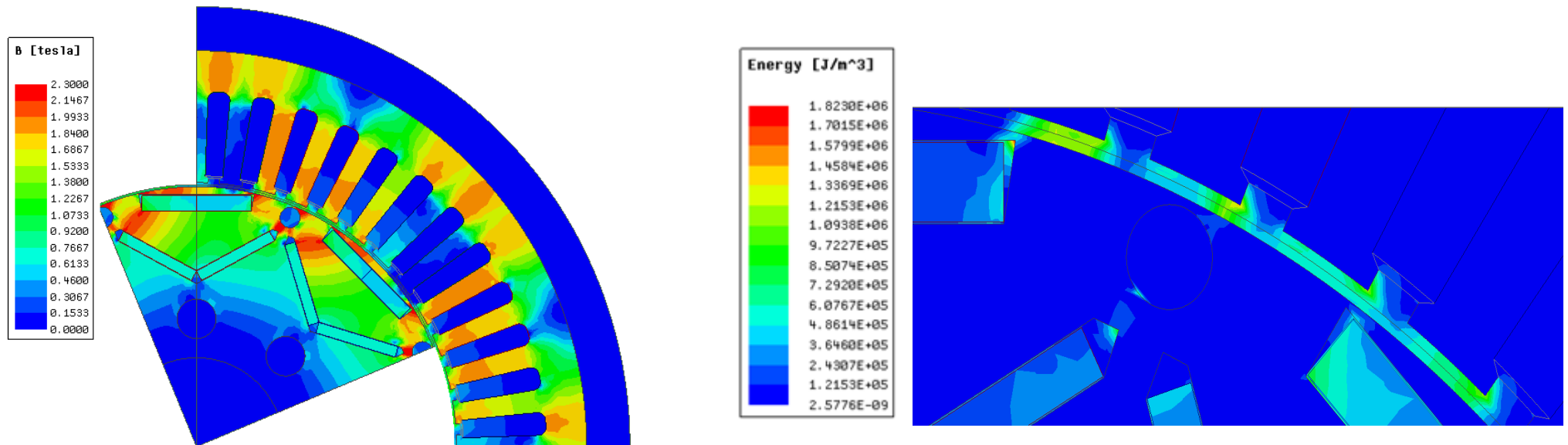


Figure 16 : Cartographie de répartition de l'induction magnétique (gauche) et répartition de l'énergie électromagnétique dans l'entrefer valables pour les deux moteurs électriques (droite)

| Tension d'alimentation | Courant | Densité du courant | Couple | FEM | Flux | Pertes par CF | Pertes par hystérésis | Pertes par excès | Pertes Joule |
|------------------------|------------|-------------------------|-----------|-------------|--------------|-----------------------------------|-----------------------------------|---------------------------------|--------------|
| 375 VDC | 339,4 Aeff | 16,88 A/mm ² | 309,5 N.m | 123,76 Veff | 97,6 mWbeff | Stator : 139,4W Rotor : 15,7 W | Stator : 91,07 W Rotor : 5,7 W | Stator : 3,3 W Rotor : 0,4 W | 690,7 W |
| 750 VDC | 169,7 Aeff | | | 247 Veff | 195,3 mWbeff | | | | |

Tableau 3 : Comparaison des performances électromagnétiques des deux moteurs : moteur de base (à 375 V) et le moteur adapté à la haute tension (750 V)

Le résultat de simulation a montré que :

- Pour toutes simulation : moteur de base et moteur adapté à la haute tension (pour toutes les configuration) la cartographie de l'induction magnétique dans la machine et celle de l'énergie électromagnétique dans l'entrefer (figure 16) sont identiques.
- Les performances électromagnétiques des machines simulées sont aussi identiques : car la valeur de la force magnétomotrice est constante.
- Les paramètre interne de la machine (flux et force électromotrice) changent, car les paramètres de bobinage changent : nombre de spires et/ou nombre de voies parallèles et connexions.

Conclusion

Le moteur électrique est peu impacté par l'élévation du niveau de tension : une adaptation magnétique est nécessaire, mais elle consiste à adapter le nombre de spires par phase pour compenser la division par deux du courant, ce qui laisse invariante nombre d'ampère tours de chaque phase, et donc le comportement magnétique global du moteur.

Ainsi, pour avoir des performances mécaniques constantes (couple, énergie et puissance) il faut garder l'induction totale dans la machine constante : suivant le calcul électromagnétique du couple par les différentes méthodes (travaux virtuels).

Un moteur adapté à la haute tension en gardant l'induction magnétique constante présente les même performance électromagnétique qu'un moteur à basse tension.

Adaptation électrique des moteurs

*-évaluation des décharges
partielles-*

L'adaptation électrique du moteur à une tension plus élevée va consister principalement à vérifier la tenue du système d'isolement

- Vis-à-vis du claquage (tenue diélectrique des isolants),
- Vis-à-vis du vieillissement dans le temps (résistance aux décharges partielles).

Les normes IEC 60034-18-41 et -42 traitent de la tenue aux décharges partielles et distinguent les moteurs de type I (qui doivent démontrer l'absence de décharges partielles) et les moteurs de type II qui vont rencontrer des décharges partielles et doivent garantir une durée de vie minimale en présence de décharges partielles. La limite entre ces deux types se fait principalement sur un critère de tension ($700 V_{\text{eff}}$).

La montée en tension envisagée peut faire passer d'une catégorie à l'autre, et justifie donc qu'on regarde avec attention cette question des décharges partielles dans le bobinage statorique.

1. Loi de Paschen

Friedrich Paschen a travaillé sur la tenue en tension des gaz immobiles soumis à un champ électrique uniforme. Il décrit sa célèbre loi qui fait la synthèse de nombreux travaux théoriques et expérimentaux. Cette loi permet de déterminer la tension seuil d'apparition des décharges (claquage) dans un gaz en fonction du produit entre la distance entre électrodes et la pression de ce gaz : qui sont les facteurs les plus importants pour la détermination du nombre d'ions mis en jeu [7] [27] [28].

Plusieurs études expérimentales effectuées ont confirmé la loi de Paschen. La figure suivante montre les différentes références qui confirment la loi de Paschen, dans des conditions normalisées ; seules les tensions disruptives (conduisant à un claquage) ont été prises en compte. Aussi, une équation théorique présente des résultats approchés de ceux de la limite de Paschen ; qui est présentée en annexe et les graphes comparatifs exposés dans la figure suivante [29]

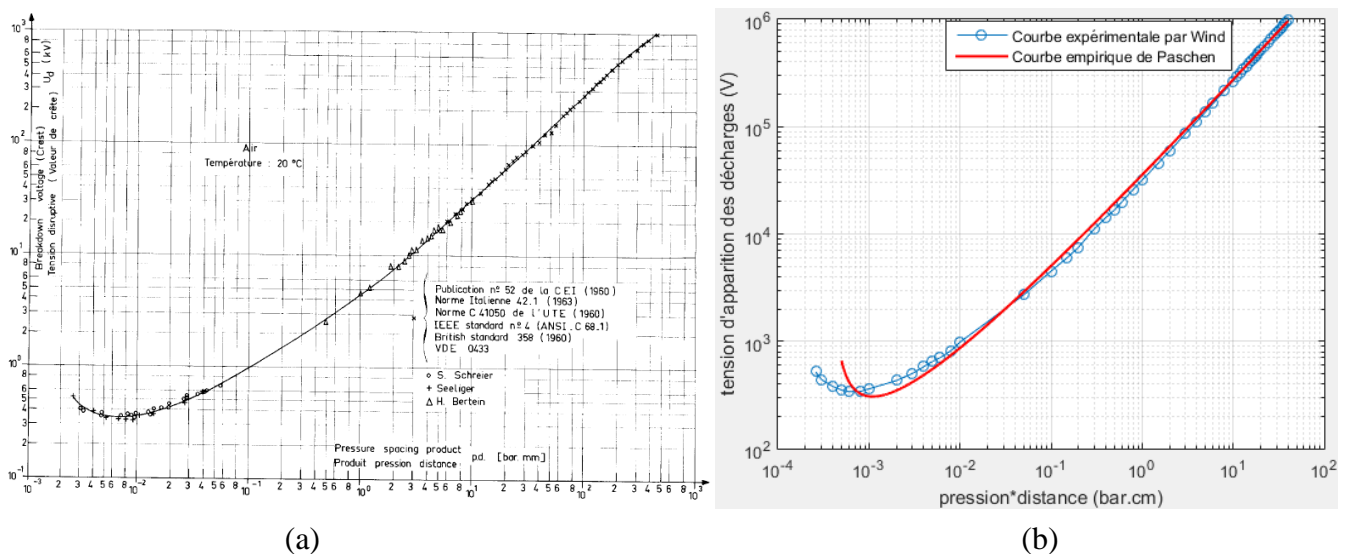


Figure 17 : Courbe de Paschen pour l'air en échelle logarithmique : (a) pour différentes références [29], et (b) comparaison entre un courbe expérimentale et la courbe empirique-théorique de Paschen (droite)

- ❖ Les tensions disruptives de l'air ont été mesurées entre deux électrodes planes qui assurent l'uniformité du champ électrique (selon le profil de Rogowski). Aussi entre deux électrodes sphériques de diamètre « D » et écartés d'une distance « d » : des dimensions géométriques qui permet d'avoir une rupture diélectrique dans un champ électrique quasi uniforme ; selon l'expérience de la référence [29] : « $d \leq D$ ».
- ❖ Pour des tensions supérieures aux tensions de la courbe de Paschen, des décharges électriques vont apparaître dans le gaz isolant, pour une distance bien défini [29].

L'utilisation d'une telle loi empirique dans des hypothèses un peu différentes demande une certaine prudence : il est nécessaire d'analyser en détail l'influence des petites variations des paramètres empiriques (nombre d'électrons, nature des électrodes...) sur le résultat final [7]. De plus, il faut se souvenir que la courbe de Paschen est modifiée par les conditions atmosphériques (température et humidité)

2. Présentation générale des décharges partielles

Les décharges partielles sont définies par la norme **CEI 60270** comme suit : « c'est une décharge électrique localisée qui court-circuite partiellement l'intervalle isolant séparant des conducteurs ». Elles correspondent à une décharge électrique en surface de l'isolation ou dans une vacuole de gaz piégée dans l'isolation [7]. Les décharges partielles se présentent sous forme d'impulsions (étincelles) d'une durée inférieure à $1 \mu\text{s}$ [7] [27].

L'apparition des décharges partielles a lieu dans les zones de gaz susceptibles d'être ionisées par le champ électrique entre systèmes d'électrodes. Les zones les plus problématiques sont les vacuoles présentes dans un système d'isolation [27] [28] :

- **Décharges internes** : apparaissent à l'intérieur des isolants, aux endroits où la rigidité diélectrique est faible ; par exemple présence d'une vacuole du gaz (défaut de fabrication).
- **Décharges de surface** : liées à la présence de défaut au niveau de la surface de l'isolation et/ou à la présence d'un fort champ électrique (champ électrique tangentiel important).
- **Décharges couronnes** : apparaissent dans les zones où le champ est très intense. Elles sont localisées sur des singularités de la géométrie (par exemple : effet de pointes où la décharge restreinte à une zone très réduite entourant la pointe)
- **Décharges en arborescence** : se produisent à cause d'un défaut dans l'isolation. Une croissance des différentes branches de l'arborescence produira des conditions propices pour l'apparition d'autres décharges.

3. Evaluation d'apparition des décharges partielles dans les machines électriques (simulation)

Dans cette partie nous présentons une simulation d'évaluation des tensions d'apparition des décharges partielles et leurs localisations dans les machines électriques. La simulation est effectuée via un logiciel d'éléments fini en 2D (FEMM), avec une validation par une étude

analytique. La méthodologie utilisée est développée lors d'une thèse effectuée au sein de l'Institut VEDECOM [5].

