

Université d'Artois

École doctorale SPI-ED072

THÈSE

Présentée en vue d'obtenir le grade de
Docteur de l'Université d'Artois

par

Vadim IOSIF

Discipline : Génie Électrique

Conception et mise au point des bobines inorganiques pour des actionneurs électriques capables de travailler aux températures extrêmes

Soutenue à Béthune le 14/12/2016 devant le jury composé de :

Alix BERNOT, Ingénieur machines électriques, Zodiac Aérospace, IRT Saint Exupéry, invité
Jérôme CASTELLON, McF HDR, IES, Université de Montpellier, Examineur
Gérard CHAMPENOIS, Professeur, LIAS, Université Poitiers, Rapporteur
François COSTA, Professeur, SATIE, Université de Paris Est-Créteil, Rapporteur
Stéphane DUCHESNE, Professeur, LSEE, Université d'Artois, Co-directeur
David MALEC, Professeur, LAPLACE, Université Paul Sabatier, Co-directeur
Daniel ROGER, Professeur, LSEE, Université d'Artois, Directeur

Unité de recherche : Laboratoire Systèmes Électrotechniques et Environnement (LSEE),
Faculté des Sciences Appliquées, Technoparc Futura, 62400 Béthune

Remerciements

Je remercie vivement le Professeur Jean-François BRUDNY et Professeur Jean-Philippe LECOINTE, successivement directeurs du LSEE, de m'avoir confié ce sujet et de m'avoir accueilli au sein de leur laboratoire de recherche.

Je tiens à remercier mon directeur de thèse, Daniel ROGER, Professeur au LSEE, pour la confiance qu'il m'a accordée en acceptant d'encadrer ce travail doctoral, pour ses multiples conseils et pour toutes les heures qu'il a consacrées à diriger cette recherche. J'aimerais également lui dire à quel point j'ai apprécié sa grande disponibilité et son respect sans faille des délais serrés de relecture des documents que je lui ai adressés. Son énergie et sa confiance ont été des éléments moteurs pour moi. J'ai apprécié ses qualités humaines d'écoute et de compréhension tout au long de ce travail doctoral.

J'adresse mes vifs remerciements à mon co-directeur de thèse, Stéphane DUCHESNE, Professeur au LSEE, pour son attention de tous les instants sur mes travaux, pour ses conseils avisés et son écoute qui ont été prépondérants pour la bonne réussite de cette thèse. J'ai pris un grand plaisir à travailler avec lui.

Je voudrais remercier vivement à autre mon co-directeur de thèse, David MALEC, Professeur du laboratoire LAPLACE, qui a dirigé à distance mes travaux tout au long de ces trois années. Son accueil chaleureux lors de mes séjours à Toulouse et les nombreux échanges à distance ont largement contribué à la réussite de cette thèse.

Je voudrais remercier les rapporteurs de cette thèse : le Professeur Gérard CHAMPE-NOIS, et le Professeur François COSTA, qui ont rédigé des rapports détaillés sur mon mémoire et m'ont permis d'affiner la préparation de ma soutenance. Ces remerciements s'adressent également au Docteur Jérôme CASTELLON et au Docteur Alix BERNOT, pour l'intérêt qu'ils ont porté à mon travail de recherche.

Mes remerciements vont aussi à tous le personnel technique, administratif et scientifique du LSEE que j'ai côtoyés au cours de ces trois années de thèse et en particulier à Emmanuel MATEO pour la conception et la réalisation et la mise du capteur de courant.

Mes remerciements vont aussi aux équipes de recherche du Laboratoire Ampère, Laboratoire GREEN et du Laboratoire LAPLACE, pour les échanges fructueux effectués au cours de ces trois années de thèse.

Je voudrais remercier la Fondation de Recherche pour l'aéronautique et l'Espace (FRAE) qui a financé le projet ACCITE qui a permis de mener à bien ce travail et à son correspondant Régis MEURET qui a suivi avec un grand intérêt mon travail.

Je tiens à remercier le Professeur Ilie NUCA, professeur à l'Université Technique de Moldavie, qui m'a aidé à prendre contact avec le laboratoire LSEE et grâce à qui j'ai pu saisir l'opportunité de réaliser cette thèse. Je remercie également Monsieur Remus PUSCA pour son soutien, son amitié et ses conseils. J'adresse mes sincères remerciements à Monsieur Serghei SAVIN et Dorin COZONAC qui m'ont aidé à dans mes premières démarches administratives en France et pour leur soutien au début de mon séjour à Béthune et à l'adaptation à la société française.

Mes remerciements vont également à l'ensemble des doctorants avec qui j'ai eu plaisir à travailler au LSEE.

Enfin, je remercie ma famille et mes amis pour leur soutien moral durant ces années de thèse.

Table des matières

1	État de l'art	15
1.1	Machines électriques HT^o , prototypes existants	17
1.2	Verrous technologiques qui limitent la montée en temperature	19
1.2.1	Tôles magnétiques	19
1.2.2	Matériaux conducteurs	20
1.2.3	Materiaux isolants	21
1.2.4	Les aimants, caractérisation HT^o	24
1.3	Choix de la structure de la machine	25
1.3.1	Machine asynchrone	25
1.3.2	Machine synchrone	25
1.3.3	Machine à réluctance variable	25
1.4	Roulements pour machines haute temperature	26
1.5	Dilatation des parties mécaniques	26
1.5.1	Dilatation différentielle	26
1.5.2	Transferts thermiques entre les différentes parties	27
1.6	Conclusion	27
2	Conception des bobines inorganiques adaptées aux machines haute temperature (HT^o)	29
2.1	Présentation des fils à isolation céramique	31
2.2	Analyse des courants de fuites	34
2.2.1	Protocole experimental	34
2.2.2	Resultats	36
2.3	Détermination de la tenue en tension de l'isolation inter spires	37
2.3.1	Seuil d'apparition des décharges partielles (SADP) et tension de claquage	38
2.3.2	Description du système de mesure	39
2.3.3	Procédure	40
2.3.4	Résultats à température ambiante	41
2.3.5	Résultats aux températures élevées	45
2.4	Interpretation des résultats	47
2.4.1	Microscopies du fil à isolation céramique	47
2.4.2	Métallisation de la surface externe du fil à isolation céramique	49
2.4.3	Comparaison avec la courbe de Paschen	51
2.4.4	Mesure du SADP dans un dielectrique liquide et après nettoyage de la surface du fil à isolation céramique	52
2.4.5	Résumé de l'interprétation des faibles valeurs de SADP	53
2.5	Ciment HT^o d'encapsulation	55
2.5.1	Ciments HT^o candidats	55
2.5.2	Propriétés électriques du fil HT^o associé à un ciment	56

2.5.3	Analyse du cas particulier des ciments HT° à base d'eau	59
2.6	Conception des bobine HT°	60
2.6.1	Premier tests	60
2.6.2	Conception des bobines des machines HT° du projet ACCITE	62
2.6.3	Mesure de la tension de claquage entre les couches	67
2.6.4	Essais mécaniques	68
2.6.5	Prototype de moteur électrique HT°	69
2.6.6	Effets des fronts raides de tension pour une bobine seule	71
2.7	Conclusion	74
3	Caractéristiques électromagnétiques des bobines inorganiques HT°	75
3.1	Analyse des impulsions imposées par un onduleur MLI standard.	77
3.2	Caractérisation magnétique du fil protégé par du nickel à temeperature ambiante.	81
3.3	Essais en petit signaux dans une large plage de températures	87
3.3.1	Description du dispositif expérimental	87
3.3.2	Calcul analytique de l'inductance d'une ligne bifilaire classique en court-circuit.	89
3.3.3	Contrôle des hypothèses faites pour le calcul analytique	94
3.3.4	Estimation de la distance moyenne entre les conducteurs de la ligne expérimentale.	98
3.3.5	Influence de la couche de Nickel aux températures inférieures au point de Curie	99
3.3.6	Limites en fréquence du modèle BF	101
3.4	Approche analytique de l'effet de peau.	102
3.4.1	Champ magnétique dans l'âme en cuivre ($r < R_{Cu}$)	103
3.4.2	Champ magnétique dans la couronne de nickel ($R_{Cu} < r < R_f$).	105
3.4.3	Densité de courant dans le fil composite	106
3.5	Comparaison avec les résultats obtenus par éléments finis	106
3.6	Résistance équivalente du fil en HF	111
3.7	Distribution des tensions entre les bobines pendant les régimes transitoire liés aux fronts raides.	116
3.7.1	Approche expérimentale	116
3.7.2	Approche prédictive des surtensions créés par les fronts raides	122
3.8	Effets thermiques sur l'impédance de la bobine inorganique.	130
3.9	Conclusion	134
	Bibliographie	145

Introduction générale

L'utilisation de l'électricité dans le domaine aéronautique n'est pas récente. Les aviateurs ont manifesté un profond souhait d'élargir son utilisation à l'ensemble des fonctions de bord des avions. La puissance électrique à bord est en augmentation avec la multiplication des systèmes de sécurité et la volonté d'augmenter le confort des passagers. Les systèmes de commande électrique remplaçant les classiques systèmes hydrauliques et pneumatiques, ne font qu'augmenter la demande de puissance. Nous présenterons ici succinctement, l'évolution des actionneurs électriques ainsi que les contraintes spécifiques qui sont liées au fonctionnement et à l'environnement des systèmes de l'avionique.

Dans les avions récents, tels que le Boeing 787, la pressurisation de la cabine et le dégivrage des ailes sont effectués électriquement, remplaçant les prélèvements d'air chaud sous pression. Avec cette solution, la puissance de propulsion est optimale.

L'énergie électrique a beaucoup d'avantages par rapport aux solutions hydrauliques ou pneumatiques en raison de sa flexibilité. Les principaux réseaux électriques des avions conventionnels ont un niveau de tension 115V AC avec une fréquence variable de 360 à 800 Hz. Un autre réseau 28V DC est utilisé pour les batteries et les systèmes de sécurité. Pour obtenir de plus grandes puissances électriques, la tension du réseau doit être plus élevée ; l'industrie aéronautique a convergé vers un réseau HVDC 540V qui offre une grande flexibilité. Toutefois, les composants d'électroniques de puissances des onduleurs imposent des fronts de tension raides qui causent des pointes de tension courtes, transitoires et répétitives, qui peuvent causer un vieillissement plus rapide des Systèmes d'isolation électrique (SIE). Le problème est alors de contrôler l'amplitude des surtensions qui apparaissent à l'intérieur des bobines des machines. Dans les avions plus électriques, il est important de disposer d'actionneurs compacts à forte puissance massique que résistent à ces contraintes électriques.

La puissance spécifique d'une machine dépend des phénomènes de transformation qui se produisent dans l'entrefer. Les limites sont définies trois paramètres physiques :

- l'induction dans l'entrefer,
- la vitesse relative entre le rotor et le stator,
- la densité de courant dans les conducteurs actifs [1].

Les deux premiers paramètres sont liés aux caractéristiques magnétiques des matériaux et à la qualité de la construction mécanique de la machine, le troisième dépend de l'équilibre thermique global du moteur. Pour les solutions qui sortent du champ d'application des matériaux supraconducteurs, la température maximale de fonctionnement du SIE est le paramètre principal limitant la densité de courant dans les conducteurs actifs.

Pendant les six dernières décennies, la classe de température des isolants utilisés dans les machines électriques est passée d'une centaine de degrés à plus de 200°C. Aujourd'hui, les (SIE) organiques, à base de polymères, ont une très bonne durée de vie [2] à condition de limiter la température interne du bobinage à une température inférieure à celle qui définit la classe thermique du SIE. Rappelons que la classe thermique d'un matériau isolant est la température qui correspond à une durée de vie de 20000h. Pour des températures inférieures, la durée de vie est plus longue. Actuellement, les polymères commercialisés qui travaillent aux températures les plus élevées sont des variantes du polyimide (PI). Ils ont une classe de température de 240°C. Les actionneurs actuellement utilisés là où les températures dépassent 250°C sont le plus souvent mécaniques. De nombreuses applications prennent place dans des environnements où l'air a une température dépassant les classes de référence de l'isolation organique comme, par exemple, les zones proches des réacteurs nucléaires, les applications spatiales ou dans des volumes fermés sans moyen de refroidissement particulier. De plus, certaines applications ont un fonctionnement intermittent,

des démarrages fréquents ou des environnements avec une ventilation limitée ou impossible. La température de fonctionnement conditionne l'isolation du bobinage et toute amélioration de la classe de température de l'isolation permet aux concepteurs de machines de reconsidérer le dimensionnement pour faire des machines plus compactes.

Un système utilisant un SIE inorganique capable de travailler à une température élevée de l'ordre de 500°C représente une percée technologique importante, ce qui est tout à fait impensable avec les systèmes organiques actuels [3, 4, 5]. Cependant, leurs caractéristiques électriques et mécaniques sont très différentes des SIE organiques [6, 7]. Ces solutions doivent être étudiées en détail afin de développer les connaissances nécessaires à l'apparition de nouvelles conceptions de machines électriques à haute température. Les solutions proposées sont à un niveau de TRL éloigné de l'application finale il s'agit pour le moment uniquement de concepts. L'apparition d'isolants inorganiques aptes à travailler à des températures nettement supérieures à celles des matériaux organiques ouvre un verrou technologique et donne des possibilités nouvelles aux concepteurs de moteurs. Néanmoins, des éléments autres que l'isolant du fil conducteur sont également impactés significativement par la montée en température.

L'un des éléments clés est le conducteur lui même qui doit assurer la circulation du courant dans la machine. Sa résistance électrique augmente naturellement avec la température. Parallèlement, il subit également des phénomènes de dégradation plus spécifiques comme, par exemple, l'oxydation du métal ou la migration du métal au travers de la couche isolante pour des températures supérieures à 200°C [8]. Pour prévenir ces problématiques, une couche d'un métal protecteur recouvre généralement le métal de base pour former une barrière de diffusion. Cet ajout influence notablement la résistance globale du fil. Ceci constitue un paramètre important, car une résistance de phase importante provoque une forte chute de tension et des pertes par effets Joule élevées.

Par exemple, les machines synchrones à aimants permanents, fabriquées avec un bobinage concentré (une bobine par dent du stator) offrent une meilleure solution car elle permet d'éviter l'aspect aléatoire du bobinage. Ces machines ont également de plus courtes connexions aux extrémité du bobinage. Cependant leur champ d'application est limité par la température de leur environnement. Cette limite thermique est principalement due la technologie de l'aimant. La première barrière peut être surmontée grâce à des alliages spécifiques à base de *SmCo*. Pour des machines de forte puissance utilisant une grande section de cuivre, l'isolation textile en fibre de verre est une bonne solution. La flexibilité de cette couche isolante permet d'avoir un bobinage classique de la machine [9]. Cependant, l'inconvénient de cette technologie demeure les grandes épaisseurs d'isolant ($100 - 200\mu\text{m}$). Cet inconvénient rend cette technologie inutilisable pour les petites machines électriques conçues pour obtenir une grande densité de puissance.

Les machines électriques capables de travailler à des températures élevées ($300 - 400^{\circ}\text{C}$) pendant des temps courts sont des produits maintenant standards ; elles sont utilisées pour les extracteurs de fumées [10]. Ces machines sont construites avec un SIE amélioré capable de résister à des températures élevées pour des durées de vie des quelques dizaines de minutes. Ils utilisent des polymères de hautes performances tels que le polyimide (PI) renforcé par des particules inorganiques. Cependant, ces technologies organiques atteignent leurs limites et un fonctionnement continu à température élevée n'est pas envisageable.

Des machines électriques puissantes qui peuvent fonctionner en permanence à 400°C ont été développés par l'industrie pétrolière pour le forage profond [9]. De nombreuses applications, dans les transports terrestres ou dans l'aéronautique nécessitent des actionneurs plus compacts de puissance faibles et moyennes. Avec des températures internes élevées, il est possible de concevoir des machines avec des densités de courant plus élevées et par

conséquent, avec des densités de puissance plus élevées. Les bobines de telles machines doivent être construites avec un fil isolé par une couche inorganique mince constituée d'un composé vitrocéramique. Malheureusement, cette couche isolante inorganique est poreuse et n'est pas en mesure de protéger le cuivre contre l'oxydation. Par conséquent, le cuivre doit être muni d'une couche protectrice supplémentaire en nickel par exemple, entre le cuivre et la couche isolante inorganique. Le nickel est un matériau ferro-magnétique ; par conséquent, la couche de protection modifie le comportement électromagnétique global de la bobine, en particulier dans la partie supérieure du spectre de fréquence en raison des effets de peau et de proximité.

Une machine électrique HT^o possède la capacité de travailler dans des environnements chauds mais elle possède également une puissance massique améliorée. Dans le cas d'une machine asynchrone, par exemple l'augmentation du couple de la machine tend à augmenter le glissement. Ainsi que les pertes et par conséquent, la température interne de la machine.

Lorsque la température admissible dans le stator et dans le rotor est plus élevée, il est possible de travailler avec un glissement plus important et donc de transmettre plus de puissance à la charge. Lorsque la machine électrique travaille dans une ambiance chaude cette situation sera supportable avec une isolation inorganique des enroulements du stator. Les barres du rotor ne sont pas isolées elles peuvent donc supporter des températures plus élevées que les conducteurs actifs du stator.

Les machines HT^o doivent être construites avec un SIE totalement inorganiques : isolation de fond d'encoche, isolation entre phases et isolation des fils des enroulements. Cette thèse est centrée sur la construction de bobines inorganiques. Les matériaux utilisés, sont testés dans différents régimes de températures pour le conducteur isolé et l'imprégnant. Des essais électromagnétiques sont également menés sur le fil conducteur et la bobine finale. Ce mémoire de thèse propose des solutions nouvelles aux problématiques des machines électriques à hautes températures internes. Il est découpé en 3 chapitres :

- Le premier chapitre résume l'état de l'art sur la problématique de la montée en température des machines électriques.
- Le second est consacré à l'isolation inorganique des bobines destinées à une machine synchrone à aimants permanents à bobinage concentré. La solution inorganique proposée est analysée en détail et aboutit à la construction de bobines capables de travailler durablement à des températures comprises entre 20^oC et 500^oC .
- Le troisième chapitre analyse le comportement haute fréquence de ces nouvelles bobines HT^o dans le but de définir les contraintes de la conception des bobines des moteurs alimentés par un convertisseur MLI connecté au bus HVDC 540V de l'avion plus électrique.

1 État de l'art

Le cas particulier des machines qui fonctionnent à des températures élevées pendant une durée de vie limitée par l'application elle-même est exclu de cette étude. Ces machines utilisent des technologies polymères classiques qui acceptent des températures extrêmes pendant des temps limités définis par classe du SIE et la loi d'Arrhenius. Cet état de l'art ne concerne que les machines capable de fonctionner *durablement* à des températures interne élevées et leurs constituants.

1.1 Machines électriques HT^o , prototypes existants

Les premiers prototypes de machines haute température ont été développées dans des années 60. Quelques prototypes sont présentés ici.

Citons l'invention portant le numéro de brevet 3, 192, 861, [11]. Cette invention concerne un moteur HT^o destiné à entrainer des pompes pour des liquides à haute température. Dans cette problématique, il faut un actionneur électrique qui résiste à des températures extrêmes. La chaleur est dissipée à travers le noyau du stator et les enroulements. Dans ce cas, les enroulements du stator sont chauffés à une température qui peut dépasser le fonctionnement recommandée pour une isolation classique et provoquer une destruction prématurée de l'isolant et la défaillance du moteur. Par conséquent, une isolation de haute classe thermique est nécessaire, ainsi que un refroidissement spécial pour maintenir la température des enroulements du stator au-dessous des températures de fonctionnement acceptables pour l'isolation utilisé. Ce moteur surmonte le problème en plaçant un élément d'isolation thermique spécial entre le diamètre intérieur du stator et l'entrefer. Cet isolant (numéro 50 sur la figure 1.1) limite le transfert de chaleur vers le stator, ce qui lui permet de fonctionner à des températures beaucoup plus basses que le rotor.

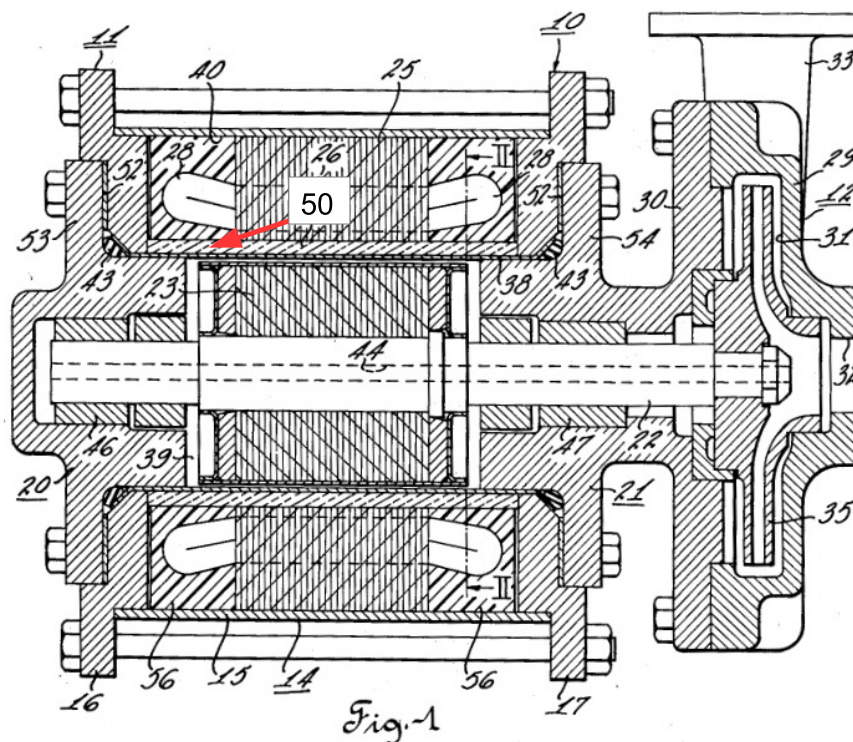


FIGURE 1.1 – Moteur électrique HT^o à 450 – 700°C, numéro de brevet 3, 192, 861 [11].

Ceci permet d'utiliser un stator comportant une isolation classique, disponible sur le marché. La pompe développée est destiné à être utilisé dans le pompage des liquides ayant

une température comprise entre 450°C et 700°C . Dans ce moteur un refroidissement par convection forcée usuel est alors suffisant. D'autre part, la chaleur retenue dans la chambre du rotor contribue à maintenir le liquide pompé au-dessus de la température de solidification.