La méthodologie complète se fait en deux étapes :

- Un calcul de la répartition de tension dans les fils du bobinage suite à un front de tension généré par l'onduleur (ceci se fait en calculant le schéma électrique équivalent de la phase à la fréquence d'excitation) ;
- Un calcul du champ électrique local aux zones où une grande différence de potentiel a été calculée) avec comparaison à la courbe de Paschen qui fournit la limite d'apparition des décharges partielles dans l'air.

3.1. Méthodologie d'évaluation des décharges électriques inter-spires

L'évaluation des décharges partielles inter-conducteurs est effectuée entre deux conducteurs adjacents qui présentent une différence de potentiel.

Les conducteurs utilisés sont des fils de cuivre émaillé et de diamètre de « **0.8 mm** » avec une couche isolant de « **42,5 μm** » : conducteur de grade-2 utilisé dans le moteur de Nissan LEAF [23].

La simulation est effectuée en absence de résine isolante (résine d'imprégnation) utilisée généralement pour renforcer la rigidité diélectrique du système d'isolation des moteurs électriques. Ceci représente un cas défavorable par rapport au cas d'un moteur imprégné, mais proche du cas où une vacuole d'air serait présente dans la résine à proximité des conducteurs.

La figure suivante montre la répartition du potentiel entre deux conducteurs ainsi que les lignes du champ électrique pour une différence de potentiel de **800 V** :

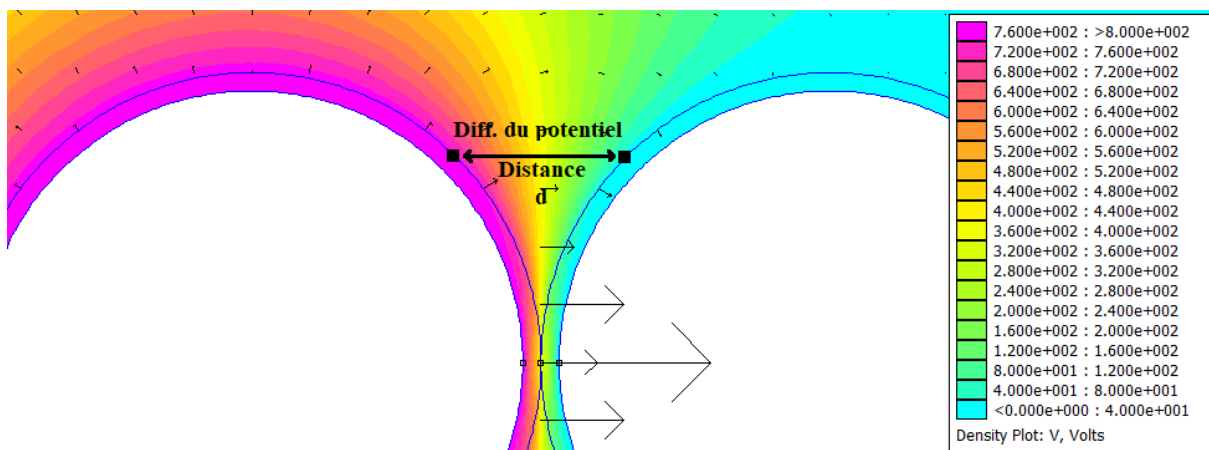


Figure 18 : Cartographie de répartition du potentiel entre deux conducteurs (sous 800 V) et les formes des lignes de champ électrique

A l'aide de la simulation, il est possible de connaître le potentiel dans différents points à la frontière externe des isolants des deux conducteurs en fonction de la distance de séparation (présentée dans la figure précédente). On peut alors en déduire, dans la zone d'étude, une courbe d'évolution du potentiel en fonction de la distance entre deux points pris à la même élévation à

la surface de chacun des conducteurs. Cette courbe sera comparée avec la courbe du Paschen : en dessous de cette dernière courbe est une zone sans décharges, en revanche la zone qui est égale ou supérieure à la courbe de Paschen présente un risque d'apparition des décharges électriques entre les conducteurs considérés. A partir de cette comparaison des courbes, on peut estimer la fiabilité du système d'isolation qui élimine les décharges électriques et/ou les zones d'apparition de ces décharges.

Avec l'utilisation de l'approche de l'uniformité du champ électrique, on peut calculer les différences du potentiel entre les surfaces externes des couches isolante avec l'utilisation des équations du calcul du champ pour les systèmes multi couches diélectriques (voir annexe) :

$$U_k = \frac{U}{\frac{\epsilon_{rk}}{d_k} \cdot \sum_{i=1}^n \left(\frac{d_i}{\epsilon_{ri}} \right)} \quad (21)$$

Une comparaison et validation des résultats de la méthode analytique et celles de méthode des éléments finis est présentée par la figure suivante. Le calcul et la simulation ont été effectués avec une tension entre conducteurs de **375 V**, avec une épaisseur de la couche isolante de **42,5 μm** une permittivité de valeur est égale à **3** pour le du matériau diélectrique utilisé (paramètres de la Nissan LEAF) :

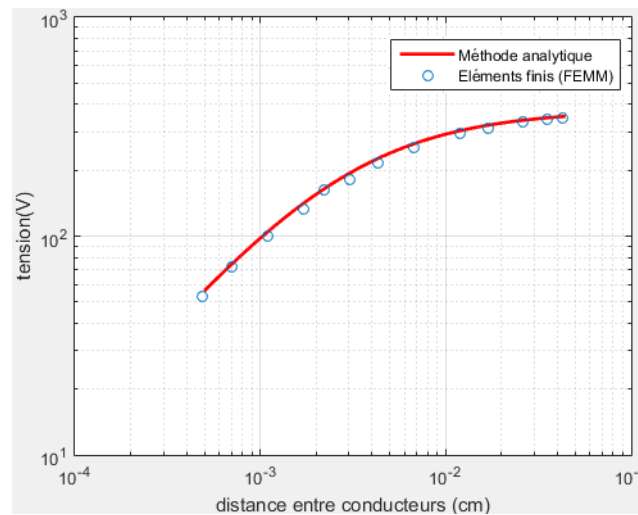


Figure 19 : Comparaison entre les valeurs des tensions entre conducteurs en fonction de la distance : méthode analytique et éléments finis

3.2. Validation de simulation des tensions d'apparition des décharges partielles

Pour valider notre évaluation de détermination des tensions d'apparition des décharges partielles dans les conducteurs du moteur, nous nous renvoyons à la référence [4] : où l'auteur à réaliser des mesures des décharges partielles des différentes gammes des conducteurs (sous une tension alternative) dans ses travaux de thèse.

La valeur de permittivité relative étant peu connue, nous avons vérifié sa valeur en reprenant des résultats publiés dans [4]. Pour chaque gamme du conducteur, nous comparons son profil de tension (différence de potentiel entre deux conducteurs adjacents en fonction de la distance) sous une différence de potentiel égale à la tension d'apparition des décharges partielles (TADP),

selon la référence [4], pour différentes valeurs de permittivité diélectrique relative de l'émail isolant, avec la courbe de Paschen ; afin de déterminer la valeur approximative de la constante diélectrique de l'émail utilisé. La comparaison et la validation des résultats sont présentées par la figure suivante :

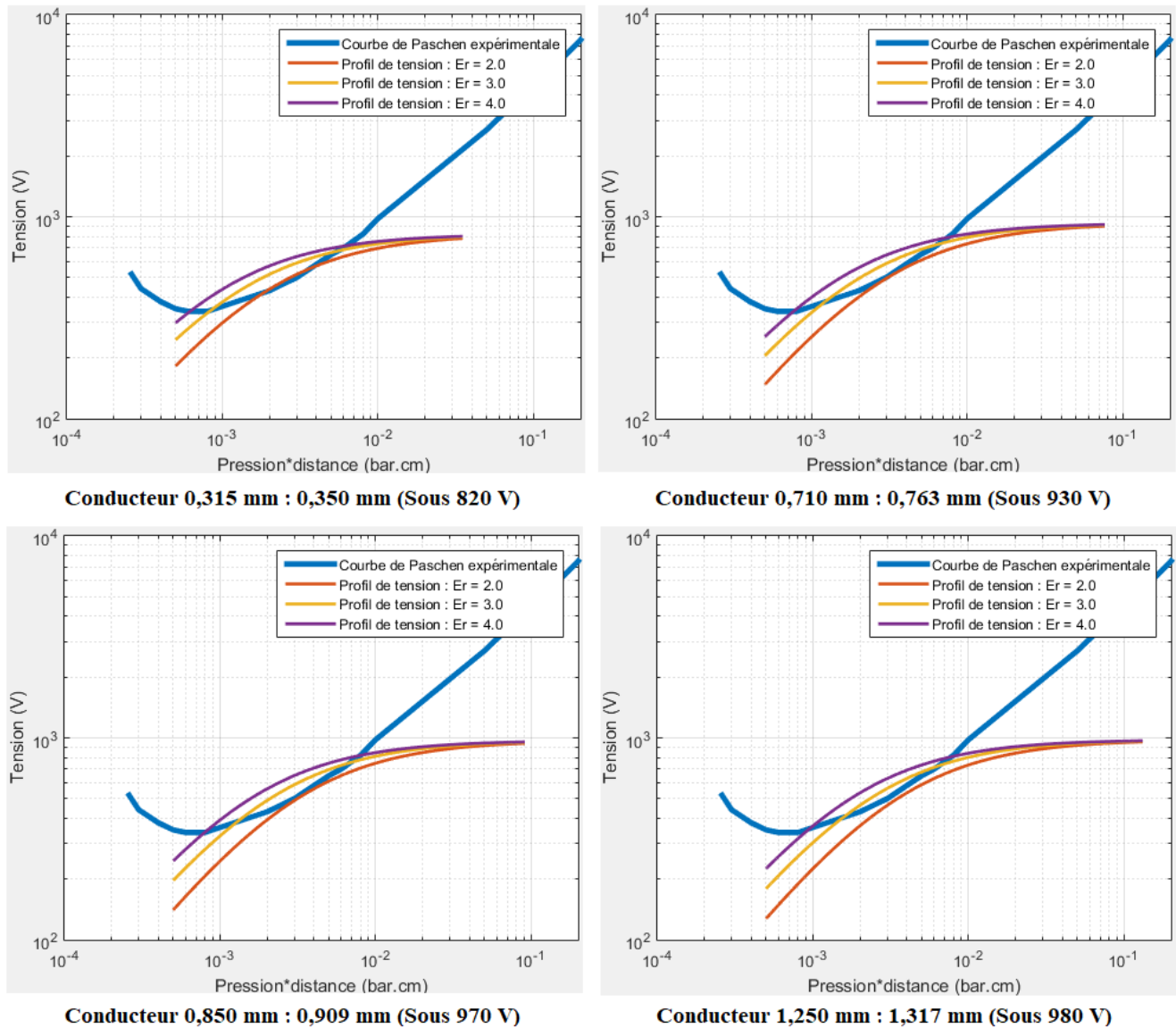


Figure 20 : Validation des simulations des TADP et détermination de la valeur de la permittivité relative approchée de l'émail isolant

Par la comparaison des profils de tension pour chaque système de conducteurs (sous sa TADP) avec différentes valeurs de la constante diélectrique, nous pouvons dire que la valeur de la permittivité relative de l'émail isolant pour ces conducteurs est égale à « 2 ». Pour cette valeur, le profil de tension des deux conducteurs en fonction de la distance présente une tangente par rapport à la courbe de Paschen : limite d'apparition des décharges partielles.

❖ Nous utilisons cette valeur pour la suite de nos calculs : $\epsilon_{r_{\text{émail}}} = 2$

Avec ces résultats, nous avons pu valider notre modélisation du système d'isolation des conducteurs, en les comparant avec les résultats de mesures de la référence [4].