Un autre prototype a été construit par des chercheurs de General Electric à Schenectady, New York "A high temperature electric motor" montré figure 1.2, [12]. Un moteur électrique de petite taille qui fonctionne à des températures de l'ordre de 725°C , montre les possibilités d'un nouveau conducteur électrique à haute température : le fil d'argent-palladium (50% – 50%) avec plaquage de nickel. Le conducteur a été développé par C.S.Tedmon . Ce fil a été réalisé en insérant une tige d'argent-palladium dans un tube de nickel. Le revêtement de nickel a été oxydé thermiquement, à 1100°C . Certaines inter-diffusions de nickel et d'argent-palladium peuvent prendre place à la frontière avec le revêtement (nickel). Ce conducteur profite des avantages liés au NiO ; il est inerte et résistivité à l'atmosphère oxydante. Le nickel empêche également la volatilisation de l'argent et l'oxydation du palladium. Le NiO fournit une isolation à basse tension. Pour ce fil, le noyau et la gaine ont des coefficients de dilatation thermique similaires.

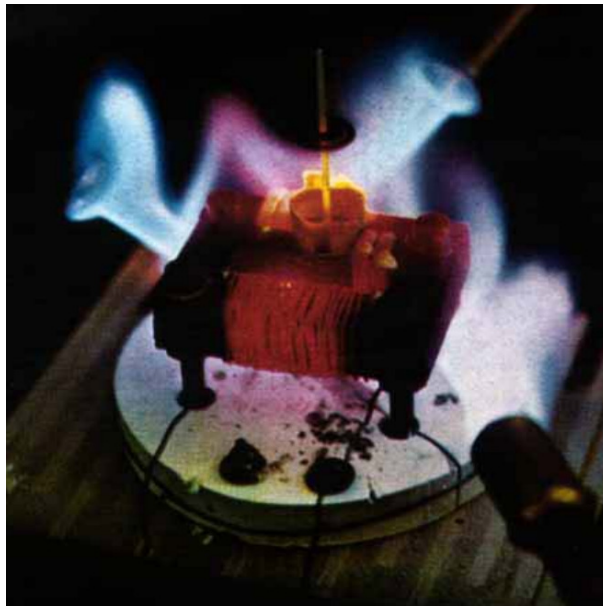


FIGURE 1.2 – Moteur électrique HT° à 700°C , développé par General Electric [12] .

Les cyclages effectués jusque 600°C ont permis d'envisager une durée de vie importante à ces températures. Le fonctionnement à été validé jusque 725° . Des gros problèmes de fabrication se sont posés, mais ce prototype à montré l'efficacité d'un conducteur AgPd dans une gaine de Ni utilisant un revêtement NiO .

Des études sur les machines HT° ont été faites, il y a quelques dizaines d'années dans la région pour des application militaires. Le but était de réduire le volume et la masse des actionneurs. Le prototype de cette machine asynchrone HT° de forte puissance a été réalisée avec des conducteurs protégés de l'oxydation par des métaux inertes. L'isolation était réalisée à base de fibre de verre avec une imprégnation mettant en oeuvre des silicones.

Une thèse récente soutenue au LSEE, a développé une nouvelle conception de machine à haute température [13]. Dans ce projet il s'agissait de concevoir d'un moteur asynchrone, haute température, utilisant un bobinage avec une imprégnation céramique. Cette machine est calculée pour résister à des températures jusqu'à 400°C .

L'étude présentée dans ce mémoire correspond à la phase suivante qui consiste à réaliser un prototype de machine électrique HT^o plus compacte, basée sur le modèle de la machine synchrone à aimants et à bobinage concentré. Les bobines seront réalisées à l'aide des fils à isolation céramique et elles seront imprégnées dans un ciment HT^o .

1.2 Verrous technologiques qui limitent la montée en température

1.2.1 Tôles magnétiques

Les tôles magnétique isolées entre-elle sont utilisées pour former le noyau magnétique des machines à courant alternatif. Certains produits commercialisés sous la rubrique "fully process" sont livrées avec un revêtement organique qui renforce cette fonction tout en assurant une meilleure lubrification des outils de coupe utilisées pour le poinçonnage. Ces produits ne conviennent évidemment pas aux machines HT^o . D'autres produits à base de $FeSi$ ou de $FeCo$ se recouvrent naturellement d'une couche d'oxyde de fer pendant le processus de fabrication. Cette couche très fine assure une isolation suffisante pour éviter la circulation des courants Foucault dans la masse du noyau magnétique.

Les tôles magnétiques classiques réalisées en Fer Silicium sont les plus souvent à grains Non Orientés. Si la température d'utilisation augmente, les caractéristiques magnétiques diminuent légèrement jusqu'à la température de Curie. La température Curie est d'environ $700^{\circ}C$ pour $FeSi$ [14, 15]. Le comportement des tôles $FeSi$ à haute températures a été étudié à l'Université d'Okayama (Japon) [16], [17]. Les caractéristiques de ces tôles sont données dans les figures 1.3, 1.4. Les mesures ont été effectuées sur des ces tôles magnétiques de $FeSi$, d'épaisseur $0,35mm$, naturellement isolées avec l'oxyde de fer. Ces tôles peuvent être utilisées, avec des densités de flux élevées, jusqu'à plus ou moins $450^{\circ}C$ [18]. Pour les températures élevées les pertes fer diminuent naturellement en raison de l'accroissement de la résistivité de la matière. Les tôles à grains Orientés (GO), qui possèdent une couche isolante inorganique phosphatée, peuvent travailler à des températures très élevées. Des résultats similaires à ceux constatés sur les tôles NO sont obtenus avec des tôles à grains orientés $FeSi$ que l'on décale de 90° pour construire un stator à hautes performances [19].

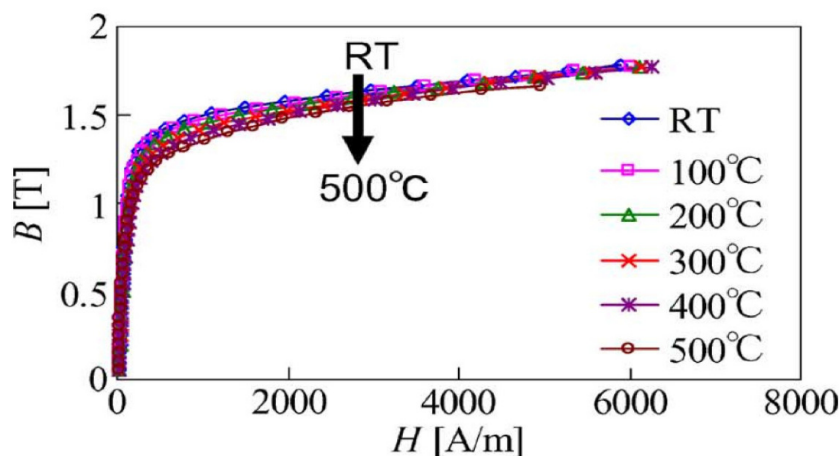


FIGURE 1.3 – Courbes $B(H)$ mesurées à l'Université d'Okayama sur les tôles $FeSi$ [16].

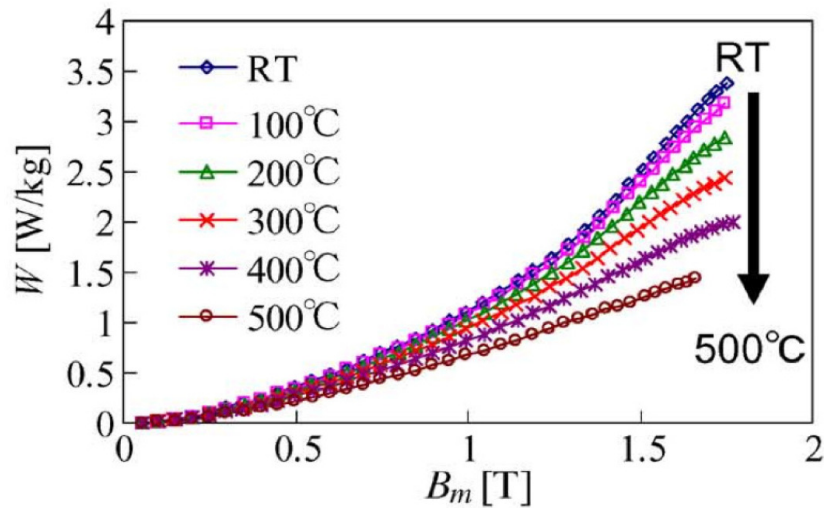


FIGURE 1.4 – Pertes fier mesurées à l’Université de Okayama sur les tôles $FeSi$ [16].

1.2.2 Matériaux conducteurs

1.2.2.1 Bobinage de la machine

Pour le bobinage d’une machine électrique, les matériaux les plus utilisés sont le cuivre et l’aluminium. L’aluminium possède une température de fusion relativement basse et ses caractéristiques électriques ne sont pas très bonnes aux températures élevées car sa résistivité devient trop grande. Pour le cuivre, le problème d’oxydation est prépondérant [5],[8],[20]. Le cuivre est nu donc délicat pour une utilisation efficace aux températures élevées. D’autres conducteurs sont également employé au delà de $200^\circ C$ avec de grandes températures de fusion (Tableau 1.1) : le titane (Ti), le tantale (Ta), le niobium (Nb), l’argent (Ag), l’or (Au),le platine (Pt), le nickel (Ni) ou le constantan (Cu+Ni)

Tableau 1.1 – Les points des fussion des conducteurs haute température.

Conducteurs	Température de fusion $^\circ C$
Titane, Ti	1668 $^\circ C$
Tantale, Ta	3020 $^\circ C$
Niobium, Nb	2477 $^\circ C$
Argent, Ag	2162 $^\circ C$
Or, Au	1064 $^\circ C$
Platine, Pt	1768 $^\circ C$
Nickel, Ni	2913 $^\circ C$
Constantan, Cu+Ni	1221 – 1300 $^\circ C$

Malheureusement ces matériaux ont des coûts souvent prohibitifs pour une résistivité relativement élevée. Le cuivre demeure donc le choix le plus judicieux à condition de s’affranchir la problème d’oxydation. Ceci est rendu possible grâce à l’utilisation de métaux inertes, tels que le nickel ou le titane, qui sont déposés sur la surface du cuivre afin de créer une barrière de diffusion.

1.2.2.2 Rotor

Dans le cas d'une machine asynchrone, les barres du rotor ne comportent pas d'isolation ; elles peuvent donc supporter des températures élevées sans avoir à résoudre les problèmes de son isolation. En pratique, les barres d'aluminium peuvent être employées si le concepteur accepte des résistivités relativement élevées. De plus, l'aluminium s'oxydant avec la température, une très fine couche isolante d'alumine (Al_2O_3) se forme à sa surface. L'utilisation du cuivre pour les barres de court-circuit dans un rotor devient possible après traitement ou plaquage du conducteur avec des métaux qui résistent à l'oxydation, comme le Nickel. Le cuivre permet alors d'envisager des températures de fonctionnement bien plus élevées au cœur de la machine.

1.2.2.3 Connexion, soudure et brassure

Les connexions entre parties conductrices sont des points critiques. Les brasures à base de plomb et d'étain utilisées habituellement ne sont capables de remplir leur rôle que jusqu'à $200^\circ C$. Au-delà, des alliages avec des points de fusion élevés résistant à l'oxydation sont nécessaires. Ces alliages sont des brasures à base de cuivre (Cu), de nickel (Ni), d'argent (Ag) ou de manganèse (Mn), qui possèdent de bonnes propriétés anticorrosives, mais dont la mise en oeuvre s'effectue à des températures plus élevées. Ces matériaux sont donc plus complexes à utiliser.

1.2.3 Matériaux isolants

Les problématiques d'une isolation HT° est posée par l'adéquation entre la tenue en tension à la température ambiante, l'aptitude à résister à des gradients de température ainsi que le maintien de caractéristiques diélectriques acceptables. Ces données doivent être analysées en gardant à l'esprit une durée de vie compatible avec une utilisation industrielle du moteur.

Il existe plusieurs technologies d'isolation :

- Les isolations polymères classiques qui sont limitées en température. Les polymères sont des matériaux isolants composés macromolécules à base de carbone. Les liaisons entre les atomes de la macro-molécule sont vulnérables en haute température. Les machines travaillant à des températures de 240° (sont isolées l'aide de Polyimide [21]). Les fils sont imprégnés avec des vernis de même nature (PI) pour garantir une bonne solidité et une barrière efficace contre les polluants. Les vernis polymères ont également une bonne flexibilité mécanique ce qui rend possible les opérations de bobinage. Ils sont également capables d'absorber les vibrations internes et externes pendant le fonctionnement de la machine.
- Les céramiques sont des isolants capables de monter en température dans les systèmes électriques [22, 23]. Les céramiques résistent très bien aux agressions chimiques. Elles conservent leur propriétés aux températures élevées. Les céramiques à base d'alumine ont un faible coefficient de dilatation thermique ($5,5 - 9 \times 10^{-6} K^{-1}$), ainsi qu'une bonne conductivité thermique ($15 - 30 W m^{-1} K^{-1}$) [24]. La tension de claquage dépend du type du conducteur ainsi que de l'épaisseur d'isolation [25, 7, 26].
- Le mica est aussi une bonne solution d'isolation pour les machines à haute température il est couramment employé pour l'isolation des machines de très fortes puissances et sous haute tension (centrales électriques). Sur le marché, on trouve du mica laminé

sur un ruban fibre de verre qui permet une certaine flexibilité, il est aussi disponible sous forme de feuilles qui sont alors plus épaisses et plus rigides. Après un passage en haute température les feuilles de mica deviennent fragiles et cassantes car le polymère qui permet une manipulation flexible a fondu. Ce type d'isolant peut être utilisé jusqu'à $450^{\circ} - 600^{\circ}$ [27, 28, 29, 30].

1.2.3.1 Fils HT° utilisant un isolant inorganique

Dans une machine électrique à haute température il est primordial d'employer un SIE totalement inorganique. Pour la conception de la bobine haute température, il faut utiliser des matériaux qui résistent jusqu'à $500^{\circ}C$. Un article de synthèse publié dans Fujikura Technical review en 1991 résume la complexité de la montée en température de l'isolation d'un fil de bobinage [31]. Il montre que les céramiques sont une bonne solution en HT° .

Il y a des autres fils avec isolant en fibre de verre renforcée avec du mica, ce type de fil est utile dans des pompes à haute température d'ordre $250 - 300^{\circ}C$, cette pompe utilisée dans le domaine extraction pétrolière [9].

Sur le marché il existe plusieurs fils répondant à ce critère :

- Kulgrid 28 - fil de cuivre nickelé, revêtu de céramique. Ce produit est conçu pour des applications dans le domaine aérospatial, nucléaire ou chimique. La température d'utilisation normale s'étend de -450° à $+1000^{\circ}C$. Ce fil peut résister à $1500^{\circ}C$ en température de pointe [32].
- KD500 - fil de cuivre nickelé dont les caractéristiques électriques ainsi que la structure physique sont très proches de celles du Cerafil 500. La température maximale supportée est de $800^{\circ}C$ [33].
- Cerafil 500 - fil de cuivre nickelé, recouvert d'une isolation céramique. La couche isolante est mince, son épaisseur est comprise entre 5 et $20\mu m$. La plage de température de fonctionnement est de $-90^{\circ}C$ à $+500^{\circ}C$, la température maximale supportée en pointe est de $1000^{\circ}C$. Cette isolation céramique résiste aux attaques chimiques des solvants, des huiles et des matières organiques [34].
- SamicaFirewall - fil de cuivre nickelé, recouvert d'une épaisseur de mica sur un film de fibre de verre. L'épaisseur totale de l'isolation est d'environ $100\mu m$ à $200\mu m$. Les températures de fonctionnement pour ce type d'isolation atteignent les $500^{\circ}C$ [35].
- CEW - fil de cuivre nickelé, isolé par une épaisseur de céramique recouverte par un isolant organique (polyimide). L'isolant organique placé sur la céramique permet de donner une certaine flexibilité à l'ensemble. Ce type de fil est intéressant car la couche de PI permet d'obtenir des rayons de courbures plus petits. La température de fonctionnement pour ce type de fil est de $300^{\circ} \sim 400^{\circ}C$ pendant des temps limités [36, 37]. Au delà, le PI s'évapore et laisse de l'air autour de la céramique.
- DGCEW - le fil possède la même construction que le fil CEW, la différence réside dans l'addition d'une couche de matériau en fibre de verre, c'est une isolation épaisse mixte.

Tableau 1.2 – Les fils haute température commerciaux.

Référence sur fig. 1.8	Type du fil	Diamètre sans isolant (mm)	Diamètre avec isolation (mm)	Fabricant
a.	Kulgrid 28	0.8	0.82	Ceramawire
b.	KD500	0.5	0.518	Karl Schupp AG
c.	Cerafil 500	0.5	0.518	Cables-CGP
d.	SamicaFirewall	0.5	0.7	Von Roll
e.	CEW	1	1.094	Fujikura
f.	DGCEW	1	1.36	Fujikura

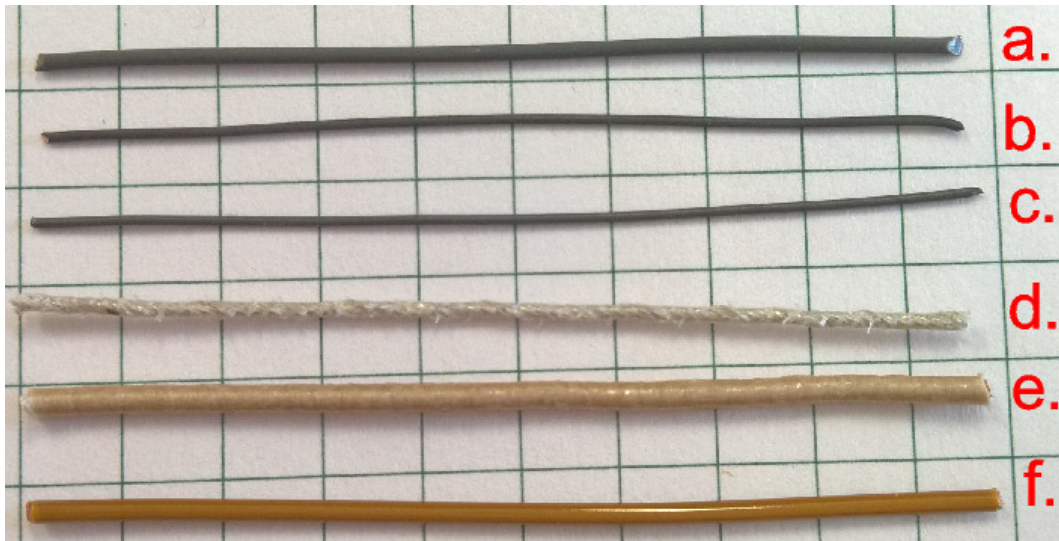


FIGURE 1.5 – Différents types des fils haute température issus tableau 1.1

1.2.3.2 Impregnants inorganiques

À la place des vernis d'imprégnation organiques classiques utilisés usuellement, il est nécessaire d'avoir recours à des matériaux inorganiques similaires à des ciments. Un certain nombre de ces produits sont disponibles sur le marché, ils seront présentés en détail au chapitre 2 de ce mémoire. La mise en oeuvre de ces ciments requiert des cycles thermiques. Ils sont peu compatibles avec les solutions mixtes qui utilisent des couches de PI relativement épaisses. Les polymères sont détruits aux hautes températures et il est difficile de gérer les résidus chimiques carbonés de cette destruction.

1.2.3.3 Les isolants inorganiques de fond d'éncoche

Plusieurs solutions sont disponibles :

- Le ruban de verre fabriqué à l'aide de fils de verre. Ces rubans sont particulièrement adaptés pour l'isolation des bobines. Ce type de ruban en fibre de verre peut résister à des températures de 450° [38]. Ils sont également associés à des fines couches organiques appelés à disparaître aux températures élevées.
- Les bandes de tissu céramique - Il s'agit d'un produit possédant de hautes performances thermiques et mécaniques. Il conserve sa résistance et flexibilité jusqu'à une température de 1370°C [39].

- Le papier de céramique. Il est composé de fibres à haute résistance et d'une très grande pureté (fibre d'alumine-75 % et de silice mêlées). Ce type de matériaux supporte des températures jusqu'à $1400^{\circ}C$ [40].
- Le mica AP MG900 - Le mica est déposé sur un tissu de verre pour garantir une certaine flexibilité mécanique lors des opérations de bobinage. Ce type de mica résiste des températures de 1200° à 1300° [41].
- Le mica Muscovite - imprégnées de résine de silicone. Le mica désigne un minéral qui a une structure feuilletée et qui possède des propriétés thermiques et isolantes élevées. Le mica Muscovite est disponible sous plusieurs formes et dimensions (épaisseurs de $0.2mm$ à $0.75mm$). Le mica Muscovite a de bonnes caractéristiques diélectriques et résiste à des température de 450° [42]. C'est un matériau fragile et difficile à manipuler il est souvent associé à des revêtements organiques fins qui disparaissent aux températures élevées.

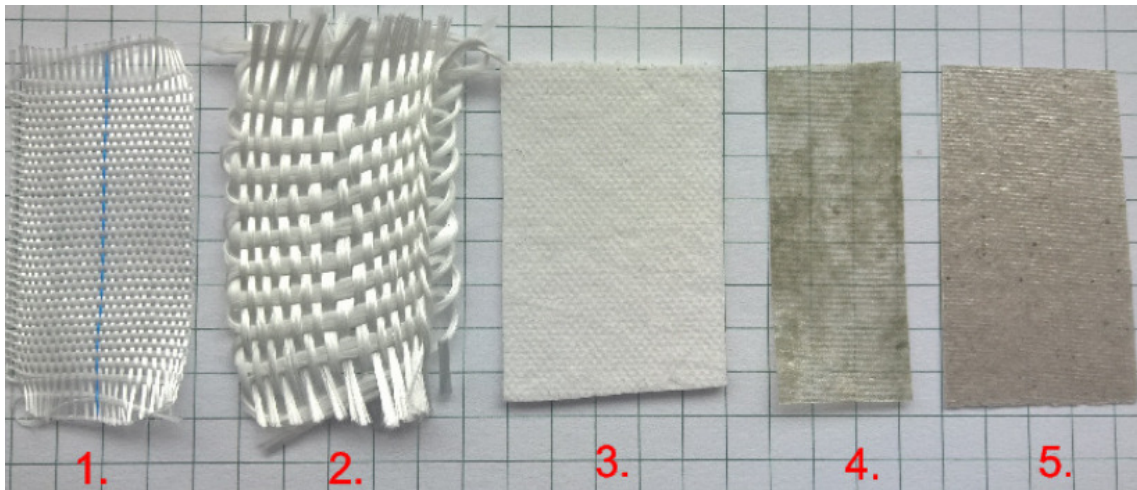


FIGURE 1.6 – Les types des matériaux HT° susceptible d'être utilisés pour l'isolation de fond d'encoche : 1. Ruban de verre ; 2. Bande de tissu céramique ; 3. Papier céramique ; 4. Mica type APMG900 ; 5. Mica Muscovite

1.2.4 Les aimants, caractérisation HT°

Les aimants perdent leur propriétés magnétiques à haute température. Seuls des aimants spécifiques à base de samarium-cobalt gardent des fonctionnalités intéressantes [43]. La conception générale de la machine doit prendre en compte cette limite en adoptant un équilibre thermique différent qui permettra d'avoir des bobinages à haute température sans altérer les capacités des aimants. La conception des aimants est réalisé pour obtenir une valeur densité de flux définie dans les dents du stator. Des travaux [44] montrent qu'il est possible d'utiliser les aimants jusqu'à $300^{\circ}C$ lorsqu'une légère réduction de l'aimantation est acceptable pour la machine. Le plus souvent, lorsque les aimants sont montés en surface, on utilise une colle pour les fixer solidement à la surface du rotor. Cependant, les colles disponibles sont limitées à une température de fonctionnement de $280^{\circ}C$. Pour obtenir une bonne fixation mécanique, ils est nécessaire d'utiliser des frettes non-magnétiques qui améliorent également la rigidité du rotor. Cette solution est la mieux adaptée à une montée en température.