- ❖ Cette validation nous permet d'étudier le système d'isolation des conducteurs du moteur Nissan LEAF, de réaliser le dimensionnement électrique des conducteurs et de les adapter à la haute tension.

3.3. Evaluation du système d'isolation utilisé dans la Nissan LEAF

Les paramètres du moteur Nissan LEAF prise pour le dimensionnement électrique sont présentés dans le tableau suivant :

| | |
|---|---------------------------------------|
| Tension d'alimentation (bus continu) | $V_{dc} = 375 \text{ V}$ |
| Gamme du conducteur | $0,885 \text{ mm} : 0,800 \text{ mm}$ |
| Permittivité diélectrique de l'isolant | $Er = 2$ |

Tableau 4 : Paramètres électrique des conducteurs du moteur Nissan LEAF [23]

N'ayant pas fait l'étape d'étude de la répartition de tension dans tout le bobinage du moteur, nous comparerons le moteur de référence et le moteur adapté à la haute tension en supposant que deux conducteurs adjacents voient une différence de potentiel égale à la tension du bus DC. C'est le pire cas qui peut se rencontrer dans la machine (en l'absence de surtension).

Nous évaluons le système d'isolation de cette machine avec le même principe décrit précédemment dans la méthodologie : en comparant la tension inter spires en fonction de la distance (pour une pression atmosphérique) avec la courbe de Paschen.

Nous pouvons déduire la tension d'apparition des décharges partielles (TADP) de ce système d'isolation avec une évaluation paramétrique selon les démarches suivantes : nous augmentons la valeur de la différence du potentiel entre deux conducteurs et calculons la tension inter conducteurs en fonction de la distance, puis en comparant cette dernière avec la courbe de Paschen :

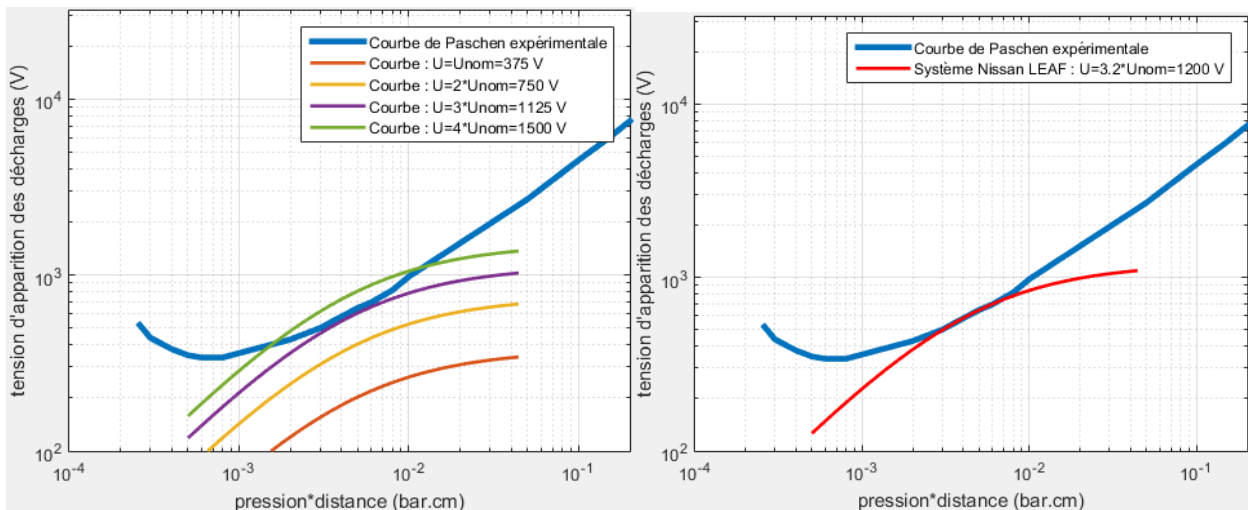


Figure 21 : Détermination de la tension d'apparition des décharges partielles pour le moteur Nissan LEAF avec tension nominale de 375 Vdc

Après l'étude paramétrique d'évaluation des décharges partielles, nous constatons que la TADP du système d'isolation des conducteurs du moteur Nissan LEAF peut être estimée à « **1200 V** » ; équivalente à : $3,2 * U_{nom}$, dans des conditions atmosphériques normalisées.

- ❖ Cette différence entre la tension nominale d'alimentation et la TADP des systèmes des conducteurs est choisie pour éviter le risque d'apparition des décharges partielles entre conducteurs (de la même phase et/ou des phases différentes) dans le cas de :
 - Surtensions et dépassement de tension dus au temps de montée (et les dV/dt des systèmes d'électronique de puissance), qui peuvent atteindre « $2*U_{DC}$ »
 - Augmentation de la température de fonctionnement du moteur électrique ; ce qui induit à la diminution de la valeur de la TADP du système d'isolation [4]

Pour une tension de « $4 * U_{nom}$ » on remarque que la courbe de la tension inter spires est supérieure à celle de Paschen ; ce qui signifie l'apparition des décharges partielles.

Nous expliquons cette déduction par : la courbe des tensions inter spires en fonction de la distance pour une différence de potentiel définie est une tangente à la courbe de Paschen ; qui présente la limite des valeurs des TADP, pour des distances inter conducteur déterminées.

- ❖ Pour un moteur alimenté en **750 V_{DC}**, la nouvelle contrainte sur les systèmes d'isolation des conducteurs est donnée comme suit :

$$TADP_{syst. isol} \gg V_{DC} = 750 V$$

4. Adaptation électrique du moteur Nissan LEAF à la haute tension (750 V_{DC})

Avec une alimentation à MLI, la distribution de la tension et des fronts de tension (dV/dt) au long des spires et bobines n'est pas linéaire (voir chapitre-1). Afin de faire le dimensionnement électrique du moteur à haute tension, nous prenons l'hypothèse de la distribution linéaire de la tension dans les différents spires et bobines qui nous permet de faire une première estimation des différences de potentiel locales.

Nous nous basons sur une simulation du moteur avec un modèle simplifié (sous Matlab/Simulink) pour déterminer la distribution (linéaire) de la tension (voir annexe). Ce modèle intègre le système d'alimentation, bus continu et le découpage MLI, afin de simuler les différents grandeurs électriques (tension et courant) au sein du bobinage.

Pour éclaircir le contact entre conducteurs et les zones de risque des décharges électriques, nous présentons le schéma de bobinage, ainsi le schéma pour les têtes de bobines en annexe.

4.1. Adaptation du système d'isolation des conducteurs

Le tableau suivant présente les différences de potentiel maximales pour les différents contacts entre conducteur afin d'évaluer le risque des décharges électriques :

| Cas d'adaptation | Nouveau moteur (750 VDC) | | | Moteur de base (375 VDC) |
|--|--------------------------|-------|-------|--------------------------|
| | a = 1 | a = 2 | a = 4 | a = 2 |
| Différence du potentiel | | | | |
| Entre conducteurs de la même bobine | 62,5 V | 125 V | 250 V | 62,5 V |
| Entre conducteurs de la même phase | 62,5 V | 125 V | 250 V | 62,5 V |
| Entre conducteurs des différentes phases | 750 V | 750 V | 750 V | 375 V |

Tableau 5 : Valeur des différences de potentiel entre conducteurs dans différentes zones de contact

En prenant en considération le dépassement de tension (surtension) qui peut atteindre 200 % de la tension de base (donc **1500 V**), et la plus grande différence du potentiel qui apparaît dans le tableau ci-dessus : dont le système d'isolation des conducteurs doit la supporter.

La nouvelle contrainte à prendre en compte pour le système d'isolation des conducteurs est donnée comme suit :

$$TADP > 2 * 750 V = 1500 V$$

Pour que nous puissions déterminer le système d'isolation correspondant à cette contrainte, nous effectuons une étude paramétrique : des profils de tension en fonction de l'épaisseurs d'émail des conducteurs :

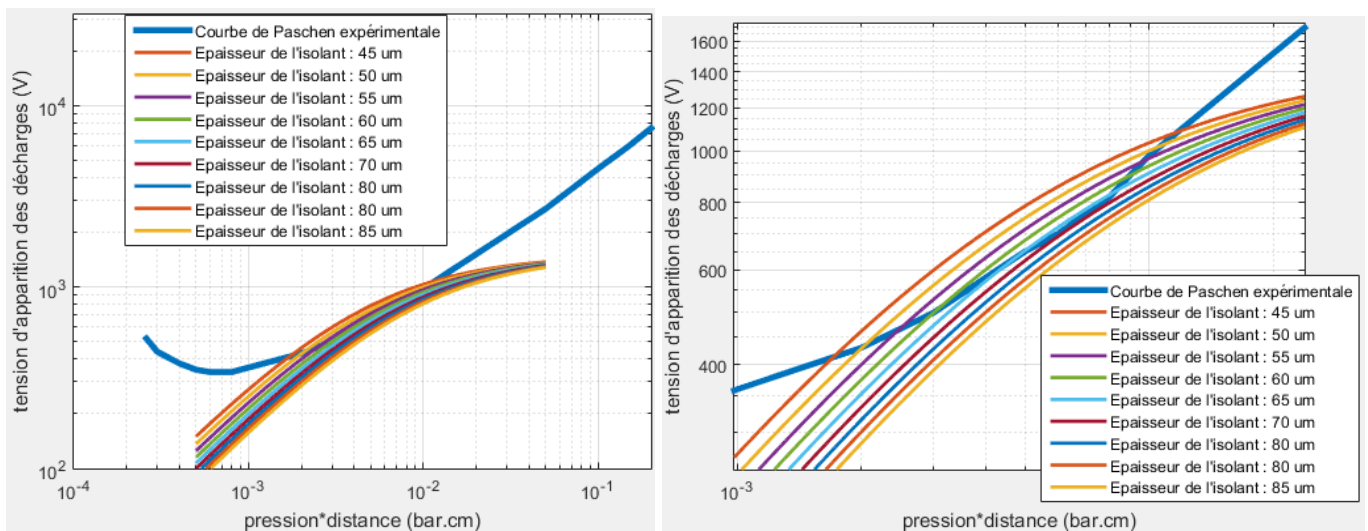


Figure 22 : Détermination de l'épaisseur minimale de l'émail isolant afin d'éviter l'apparition des décharges partielles entre conducteurs

L'épaisseur minimale de la couche isolante des conducteurs qui permet d'éviter l'apparition des DP (dans des conditions normalisées : le profil de tension est inférieur à la courbe de Paschen) est égale à : **70 μm** .

$$e \geq 70 \mu\text{m}$$

Les fils ronds normalisés présentent une épaisseur d'émail qui dépend du diamètre. Ces valeurs sont reportées dans les catalogues fournisseur. Partant de cette valeur d'épaisseur de la couche d'émail isolant nécessaire calculée ci-dessous, nous tirons les conducteurs adéquats à partir des catalogues des constructeurs :

| | |
|--|------------------------|
| Diamètre du conducteur rond (grade-2) | > 4,750 mm |
| Diamètre du conducteur rond (grade-3) | > 1,600 mm |
| Conducteur épingle | Toutes la gamme |

- ❖ Les conducteurs en épingle présentent une couche isolante est égale à **85 μm** (valeur maximale) selon les catalogues des constructeurs.