Le cas particulier du Ticonal est à considérer. Cet aimant garde ses propriétés magnétiques jusque 450°C mais il possède un champ coercitif tellement faible qu'il se démagnétise lorsque le rotor est démonté. Il faut en conséquence prévoir un système complexe de magnétisation après le montage mécanique du rotor.

1.3 Choix de la structure de la machine

1.3.1 Machine asynchrone

Une problème pratique complexe se pose car la machine asynchrone doit obligatoirement avoir un bobinage statorique reparté. Ce bobinage est très difficile à réaliser avec des matériaux inorganiques rigides. De plus, la longueur des têtes bobines provoque des pertes joules supplémentaires qui deviennent prohibitives lorsque la résistivité du matériau conducteur augmente.

La machine asynchrone n'est donc pas une structure bien adaptée aux températures élevées. L'équilibre thermique de ce type de moteurs est déterminé par une évacuation optimisée de la chaleur permettant de conserver une température de fonctionnement correcte pour l'isolation des conducteurs. Avec la montée en température, il faut faire face à une répartition différente des pertes. Principalement, les pertes Joules du stator et du rotor à cause de l'augmentation de la résistance [45]. La résistance thermique rotor/stator a une influence critique pour le rendement de la machine asynchrone.

Avec l'augmentation de la résistivité électrique des matériaux en haute température il y a une diminution des courants Foucault dans les tôles. Cet effet est cependant négligeable devant les inconvénients liés à l'augmentation des pertes joules dans les conducteurs du stator et du rotor.

1.3.2 Machine synchrone

Dans machine synchrones à aimants, deux technologies de montage des aimants sont possibles : le montage en surface et le montage à l'intérieur du rotor. La première option est la plus facile à réaliser mais elle place les aimants près des bobines du stator donc à une température élevée. La seconde solution place les aimants à l'intérieur du rotor, le flux y est concentré vers l'entrefer par des parties magnétiques douces. La température des aimants est plus faible.

Dans les 2 cas la conception du rotor doit prévoir une évacuation directe de la chaleur créées dans les aimants par les courants de Foucault. Dans le cas de la machine synchrone à rotor bobiné nous trouverons un bobinage au stator et un bobinage au rotor avec du fil isolé inorganique. Les pertes Joule seront accentuées en haute température. Le système de liaison glissant qui permet de connecter les bobines rotoriques au circuit extérieur est assez délicat à réaliser aux températures classiques. Il n'est pas raisonnables de l'envisager en HT° .

La seule structure raisonnable est donc la machine synchrone à aimants permanents (MSAP) qui utilise des alliages $SmCo$ spéciaux avec une préférence pour la machine à aimants intérieurs.

1.3.3 Machine à réluctance variable

Avec cette structure, les aimants ne sont plus utiles, ce qui est très intéressant car cela élimine ce verrou technologique. Cependant, cette topologie a besoin d'un champ d'excitation plus important et un entrefer réduit. Les dilatations thermiques peuvent créer des problèmes mécaniques. D'autre part, cette topologie a besoin d'utiliser un plus grand nombre

de spires pour les enroulements du stator ce qui augmente la difficulté de conception des bobines. Cette structure peut fonctionner à des températures plus élevées que la MSAP mais avec un facteur de puissance plus faible et une efficacité énergétique moindre. Ce type de machine reste cependant l'unique solution pour les températures les plus élevées.

1.4 Roulements pour machines haute température

Les roulements classiques fabriqués en acier et utilisant des lubrifiants organiques devront être remplacés par des éléments résistants aux températures élevées. La structure mécanique d'un moteur électrique reste assez simple et jusqu'à des vitesses moyennes, les roulements sont les pièces les plus complexes. Des roulements *HT°* ont été développés il y a longtemps [46] [47]. Cette technologie est désormais mature jusqu'à $300^{\circ}C$. Cette limite peut être utilisée pour définir une température ambiante maximale raisonnable pour les moteurs *HT°*, en prenant en compte la résistance thermique du boîtier mécanique et les pertes mécaniques dans les roulements .

Une autre solution consiste à utiliser des roulements en céramique [48]. Ces roulements disponibles sur le marché sont capables de fonctionner jusqu'à $450^{\circ}C$. Ils emploient un traitement des pièces en acier avec du phosphate de manganèse et/ou de la céramique. Ils sont très résistants [49]. Le lubrifiant *HT°* est remplacé par un lubrifiant solide comme le bisulfure de molybdène qui résiste jusqu'à $400^{\circ}C$ [50] ou le bisulfure de tungstène [51, 52] jusqu'à $650^{\circ}C$. La figure 1.7 est une photographie d'un tel roulement.



FIGURE 1.7 – Roulement céramique haute température.

1.5 Dilatation des parties mécaniques

1.5.1 Dilatation différentielle

Classiquement on évacue la chaleur interne de la machine grâce à un contact entre le circuit magnétique et la carcasse extérieure et par des systèmes de ventilation (interne et externe). La chaleur générée par le cuivre des bobines, impose l'utilisation d'un SIE capable de résister aux hautes températures avec une bonne conductivité thermique [53]. Les pièces les plus sollicitées thermiquement sont les bobines à isolation inorganique, l'empilement

des tôles magnétiques du stator et la carcasse métallique qui maintiennent la partie magnétique du stator. Ces difficultés peuvent être résolues en choisissant des matériaux qui ont des coefficients de dilatation proches. Le coefficient de dilatation des tôles FeSi ou FeCo est de l'ordre de $(10 - 12)10^{-6}K^{-1}$ celui de l'acier inoxydable de $16 * 10^{-6}K^{-1}$ alors que l'aluminium a un coefficient de dilatation de $25 * 10^{-6}K^{-1}$. Ces chiffres montrent qu'il faut éviter les carcasses en aluminium au profit de l'acier inoxydable.

Les ciments céramiques se dilatent très peu. Il est donc nécessaire d'absorber la dilatation de la dent en plaçant un textile *HT°* entre la dent et la bobine inorganique. Les variations de la dilatation de ces différentes pièces provoque des contraintes thermomécaniques qui peuvent devenir très fortes. Cette situation est très différente de celle rencontrée avec une machine classique qui travaille à température ambiante. La chaleur générée par les différentes pertes augmente la température jusqu'à des niveaux trop faibles pour détruire l'isolant organique. Il y a une faible dilatation des pièces métalliques, qui est absorbée par la plasticité de l'isolant organique.

1.5.2 Transferts thermiques entre les différentes parties

Dans les machines à forte densité de puissance, l'équilibre thermique peut être déterminé en considérant que le plus grande partie de la chaleur produite dans le rotor passe à travers le stator et la carcasse avant d'être évacué dans l'atmosphère par le système de ventilation. La carcasse, est moulée sous pression autour du circuit magnétique du stator. La surface de contact entre les deux parties est importante et donc la pression est forte : le contact thermique est donc excellent. La carcasse et le stator peuvent être supposés isothermes. Les sources de chaleur représentent respectivement les pertes dans le rotor, dans les bobines et dans le fer du stator. Il y a des résistances thermiques qui caractérisent les échanges entre chaque élément constitutif de la machine au régime d'équilibre. Ainsi une petite partie des pertes du rotor sont évacuées directement par l'arbre le reste doit traverser l'entrefer et s'évacuer vers l'extérieur par le stator. Ce modèle thermique simplifié ne prend pas en compte les échanges complexes qui existent à l'intérieur de la machine électrique.

1.6 Conclusion

La conception des moteur *HT°* soulève plusieurs problèmes scientifiques et techniques. L'absence de matières organiques capables de travailler à des températures très élevées concentre notre étude sur la recherche de solution de remplacement pour ces matériaux. Les propriétés mécaniques et électriques faibles des matériaux isolants inorganiques qui remplacent les SIE organiques, doit être prise en compte lors de la conception de la machine. Avec un SIE inorganique, il ne sera plus possible de concevoir des enroulements en vrac dans les petites machines. La méthode générale utilisée pour la conception d'une machine *HT°* utilisant un isolant inorganique est très différente de celle exploité pour les machine classiques. En effet la forme du noyau doit être adaptée aux caractéristiques de bobines inorganiques rigides qui doivent être conçues pour optimiser la distribution de la tension inter-spores. Le matériaux inorganique doit résister à des températures élevées et ce matériaux doit posséder des caractéristiques diélectriques et mécaniques acceptables. La bobine finale doit tenir en tension avec des bonnes caractéristiques diélectriques inter-spores.

2 Conception des bobines inorganiques adaptées aux machines haute température (HT°)

La plupart des machines électriques fonctionnent à une température interne de classe F 155°C . Plus rarement elles peuvent être de classe C (180°C) ou de classe 220 ou 240. Rappelons que la classe thermique définit la température interne à laquelle un ensemble de moteurs identiques est capable de travailler un taux de défaut, à 20000 heures, de 50%. Il est possible de travailler au delà de ces températures internes usuelles avec des polymères plus performants comme les polyamides-imides ($200-220^{\circ}\text{C}$) et les polyimides (240°C). Ces fils émaillés permettent de construire des machines électriques en utilisant les méthodes des bobinages classiques, ce qui autorise des bobinages répartis ou concentrés. Récemment, des fils émaillés constitués de polyimide chargé de nanoparticules permettant d'atteindre des températures de 280°C ont été produits [54, 55]. Une autre solution consiste à utiliser un fil isolé avec un revêtement textile inorganique à base de mica et fibre de verre. Cette solution est très intéressante pour les grandes machines, possédant des fils de fortes sections, en raison de l'épaisseur importante de la couche isolante. Ces machines sont utilisées pour les systèmes géothermiques [9] et dans l'industrie pétrolière. Des travaux scientifiques similaires sont en cours pour les petites machines développées pour l'industrie aérospatiale [56].

Le développement de polymères avec des performances plus élevées est en cours [57], [58], mais la nature organique de la couche isolante est un verrou technologique qu'il faut dépasser pour progresser vers des températures beaucoup plus élevées.

Certains moteurs électriques de conception classique sont conçus pour travailler à des températures plus élevées mais pendant un temps limité à quelques heures [59]. Ces machines sont principalement utilisées pour des applications de sécurité en assurant l'évacuation des fumées pendant un temps minimal lors d'un incendie.

Pour des températures internes supérieures à 300°C pendant des temps de fonctionnement longs, il est nécessaire de concevoir des machines dotées d'un SIE totalement inorganique et d'adapter leur conception à ce SIE.

Lorsque l'application exige des actionneurs de fortes puissance massique, il est nécessaire de concevoir des bobinages compacts où le volume du SIE est aussi réduit que possible [60]. Dans ces conditions, il est important de concevoir des bobinages utilisant un fil HT° à isolation inorganique mince capable de supporter des températures très élevées. Cette solution a cependant des limites liées à la fragilité mécanique et électrique [61],[24] des couches isolantes inorganiques qu'il faut intégrer au processus de conception et de fabrication des bobines HT° . Ce chapitre est consacré à l'analyse de cette problématique, il est décomposé en trois parties principales : la caractérisation électrique du fil HT° à isolation céramique mince, le choix du ciment d'enrobage capable d'apporter les propriétés mécaniques et électriques complémentaires et la définition des procédures de fabrication des bobines HT° de la machine.

2.1 Présentation des fils à isolation céramique

Le cuivre des fils organiques classique est isolé de l'air ambiant par la couche organique qui est parfaitement étanche. Pour ces produits il n'y a priori, aucun problème d'oxydation du cuivre (figure 2.1).

Pour les fils HT° les choses se présentent différemment car la couche isolante n'est pas étanche. Il est nécessaire d'empêcher l'oxydation du cuivre en ajoutant une couche de métal inoxydable qui est généralement du nickel.

Cette couche de Nickel sert également de barrière de diffusion qui empêche les réactions chimiques entre les atomes de Cu et certains ions de la céramique qui contiennent de l'oxygène. La couche isolante de céramique est déposée sur le nickel.

De tels fils inorganiques sont disponibles dans le commerce. Ces produits ont été développés et industrialisés pour réaliser des connections électriques dans des milieux où la température est très élevée, cependant la fragilité mécanique de la couche de céramique ne permet pas son utilisation pour bobiner les moteurs électriques avec les méthodes actuelles. L'analyse des catalogues des constructeurs a permis d'identifier trois produits disponibles commercialisés sous les noms "Ceramawire" , "Cerafil 500" et "KD500". Les constructeurs fournissent des fiches techniques très similaires pour le Cerafil 500 et du KD500 et un peu différente pour le Ceramawire. Une étude expérimentale détaillée [62] montre que les caractéristiques électriques du fil Ceramawire sont limitées et rendront son utilisation difficile pour construire des moteurs électriques. Le Cerafil 500 a été sélectionné pour ses propriétés électriques intéressantes et sa similitude avec le KD500. Il permet la construction du prototype avec un produit relativement cher mais facilement disponible.

La figure 2.2 est une vue de coté agrandie d'un morceau de fil Cerafil 500. La microscopie de la coupe transversale de la figure 2.3 est obtenue en plaçant le fil dans une résine de fixation. L'ensemble est tronçonné puis poli avant d'être placé sur le plateau du microscope. Cette vue fait apparaître clairement la couche de nickel autour de l'âme en cuivre. Le zoom placé dans la partie droite de la figure 2.3 permet de deviner la couche de céramique dont la couleur grise est un peu plus claire que la résine d'enrobage. Un trait rouge a été ajouté pour souligner la ligne de séparation entre la surface de la céramique et la résine extérieure. Cette ligne montre que la surface extérieure de la couche de céramique est très irrégulière.

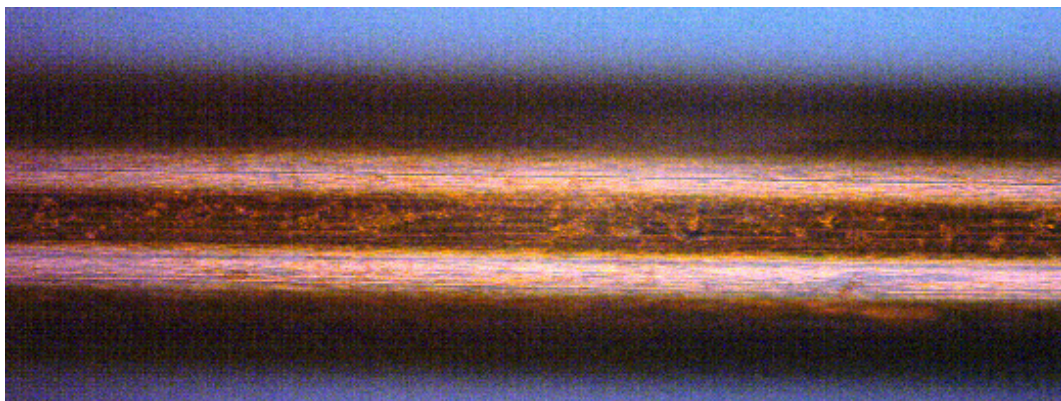


FIGURE 2.1 – Vue latérale d'un fil à isolation classique diamètre $0.8mm$.

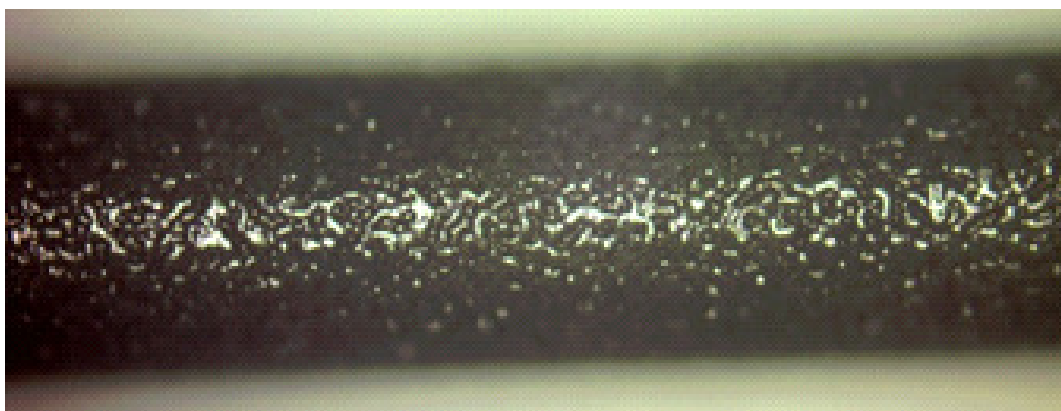


FIGURE 2.2 – Vue latérale d'un fil à isolation céramique (Cérafil 500) diamètre $0.8mm$.

La couche mince de céramique a une fragilité mécanique certaine [63], [19]. Cette fragilité est visible au microscope MEB car la surface externe du fil comporte des fissures (figure 2.4).

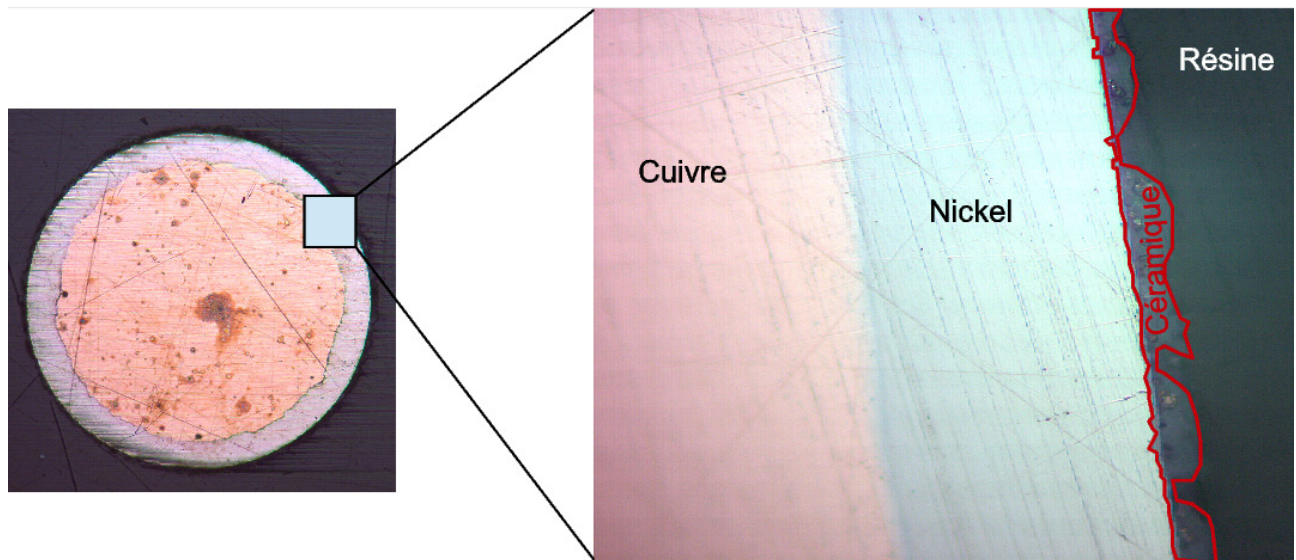


FIGURE 2.3 – Section transversale du fil "Cerafil 500"(à gauche) et zoom sur l'isolation céramique (à droite).

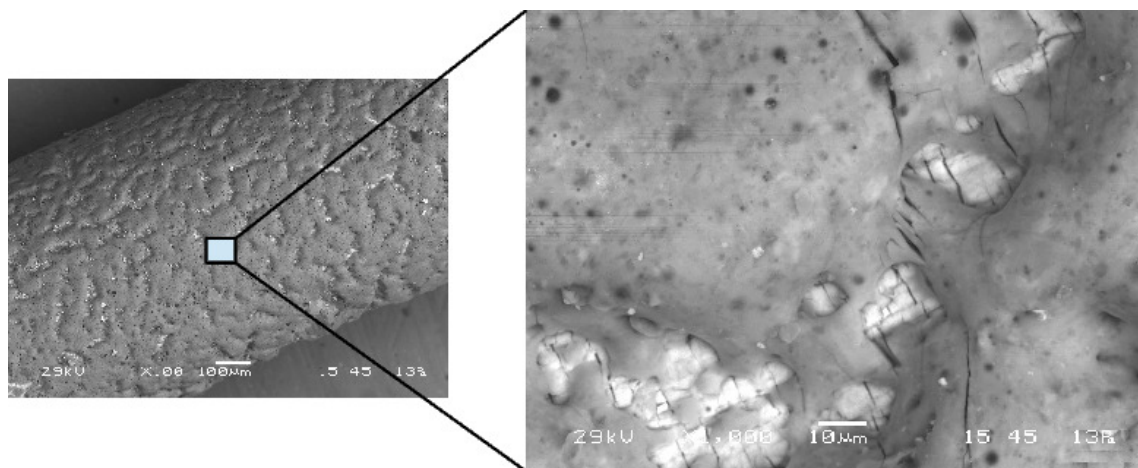


FIGURE 2.4 – Surface du fil à isolation céramique (à gauche), zoom sur surface (à droite), microscopie électronique à balayage (MEB) .

Ces observations montrent que le fil à isolation céramique mince aura des caractéristiques différentes d'un fil de bobinage classique qui est recouvert d'une couche de polymère très souple et étanche. D'autre part, l'isolation des fils organiques classiques est un peu plus épaisse, de l'ordre de $35\mu\text{m}$, ce qui lui confère d'excellentes performances mécaniques et électriques. Le fil émaillé classique est un produit mature qui réponds à de nombreuses normes, dont la CEI 60317 [64] qui définit l'épaisseur de la couche isolante et ses tolérances pour les principaux grades.

Ces différences importantes imposent une étude plus approfondie des propriétés électriques de la couche isolante des fils HT° , dans des conditions mécaniques d'utilisation aussi proches que possible de celles que le fil rencontrera lorsqu'il sera utilisé dans un moteur électrique.

2.2 Analyse des courants de fuites

La mesure du courant de fuites qui traverse la couche isolante lorsqu'elle est soumise à des contraintes électriques faibles (tension appliquée de 15V), permet de définir le rayon de courbure maximal à respecter lors de la construction des bobinages. En travaillant en basse tension, seuls les phénomènes mécaniques sont pris en comptes.