- ❖ Nous pouvons modifier les emplacements des premières bobines des phases (les entrées de phases) pour minimiser la différence du potentiel maximale entre conducteurs des différentes phases : **Le cas des bobines en série (a = 1)**. Pour une bonne répartition, nous procédons comme suit :

| Phase | Première bobine de base | Nouvelle première bobine |
|--------------|--------------------------------|---------------------------------|
| A | Encoche 1 - 6 | Encoche 1 - 6 |
| B | Encoche 5 - 10 | Encoche 17 - 22 |
| C | Encoche 9 - 14 | Encoche 33 – 38 |

La différence du potentiel maximale présente dans ce cas entre deux conducteurs de différentes phases en contact est égale à : **687,5 V**

La contrainte de tension pour le système d'isolation des conducteurs est donnée comme suit :

$$TADP > 2 * 687,5 V = 1375 V$$

Détermination de l'épaisseur de l'isolant et la gamme du conducteur adéquat ;

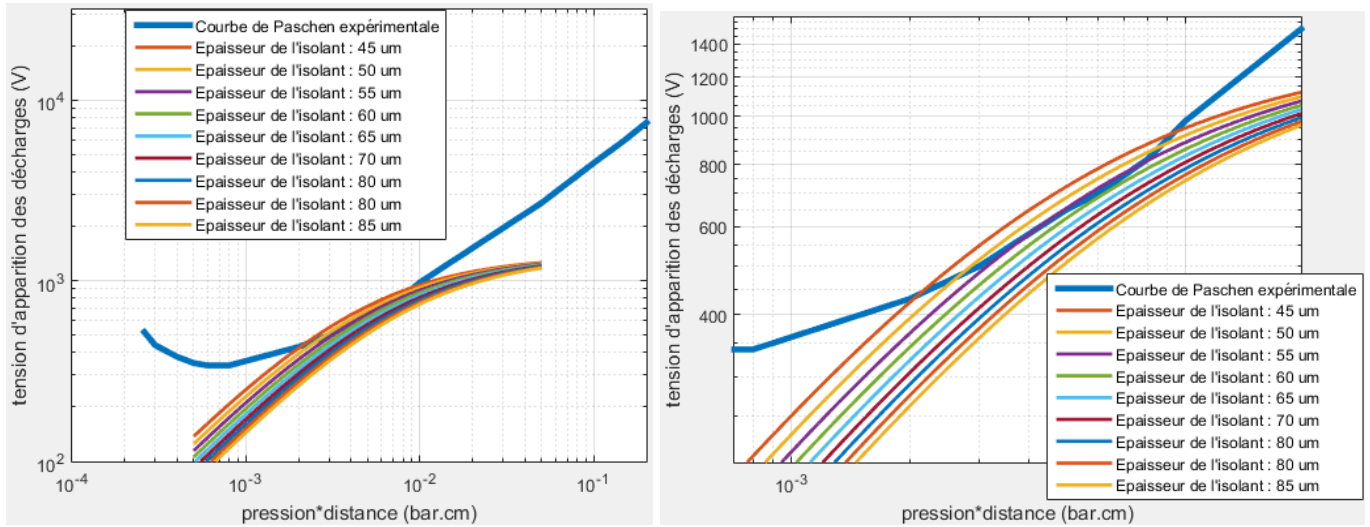


Figure 23 : Détermination de l'épaisseur minimale de l'émail isolant afin d'éviter l'apparition des décharges partielles entre conducteurs dans le cas d'arrangement des bobines

La valeur de l'épaisseur minimale de la couche isolante des conducteurs qui permet d'éviter l'apparition des DP (dans des conditions normalisées) est égale à : **60 um**.

$$e \geq 60 \text{ um}$$

| | |
|--|--------------------------|
| Diamètre du conducteur rond (grade 2) | > 2,650 mm |
| Diamètre du conducteur rond (grade 3) | > 0,950 mm |
| Conducteur épingle | Toutes les gammes |

- ❖ En changeant la gamme du conducteur, il faut toujours garder, la densité surfacique du courant et le facteur de remplissage de l'encoche constants

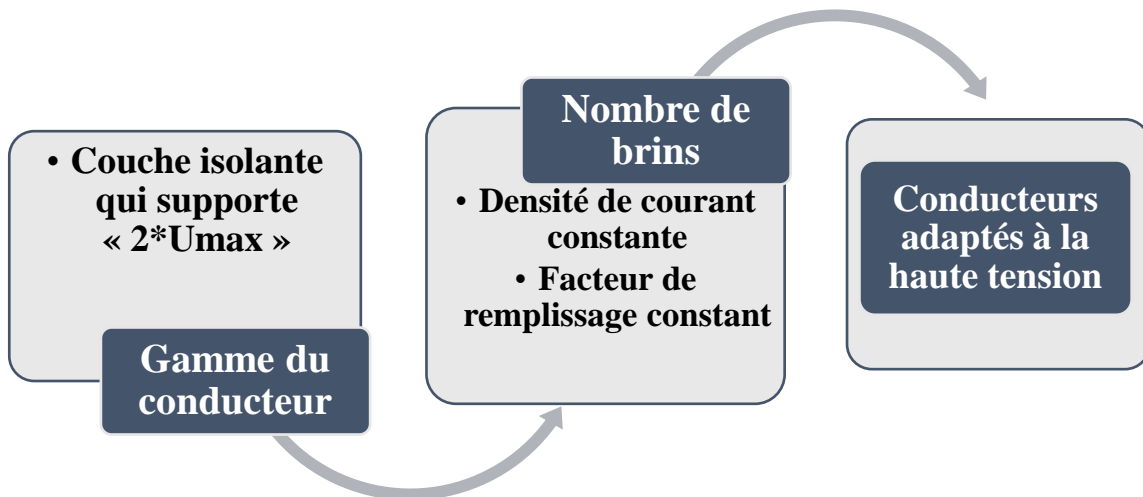


Figure 24 : Procédé d'adaptation des conducteurs du moteur à la haute tension

4.2. Utilisation des conducteurs épingle

Comme les conducteurs méplats (bobinage à épingle) sont envisagés dans les moteurs à haute tension, une adaptation du moteur NISSAN-LEAF est effectuée avec ces conducteurs.

Ces conducteurs présentent le risque d'apparition des DP accru au niveau des rayons de courbures : différence de potentiel entre les surfaces externes des conducteurs avec de faibles distances (même principe avec les conducteurs ronds), ainsi que le risque de rupture du système d'isolation solide : présence d'un fort champ électrique qui peut dépasser la rigidité de l'émail.

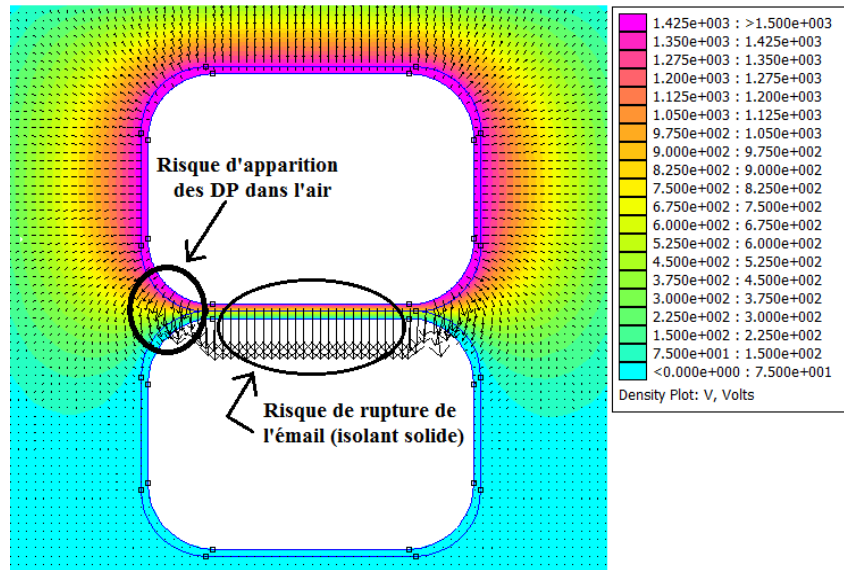


Figure 25 : Cartographie de répartition de tension et des lignes de champ électrique entre deux conducteurs épingle (de dimensions : 4 mm / 2,8 mm) sous une différence de potentiel de 1500 V

Pour une adaptation du moteur à la haute tension avec l'utilisation des conducteurs en épingle (méplat), il faut prendre en considération les contraintes suivantes :

- Contrainte sur la largeur du conducteur : inférieur à la largeur minimale de l'encoche

$$C_{\text{parallèle}} * l_{\text{cond}} < l_{\text{enc}_{\text{min}}}$$

- Superposition des conducteurs : une hauteur inférieure à la hauteur de l'encoche

$$\frac{ep_{\text{cond}} \cdot N_{\text{brins}} \cdot N_s}{C_{\text{parallèle}}} < h_{\text{enc}}$$

$C_{\text{parallèle}}$: nombre de conducteurs mis cote à cote (pour notre cas $C_{\text{parallèle}}=1$: le seul cas possible en fonction des dimensions d'encoche et des conducteurs dans le catalogue)

- Contrainte sur la valeur maximale de la densité du courant : $J_{\text{eff}} \leq J_{\text{nom}}$

| Cas | Tension bus continu (Unom) | Courant d'alimentation (Ieff) | Voies parallèles (a) | Nombre de spires (Ns) | Nombre de brins (Nbrins) | Gamme du conducteur | Coefficient de remplissage | Densité du courant (J) | Couple max pour J =16,88 A/mm ² |
|---------|----------------------------|-------------------------------|----------------------|-----------------------|--------------------------|------------------------------|----------------------------|--------------------------|--|
| Base | 375 Vdc | 339,4 A | 2 | 6 | 20 | Rond 0,800 mm 0,885 mm | = 69,45 % | 16,88 A/mm ² | 309,3 Nm |
| Adapt 1 | 750 Vdc | 169,7 A | 1 | 6 | 1 | 4,00 mm 2,80 mm | < 69,92 % | 15,935 A/mm ² | 324,7 Nm |
| Adapt 2 | | | | | 2 | 4,00 mm 1,40 mm | < 73,92 % | 15,757 A/mm ² | 327,7 Nm |
| Adapt 3 | | | | | 3 | 4,00 mm 1,00 mm | < 82,63 % | 14,945 A/mm ² | 342,1 Nm |
| Adapt 4 | | | | | 2 | 12 | 1 | 4,00 mm 1,40 mm | < 73,92 % |

Tableau 6 : récapitulatif des adaptations des conducteurs épingle pour le moteur à haute tension

La figure suivante présente le positionnement des conducteurs épingles dans les encoches du moteur Nissan LEAF pour les différents cas d'adaptation présentés dans le tableau (avec des dimensions réelles des encoches : nous avons gardé les mêmes encoches que celle du moteur de base).

Pour le troisième cas (Adaptation 3), nous avons éliminé la cale d'encoche (en supposant que le conducteur en épingle, compte tenu de ces dimensions ne peut pas sortir de l'encoche) afin d'avoir de l'espace.

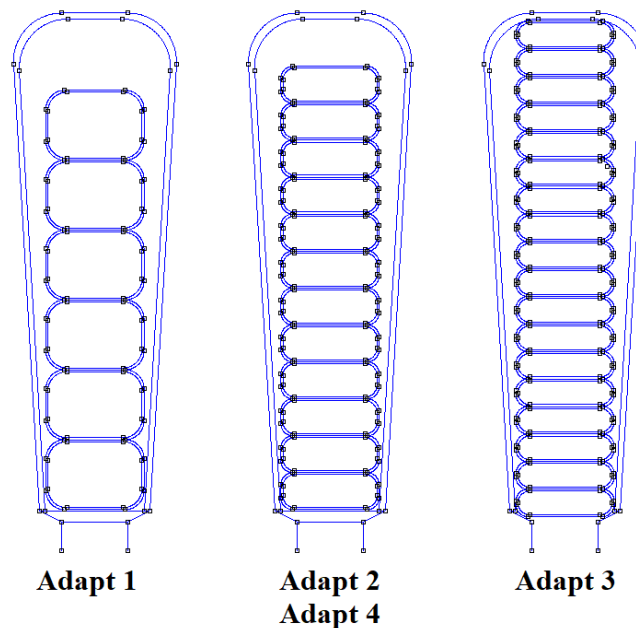


Figure 26 : Insertion des différentes gammes des conducteurs épignés dans une encoche du moteur NISSAN-LEAF

4.3. Système d'isolation du fond d'encoche

L'adaptation et l'évaluation du système d'isolation du fond d'encoche sera traité d'une manière différente de celle du système d'isolation inter-conducteur : car elle correspond à l'étude d'un diélectrique solide.

L'évaluation des diélectriques solides est effectuée en évaluant la rigidité diélectrique : on mesure la valeur du champ électrique traversant les couches isolantes, et on la compare avec la constante de rigidité diélectrique de l'isolant, constante qui représente la limite du champ électrique supporté par le matériau.



Figure 27 : Systèmes d'isolation du fond d'encoche avec du papier Nomex et du Kapton (système à deux couches / à trois couches) présentés par « Myoflex »

- ❖ Les catalogues des constructeurs présentent différentes gammes d'isolants de fond d'encoche. Pour le cas de notre moteur -NISSAN_LEAF- une épaisseur de « **0,25 mm** » de ces isolants est exigée. Pour cette épaisseur, le catalogue de Myoflex présente trois gammes des systèmes d'isolation ; reprises dans le tableau suivant

| Système isolant | | Kapton | | | Papier 410 | | |
|-----------------|-----------|-----------|-----------|-----------|------------|----------|-----------|
| Gamme | Epaisseur | Epaisseur | Rigidité | Constante | Epaisseur | Rigidité | Constante |
| 1NK50 | 0,25 mm | 180 um | 66 kV/mm | 3,4 | 70 um | 39 kV/mm | 1,6 |
| 2NK75 | 0,25 mm | 80 um | 225 kV/mm | 3,4 | 2*85 um | 39 kV/mm | 1,6 |
| NHN | 0,25 mm | 50 um | 360 kV/mm | 3,4 | 2*100 um | 36 kV/mm | 1,8 |

Tableau 7 : Présentation des isolants du fond d'encoche à base de papier Nomex et Polyimide film (Kapton) – classe H (220°C) - présentés par « Myoflex & Dupont »

Nous présentons par la suite un système conducteur-isolant du fond d'encoche, qui nous permet de voir les différentes contraintes du choix de ces systèmes :

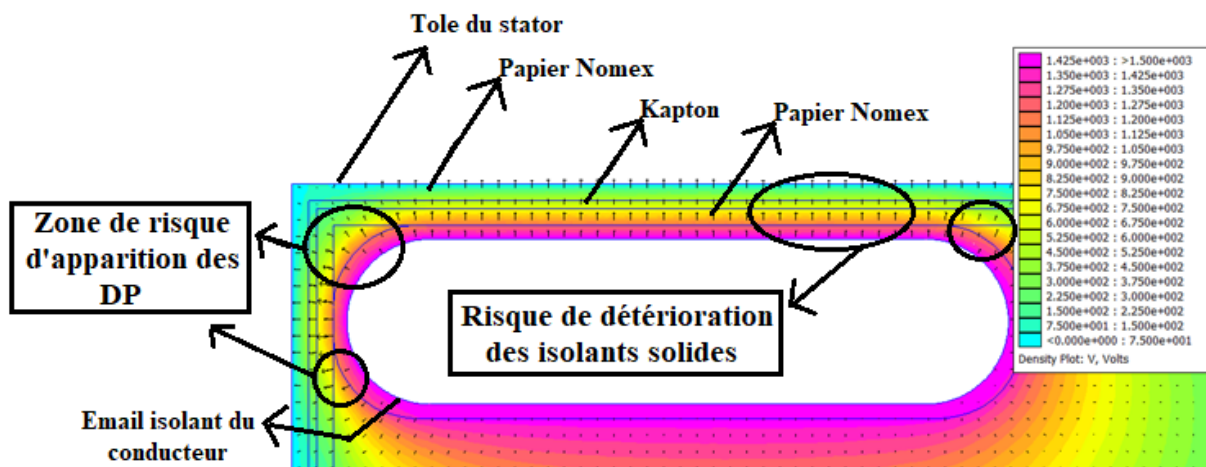


Figure 28 : Cartographie de répartition de la tension et des lignes du champ électrique entre un conducteur épinglé (4 mm / 1 mm) et le système d'isolation du fond d'encoche (à trois couches : NHN) sous une tension de 1500 V

Une étude d'évaluation du risque d'apparition des décharges partielles et de rupture des isolants solides est présentée par la suite : avec une alimentation du conducteur à **1500 V**.

Pour l'étude de risque de rupture des isolants solides du conducteur et de fond d'encoche : nous effectuons un calcul de l'intensité du champ électrique dans chaque couche isolante (en fonction de la distance entre conducteur et isolant de fond d'encoche), puis nous la comparons avec la rigidité diélectrique de cet isolant.

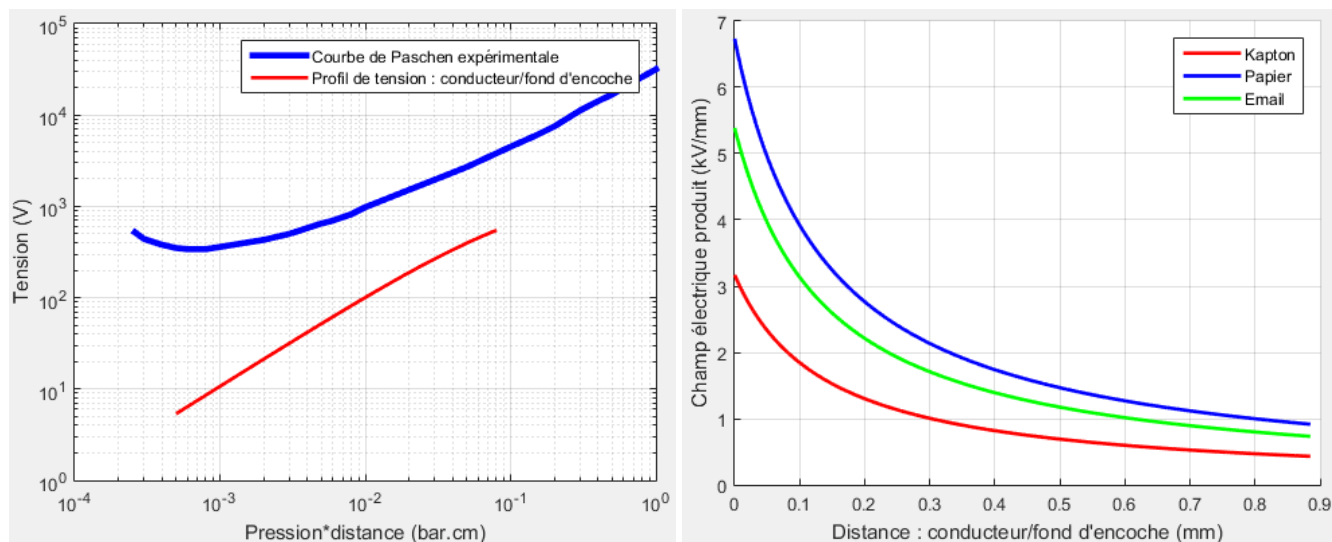


Figure 29 : Evaluation de risque d'apparition des décharges partielles entre conducteur et isolant du fond d'encoche (gauche) et évaluation des isolants solides de ces systèmes (droite) : cas d'isolation avec du **1NK50**

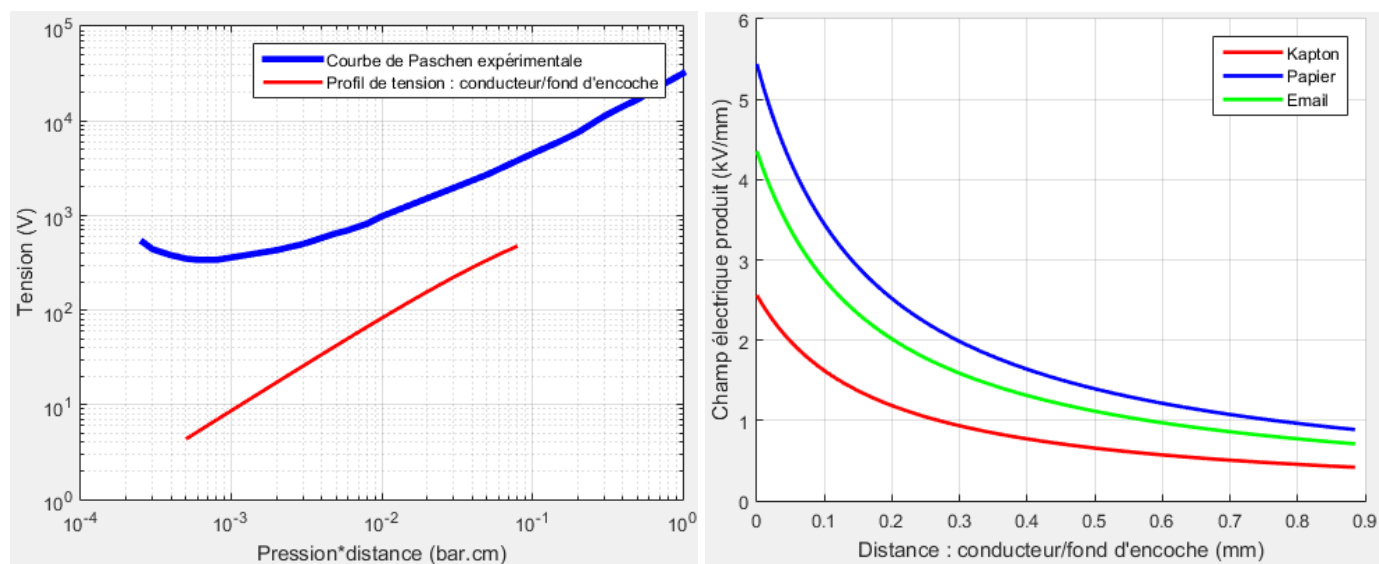


Figure 30 : Evaluation de risque d'apparition des décharges partielles entre conducteur et isolant du fond d'encoche (gauche) et évaluation des isolants solides de ces systèmes (droite) : cas d'isolation avec du **2NK75**