2.2.1 Protocole expérimental

2.2.1.1 Supports mécaniques

Pour contrôler le rayon de courbure imposé au fil testé, deux configurations ont été élaborées. La première configuration (type A) consiste à enrouler le fil à isolation céramique sur un tube d'acier inoxydable pour mesurer le courant de fuites qui traverse la couche inorganique qui sépare l'âme du fil et le tube d'acier. La seconde configuration (type B) est plus proche de la réalité, elle permet tester l'isolation entre les spires jointives de deux bobines enroulées sur un tube.

Pour la configuration de type A, le fil HT° est enroulé sur un tube d'acier inoxydable de grand diamètre par rapport à celui du fil. Le tube en acier inoxydable est suspendu aux échantillons testés placés à chaque extrémité comme le montre la figure 2.5. Le poids du tube permet d'appliquer une pression connue sur la couche isolante. La longueur de l'échantillon de fil en contact avec le tube est assez grande, elle correspond à 1.5 tours. La mesure du courant de fuites est réalisée entre l'âme du fil et le tube en acier. Les mesures obtenues correspondent donc à une seule couche d'isolant alors que l'isolation inter-spires d'une bobine en comporte deux.

La configuration de type B est plus proche de la réalité : les fils sont bobinés sur un tube de diamètre suffisant grand pour éviter les fissures. Les fils céramiques testés possèdent des diamètres de $0.5mm$ et de $0.8mm$. La largeur de la bobine est fixée à $4mm$ ce qui permet de placer 4 spires pour un fil de diamètre $0.8mm$ et 7 pour un fil de $0.5mm$. Les tubes ont été placés entre deux plaques métalliques destinées à faciliter la réalisation de l'échantillon. Toutes les parties métalliques en contact avec les bobines sont isolées avec des feuilles de mica comme le montre la coupe transversale de la figure 2.6. Pour pouvoir estimer le courant de fuite entre deux fils adjacents, la mesure est réalisée entre la première couche (bobine 1 représentée en orange) et la seconde couche (bobine 2 représentée en rouge).

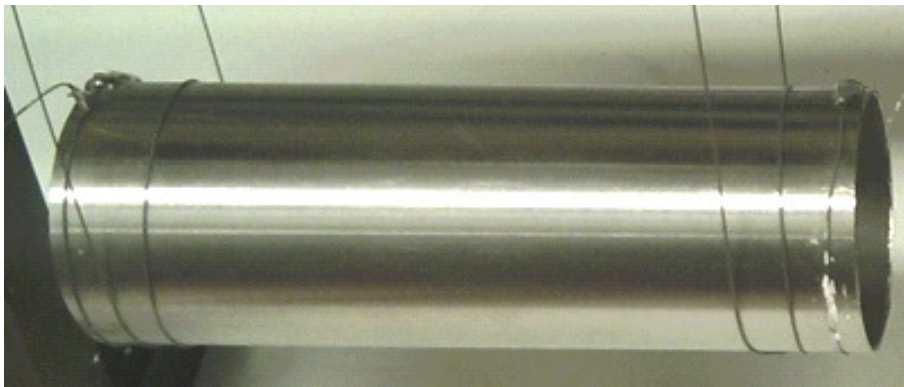


FIGURE 2.5 – Tube pour la mesure du courant de fuites dans un fil à isolation céramique (configuration de type A).



FIGURE 2.6 – Bobine double couche pour la mesure de courant de fuites entre deux fils à isolation céramique (Configuration de type B).

2.2.1.2 Système de mesure du courant de fuite

La tension appliquée à l'échantillon ($U_e(t)$ - figure 2.7) est un créneau symétrique très basse fréquence (0.1Hz) d'amplitude 15V avec des fronts de montée lents par rapport à ceux de l'électronique de puissance ; aucune contrainte forte en dv/dt n'est imposée [65] (relation 2.1). L'échantillon de type A ou B est connecté entre l'entrée et la masse virtuelle de l'intégrateur réalisé avec un amplificateur opérationnel type ICV102M à très faible courant de fuite et un condensateur de haute qualité. Les valeurs des condensateurs sont montrées dans les tableaux 2.1 et 2.2. Cette méthode est indirecte car ce sont les vitesses de croissance et de décroissance de la tension de sortie de l'amplificateur opérationnel qui sont mesurées. L'intégrateur permet de réduire très fortement le bruit de la mesure. Cette méthode permet de mesurer des courants de fuite très faibles, de l'ordre de quelques dizaines de pA . Les valeurs du courant peuvent être calculées avec la formule 2.2.

$$u_s(t) = -\frac{I}{C}t + I_0 \quad (2.1)$$

Le courant est donc égale à

$$I = -C \frac{\Delta u_s(t)}{\Delta t} \quad (2.2)$$

$\Delta u_s(t)$ et Δt sont mesurés à l'oscilloscope.

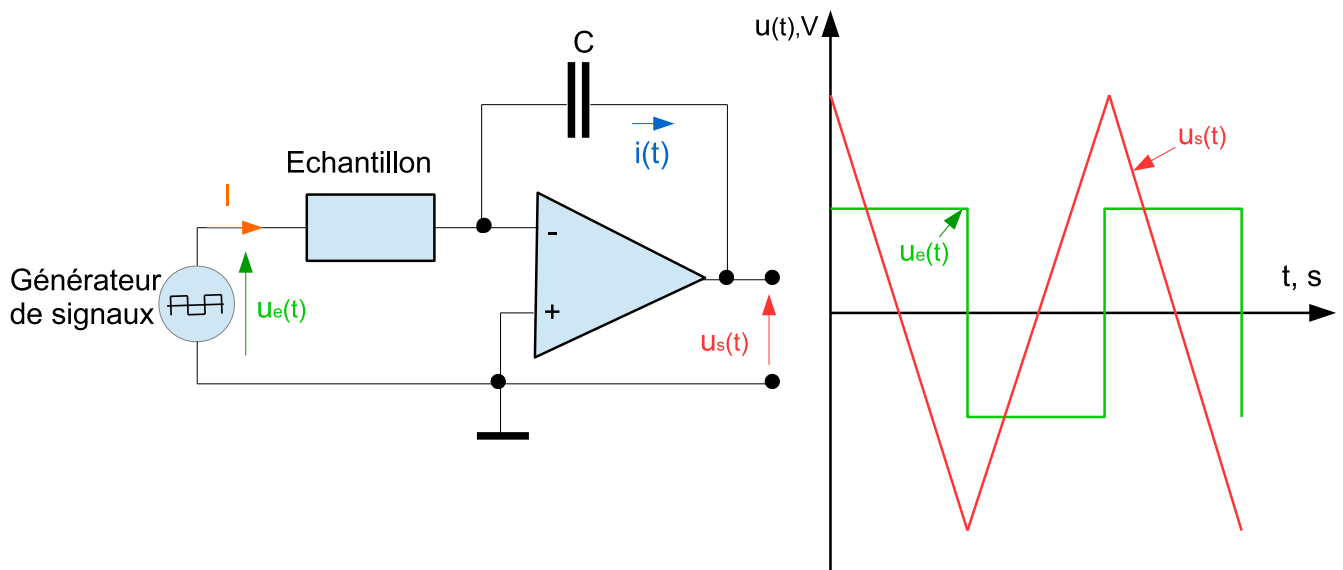


FIGURE 2.7 – Mesure de courants très faibles avec un intégrateur (à gauche). Formes d'onde des signaux d'entrée (vert) et de sortie (rouge) (à droite).

2.2.2 Resultats

Les courants de fuites ont été mesurés en enroulant le fil céramique sur des tubes de deux diamètres différents : 12mm et 50mm dans des conditions de laboratoire classiques (température ambiante 21°C et humidité relative 65%) ; les résultats sont présentés dans les tableaux 2.1 et 2.2.

Tableau 2.1 – Fils céramiques bobinés sur un tube de 12 mm.

Diam. fil, mm	C, nF	Diam. $D_t./D_f.$	Courant	Numéro d'échantillon						Val. moy.	Écart type
				1	2	3	4	5	6		
0,5	100	24	I (nA)	0,80	0,82	1,01	0,91	0,96	0,89	0,90	0,08
0,8	10	15	I (μ A)	1,43	1,37	1,41	1,39	1,38	1,40	1,39	0,02

Tableau 2.2 – Fils céramiques bobinés sur un tube de 50 mm.

Diam. ed fil, mm	C, nF	Diam. $D_t./D_f.$	Courant	Numéro d'échantillon						Val. moy.	Écart type
				1	2	3	4	5	6		
0,5	10	100	I, (pA)	19,1	21,09	18,1	17,4	21,6	20,3	19,6	1,5
0,8	10	62,5	I (pA)	25,8	23,7	23,0	24,3	25,7	24,0	24,4	1,0

On observe que le courant de fuites devient supérieur à $1\mu A$, lorsque le fil Cerafil 500 de diamètre 0.8mm est bobiné sur tube de 12mm de diamètre, soit 15 fois son diamètre. Le courant de fuite est de l'ordre de $25pA$, ce qui est négligeable, lorsque le rayon de courbure est de 25mm, soit 62,5 fois son diamètre. Avec ces rayons de courbure, le courant de fuites est toujours négligeable pour le fil de 0.5mm. La première série de mesures montre également que les résultats sont relativement binaires : pour un rayon de courbure de 6mm, ce qui est une valeur élevée pour construire des bobines intégrables dans une machine électrique des dimensions réduites, le courant de fuites est environ 1000 fois plus élevé pour un fil de diamètre 0.8mm que pour un fil de diamètre 0.5mm.

Ce résultat souligne le fait que la couche isolante garde ses propriétés isolantes pour les grands rayons de courbure. En revanche elle devient médiocre lorsqu'un rayon de courbure trop faible crée des fissures importantes.

Ces mesures montrent que le rayon de courbure est un paramètre critique pour l'utilisation de fil HT° à isolation mince. Pour garder des courants de fuites négligeables comme dans le cas d'un SIE organique, il faut travailler avec des rayons de courbure de l'ordre de 10 à 20 fois le diamètre du fil. Rappelons que ces produits ne sont pas industrialisés pour répondre aux contraintes du bobinages des machines électriques. Les rayons de courbure constatés avec ces critères sont de l'ordre de grandeur du double de ceux préconisés dans les fiches techniques du constructeur (5 fois le diamètre du fil, rayon de courbure minimum).

Les courants de fuites mesurés avec le dispositif de type B (bobines concentriques) sont donnés dans le tableau 2.3 pour 6 échantillons.

Tableau 2.3 – Bobine avec fil à isolation céramique (\varnothing 0,5 mm et 0,8 mm), pour un rayon de courbure de 25 mm.

C, nF	diamètre du fil	Courant	Numero d'échantillons						Val. moy.	Écart type
			1	2	3	4	5	6		
10	0,5 mm	I (pA)	25,00	22,00	34,67	15,67	35,00	16,67	24,83	7,73
10	0,8 mm	I (pA)	75,20	77,71	75,51	77,71	81,47	78,65	77,70	2,09

Les faibles valeurs de l'écart type attestent de la bonne répétitivité des mesures pour les échantillons de type A. Pour les échantillons de type B, les écarts types sont plus élevés, les mesures sont moins homogènes. Cette différence s'explique par le fait que les échantillons sont plus complexes avec une réalisation manuelle. Les contraintes mécaniques imposées au fil pendant les opérations de bobinages peuvent être largement différentes d'un échantillon à l'autre.

Les courants de fuites sont faibles, inférieurs à $100pA$, avec une légère différence pour le fil de $0.8mm$. Avec des courants aussi faibles, il est difficile d'interpréter les différences constatées. On peut cependant noter que, compte tenu de la tension appliquée (15V), les courants mesurés correspondent à des résistances d'isolement supérieures à $150G\Omega$, ce qui est comparable à celles obtenues avec les fils organiques classiques.

Il est paradoxal de constater que les courants de fuites mesurés avec la configuration B (bobines à spires jointives) sont plus grand que ceux de la configuration A. Pour le fil de diamètre $0.8mm$, la différence est de l'ordre de $50pA$. Les échantillons de type B sont des bobines constituées de plusieurs spires, leurs construction nécessite une procédure de bobinage et des manipulations plus nombreuses que celles qui sont nécessaires pour fabriquer les échantillons de type A. Ces manipulations endommagent probablement la céramique du fil.

Les essais portant sur la mesure des courants de fuite confirment l'extrême fragilité du fil HT° à isolation mince et la nécessité impérieuse de le protéger dans un enrobage inorganique HT° rigide avant de placer les bobines sur les dents du stator de la machine.

2.3 Détermination de la tenue en tension de l'isolation inter spires

La tension maximale que peut supporter l'isolation inter-spires d'une machine électrique est liée au seuil d'apparition des décharges partielles (SADP) et à la tension de claquage. Les décharges partielles (DP) sont des phénomènes d'ionisation très rapides qui ne détruisent pas instantanément le SIE. Elles peuvent cependant créer son vieillissement accéléré en aboutissant à terme à un claquage qui détruit le SIE en un point créant ainsi un court-circuit entre fils [66].

Dans un gaz, chaque décharge est initiée par l'accélération d'un petit nombre d'électrons germes non attachés à leurs atomes, donc libres d'être accélérés par le champ électrique. Lorsque le champ électrique est suffisamment intense et lorsque les distances entre les molécules sont suffisantes, ces électrons germes percutent les molécules du gaz avec une énergie cinétique suffisante pour arracher d'autres électrons qui seront à leur tour accélérés par le champ électrique ce qui provoque une avalanche électronique. Ce phénomène d'avalanche correspond à une décharge dans le gaz.

Dans les volumes solides les phénomènes sont plus complexes car la matière est plus

dense et les atomes sont peu mobiles. Les champs électriques nécessaires pour provoquer une rupture de l'isolation sont généralement beaucoup plus intenses que dans l'air.

Les zones d'interface entre les parties solides et l'air jouent elles aussi un rôle important car elles sont propices à des ionisations de surface. Les parois reçoivent également de l'énergie provenant des chocs provoqués des charges mises en mouvement dans le gaz ionisé environnant.

D'une façon générale, les DP s'éteignent naturellement après un temps très court à cause des charges d'espace accumulés sur les surfaces isolantes. Contrairement aux DP, le claquage est obtenu lorsqu'un chemin conducteur est établi entre les 2 surfaces métalliques.

Une approche expérimentale est privilégiée car les phénomènes physiques mis en jeu sont très complexes et ils s'appliquent à une géométrie mal connue à l'échelle microscopique. La complexité de l'interprétation des phénomènes observés est principalement liée à deux éléments :

- la surface externe du CERAFIL 500 qui est rugueuse et qui provoque des variations locales importantes du champ électrique dans l'air au voisinage de la surface du fil isolé ;
- le manque de données sur la couche isolante du CERAFIL 500 car le fabricant ne fournit que très peu d'informations sur la nature exacte de la céramique utilisée, ni sur la densité obtenue lors du frittage.

L'approche consiste à tester un grand nombre d'éprouvettes en mesurant le seuil d'apparition des décharges partielles et la tension de claquage à diverses températures dans le but de définir la tension inter-spikes maximale qu'il ne faudra pas dépasser pour concevoir les bobines inorganiques capables d'équiper un moteur HT° construit avec du fil à isolation céramique mince.

2.3.1 Seuil d'apparition des décharges partielles (SADP) et tension de claquage

La fragilité mécanique des fils HT° à isolation mince empêche l'utilisation des éprouvettes torsadées normalisées définies par la norme CEI60172 [67] utilisées pour tester les fils de bobinages organiques. Plusieurs éprouvettes ont été réalisées en respectant cette norme. L'expérience a montré que toutes les éprouvettes étaient en court-circuit, ce qui confirme la grande fragilité de la couche isolante.

Face à cette impossibilité, la disposition qui a été retenue est celle où deux fils posés l'un sur l'autre (en croix) (figure 2.8) [68] ; toutes les contraintes mécaniques sont ainsi éliminées.

Avec ce type d'échantillon, il est possible de mesurer le seuil d'apparition des décharges partielles (SADP) et d'enregistrer les impulsions de courant créées par ces décharges. Le principal inconvénient de ce type d'échantillon est lié au fait que la surface de contact entre les fils est faible et la rugosité de la surface externe de l'isolation céramique introduit un aspect aléatoire évident. Cet inconvénient est compensé en effectuant un grand nombre de mesures.

D'autres types d'échantillons sont utilisés pour effectuer des mesures avec des surfaces de contact plus grandes. Les fils seront enroulés autour d'un tube en inox (figure 2.5) ou en couches concentriques faites sur des petites bobines analogues à celle de la figure 2.6.

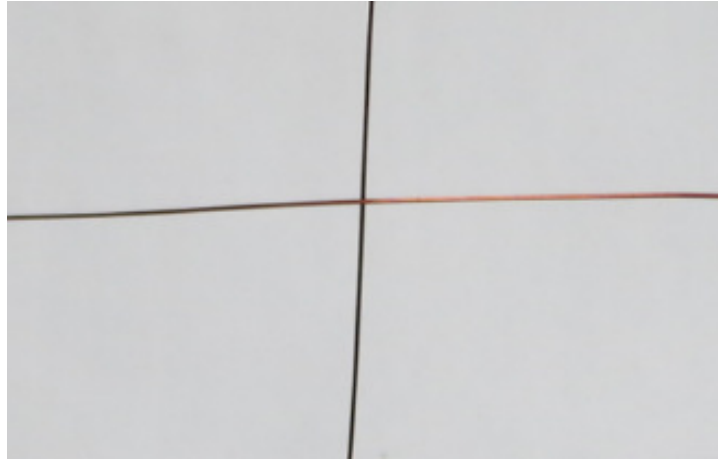


FIGURE 2.8 – Fils en croix avec point de contact unique.

2.3.2 Description du système de mesure

La machine prototype du projet ACCITE sera alimentée par un onduleur connecté à un bus continu HVDC de $540V$ qui fonctionnera en MLI à une fréquence de découpage élevée. Il est donc judicieux de faire les mesures de SADP et de tension de claquage à une fréquence voisine de la fréquence de découpage mais en sinusoïdal pour ne pas mélanger deux problèmes : la tenue en tension de l'isolation inter spires des bobines et les surtensions créées par les fronts raides de la MLI. Ce second problème sera traité dans le chapitre 3 dédié à l'analyse des signaux rapides dans les bobines inorganiques en considérant leurs caractéristiques hautes fréquences (HF).

Le schéma synoptique du système de mesure est présenté à la figure 2.9. Le générateur basse fréquence fournit un signal sinusoïdal à $10kHz$ à l'amplificateur linéaire qui alimente le primaire du transformateur élévateur. Le système est capable de fournir une tension sinusoïdale réglable jusqu'à $1000V_{eff}$. L'ensemble est monté dans une armoire métallique qui permet de réduire le bruit électromagnétique externe susceptible de perturber la mesure des impulsions rapides de courant créés par les décharges partielles. Le filtre passe-bas évite le risque de transmission des perturbation émanant de la circulation d'un courant émis par source pourraient exister dans le circuit d'alimentation extérieur. Le condensateur de ce filtre doit être de bonne qualité avec une tension nominale très supérieure à la tension de travail. Le condensateur de couplage C_k se comporte comme un court circuit en haute fréquence, ce qui permet la circulation du courant émis par la DP dans l'éprouvette. Ce circuit comporte un shunt non inductif R_{sh} qui permet la mesure de cette impulsion de courant. Le dispositif de couplage élimine la composante alternative à la fréquence du générateur due au couplage capacitif qui existe au niveau de l'échantillon. Ce couplage capacitif est quasiment nul pour des fils en croix mais il est plus important lorsque les échantillons sont des fils enroulés sur un tube en inox ou des spires concentriques d'une bobine car la ligne de contact entre les surfaces extérieures des fils testés est alors relativement longue.

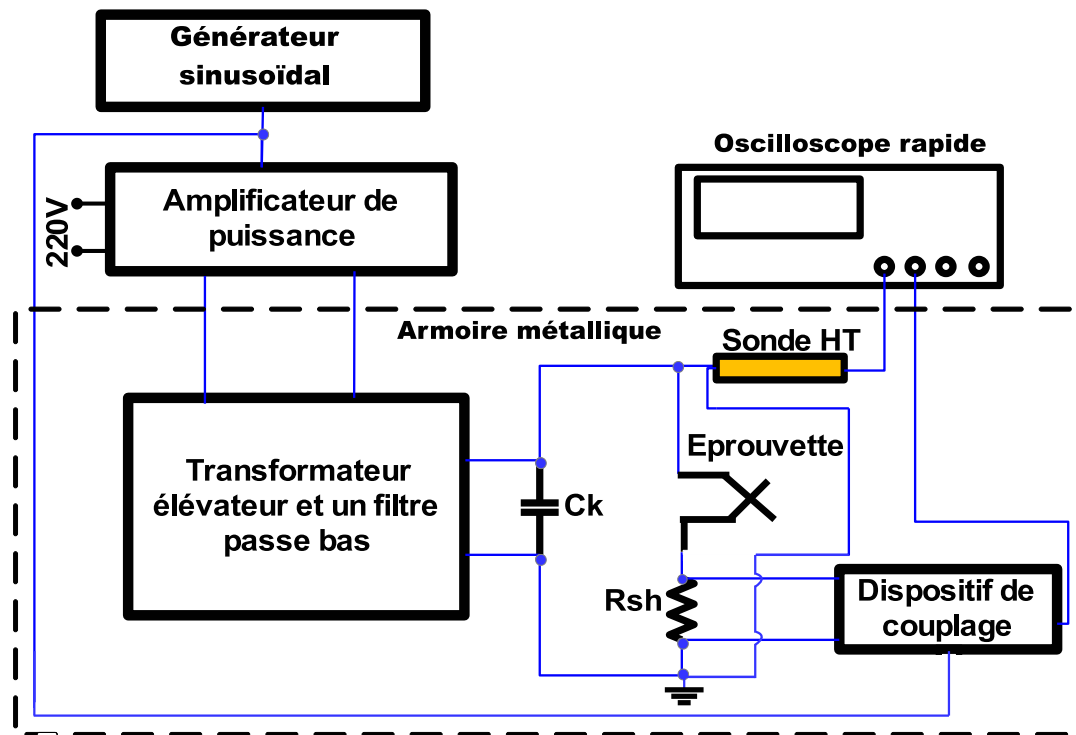


FIGURE 2.9 – Schéma électrique du système de mesure des courants provoqués par les DP.

2.3.3 Procédure

La tension appliquée à l'échantillon est augmentée régulièrement en agissant manuellement sur le générateur. Le système de déclenchement de l'oscilloscope rapide est connecté à la voie reliée au shunt. Son seuil est réglé au dessus de niveau de bruit qui est de l'ordre de $10mV$, quand le laboratoire est calme. Ce réglage permet d'obtenir un déclenchement lorsque le niveau du courant provoqué par une DP est supérieur ce seuil. La base de temps est réglée en "single sweep" de façon à avoir un déclenchement unique avec une échelle de temps adaptée aux DP (10 ns/div). Les mesures sont impossibles à faire lorsqu'un convertisseur électronique fonctionne dans le laboratoire car le bruit électromagnétique ambiant est trop élevé.

L'oscilloscope enregistre donc l'impulsion de courant correspondant à la DP dès que ce seuil est dépassé et l'opérateur stoppe la croissance de la tension. Il relève alors le SADP qui correspond au niveau de décharge défini par le seuil de déclenchement de l'oscilloscope. Compte-tenu du caractère aléatoire de l'apparition des décharges lors d'une procédure manuelle, il est important de faire ces essais sur un nombre significatif d'échantillons pour observer la moyenne et la dispersion des SADP mesurés.

Des mesures du SADP ont été également faites avec du fil organique classique pour mettre au point le système et également pour fournir un point de comparaison utile à l'interprétation des mesures faites sur le fil HT° . Trois diamètres ont été utilisés : 0.3 , 0.5 et $0.85mm$ pour les fils organiques en croix de façon à avoir des diamètres comparables à ceux du Cerafil 500. Les premiers essais ont été effectués à température ambiante. Pour chaque paire des fils en croix, le fil supérieur a été déplacé pour obtenir 12 mesures à des points de contact différents. Les paramètres des fils sont donnés au tableau 2.4. Pour obtenir un contact stable est bien répétable, une masse de 30 grammes a été utilisée pour assurer une pression qui stabilise le contact.

Tableau 2.4 – Caractéristiques de fils testés.

Type de fil	Diamètre sans isolant (mm)	Diamètre avec isolant (mm)	Épaisseur de l'isolation (μm)
Émaillé (PEI-PAI) grade 2, classe 200°C	0,30	0,350	25
	0,50	0,566	33
	0,85	0,928	40
Céramique type CERAFIL 500	0,30	0,318	9
	0,50	0,518	9
	0,80	0,820	10

2.3.4 Résultats à température ambiante

Des exemples d'impulsions de courants créées par une décharge partielle (DP) [69], mesurées sur une paire des fils émaillés en croix sont donnés dans les figures 2.10 et 2.11. Les mêmes courbes relevées avec du Cerafil 500 sont présentées dans les figures 2.12 et 2.13.

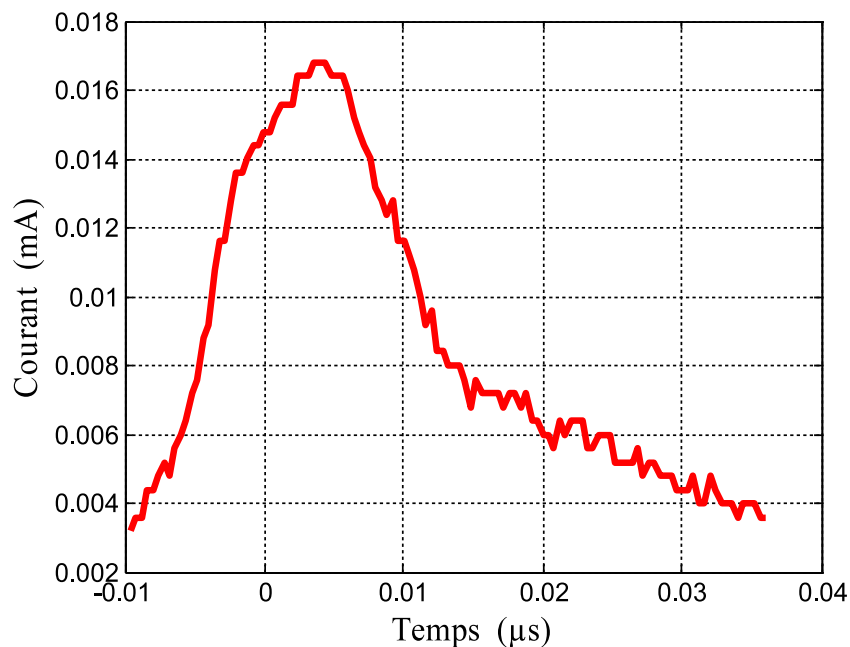


FIGURE 2.10 – Impulsion de courant correspondant à une DP mesurée sur du fil émaillé organique de diamètre 0,3mm.

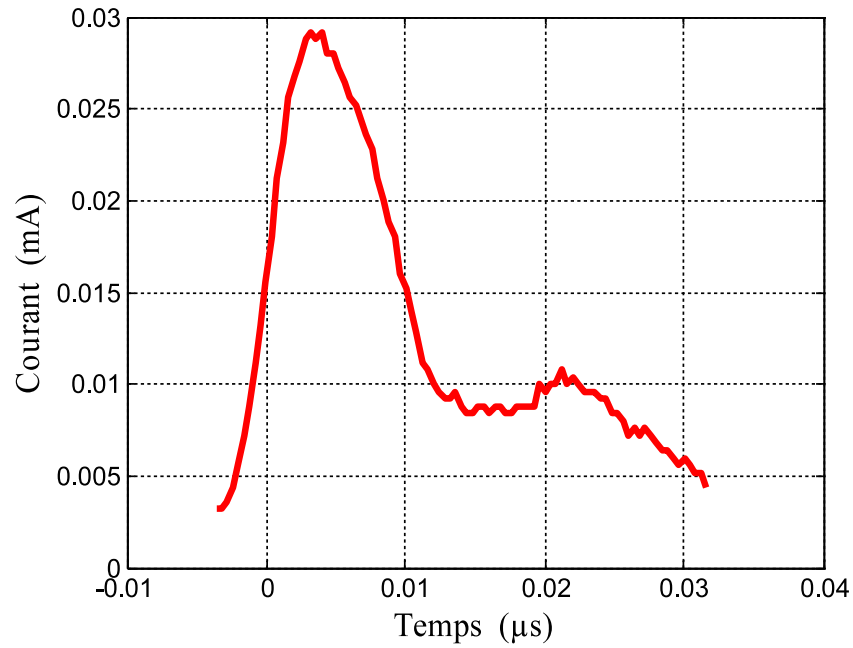


FIGURE 2.11 – Impulsion de courant correspondant à une DP mesurée sur du fil émaillé organiques de diamètre 0,85mm.

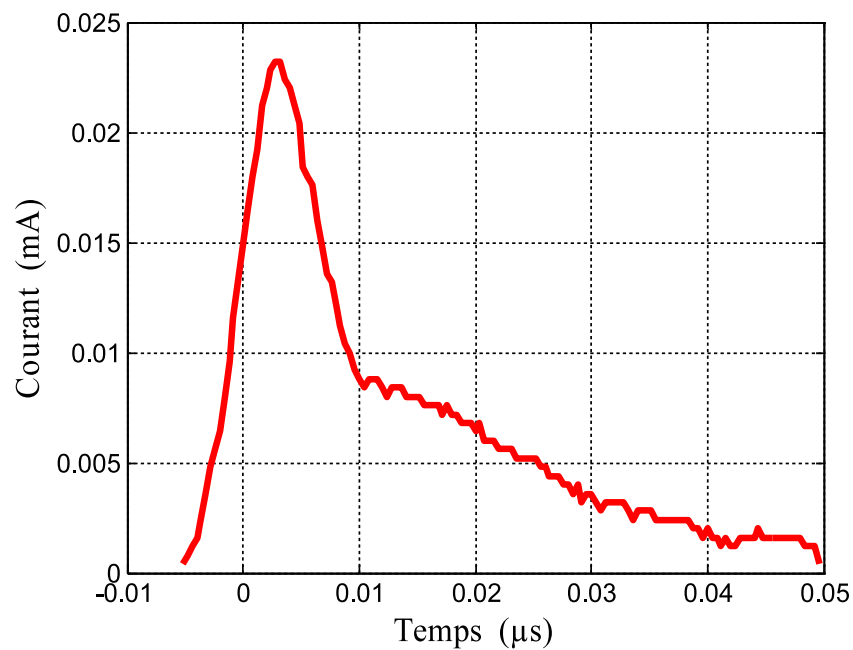


FIGURE 2.12 – Impulsion de courant correspondant à une DP mesurée sur du fil céramique Cerafil 500 de diamètre 0.3mm.

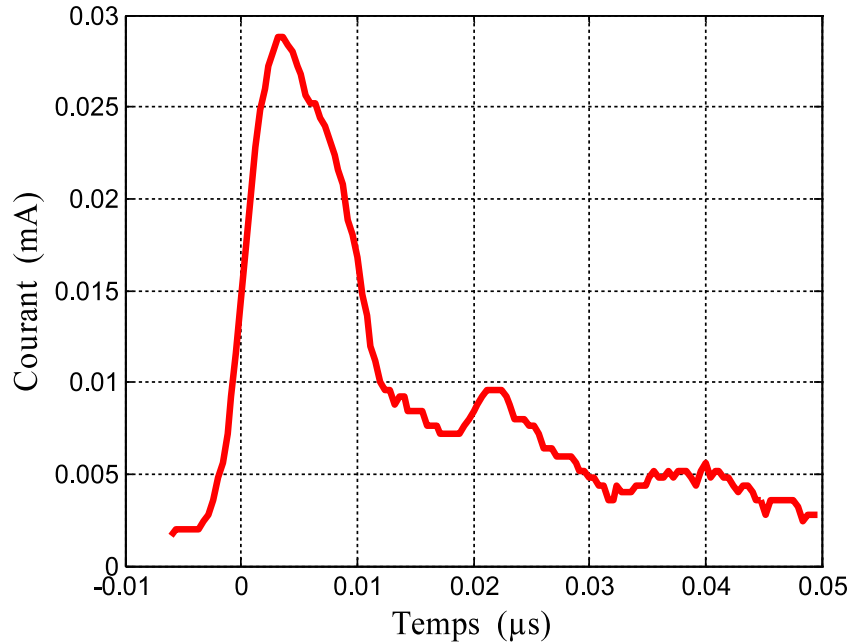


FIGURE 2.13 – Impulsion de courant correspondant à une DP mesurée sur du fils céramique Cerafil 500 de diamètre 0.8mm.

Compte tenu des facteurs aléatoires qui caractérisent les avalanches électroniques de faibles niveaux d'énergie, on peut observer que les durées des impulsions de courant sont relativement similaires tout comme leurs amplitudes. Ces impulsions sont caractérisées par une grandeur caractéristique unique qui est sa charge. Cette grandeur est une image du nombre d'électrons mis en mouvement dans le circuit électrique par la décharge. Cette quantité d'électricité est la charge apparente (q_{ap}) de la décharge qui est représentée par la surface sous la courbe de l'impulsion de courant $i(t)$ provoqué par la DP (relation 2.3).

$$q_{ap} = \int i(t)dt \quad (2.3)$$

Les charges apparentes des impulsions mesurées, à un niveau de tension qui correspond au SADP, sont données dans le tableau 2.5 pour quelques éprouvettes en croix. On peut constater que, pour ce niveau de tension, les valeurs mesurées sont du même ordre de grandeur.

Tableau 2.5 – Charges mesurées lorsque la tension appliquée aux fils en croix est à la limite du SADP.

Fils croisés	Diamètre (mm)	Charge apparente (pC)
Emaillés	0,30	0,39
	0,50	0,83
	0,85	0,45
Céramique	0,30	0,37
	0,50	0,34
	0,80	0,52

Les formes d'ondes des impulsions de courant et les charges équivalentes calculées montrent que le système de mesure mis au point est capable de relever des décharges

qui correspondant à des quantités d'électricités très faibles, largement inférieures au niveau de bruit défini par la norme CEI 60270 [70] relative aux mesures des DP, qui est fixé à $5pC$. Le SADP mesuré correspond donc à des décharges d'une intensité très faible. À ce niveau, les formes d'ondes des courants relevés pour les fils organiques et pour le fil à isolation céramique sont très semblables. Inversement, les impulsions de courant mesurées deviennent très différentes lorsque la tension appliquée dépasse plus franchement le SADP. Les pointes de courant observées avec des fils organiques restent d'une intensité modeste tandis qu'elles augmentent franchement pour les fils à isolation céramique.

Pour des fils organiques la rupture de l'isolation est obtenue pour des tensions très élevées alors qu'elle est obtenue pour des tensions à peine supérieures au SADP pour fil inorganique HT° à isolation mince comme le Cerafil 500.

La figure 2.14 résume les valeurs moyennes du SADP pour les différents essais réalisés. Ces résultats sont des moyennes obtenues avec 10 éprouvettes en prenant 12 points de contact sur chaque éprouvette soit 120 mesures au total. Les valeurs du SADP obtenues avec du fil émaillé sont de l'ordre de grandeur de celles trouvées dans la littérature scientifique portant sur éprouvettes torsadées [71]. Les SADP sont nettement plus faibles pour ses fils inorganiques HT° à isolation mince, ils ne sont pas que de l'ordre de 300V et ils dépendent moins du diamètre du fil.

Les valeurs sont encadrées par des intervalles de confiance qui donnent des renseignements relativement sur la dispersion de mesures. La grande dispersion obtenue avec les fils céramiques peut être naturellement attribuée à la forte inhomogénéité de la couche d'isolation. La géométrie du contact entre les fils, à l'échelle microscopique, est donc mal connue et variable.

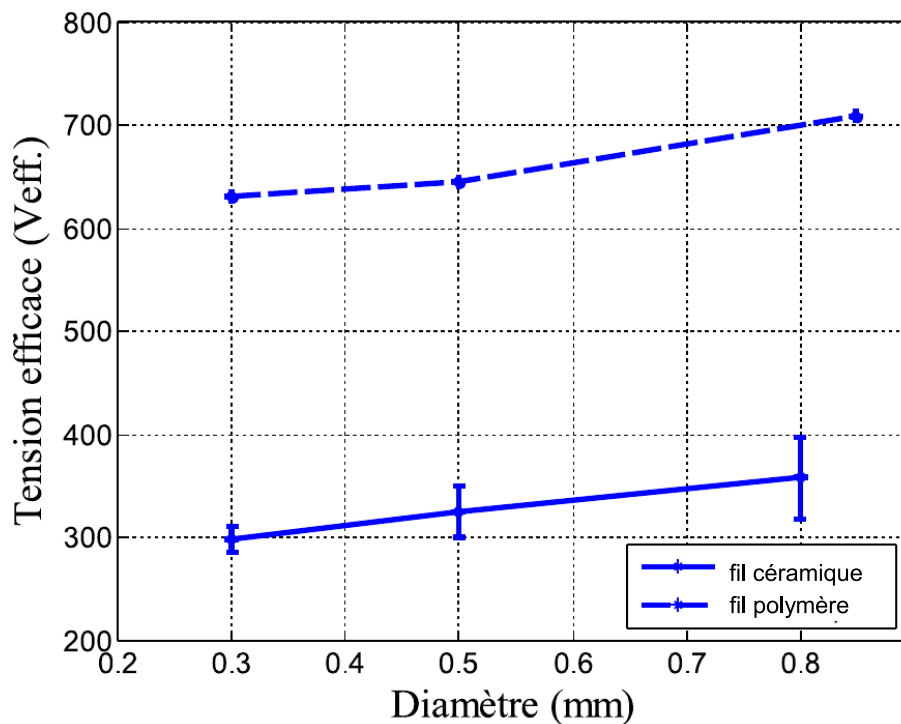


FIGURE 2.14 – SADP à température ambiante pour des fils polymères et céramiques.

Des mesures additionnelles ont été réalisées au laboratoire LAPLACE, avec des fils inorganique HT° à isolation mince à $50Hz$. Les résultats sont très similaires à ceux trouvés à $10kHz$ au LSEE. Ces résultats sont résumés dans le tableau 2.6.

Tableau 2.6 – SADP à température ambiante pour les fils céramique en fonction de la fréquence.

Type de fil	Fil avec isolation céramique		
	Diamètre (mm)	0,30	0,5
SADP (V_{eff}), 10kHz, (laboratoire LSEE)	298	324	358
SADP (V_{eff}), 50Hz, (laboratoire LAPLACE)	278	314	338

Ces valeurs très inférieures du SADP des fils HT° s’expliquent par trois facteurs :

- la plus faible épaisseur des couches isolantes inorganiques (tableau 2.4) ;
- l’irrégularité de la couche isolante des fils inorganiques ;
- la permittivité plus élevée de la céramique qui concentre le champ électrique plus intense dans l’air environnant la surface extérieure du fil.

2.3.5 Résultats aux températures élevées

Les mêmes essais ont été effectués dans un four avec des fils HT° de diamètres 0.5 et 0.8mm. La liaison avec l’armoire métallique de mesure est réalisée par un câble haute température isolé par des couches textiles épaisses à base de fibre de verre et de mica qui n’est pas le siège de DP aux tensions appliquées dans toute la gamme de température. Les mesures sont réalisées sur 3 échantillons. Pour chaque échantillon, le point de contact est stabilisé par une petite masse de 30g isolée à chaque coté avec mica et de la nephalite [72], (figure 2.15). Les charges apparentes ont été relevées à la tension correspondant au SADP mais à des températures élevées (400, 450 et 500 °C) et sont données dans le tableau 2.7. Ces charges sont très similaires à celles relevées à température ambiante.

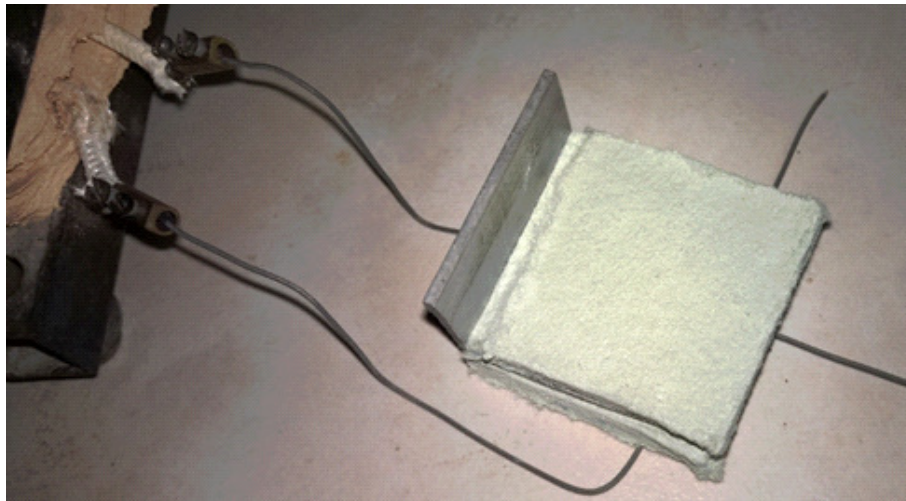


FIGURE 2.15 – Essais HT° sur des fils en croix.

Tableau 2.7 – Mesure de la charge apparente au SADP à températures élevées.

Température (°C)	Diamètre (mm)	charge apparente (pC)
400	0,50	0,392
450	0,50	0,403
500	0,50	0,403

La tableau 2.8 fournit les SADP mesurés en fonction de la température jusqu'à 500°C. Ces essais montrent que le SADP diminue lorsque la température augmente, ce qui est un résultat connu [69].

Les tensions ont été augmentées pour permettre la mesure de la tension de claquage des 6 éprouvettes pour chaque température. On peut constater que la marge séparant le SADP et la tension de claquage diminue lorsque la température augmente.

Tableau 2.8 – SADP et tension de claquage aux temperature élevées.

Température (°C)	19-21		100		200		300		400		500	
Diamètre du fil (mm)	0,5	0,8	0,5	0,8	0,5	0,8	0,5	0,8	0,5	0,8	0,5	0,8
SADP (Veff)	293	328	276	322	255	293	248	282	247	256	244	261
Claquage (Veff)	368	463	325	437	312	395	282	355	256	285	248	265
Δ Claquage-SADP,(%)	20	29	15	26	18	29	12	20	4	10	2	2

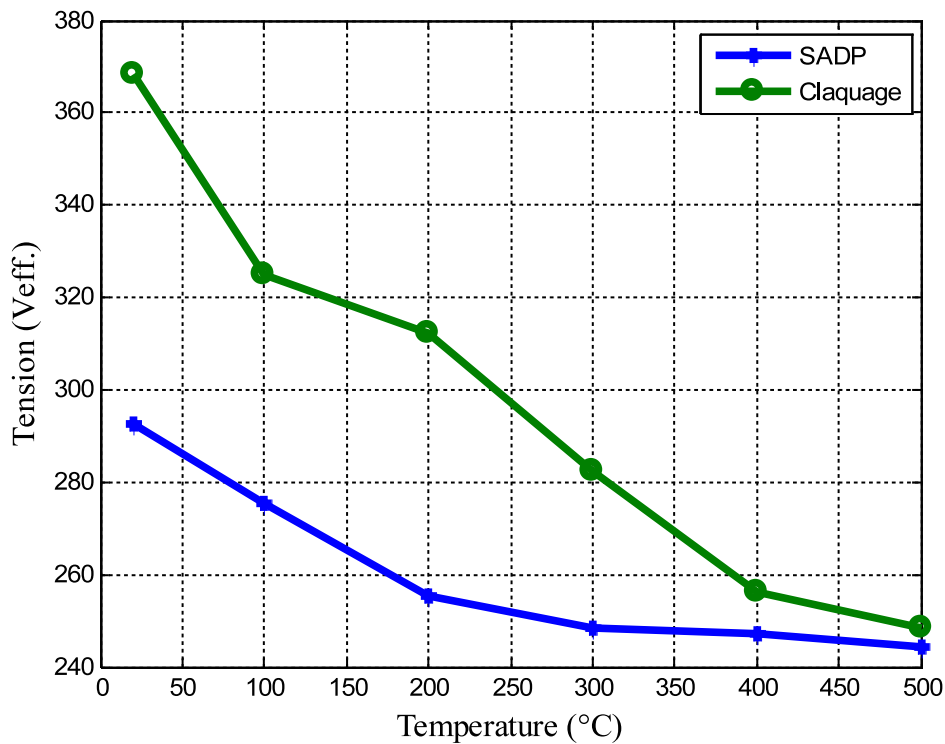


FIGURE 2.16 – Essais à températures élevées sur des fils en croix de diamètre 0.5mm. SADP et tension de claquage.

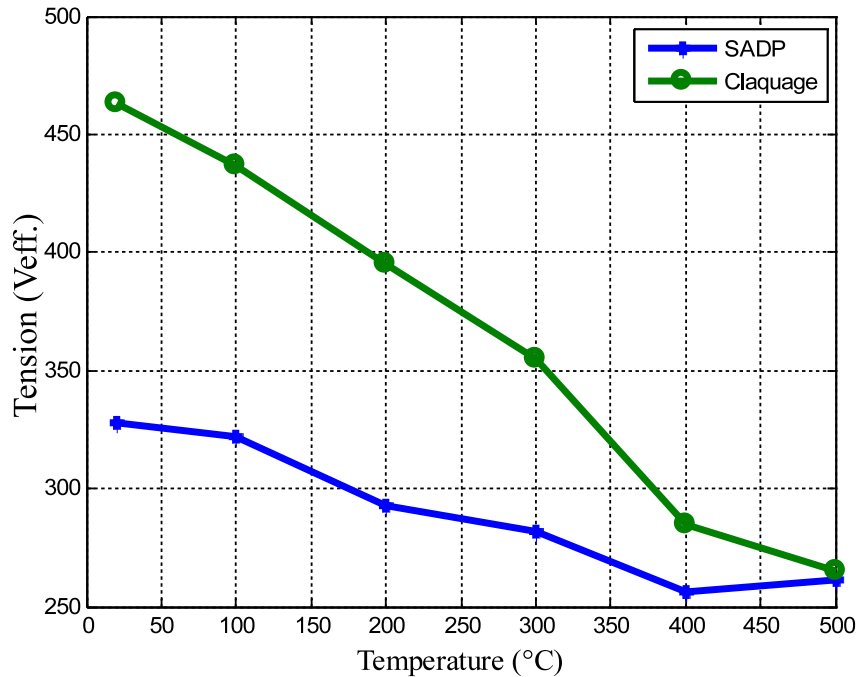


FIGURE 2.17 – Essais à températures élevées sur des fils en croix de diamètre 0.8mm. SADP et tension de claquage.