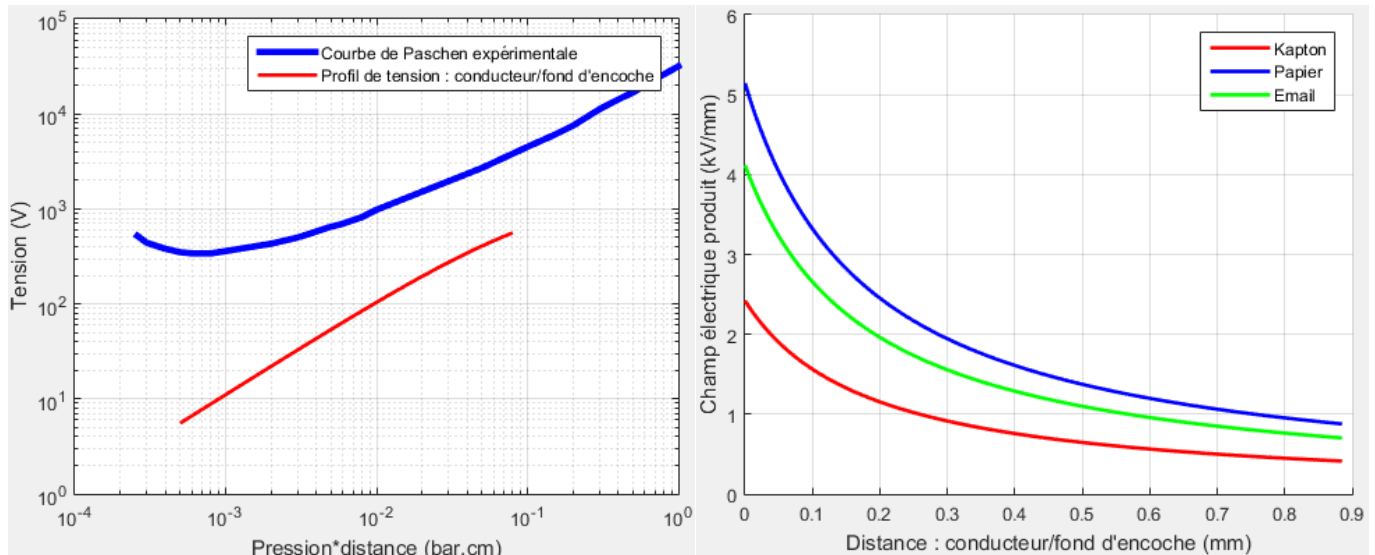


Figure 31 : Evaluation de risque d'apparition des décharges partielles entre conducteur et isolant du fond d'encoche (gauche) et évaluation des isolants solides de ces systèmes (droite) : cas d'isolation avec du NHN

| | Isolant du fond d'encoche | | | | Email du conducteur | |
|-------|---------------------------|--------------|------------------|--------------|---------------------|--------------|
| | Kapton | | Papier Nomex 410 | | | |
| | Rigidité | Champ mesuré | Rigidité | Champ mesuré | Rigidité | Champ mesuré |
| 1NK50 | 66 kV/mm | 3,1 kV/mm | 39 kV/mm | 6,8 kV/mm | 18 kV/mm | 5,3 kV/mm |
| 2NK75 | 225 kV/mm | 2,5 kV/mm | 39 kV/mm | 5,5 kV/mm | 18 kV/mm | 4,4 kV/mm |
| NHN | 360 kV/mm | 2,4 kV/mm | 36 kV/mm | 5,1 kV/mm | 18 kV/mm | 4,1 kV/mm |

Tableau 8 : Evaluation de risque de détérioration des isolants solides dans le moteurs électrique (Papier Nomex, Kapton et l'email)

L'étude montre que les isolants de fond d'encoche proposés par le constructeur pour une épaisseur de 0,25 mm semblent aptes à supporter l'augmentation du niveau de tension : car ils présentent une grande valeur de rigidité diélectrique ; largement supérieure à celle de l'intensité du champ électrique produit par un conducteur sous 1500 V. De plus, il n'y a pas de risque d'apparition des DP dans les zones présentées par la figure précédente (dans la zone entre conducteur et le fond d'encoche).

- ❖ Nous pouvons, par la suite, faire le calcul suivant les normes exigées pour les testes de rigidité diélectrique des isolants.

Conclusion

L'augmentation du niveau de tension nécessite une adaptation électrique des systèmes isolants du moteur, car elle augmente l'intensité du champ électrique et le risque d'ionisation d'air.

L'adaptation électrique peut nécessiter de modifier en premier lieu, les systèmes d'isolation des conducteurs (l'émail isolant) : l'augmentation du niveau de tension nécessite une augmentation de l'épaisseur de la couche isolante voire même l'utilisation du papier isolant entre conducteurs des différentes phases dans les têtes de bobine afin d'éviter l'apparition des décharges partielles et la dégradation des systèmes d'isolation en prenant en considération les dépassement de tension et l'augmentation de la température de fonctionnement (diminution de la TADP).

Une autre approche étudiée consiste à remplacer les fils ronds par des conducteurs épingle qui présentent deux avantages : une plus grande épaisseur d'émail d'une part ; une meilleure maîtrise du rangement des conducteurs dans les encoches et de la distance entre conducteurs dans les têtes de bobine, ce qui peut être vu comme un avantage pour éviter l'apparition des décharges partielles.

Une étude est effectuée pour le calcul des intensités du champ électrique pour les systèmes d'isolant solide (fond d'encoche et l'émail des conducteurs) : le passage d'une tension qui est égale au double de la tension de base n'influe que peu sur ces derniers isolants, car ils présentent une grande valeur de rigidité diélectrique pour supporter des valeurs de champ électrique élevées.

Conclusion générale

Le travail présenté dans ce rapport rentre dans l'étude d'une adaptation des moteurs pour véhicules électrique à la haute tension afin de répondre aux exigences d'amélioration de la chaîne de traction électrique.

Dans une première partie, nous avons présenté un état de l'art des machines électriques à haute tension, ce qui nous a conduit à parler des différentes applications de ces machines et des modifications envisagées. Ainsi, nous avons présenté les différents avantages d'élévation du niveau de tension pour la chaîne de traction d'automobile électrique. Cette augmentation de tension présente cependant des risques sur la machine électrique qui peut conduire à l'accélération de la dégradation de ces matériaux (systèmes d'isolation) et la diminution de la durée de vie. Pour identifier de potentielles solutions, nous avons recherché les différentes contraintes et les grandeurs à prendre en considération pour l'augmentation de la tension des moteurs électriques.

Dans une deuxième partie, nous avons visé l'adaptation magnétique des moteurs électriques à la haute tension. Nous avons conclu que le fonctionnement magnétique des moteurs est peu impacté par cette élévation de tension : pour garder une même puissance du moteur (même couple, même énergie magnétique), il suffit de jouer sur les ampères tours (la force magnétomotrice) pour garder la même induction globale dans le moteur. Pour maintenir les ampères-tours dans le moteur, nous pouvons cependant agir soit sur le nombre de spires en séries de la phase soit sur les connexions des conducteurs (voies en parallèle). Dans les deux cas, la densité de courant reste constante dans la machine (effet thermique) ainsi que le facteur de remplissage de l'encoche. Après l'adaptation magnétique du moteur, nous avons simulé sous ANSYS-MAXWELL les performances électromagnétiques des deux moteurs (à basse tension et à haute tension) , ce qui a confirmé que les deux moteurs présentent des performances électromagnétiques identiques.

Dans un dernier chapitre, nous avons effectué une adaptation électrique du moteur à la haute tension. Le système d'isolation du moteur est directement impacté par l'élévation du niveau de tension car il conditionne le risque d'apparition des décharges partielles entre conducteurs, la dégradation des matériaux et la diminution de la durée de vie des moteurs. En premier lieu nous avons étudiée les systèmes d'isolation des conducteurs (l'email isolant) : l'augmentation du niveau de tension nécessite une augmentation de l'épaisseur de la couche isolante afin d'éviter les décharges partielles entre conducteurs de différentes phases dans les têtes de bobine (en absence du papier isolant). Nous avons présenté aussi qu'une utilisation des conducteurs épingle peut-être avantageusement envisagée car ils présentent une épaisseur d'email supérieure mais aussi l'avantage de la maîtrise des rangements de ces conducteurs dans les encoches et la maîtrise des distances entre conducteurs dans les têtes de bobine afin d'éviter le risque des décharges partielles. Pour une dernière partie de ce chapitre nous avons conclu que le système d'isolation du fond d'encoche (papier-kapton) est peu influencé par cette augmentation de tension du moteur électrique : sa grande rigidité diélectrique présente une large gamme d'utilisation, donc diminution du risque d'avoir une rupture de cet isolant solide.

Comme perspectives, une étude des tensions et des courants d'arbre et évaluation des risque sur les roulements mécanique et la rupture de ce dernier pourrait être envisagée car l'élévation du niveau de tension présente une augmentation de la valeur de tension du mode commun, donc augmentation du risque d'avoir des décharges dans le système lubrifiant des roulements.

Bibliographie

- [1] D. Leijon, «Machines électriques,» *Revue ABB*, n° %1S-721 78, 1998.
- [2] R. Lateb, «Modélisation des machines électriques avec prise en compte des harmoniques : Application à la propulsion marine par POD,» Thèse de doctorat - Institut Nationale Polytechnique de Lorraine, Nancy, 2006.
- [3] B. Froidurot, «Descretion magnétique des machines électriques de propulsion navale,» Thèse de doctorat - Institut National Polytechnique de Grenoble, Grenoble, 2002.
- [4] J. Moeneclaey, «Méthode de conception des bobinages des actionneurs électriques adaptés aux nouvelles contraintes de l'avionique,» Thèse de doctorat - Université d'Artois, Béthune, 2015.
- [5] L. Benmammas, «Méthode d'évaluation du risque de décharges partielles dans le bobinage des machines électriques destinées à la traction automobile,» Thèse de doctorat - Université Paris-Saclay, Gif-sur-Yvette, 2017.
- [6] M. B. Camara, «Echange dynamique d'énergie à bord du véhicule électrique hybride,» Thèse de doctorat - Université de Franche Comté, Belfort, 2007.
- [7] A.Boubakeur, «Cours - techniques de la haute tension,» Ecole Nationale Polytechnique, Alger, 2017.
- [8] J.F.Affolter, «Cours - Haute tension,» Ecole d'Ingénieurs du Canton de Vaud (eivd), Yverdon-les-Bains - Suisse, Octobre 2000.
- [9] G. S. D. L.A.Saunders, «Riding the reflected wave - IGBT drive technology demands new motor and cable considerations,» *IEEE*, n° %1PCIC 96-109, 1996.
- [10] J. S. G. M.Melfi, «Effect of surge voltage risetime on the insulation of low voltage machines fed by PWM converters,» *IEEE*, n° %107803-4070, 1997.
- [11] N. internationale, «Machines électriques tournantes : systèmes d'isolation électriques sans décharges partielles (tyoe I) - essais de qualification et de controle qualité,» CEI 60034-18-41, 2014.
- [12] V. Mihaila, «Nouvelle conception des bobinages des machines électriques pour réduire les effets négatifs des dV/dt ,» Thèse de doctorat - Université d'Artois, Béthune, 2011.
- [13] K. T.Kato, «Equivalent circuit of stator coil end of inverter-fed high-voltage electrical machine,» *IEEE*, n° %1978-1-4799-4389, pp. 2021 - 2025, 2014.
- [14] J. S. J. D.E.Moghadam, «Voltage distribution in the stator windings of high voltage motorsfed by PWM drives part 2 : Considering the coil arrangements,» *IEEE*, 2018.

- [15] L. G. E. F.Wen, «Modeling and simulation of inter turn voltage distribution in the stator windings of the pulling motor,» *IEEE*, 2004 - International conferences on solid dielectrics.
- [16] J.-E. Torlay, «Etude des courants et tensions d'arbre et phases dans les grands alternateurs,» Thèse de doctorat - Institut National Polytechnique, Grenoble, 1992.
- [17] D.M.Postariu, «Contribution à l'étude des courants de palier dans les moteurs de traction,» Thèse de doctorat - Université Joseph Fourier, Grenoble, 2009.
- [18] X. Z. W.Gao, «The output shaft voltage analysis of an inverter under wide-range input voltages in electric vehicles,» *IEEE*, pp. 1587 - 1592, 2009.
- [19] K. B. J. S.H.Cha, «Suppression of shaft voltage for preventing bearing fault of IPM-type high voltage motor in the electric vehicle,» *IEEE*, 2012 - University of Ulsan - Korea.
- [20] A. Bonnet, «Root cause AC motor failure analysis with a focus on shaft failures,» *IEEE*, pp. 1435 - 1447, 2000.
- [21] F.Loubeau, «Analyse des phénomènes de vieillissement des matériaux d'isolation électrique des machines de traction électrique,» Thèse de doctorat - Université Grenoble Alpes, Grenoble, 2016.
- [22] N. Roulement, «Roulements pour machines tournantes,» Paris, 2002.
- [23] «Modelling the Nissan LEAF Motor using Motor-CAD,» Motor Design Limited, 2019.
- [24] P. O.Touhami, «Cours de construction et conception des machines électriques,» Ecole Nationale Polytechnique, Alger, 2017/2018.
- [25] T. V. J.Pyrhonen, Design of rotating electrical machines, 2008.
- [26] P. G. Barakat, «Cours : Machines électriques (structure & conception),» Université Le Havre Normandie, 2018 / 2019.
- [27] J. W. E.Kuffel, High voltage engineering : fundamentals, Great Britain: Planta Tree, 2000.
- [28] C.L.Wadhwa, High voltage engineering - second edition -, New Delhi - India: New Age International publishers, 2007.
- [29] G. G. J. G. H. T.W.Dakin, «Phénomène disruptifs dans les gaz en champ uniforme. Courbes de Paschen pour l'azote, l'air et le SF₆,» *ELECTRE*, n° 132, pp. 61 - 82.
- [30] A. H. v. i. motor, «IEC technical catalogue,» 2007.
- [31] G. Eriksson, «Motoformer - Un nouveau moteur raccorder directement au réseau HT,» ABB, Vasleras - Suede, 2001.
- [32] T. K. -. A. (Switzerland), «High voltage machines operating at high altitude - dielectric considerations,» *IEEE*, 2012.