Ces essais montrent que le dispositif de mesure du SADP et de la tension de claquage sont opérationnels, il permet d’obtenir des résultats répétitifs et cohérents avec des fils en croix sans imprégnation.

2.4 Interpretation des résultats

Pour interpréter la proximité relevée entre la tension de claquage et le SADP, il est nécessaire de revenir à l’observation de l’état de la surface de la couche de céramique qui recouvre le fil.

2.4.1 Microscopies du fil à isolation céramique

La microscopie de la figure 2.18 présente les détails de la surface extérieure du fil à isolation céramique de type Cerafil 500. La mise au point du microscope optique est faite de manière à observer avec netteté les surfaces qui correspondent aux zones où l’épaisseur de céramique est la plus mince. Ces zones sont sombres sur la figure 2.18. Les surfaces plus claires et un peu floues sont plus proches, elles correspondent à des zones où la couche de céramique est la plus épaisse.

La surface du fil peut être recomposée avec un microscope numérique (Keyence VHX-5000) afin de reconstruire en 3D la surface observée (figure 2.19). Cette vue 3D met bien en évidence les irrégularités de la surface extérieure du fil.

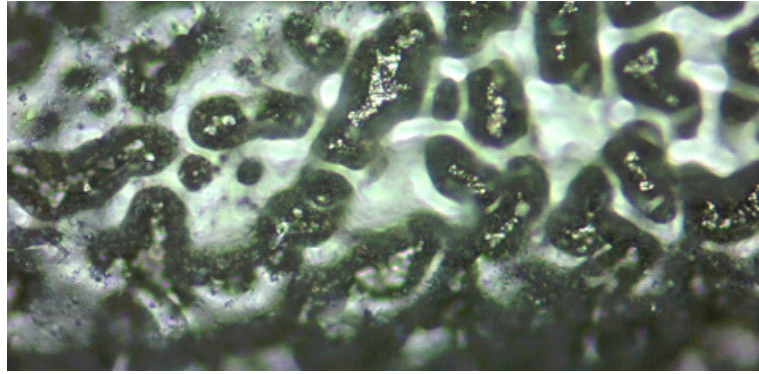


FIGURE 2.18 – Microscopie de la surface extérieure du fil à isolation céramique.

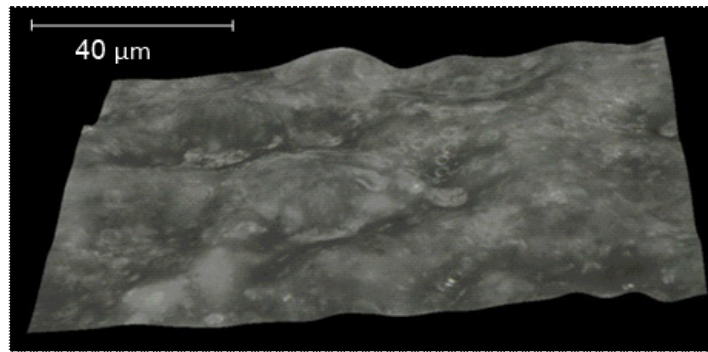


FIGURE 2.19 – Reconstruction réalisée de la surface extérieure du fil à isolation céramique.

La microscopie de la figure 2.20 est obtenue avec un microscope électronique à balayage sur un autre échantillon de fil à isolation céramique de 0.8mm de diamètre. Elle montre également une grande rugosité de la surface externe.

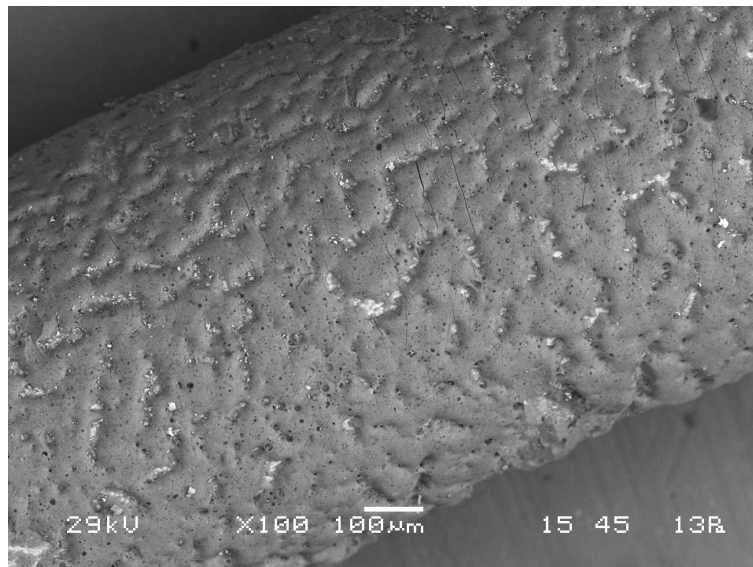


FIGURE 2.20 – Image MEB de la surface extérieure du fil à isolation céramique (Cerafil 500).

Pour faire une microscopie de la coupe, le fil est inséré dans une résine méthacrylate-méthyl placée dans un petit tube. Le tube est coupé pour obtenir plusieurs échantillons cylindriques. L'observation est possible après un polissage minutieux des sections transversales échantillons. La microscopie optique de la figure 2.21 a été faite sur une coupe

transversale avec un grossissement très important ($\times 3000$ fois). Les lignes pointillées ont été ajoutées pour mettre en évidence la frontière avec la résine extérieure qui permet de fixer le fil pendant son observation. Plusieurs échantillons ont été faits, les microscopies sont toutes différentes mais elles font toutes apparaître d'importantes différences d'épaisseur de la couche isolante et la présence de porosités ouvertes où l'isolation restante est très fine (de l'ordre de 2 à 3 μm). Une observation minutieuse de cette microscopie montre l'existence de deux couches isolantes : une couche un peu plus pâle et assez homogène, d'une épaisseur de 2 à 3 μm au contact du nickel, et une seconde couche plus irrégulière d'une épaisseur moyenne d'environ 10 μm .

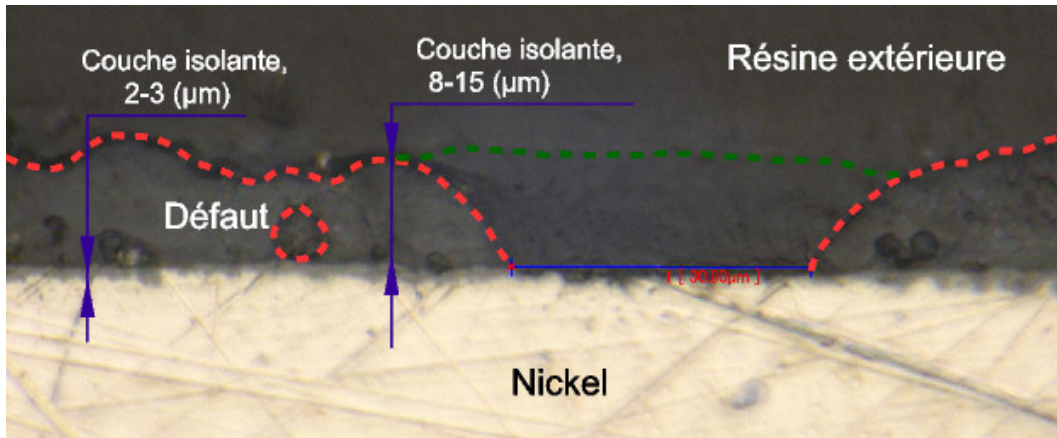


FIGURE 2.21 – Microscopie de la coupe longitudinale du fil.

D'autres microscopies de la surface de fil, avec un grossissement plus important (figure 2.22), permettent de voir la présence de fissures étroites et longues indépendamment des irrégularités de la surface.

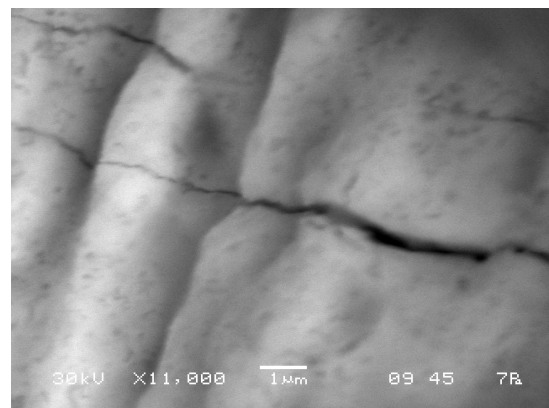
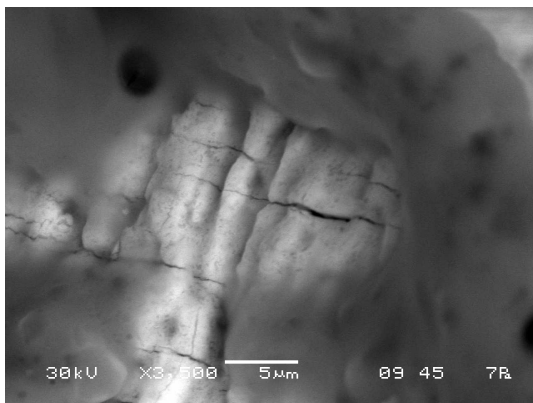


FIGURE 2.22 – Observation au MEB de fissures sur un fil non stressé (Cerafil 500).

2.4.2 Métallisation de la surface externe du fil à isolation céramique

Les fissures observées laissent à penser qu'il existe des colonnes microscopiques d'air qui traversent l'ensemble des couches isolantes à certains endroits. Pour vérifier cette hypothèse, la surface extérieure de plusieurs échantillons de fil de 0.8mm a été métallisée avec de l'or sur une longueur de 18mm avec un procédé d'électrodéposition à froid ; 12 échantillons ont été réalisés. La photographie de la figure 2.23 montre une partie des échantillons dorés.

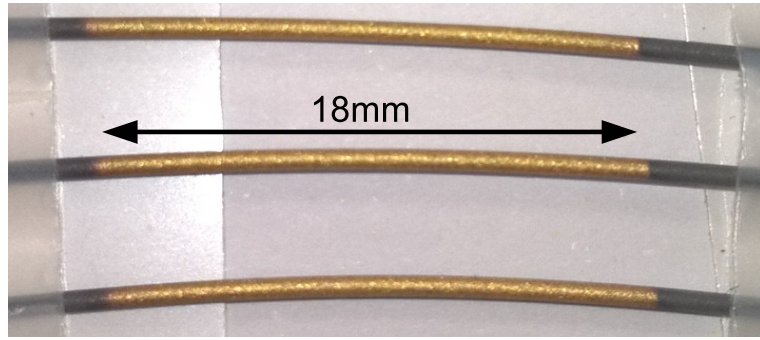


FIGURE 2.23 – Fils (Cerafil 500) métallisés à l’or par électrodéposition.

La résistance entre la métallisation extérieure du fil isolé et son âme centrale a été mesurée avec un multimètre classique pour les 12 échantillons. Toutes les mesures correspondent à des valeurs relativement faibles avec une valeur moyenne de 18Ω pour les 12 mesures et des disparités très importantes d’un échantillon à l’autre. Aucune résistance n’était représentative d’une véritable isolation électrique. Cet essai montre que, pour les 12 échantillons métallisés, l’or déposé se trouve en contact direct avec la surface de nickel au travers de fissures.

Les fils métallisés ont été observés avec un microscope optique. Comme attendu, la surface dorée qui recouvre la céramique est très irrégulière comme le montre la figure 2.24. Sur cette microscopie, la largeur de la zone où l’isolation est mince est d’environ de $40\mu m$. On observe également des fissures ; la partie droite de la figure 2.24 montre une fissure verticalement observable et d’autres fissures de plus petites taille. Des mesures ont été faites pour estimer la largeur des fissures (estimation : environ $0,16\mu m$).

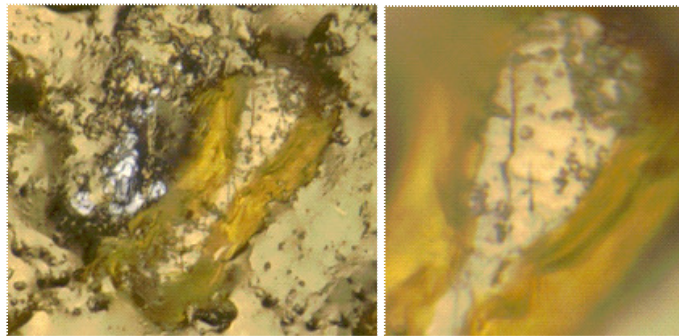


FIGURE 2.24 – Surface à l’intérieur d’une porosité (à gauche) augmentée de x2000 fois et fissures dans les zones les plus minces (à droite) augmentée de x5000 fois.

Ces observations mettent en évidence l’existence de nombreuses fissures dans lesquelles il existe une colonne d’air qui relie directement le conducteur central à l’air extérieur. Lorsque deux fils à isolation céramique sont en contact, il existe une probabilité non négligeable de présence d’une colonne d’air microscopique qui relie les surfaces conductrices des âmes des fils. Les fissures sur la surface de l’isolation céramique sont transversales par rapport de la longueur du fil. Dans le volume métallisée de céramique que nous avons, plusieurs fissures ont été remplies d’or.

2.4.3 Comparaison avec la courbe de Paschen

Ayant observé des décharges partielles avant le claquage, nous en déduisons que celles-ci se produisent sur en surface sur la ligne de cheminement : L_1 de la figure 2.25) ou dans la cavité de longueur L de la figure 2.26. Dans le premier cas les interactions avec la surface du matériau inorganique peuvent intervenir.

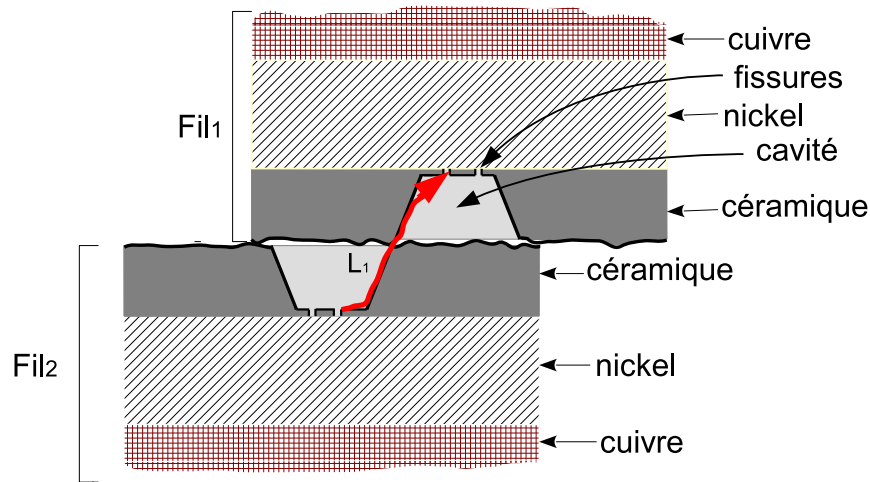


FIGURE 2.25 – L'image de décharge partielle de surface entre les fils céramiques.

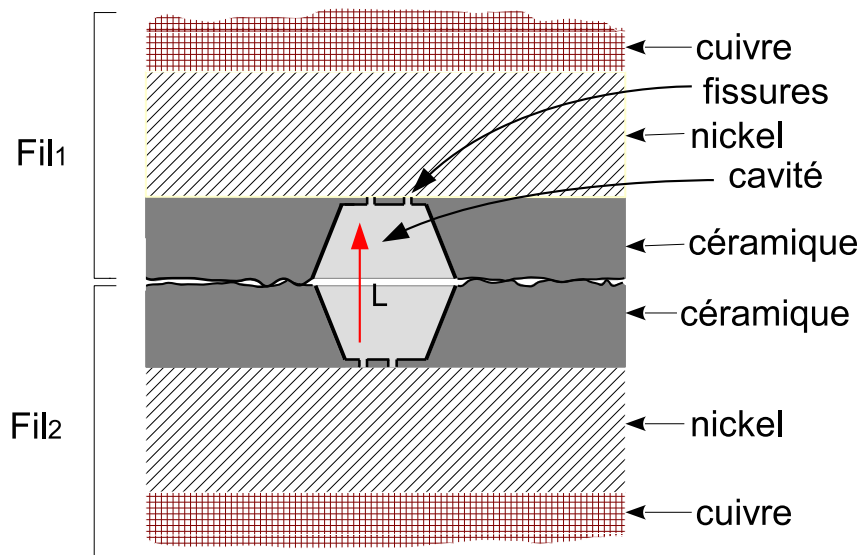


FIGURE 2.26 – L'image de décharge partielle en volume entre les fils céramiques.

Les données calculées avec la loi Paschen coïncident avec les valeurs mesurées de la tension de claquage pour les fils en croix à une température de 20°C . Si on prend en considération les valeurs moyennes de l'épaisseur d'isolant, les valeurs expérimentales du SADP sont de même ordre de grandeur que celles données par la courbe Paschen (voir figure 2.27) à 20°C et pression atmosphérique.

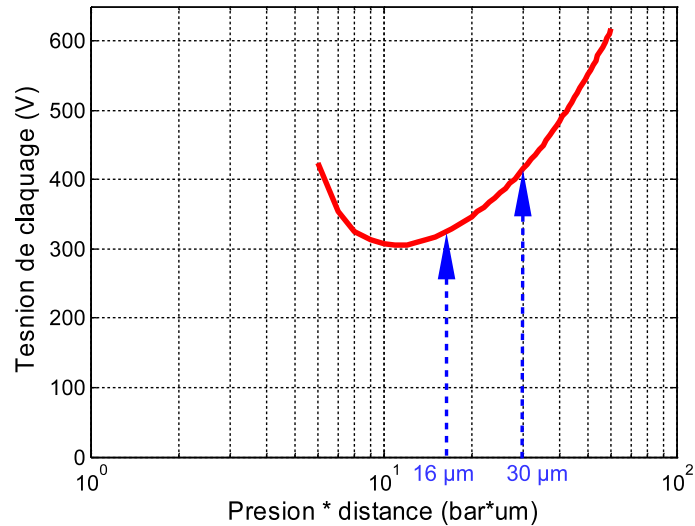


FIGURE 2.27 – Courbe Paschen dans l’air et estimation des longueurs des colonnes d’air dans les fissures de la céramique.

2.4.4 Mesure du SADP dans un diélectrique liquide et après nettoyage de la surface du fil à isolation céramique

Lorsque les échantillons en croix sont placés dans un diélectrique liquide [73], le phénomène de claquage intervient sans apparition préalable de DP. Les valeurs moyennes de la tension de claquage pour les échantillons en croix dans le diélectrique sont d’ordre 1900 V_{eff} . Cette tension nettement plus élevée s’explique le fait que le diélectrique liquide comble les fissures des couches céramiques. Les mêmes mesures de tension de claquage ont été répété, est avec deux électrodes plongées dans le même diélectrique liquide, la distante entre les électrodes a été réglée à 30 μm . La tension de claquage mesurée était 1800V. Cette valeur est proche de la tension de claquage de deux fils en croix placés dans le diélectrique liquide. Donc, on peut en déduire que pour les deux fils en croix dans le diélectrique liquide l’arc électrique passe d’une âme métallique à l’autre, pour une tension de claquage de 1800-1900 V_{eff} .

Le détail des essais faits avec les fils en croix dans le diélectrique liquide sont donnés dans le tableau 2.9, pour un fil de diamètre 0.8mm.

Tableau 2.9 – Essais de claquage dans le liquide diélectrique du fil Cerafil 500, diamètre 0.8mm.

N° Echantillon	Tension de claquage, V_{eff}
1.	1859
2.	1880
3.	1600
4.	1920
5.	1875
6.	1640
7.	2600
Valeur moyenne, V_{eff}	1911

Les échantillons, des fils céramiques (Cerafil 500, diamètre $0.8mm$) ont été nettoyés selon une procédure de nettoyage standardisée [74]. Les résultats des essais sont rassemblés dans le Tableau 2.10, (9 échantillons de fils en croix). Les mesures ont été faite sur les échantillons avant de nettoyage et après le nettoyage. Les valeurs moyennes de SADP sont quasiment les mêmes. Ces essais confirment que les échantillons prélevés sur une bobine neuve sont quasiment identiques aux échantillons nettoyés par la procédure nominalisée. En conséquence cela démontre qu'un nettoyage, des fils avant réalisation des bobines est inutile et ne changera pas le SADP. Une solution de "comblement" des fissures des couches céramiques s'avère nécessaire.

Tableau 2.10 – Seuil d'apparition des décharges partielles avant et après le nettoyage de la surface isolante (fil en croix).

N° Échantillon	Fil céramique avant nettoyage	Fil céramique après nettoyage
	SADP, $V_{eff.}$	
1.	352	363
2.	354	376
3.	354	349
4.	324	349
5.	341	335
6.	332	345
7.	373	340
8.	347	330
9.	348	323
Valeur moyenne, $V_{eff.}$	347	355

2.4.5 Résumé de l'interprétation des faibles valeurs de SADP

La figure 2.28 résume la situation de 2 fils parallèle. Elle est zoomée au point de contact, en prenant en compte les cavités observées et les fissures. Le rayon du fil est beaucoup plus grand que les autres dimensions. Les points de contact entre deux fils parallèles sont répartis de façon aléatoire mais localement deux cavités peuvent être très proches. La couche isolante n'agit pas comme un diélectrique classique qui forme une barrière pour les colonnes d'air ionisées. Des décharges peuvent se produire entre les âmes métalliques au travers des cavités et des fissures des deux fils. Elles se transforment donc assez rapidement en un arc électrique. Les grandeurs dans la figure 2.28 ne sont pas proportionnelles, mais cette façon de présentation explique mieux possible ce phénomène.