- [33] S. A.M.S.Al-bayati et M. Alharbi, «A comparative design and performances study of a non isolated DC-Dc buck converter based on : Si-mosfet/Si-diode, SiC-jfet/SiC-schottky diode, and GaN-transistor/SiC schottky diode, power devices,» *IEEE*, Colorado, USA, 2017.
- [34] I. Boldea, *The electrical generators : synchronous generator*, Timisoara, Romania: Taylor & Francis Group, 2006.
- [35] W.Yin, «Failure mechanism of winding insulation in inverter fed motors,» *IEEE Electrical Insulation Magazine*, vol. 13, n° 16, pp. 18 - 23, 1997.
- [36] A. M. S.M.Chandrashekar, «Simulation and experimental measurement of shaft voltage bearing current in induction motor drive,» *IEEE*, pp. 732 - 737, 2017.
- [37] F. D.F.Ortega, «On line partial discharges test on rotating machines supplied by IFDs,» *IEEE - International conference on electrical machines Rome 2010*, 2010.
- [38] S. C.D.Taylor, «Measurement of partial discharge in machine windings insulation during short-rise time pulse voltage,» *IEEE*, pp. 529 - 532, 2009.
- [39] I. S. Association, «IEEE Standard for high-voltage testing techniques (std 4 - Revision of IEEE std 4 1995),» 10 May 2013.

Annexe A : Présentation du moteur NISSAN LEAF

Le moteur étudié est un moteur du Nissan – LEAF : véhicule 100% électrique. Nous avons repris les données de ce moteur de la référence [23].



Figure 32 : La machine présentée est un moteur synchrone triphasé à aimant permanent à flux radial. Ce moteur développe une puissance mécanique nominale de 90 kW pour une vitesse nominale de 3000 tr/min [23].

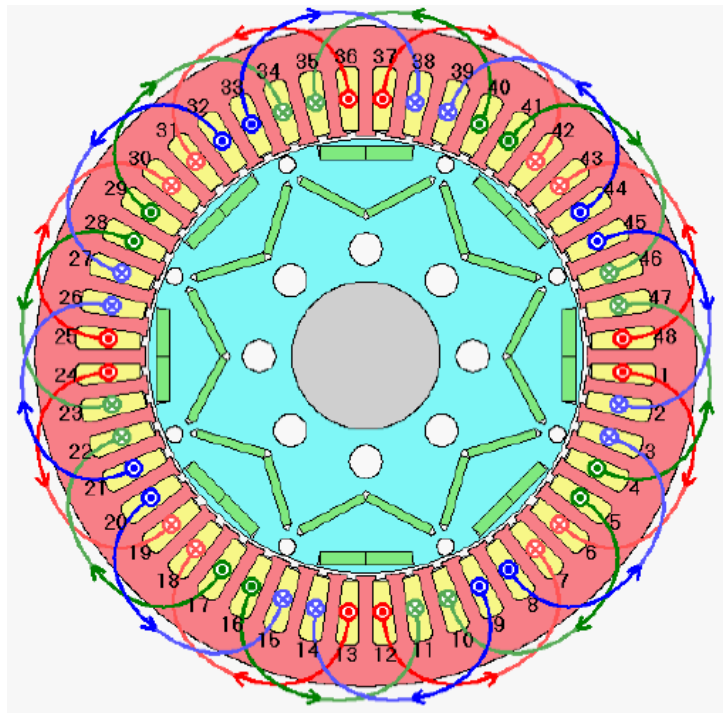


Figure 33 : Vue globale du moteur : stator, rotor, bobinage [23]

Encoches, conducteurs et bobines

| | |
|--|--|
| Nombre total d'encoches | $Z = 48 \text{ encoches}$ |
| Nombre d'encoches/pole/phase | $q = \frac{Z}{2 \cdot p \cdot m} = 2 \text{ encoches}$ |
| Pas polaire | $\tau_p = \frac{\pi}{p} = \frac{\pi}{4} \text{ rad} = 45^\circ$ |
| Pas polaire (en nombre d'encoches) | $\tau_p = \frac{Z}{2 \cdot p} = 6 \text{ encoches}$ |
| Pas dentaire | $\tau_d = \frac{2 \cdot \pi}{Z} = \frac{\pi}{24} \text{ rad} = 7,5^\circ$ |
| Nombre de couche (bobine dans une encoche) | « 1 » Couche |
| Type d'enroulement | En vrac |
| Nombre de spires en série de la phase : | $N_s = 6 \text{ Spires}$ |
| Nombre de brins conducteurs par spire | $N_{brins} = 20 \text{ brins}$ |
| Nombre total de conducteurs dans une encoche | $N_{\frac{c}{enc}} = N_s \cdot N_{brins} = 120$ |
| Surface d'encoche | $S_{enc} = 106,28 \text{ mm}^2$ |
| Gamme du conducteur utilisé | [0.885 mm (diamètre externe d'isolant) : 0.800 mm (diamètre du cuivre)] |
| Surface effective du conducteur (cuivre) | $S_{cond} = \pi \cdot R_{cuivre}^2 = 0,5026 \text{ mm}^2$ |

Paramètres des bobines et des conducteurs du moteur Nissan LEAF [23]

- Coefficient de remplissage des encoches :

| Facteur de remplissage | |
|--|--|
| Surface du cuivre | Surface totale du conducteur |
| $K_\delta = \frac{N_{\frac{c}{enc}} \cdot S_{cond}}{S_{enc}} = 56,75 \%$ | $K'_\delta = \frac{N_{\frac{c}{enc}} \cdot S_{Tcond}}{S_{enc}} = 69,45 \%$ |

- Connexions et voies parallèles :

Pour le cas de ce moteur, le nombre de voies parallèles est égal à deux :

$$\ll a = 2 \gg$$

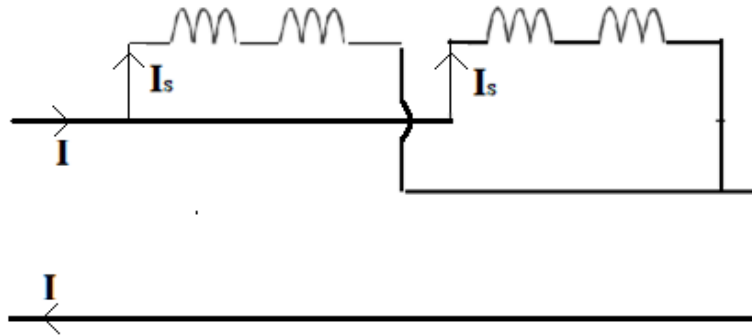


Figure 34 : Schéma des connexions des voies parallèles des enroulements par paire de pôles

- **Densité surfacique du courant :**

$$J_{eff} = \frac{I_{max}}{\sqrt{2} \cdot a \cdot N_{brins} \cdot S_{cond}} = 16,88 \frac{A}{mm^2}$$

Cette densité permet de déduire le type de refroidissement, car elle présente le facteur principal pour le calcul des pertes par effet joule [24].

- **La distribution du bobinage (sur une paire de pôles) :**

| Pole magnétique | Pole - N - | | | | | | Pole - S - | | | | | |
|------------------|------------|---|----|----|---|---|------------|----|---|----|----|----|
| N° d'encoche | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 | 9 | 10 | 11 | 12 |
| Phase statorique | A | A | C' | C' | B | B | A' | A' | C | C | B' | B' |

Distribution des phases électriques dans les encoches pour une paire de pôles

Annexe B : Loi de Paschen théorique et les constantes empiriques

La loi de Paschen se base sur Les différents mécanismes de décharges électriques (Townsend), ainsi sur des différentes constantes liées aux propriétés de chaque gaz. Cette loi est donnée par la formule suivante :

$$V = \frac{B \cdot pd}{C + \log(pd)}$$
$$C = \log\left(\frac{A}{\log\left(1 + \frac{1}{\gamma}\right)}\right)$$

V : tension de claquage du gaz

A, B, C : des constantes qui dépendent du gaz et du nombre d'électrons

pd : produit de la pression du gaz par la distance entre électrodes

γ : deuxième coefficient de Townsend

À l'époque de Paschen, le système d'unité MKSA n'existait pas encore. D'autres unités sont utilisées pour ces lois : la pression était exprimée en Torr (millimètre de mercure sur le baromètre de Torricelli) et les distances en centimètres. L'ancienne unité de pression est encore largement utilisée dans la littérature scientifique sur les décharges. A la pression atmosphérique moyenne, la hauteur de mercure du baromètre de Torricelli vaut 760 mm, 1 Bar vaut donc 760 Torr [27].

| Gaz | A (Torr ⁻¹ .cm ⁻¹) | B (V. Torr ⁻¹ .cm ⁻¹) | E/p (V.Torr ⁻¹ .cm ⁻¹) |
|----------------|---|--|---|
| Air | 15 | 365 | 100 – 800 |
| H ₂ | 5 | 130 | 150 – 600 |
| N ₂ | 12 | 342 | 100 - 600 |
| Ne | 4 | 100 | 100 - 400 |

Les différentes constantes pour la loi de Paschen pour différents gaz [27] [29]

Annexe C : Calcul de champ électrique

Les équations de Maxwell appliquées à la frontière entre deux isolants de propriétés différentes non chargés en surface imposent l'égalité des composantes tangentielles des champs électriques et des composantes normales des champs de déplacement de charge de chaque côté de la frontière qui sépare les matériaux (conditions de passage des ondes électromagnétiques [7] [27]).

$$E_{tan1} = E_{tan2}$$

$$D_{norm1} = D_{norm2}$$

Pour un système d'isolation multicouches et des électrodes planes, le calcul des champs électriques et des différences de potentiels, pour l'évaluation des systèmes d'isolation, est effectué par la résolution des systèmes des équations d'électrostatique suivantes :

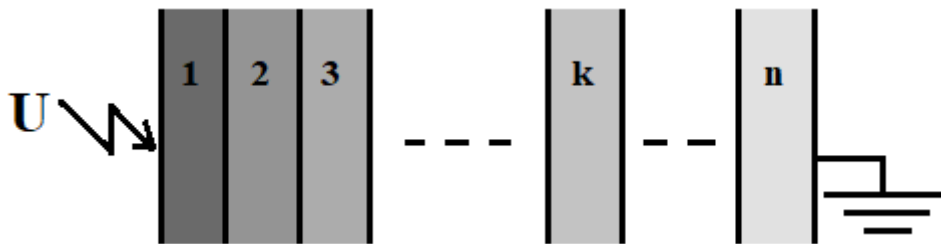


Figure 35 : Système d'isolation à "n" couches entre électrodes planes

En prenant les hypothèses suivantes :