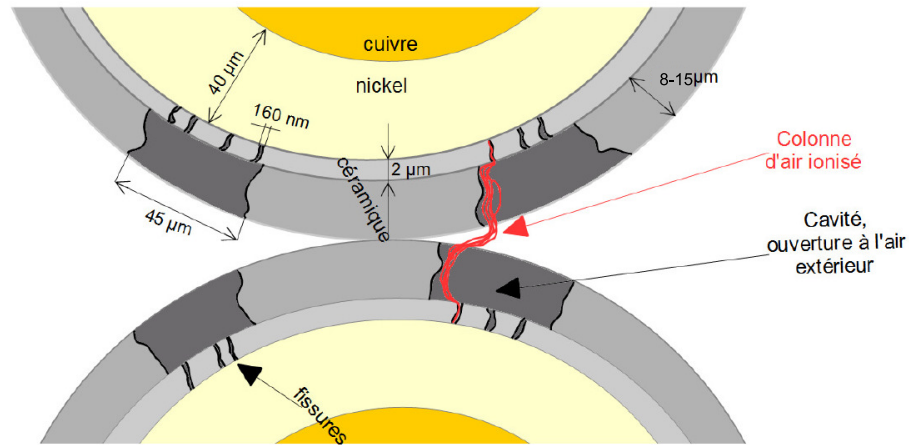


FIGURE 2.28 – L'image schématique de claquage entre les fil céramique.

Une solution technologique doit être mise en oeuvre pour combler les cavités ou les fissures. Il est également possible de réduire la tension inter spires a fin d'éviter la rupture diélectrique franche entre fils.

2.5 Ciment HT° d'encapsulation

La fragilité de la couche isolante en céramique déposée sur le fil et les valeurs modestes du SADP et de la tension de claquage mesurées aux températures élevées montrent que le fil à isolation céramique doit être utilisé en l'associant avec un liant inorganique HT° . Celui-ci assurera la fonction d'enrobage des bobines. Il est donc important de sélectionner un tel imprégnant HT° avant de poursuivre les essais de tenue en tension de l'isolation inter-spires des bobines. Cette tenue en tension sera assurée par l'association du fil inorganique à isolation mince et du ciment HT° qui assurera, la tenue mécanique des bobines.

2.5.1 Ciments HT° candidats

Le tableau 2.11 énumère les produits industriels identifié comme étant potentiellement en mesure d'assurer la fonction d'encapsulation des bobines HT° . Ce tableau résume les données fournies par les fabricants. La cinquième colonne est une donnée qualitative issue de la mise en œuvre du produit. Tous ces produits sont utilisables jusqu'à une température au moins égale à $500^\circ C$.

Tableau 2.11 – Ciments repérés pour l'encapsulation des bobines HT° .

N_o	Ref. commerciale	Composant chimique principal	Taille des particules, $min - max$ (μm)	Qualité mécanique	Conditions de durcissement	Présentation
1	Duralco 215	Al_2O_3	20 – 80	Friable	Sechage à l'air ambiant	Ciment préparé
2	RTC 60	Al_2O_3	44 – 1200	Friable	24h à temp. ambiante +2h à $120^\circ C$	Poudre à diluer dans l'eau
3	Rescor 780	Al_2O_3	50 – 200	Dur	24h à temp. ambiante +2h à $120^\circ C$	Poudre à diluer dans un activateur
4	903HP	Al_2O_3	1 – 44	Dur	12h à temp. ambiante 2h à $120^\circ C$ +4h à $370^\circ C$	Ciment préparé
5	905	SiO_2	74 – 150	Dur	12h à temp. ambiante +2h à $120^\circ C$	Poudre à diluer dans un activateur
6	Cerastil C13	Non communiqué	< 50	Dur	30 jours à temp. ambiante	Poudre à diluer dans l'eau

Pour la construction de bobines qui peuvent être utilisables dans les machines, les fils revêtus de céramique doivent être insérés dans le ciment céramique qui offre des propriétés mécaniques suffisantes [75, 76, 7]. Parmi les 6 ciments sélectionnés après examen de leurs fiches techniques, deux d'entre eux ont été éliminés pour des raisons pratiques : les ciments 1 et 2. Ils se sont rapidement avérés friables donc mal adaptés aux réalisations de faibles épaisseurs. Le ciment numéro 2 possède des grains de grandes tailles qui ne sont pas compatibles avec la construction de bobines avec des fils de $0.5mm$ de diamètre et les faibles

épaisseurs d'isolant. L'étude a été poursuivie sur la base des ciments 3, 4, 5 et 6 avec une attention particulière pour le produit 6 car il utilise un solvant aqueux (de l'eau), il est simple d'emploi et a un impact environnemental réduit par rapport à ceux qui utilisent un solvant plus complexe.

2.5.2 Propriétés électriques du fil HT° associé à un ciment

2.5.2.1 Contact inter-spires plus réaliste

Pour obtenir des résultats proches de la réalité de l'isolation inter-spires d'une bobine réalisée avec du fil HT° à isolation mince, les petites bobines schématisées à la figure 2.29 ont été réalisées. La photo de la figure 2.30 montre un échantillon réalisé suivant le schéma de la figure 2.29. Ces essais ont été faits avec un seul ciment, le Rescor 780.

Les bobines sont construites sur des tubes de différents diamètre dans le but d'imposer des rayons de courbure différents en même temps que les contraintes liées à la réalisation des bobines qui ne pourront jamais être éliminées. Deux diamètres de fil HT° à isolation mince ont été utilisés : 0.5 et 0.8mm. Les flasques latéraux facilitent le bobinage. Toutes les parties métalliques en contact des bobines sont isolées avec du mica, comme le montre la coupe transversale de la figure 2.29. Après la réaction chimique qui permet le durcissement du ciment HT° , les parties métalliques sont démontées. La tension d'essai est appliquée entre la bobine 1 et la bobine 2 qui sont chacune en circuit ouvert.



FIGURE 2.29 – Section transversale, la vue schématique d'une bobine double.

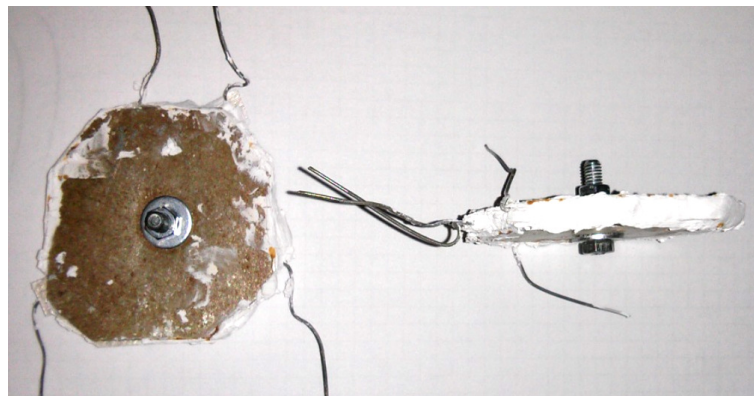


FIGURE 2.30 – Bobine double couche enrobée, N°3 Rescor 780.

Le tableau 2.12 présente les résultats obtenus en terme de seuil d'apparition des décharges partielles (SADP) et de tension de claquage. Ce tableau a été obtenu avec 20 bobines différentes : quatre échantillons pour 5 combinaisons de diamètre du fil – diamètre de la bobine. Pour certaines bobines, le claquage s'est produit directement, sans observer les pics de courant qui sont la signature des décharges partielles. Un seul échantillon présente une

tension de claquage nettement plus élevée que les autres (1000V), alors que les trois autres sont détruits pour des tensions respectivement égales à 530V, 470V et 600V. Cette valeur élevée unique, qui n'est pas expliquée, a été éliminée pour calculer la moyenne. L'échantillon 2 réalisé avec du fil de 0.5mm sur un tube de 8mm présente le même comportement. Ces points particuliers sont surlignés dans le tableau 2.12.

Tableau 2.12 – SADP et tension de claquage mesurés à température ambiante.

Diamètre du fil	Diamètre bobine		Numéro de l'échantillon				Valeurs moyennes (Veff)
			1	2	3	4	
0,8 mm	40 mm	SADP (Veff)	419	310	450	475	414
		Claquage (Veff)	650	569	790	600	652
	25 mm	SADP (Veff)	300	-	-	450	375
		Claquage (Veff)	1000	530	470	600	533
0,5 mm	12 mm	SADP (Veff)	366	-	460	405	410
		Claquage (Veff)	662	540	480	450	533
	8 mm	SADP (Veff)	561	-	-	-	561
		Claquage (Veff)	647	947	533	548	576

Ces premiers résultats montrent également que pour les faibles rayons de courbure les tension de claquage sont proches des SADP. La différence entre ces deux valeurs n'est pas mesurable pour la moitié des échantillons testés. Ces résultats confirment les résultats de la section précédente car la courbure des fils à isolation céramique mince augmente le nombre des fissures et donc des chemins possibles d'ionisation de l'air et le claquage entre les âmes métalliques. Cette constatation montre que le ciment ne pénètre pas au cœur du bobinage, dans les fissures microscopiques observées. Il forme un simple liant qui maintient les spires à leurs places. Les grains du ciment s'intercalent entre les spires pour former un ensemble rigide mais ne comblent pas complètement les cavités et les fissures.

Quelques tentatives ont été faites pour fabriquer des bobines identiques avec les ciments 1 et 2 mais elles se sont avérées difficiles à manipuler à cause de la friabilité des ciments. Les échantillons sous formes de bobines sont difficiles à réaliser et demandent beaucoup de temps. Les essais ont été poursuivis avec des échantillons plus simples.

2.5.2.2 Contacts ponctuels

Pour étudier les caractéristiques électriques de l'ensemble formé par le fil HT° associé à son ciment d'imprégnation, 7 échantillons de fils en croix pour chaque ciment d'enrobage retenu (figure 2.31) ont été construits les résultats sont présentés aux tableaux 2.13 et 2.14.

Les essais montrent que pour certains types de ciment, la tension de claquage est très proche du SADP, il est difficile de faire la différence entre les deux paramètres. Dans ce cas le valeur du SADP n'est pas précisée.

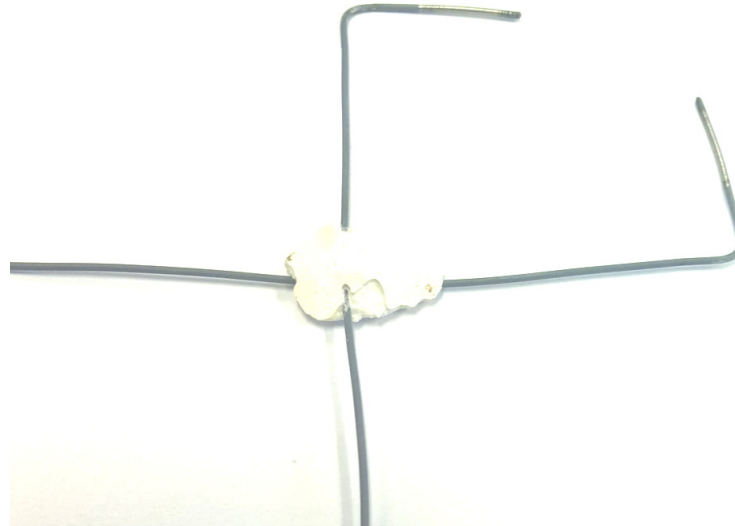


FIGURE 2.31 – Contact ponctuel avec enrobage (fil Cerafil 500).

Tableau 2.13 – SADP des échantillons construits avec différent types de ciment.

Température	Type de ciment	SADP	Numéro de l'échantillon							Val. moy.
			1	2	3	4	5	6	7	
Température ambiante, 19 °C	4(903HP)	$V_{eff.}$	460	460	510	500	473	433	470	472
	5(905)	$V_{eff.}$	-	-	-	-	-	-	-	-
	6(CerastilC13)	$V_{eff.}$	580	578	-	607	-	-	-	588
	3(Rescor780)	$V_{eff.}$	400	398	410	440	420	450	405	418
Haute temperature, 500 °C	4(903HP)	$V_{eff.}$	476	400	395	447	420	470	360	424
	5(905)	$V_{eff.}$	-	-	-	-	-	-	-	-
	6(CerastilC13)	$V_{eff.}$	-	-	-	-	-	-	-	-
	3(Rescor780)	$V_{eff.}$	310	-	420	-	-	-	-	365
- : SADP non mesurable, claquage direct (table 2.14)										

Le meilleur résultat pour la tension de claquage est détenu pour le ciment type Cerastil C13. Cependant en haute température, la tension de claquage la plus élevée est obtenue pour le ciment 903 HP, avec une légère différence par rapport au Cerastil C13 (différence 903HP-Cerastil C13 est 5%, à 500°C).

Tableau 2.14 – Tension de claquage des échantillons construits avec différent types de ciment.

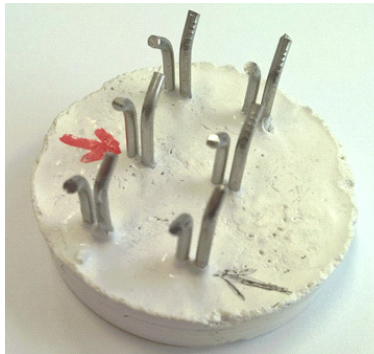
Température	Type de ciment	claquage	Numéro de l'échantillon							Val. moy.	Écart type
			1	2	3	4	5	6	7		
Température ambiante, 19 °C	4(903HP)	$V_{eff.}$	600	600	561	530	600	614	600	586	5.2
	5(905)	$V_{eff.}$	596	645	635	550	678	723	771	657	3.6
	6(CerastilC13)	$V_{eff.}$	788	731	710	668	889	860	540	741	76.2
	3(Rescor780)	$V_{eff.}$	630	590	550	530	570	490	598	565	16.5
Haute temperature, 500 °C	4(903HP)	$V_{eff.}$	554	500	561	538	485	570	550	536	12.3
	5(905)	$V_{eff.}$	474	480	400	341	697	340	500	461	42.5
	6(CerastilC13)	$V_{eff.}$	450	550	455	582	507	525	491	509	51.6
	3(Rescor780)	$V_{eff.}$	512	425	470	460	510	520	410	472	28.1

2.5.3 Analyse du cas particulier des ciments HT° à base d'eau

Les ciments à base d'eau ont un impact environnemental plus faible que les autres. Des essais spécifiques ont été réalisés avec des formes simples et du ciment $N^\circ 6$ (Cerastil C13) capable de durcir à l'air ambiant et à basse température. Ce ciment est le plus simple d'utilisation. Les échantillons réalisés ont une forme cylindrique et une épaisseur de 5mm . Ils sont pourvus d'une série d'électrodes en acier inoxydable. La figure 2.32 montre des photographies d'échantillons qui ont été conçus.



(a) Echantillon avec des électrodes distantes de 6mm .



(b) Echantillon avec des électrodes distantes de $1,8\text{mm}$.

FIGURE 2.32 – Echantillons de ciment $HT^\circ N^\circ 6$, Cerastil C13.

Certains échantillons ont été coupés pour observer plus précisément leur comportement à cœur. Ces coupes ont montré la présence de bulles résiduelles au cœur de la pièce. Pour éviter cet inconvénient, deux solutions ont été testées expérimentalement. La première consiste à augmenter la teneur en eau du ciment pour rendre le mélange plus fluide, la seconde à vibrer le moule durant une heure.

Les ciments réalisés avec une teneur en eau réduite sont effectivement plus homogènes mais la résistance mesurée entre les électrodes est assez faible de l'ordre de $10\text{M}\Omega$ seulement pour une distance inter-électrode de 6mm et nettement moins pour les échantillons où les électrodes sont distantes de $1,8\text{mm}$. Avec de telles valeurs, les pertes dans le diélectrique des bobines inorganiques construites avec un tel ciment pour un moteur seront prohibitives.

L'idée de faire vibrer le mélange avant la prise du ciment est efficace pour améliorer l'homogénéité du ciment mais les résistances mesurées entre les électrodes sont encore plus faibles. Cette différence peut s'expliquer par une action abrasive des particules en suspension dans le mélange. Les vibrations provoquent une friction entre les particules et les électrodes qui tend à détériorer significativement l'état de surface de ces dernières. Ce phénomène d'abrasion doit être évité avec des fils à isolation inorganique qui sont très fragiles.

D'une façon générale, le ciment $N^\circ 6$ à base d'eau et à durcissement naturel à l'air libre a une durée de prise très longue. Les résistances mesurées entre les électrodes une fois

par jour pendant 6 jours augmente régulièrement. Cette valeur n'est pas encore stabilisée après 6 jours et des variations liées à l'humidité ambiante ont été constatées. Les détails des mesures effectuées et des conditions dans lesquelles elles ont été faites sont rassemblées dans le livrable L1.1c du projet ACCITE [77].

Les résultats de ces essais ont conduit à éliminer le ciment à séchage naturel à l'air libre au profit du ciment N°4 (903HP) qui est un produit plus technique dont la stabilisation est assurée par deux cycles thermiques. Le premier cycle à 120°C pendant 2h assure la prise initiale du ciment. Le second cycle, à 370°C pendant 4h, est destiné à faire grossir les grains formés lors du premier cycle ce qui améliore les propriétés mécaniques du ciment. Cette solution, est bien adaptée aux couches fines, elle sera testée directement sur des bobines réalisées avec du fil HT° à isolation céramique.

2.6 Conception des bobine HT°

2.6.1 Premier tests

Les premières réalisation HT° ont été faites sur un modèle de grandes dimensions pour que le rayon de courbure ne pose pas de problème. L'objectif était de mettre au point la méthode de bobinage et de tester la solidité de la bobine. Ces bobines ont été construites autour d'un noyau en acier de 10mm de large, usiné en demi-cylindre à ses extrémités de façon à obtenu un rayon de courbure de 5mm pour la première couche de bobinage. La longueur du noyau est de 100mm et sa hauteur 15mm.

Les photographies de la figure 2.33 montrent les éléments utilisés pour leur construction. La photo de gauche montre le noyau central avec les flasques latéraux qui définissent l'épaisseur de la bobine ainsi qu'une tôle qui permet de donner la forme extérieure de la bobine aux dimensions définies par les flasques. Les pièces métalliques sont protégées par des films de polymère qui facilitent le démoulage de la bobine après le durcissement du ciment. La photographie de droite montre la bobine inorganique dans son moule. La tôle extérieure est maintenue serrée contre les flasques par les serre-joints.

Un fil à isolation céramique de diamètre 0.5mm (Cerafil 500) est bobiné à la main après avoir déposé la pâte de ciment au pinceau. Toutes les opérations sont donc manuelles.

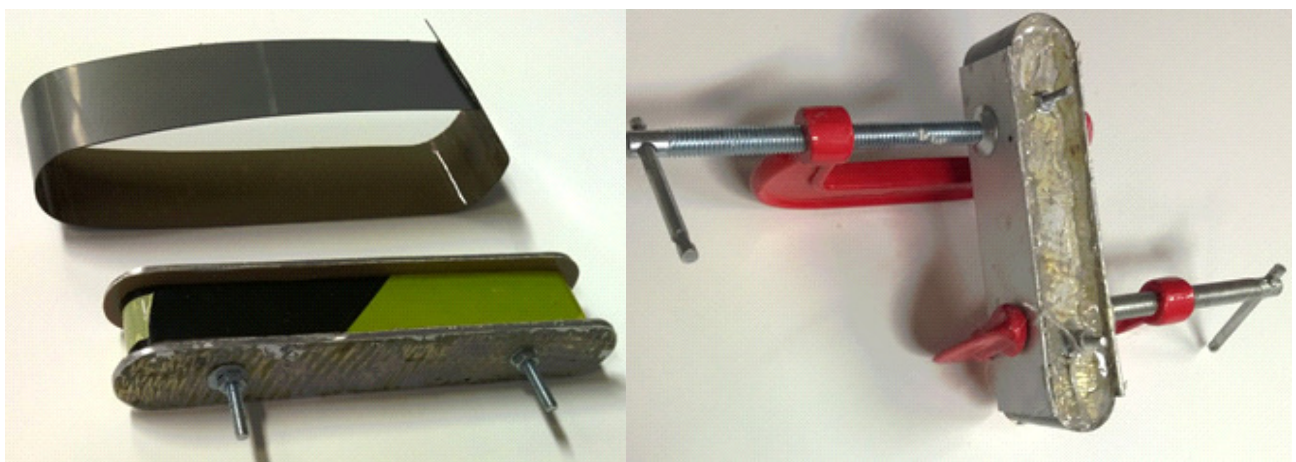


FIGURE 2.33 – Fabrication des premières bobines entièrement inorganiques.

Pour concevoir une machine électrique compacte il est nécessaire de réaliser des bobines de faible épaisseur comme le montre la figure 2.34. Cette figure montre deux bobines dont

l'épaisseur est voisine de 3mm . La bobine de gauche a subi un essai à 500°C pendant 8h , son aspect extérieure montre un brunissement mais ses caractéristiques mécaniques sont comparables à celles qui n'a pas subi de cycle thermique.

Plusieurs prototypes semblables ont été construits avec les ciments prêts à l'emploi (Cerastil C13 et 903 HP) en respectant scrupuleusement les consignes décrites dans leurs fiches techniques. La tôle extérieure, les flasques et le noyau central sont démontés après avoir attendu le temps préconisé à température ambiante. À ce stade le ciment n'as pas subi de cycle thermique, il est encore très friable. L'opération de démoulage est donc très délicate, mais après cette opération la bobine peut subir le cycle thermique préconisé par le fabricant pour acquérir ses caractéristiques mécaniques optimales.



FIGURE 2.34 – Premières bobines inorganiques fines (épaisseur voisine de 3mm).

Les propriétés mécaniques n'ont pas été testées dans le détail sur ces prototypes, cependant plusieurs éléments peuvent être déduits de cette première expérience :

- Les bobines sont relativement dures, sauf sur les arêtes qui sont un assez irrégulières. Ce défaut s'explique par l'opération de démoulage qui est délicate et qui a tendance à endommager les arêtes.
- La surface extérieure n'est pas régulière : il y a des manques de matières (porosités ouvertes). Ces défauts s'expliquent par la méthode de fabrication, la tôle extérieure, piège des bulles d'air à la surface du ciment qui possède encore la consistance d'une pâte.
- L'épaisseur de la bobine n'est pas régulière, elle est plus importante au centre de la bobine. Ce défaut est dû à l'utilisation d'une tôle externe serrée par des serre-joints ; la tôle n'est pas tout à fait plane au moment de son serrage.

L'analyse très qualitative des performances mécaniques de ces premières bobines a permis de cerner les difficultés et de modifier la conception des bobines inorganiques qui seront montées sur les dents des stators des machines prototypes du projet ACCITE. La principale difficulté est liée à l'opération de démoulage, elle même liée à la conception du moule. Les arêtes des bobines réalisées avec le ciment N°4 (903HP) se sont avérées moins friables que celle réalisées avec le ciment N°6 (Cerastil C13). Ce ciment a donc été retenu pour fabriquer les bobines de la machine prototype.