- Lignes de champs normales aux surfaces de séparation
- Isolants homogènes et lignes de champs uniformes dans chaque couche

Les équations du calcul des tensions et des charges électriques selon la superposition et la loi de Gauss sont présentées comme suit :

$$U = U_1 + U_2 + U_3 + \dots + U_k + \dots + U_n$$

$$Q = Q_1 = Q_2 = Q_3 = \dots = Q_k = \dots = Q_n$$

$$C_{eq} \cdot U = C_1 \cdot U_1 = C_2 \cdot U_2 = \dots = C_k \cdot U_k = \dots = C_n \cdot U_n$$

Q : est la charge électrique en coulomb

C : est la valeur de la capacité (en farad)

$$U_k = \frac{U}{\frac{\epsilon_{rk}}{d_k} \cdot \sum_{i=1}^n \left(\frac{d_i}{\epsilon_{ri}} \right)}$$

$$E_k = \frac{U}{\epsilon_{rk} \cdot \sum_{i=1}^n \left(\frac{d_i}{\epsilon_{ri}} \right)}$$

Annexe D : Les TADP mesurées

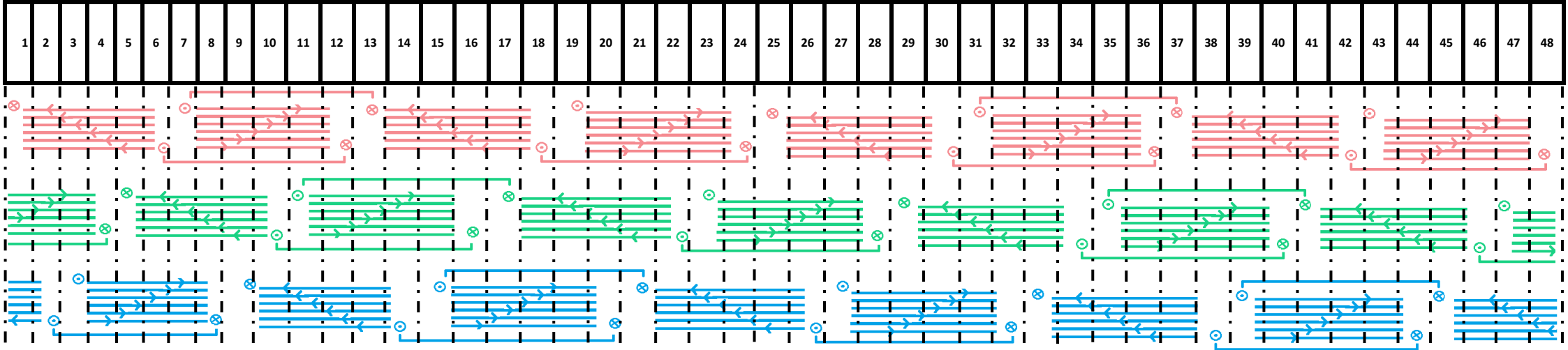
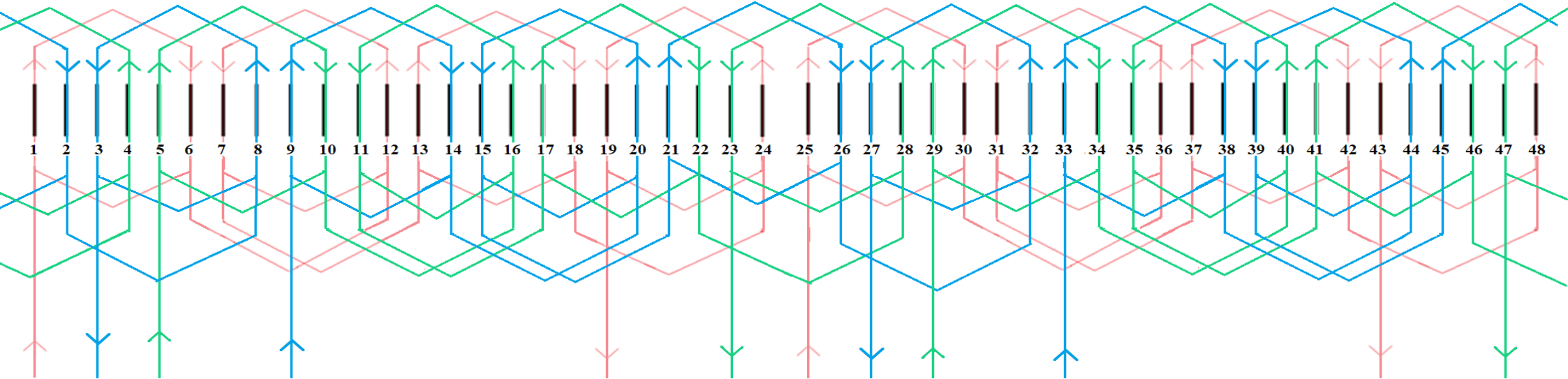
Nous reprenons ces mesures des TADP effectuées lors des travaux de thèse, selon la référence [4], et en les validant avec notre courbe de système d'évaluation des DP : comparaison du profil de différence de potentiel le long des diamètres externes (surfaces externes) des deux conducteurs adjacents en fonction de la distance avec la courbe de Paschen.

Les mesures des TADP sont effectuées sur 9 éprouvettes afin de déterminer la TADP moyenne. Ces valeurs sont présentées par le tableau suivant :

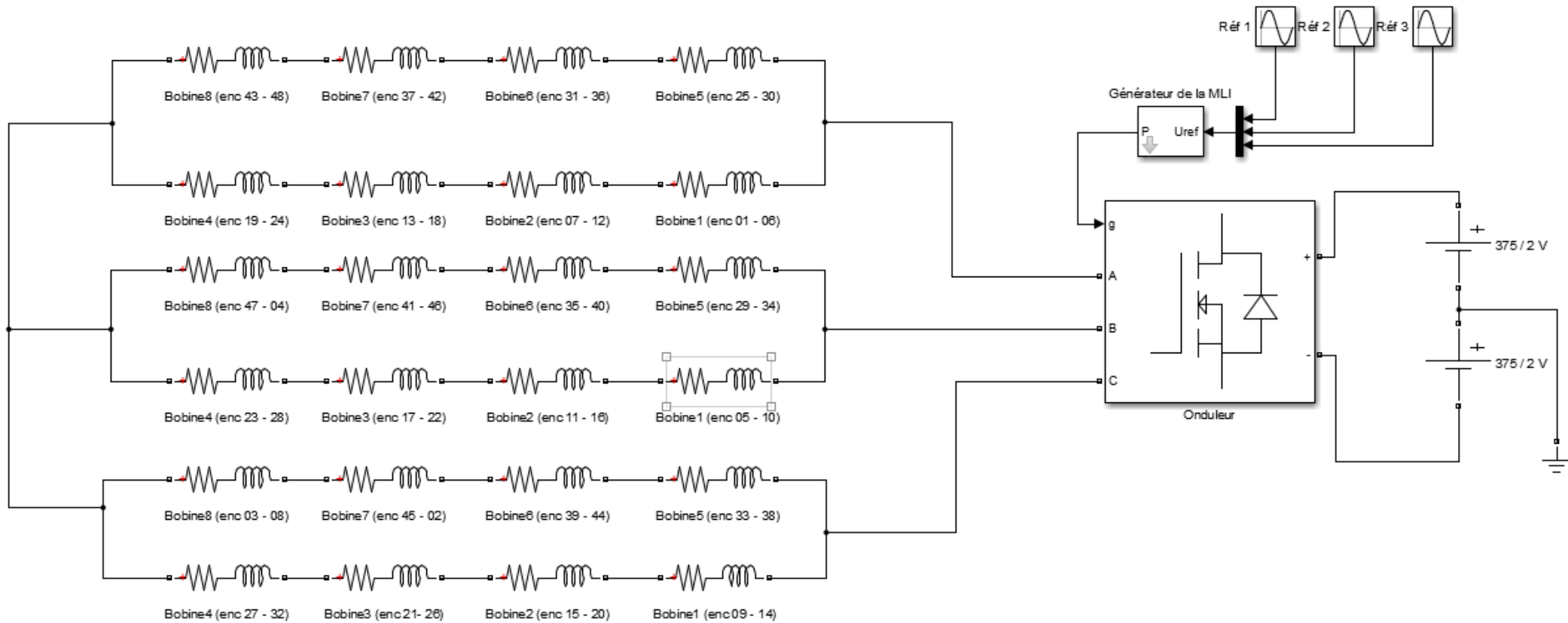
| Gamme du conducteur (mm) | Épaisseur de l'émail isolant (um) | TADP moyenne (V) |
|---------------------------------|--|-------------------------|
| 0,315 : 0,350 | 17,5 | 820 |
| 0,710 : 0,763 | 26,5 | 930 |
| 0,850 : 0,909 | 29,5 | 970 |
| 1,250 : 1,317 | 33,5 | 980 |

Mesure des TADP des différentes gammes des conducteurs pour machines électriques [4]

Annexe E : Schéma de bobinage du moteur NISSAN LEAF



Annexe F : Schéma équivalent : moteur de base (bobines/pôle) et système d'alimentation



Résumé

Ce projet a pour but d'adapter un moteur électrique utilisé pour véhicule à la haute tension, où cette élévation du niveau de tension est une exigence pour l'amélioration de la chaîne de traction électrique : batterie et convertisseur. Le moteur électrique est peu impacté par cette augmentation de niveau de tension, mais une étude d'adaptation et évaluation de la fiabilité sont exigées. L'adaptation magnétique du moteur à haute tension est basée sur les ampères tours : en gardant la même force magnétomotrice entre un moteur de base (à basse tension) et le moteur à haute tension, on maintient les performances électromagnétiques identiques, donc une puissance électromagnétique / mécanique constante. D'un autre côté, le système d'isolation électrique dans le moteur est très impacté par cette levée en niveau de tension ; elle peut augmenter le risque d'apparition des décharges partielles entre conducteurs, rupture et dégradation des différents isolant. Pour une adaptation électrique du moteur à la haute tension, il est nécessaire d'utiliser du papier isolant entre phases dans les têtes de bobine ou d'augmenter la valeur de la couche isolante. Une utilisation des conducteurs épingle est envisagée car ils présentent l'avantage d'être maîtrisable pour gérer les distances entre conducteurs dans les têtes de bobine afin d'éviter les décharges partielles. Le système d'isolation du fond d'encoche est aussi impacté par l'augmentation du niveau de tension qui signifie l'augmentation de l'intensité du champ électrique et qui peut rapprocher à la rigidité diélectrique de cet isolant.

Mots clés : Moteur électrique, Haute tension, Décharges partielles, conducteurs épingle, systèmes d'isolations

Abstract

This project aims to adapt an electric motor used for vehicle to high voltage, where this rise in voltage level is a requirement for the improvement of the electric traction chain: battery and converter. The electric motor is little affected by this increase in voltage level, but a study of adaptation and evaluation of reliability are required. The magnetic adaptation of the high voltage motor is based on the ampere turns: keeping the same magnetomotive force between a basic motor (low voltage) and the high voltage motor, keeps the electromagnetic performance the same: therefore a power constant. On the other hand, the electrical insulation system in the motor is very impacted by this lifting in voltage level; it can increase the risk of occurrence of partial discharges between conductors, rupture and degradation of the different insulators. For electrical adaptation of the motor to the high voltage, it is necessary to use inter-phase insulating paper in the coil heads or to increase the value of the insulating layer. A use of the pin conductors is considered because they have the advantage of being manageable to manage the distances between conductors in the coil heads to avoid partial discharges. The insulation system of the notch bottom is also impacted by the increase in the voltage level which means the increase of the intensity of the electric field and which can approximate the dielectric strength of this insulator.

Key words: Electric motor, High voltage, Partial discharges, Hairpinin conductors, Insulation systems