2.6.2 Conception des bobines des machines HT° du projet ACCITE

Les machines HT° du projet ACITE sont conçues pour travailler à une température interne de $500^\circ C$ au point le plus chaud. Elle ont été définies en collaboration avec le laboratoire GREEN. Comme beaucoup de machines compactes de l'aéronautique, ces machines synchrones sont construites avec un grand nombre de pôles pour pouvoir les doter d'un bobinage à une bobine par dent statorique. Ces machines doivent respecter certaines conditions dans les combinaisons entre le nombre de pôles et le nombre de dents pour fonctionner avec des couples harmoniques limités à des valeurs raisonnables [78]. Les prototypes sont définis sur la base d'une structure à 20 pôles (10 paires de pôles $p = 10$) et 24 dents statoriques. Les machines sont conçues pour fonctionner à $5000tr/min$ ($n = 83.3tr/s$) sous une fréquence d'alimentation élevée ($f = 833Hz$). Les tôles du stator sont découpées selon le plan de la figure 2.35, le détail d'une dent est donné à la figure 2.36. Ces tôles minces en fer-cobalt sont empilées pour former un circuit magnétique d'une longueur de $50mm$.

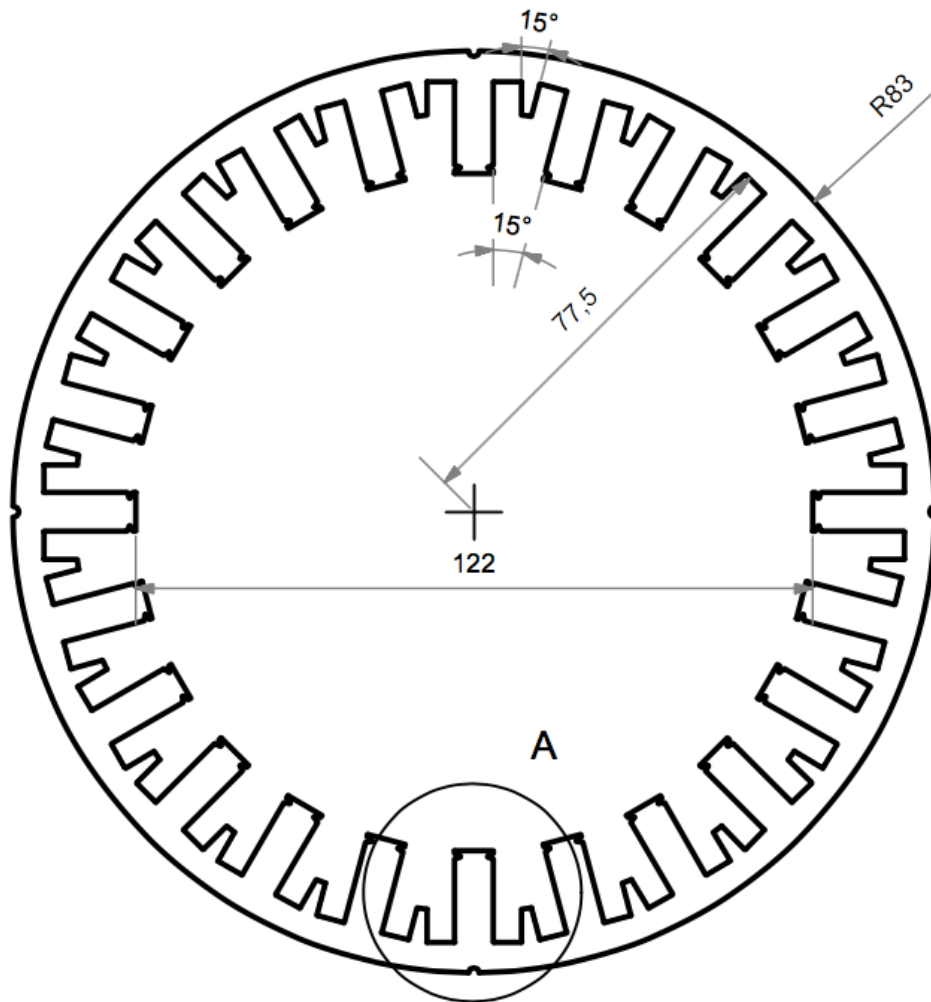


FIGURE 2.35 – Circuit magnétique du stator, (côtes en mm).

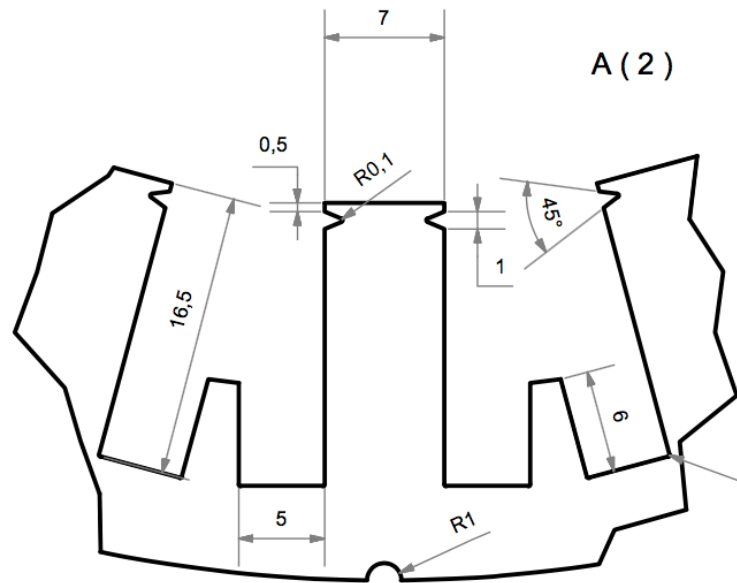


FIGURE 2.36 – Détail d’une encoche, (côtes en mm).

Les bobines inorganiques définies à la figure 2.37 sont conçues pour être montées sur des dents parallélépipédiques pour former un bobinage triphasé. La géométrie du fond des encoches est adaptée à des bobines de section rectangulaire pour augmenter la surface où s’effectuent les échanges thermiques entre les bobines et le stator. Les encoches seront fermées par une tôle de faible épaisseur destinée à limiter les variations de flux dans les bobine lors du passage des aimants du rotor.

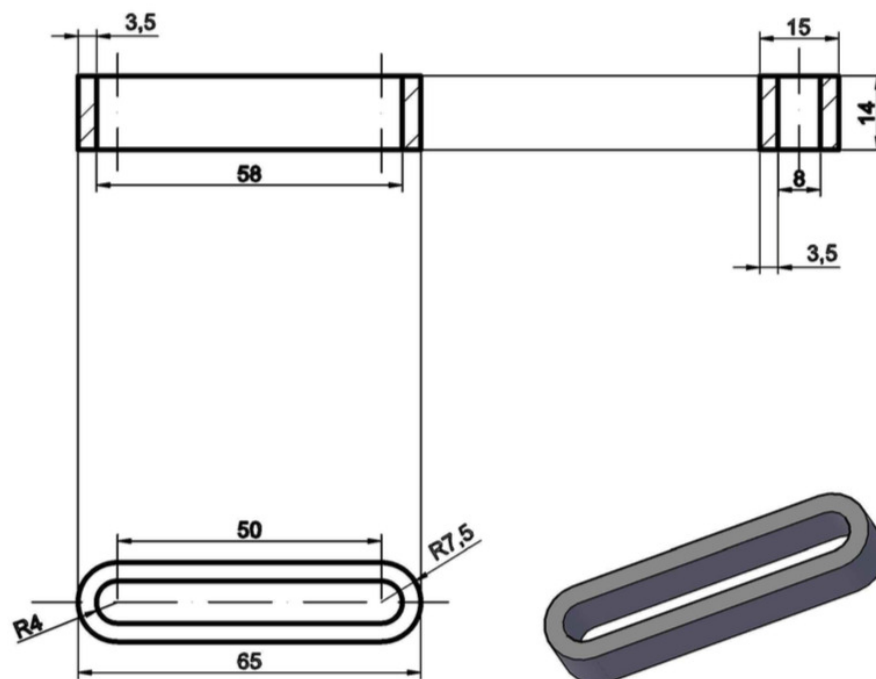


FIGURE 2.37 – Plan d’une bobine, (côtes en mm).

Avec 24 encoches au total, le bobinage est constitué de 8 bobines par phase. Le choix a été fait de les connecter en série pour répartir les contraintes en tension. Les connexions sont réalisés selon les règles des enroulements concentrés [79]. Les dimensions des dents

et la fréquence étant fixées, le nombre de spires des bobines résulte d'un compromis entre entre la force électromotrice à vide de la machine à sa vitesse nominale et la valeur crête de l'induction dans l'entrefer. La force électromotrice doit être compatible avec le fondamental de la tension que peut fournir l'onduleur MLI qui sera connecté à un bus HVDC de 540V.

Une première approximation de la valeur efficace de la tension E_B induite dans une bobine montée sur une dent peut être donnée par la relation (2.4) où n est le nombre de spires de la bobine, B la valeur crête de l'induction dans l'entrefer, S la section d'une encoche et f la fréquence nominale. Cette relation est très approximative compte tenu de la complexité de la structure de la machine à bobinage concentré [78], mais elle a le mérite d'être simple.

$$E_B = 4.44nBSf \quad (2.4)$$

En supposant que la valeur crête de l'induction dans l'entrefer sera de l'ordre de 1T, la force électromotrice induite par le mouvement de rotation des aimants dans une phase sera de l'ordre de 180V, ce qui est compatible avec les tensions fournies par l'onduleur pour un couplage étoile. La commande MLI de l'onduleur permettra d'effectuer les réglages nécessaires car l'induction réellement fournie par les aimants à haute température reste à déterminer avec précision.

La bobine est réalisée en de trois couches de 16 spires de fil de diamètre 0,5mm connectées en parallèle pour répartir les courants. L'entrée des couches est en haut, le sortie en bas. Avec de telles bobines ordonnées, la répartition de la tension entre les spires est optimale. La figure 2.38 montre schématiquement la coupe transversale de la bobine.

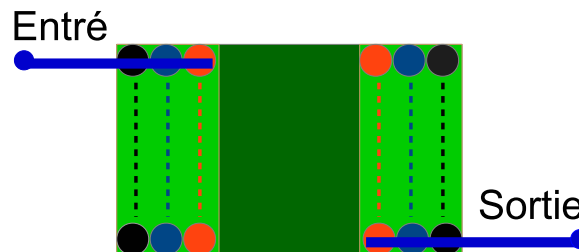


FIGURE 2.38 – Coupe transversale de la bobine.

Le diamètre de l'âme du fil inorganique est de 0.5mm, ce qui correspond à une section totale équivalente de 0.6mm² en supposant que les courants se répartissent uniformément dans les couches connectées en parallèle. La densité de courant réellement admissible dans la bobine inorganique HT° dépend de l'équilibre thermique de l'ensemble. Le choix du nombre de couches connectées en parallèle a été fait en supposant que la densité de courant admissible dans ce type de bobine est de l'ordre du double de celle couramment admise dans les machines classiques dans des conditions similaires de refroidissement.

Les bobines ont été réalisées en utilisant des moules en matière plastique obtenus grâce à une imprimante 3D. Cette méthode a permis de faire évoluer la forme des pièces du moule pour faciliter les opérations de démoulage dont le caractère critique a été montré par la réalisation des premières bobines. La figure 2.39 est une photographie d'un moule en deux parties. Les flasques du moule, qui définissent l'épaisseur de la bobine, ont des espaces pour faciliter le séchage du ciment. Cette forme a été obtenues après plusieurs essais, elle permet de fabriquer des bobines dont les dimensions sont stables. Elles peuvent être montées sur les encoches du stator.

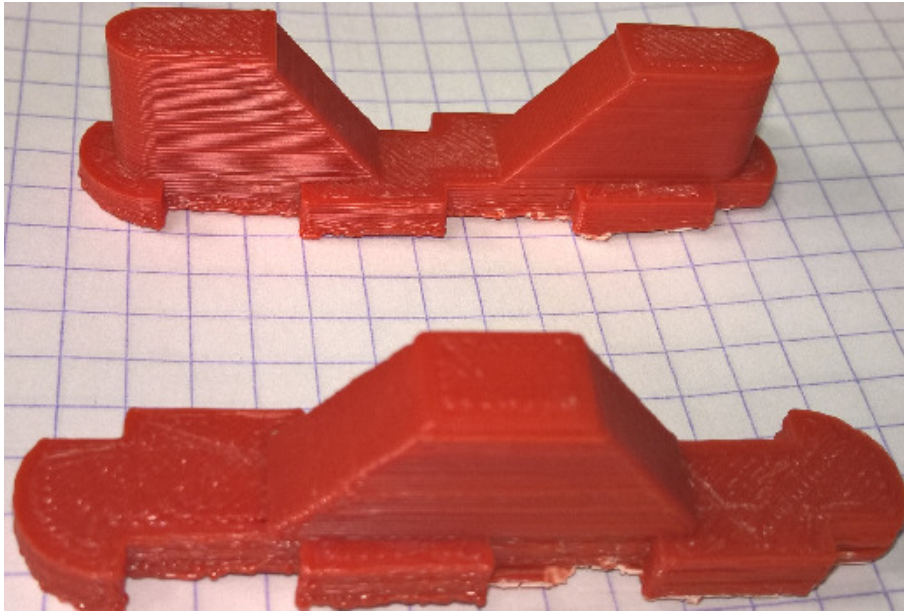
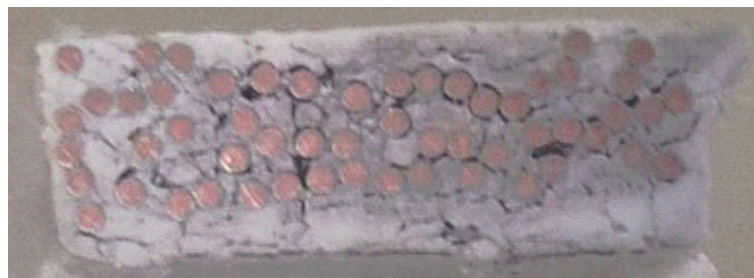


FIGURE 2.39 – Moules obtenus par impression 3D.

Plusieurs essais de bobinage ont été nécessaires pour définir une procédure opérationnelle. Les coupes transversales présentées à la figure 2.40 montrent que les spires des trois couches ont tendance à se mélanger. Les bobinages réalisés ne sont pas bien ordonnés, ce qui n'est pas propice à une bonne répartition des contraintes de la tension entre les spires.



(a) Bobine coupée dans la partie droite



(b) Bobine coupée à son extrémité

FIGURE 2.40 – Coupe d'une bobine inorganique avec couches non séparées

L'ajout d'une feuille mince de mica ($50\mu m$) entre les couches de bobinage a permis de régler ce problème. Une procédure stricte basée sur l'expérience acquise et largement inspirée des consignes données par la fiche technique du ciment a été définie. Un papier HT° plus épais, à base de céramique, est posé entre les couches aux extrémités de la bobine pour compenser les fissures créées par un rayon de courbure assez faible dans les têtes des bobines. Cette couche n'augmente pas l'épaisseur des bobines, dans les encoches, mais augmente un peu leurs longueurs, cela n'empêche cependant pas leur montage dans le stator. La procédure est la suivante :

1. Préparation d'une petite quantité de ciment, homogénéisation mécanique du mélange à l'air libre ;
2. Pose d'une feuille mince de mica sur le support en plastique ;
3. Pose d'une couche mince de ciment au pinceau ;
4. Bobinage de la première couche de fil céramique ;
5. Enrobage par une couche plus épaisse de ciment au pinceau ;
6. Pose d'une feuille mince de mica et de papier céramique plus épais aux extrémités de la bobine ;
7. Répétition des étapes précédentes pour la seconde et la troisième couche ;
8. Pose de la protection externe (textile à base de fibre de verre) ;
9. Serrage entre deux pièces métalliques pour mettre la couche externe aux dimensions du moule ;
10. Séchage pendant 12 heures à température ambiante dans le dessiccateur ;
11. Premier cycle thermique de 2 heures à $120^{\circ}C$;
12. Démontage du moule en plastique ;

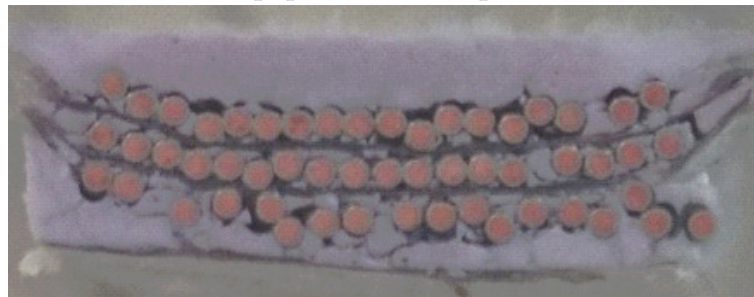
Les étapes de finition réalisées simultanément pour plusieurs bobines, sont :

1. Rajout à l'aide du pinceau des faces latérales pour compenser les problèmes liés au démoulage ;
2. Séchage pendant 12 heures dans une atmosphère sèche ;
3. Seconde cycle thermiques de 2 heures à $120^{\circ}C$;
4. Cycle thermique final de 4 heures à $370^{\circ}C$.

La figure 2.41 montre les mêmes coupes de bobines réalisées en appliquant la procédure. Elles montrent clairement que les fils du bobinage restent à leur place pendant les opérations de bobinages des différentes couches. La coupe de la partie droite de la bobine qui est dans l'encoche montre également que la marge de sécurité prise sur les dimensions des bobines du prototype peuvent être réduites pour augmenter le remplissage des encoches.



(a) Bobine avec papier de céramique aux extrémités.



(b) Bobine avec ruban de mica dans la partie droite.

FIGURE 2.41 – Coupe d'une bobine avec des couches séparées, par du papier (a) et du mica (b).

2.6.3 Mesure de la tension de claquage entre les couches

Les tensions de claquage de l'isolation entre les couches ont été mesurées à $500^{\circ}C$. Les essais ont été faits dans un four en appliquant une tension croissante entre les couches. Les résultats sont présentés dans le tableau 2.15.

Tableau 2.15 – Tension de claquage de l'isolation entre les couches à $500^{\circ}C$.

Bobine	Couches de la bobine	SADP V_{eff}	Claquage V_{eff}
1	1-2	485	660
	2-3	450	550
2	1-2	491	536
	2-3	460	530
3	1-3	840	1200
4	1-3	990	1450

La tension de claquage entre les couches a des valeurs entre $530V$ et $660V$. Cet écart s'explique par la construction manuelle, il y a une probabilité importante pour que la distance entre les couches ne soit pas très homogène. Les résultats d'essais fait entre les couches extrêmes (1-3) sont logiquement supérieurs aux autres. Les discussions avec le fournisseur du Cerafil 500 ont permis de conclure que certains éléments entrant dans la composition de la couche isolante sont des verres. Ils sont associés à d'autres éléments inorganiques qui ne sont pas communiqués. En montant en température, la rigidité mécanique des certains composants diminue au delà d'un certain seuil. Des essais ont été menés pour tenter d'exploiter cette propriété dans la but de modifier les fissures observées dans la couche inorganique après la réalisation de la bobine. Le ciment est capable de supporter des températures de l'ordre du millier de $^{\circ}C$, il peut donc résister à ce cycle thermique supplémentaire.

Une bobine a été portée à $800^{\circ}C$ pendant 1h 30 min. Puis la tension de claquage entre ses

couches a été mesurée. Les résultats sont donnés tableau 2.16. Ils montrent un effet positif qu'il serait souhaitable de confirmer.

Tableau 2.16 – Tension de claquage de l'isolation entre les couches à 500°C après un cycle thermique pendant 1h 30 min à 800°C.

Tension de claquage	Couches de la bobine	
	1-2	2-3
Après traitement thermique, 800°, V(eff.)	590	700
Sans traitement thermique, V(eff.)	573	572

Cet essai fait sur un échantillon unique par manque des temps montre un effet de cicatrisation des fissures de la couche vitro-céramique déposée sur le fil. Ils ouvrent des perspectives pour des investigations plus approfondies dans cette voie avec un nombre plus important d'échantillons.

2.6.4 Essais mécaniques

Des essais mécaniques ont été réalisés à température ambiante avec une presse utilisée par les chercheurs en Génie Civil du LGCGe de l'Université d'Artois. Le dispositif est décrit schématiquement à la figure 2.42. Le presse enregistre la force appliquée et le déplacement du point d'application. Les résultats sont présentés à la figure 2.43 où la masse du cylindre de métal de la figure 2.42 a été prise en compte.

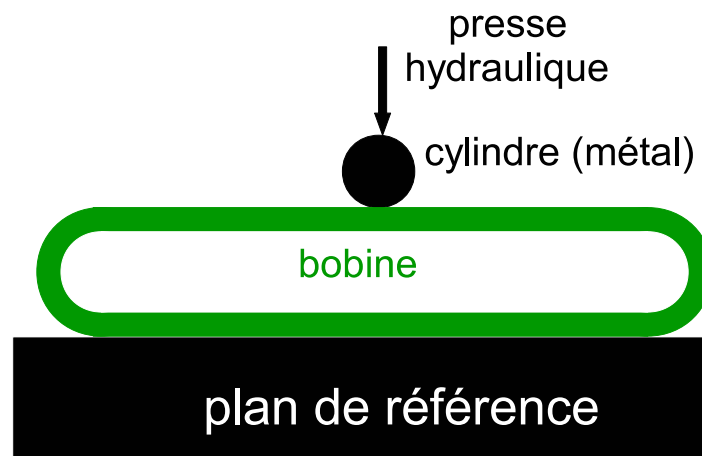


FIGURE 2.42 – Tests mécaniques sur bobines.

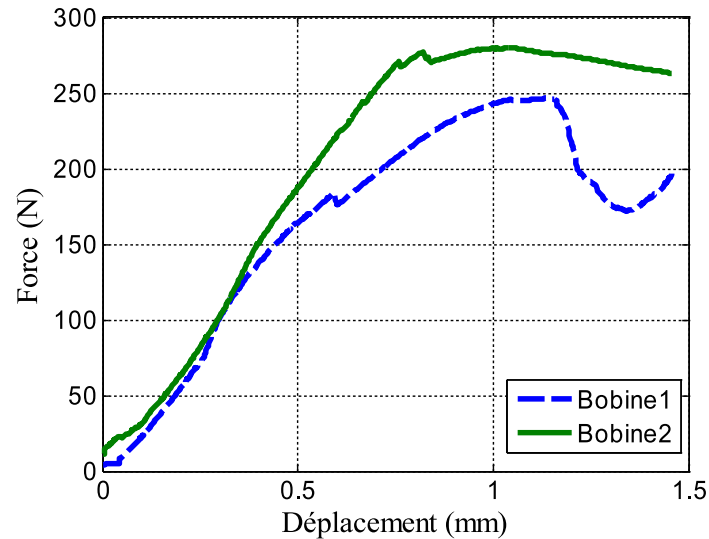


FIGURE 2.43 – Caractéristiques mécaniques.

Ces essais montrent que la bobine a un comportement élastique jusqu'à une force appliquée de 180N environ. La rupture se produit à environ 250N . L'observation de la bobine détruite montre des fissures importantes au niveau du milieu et des têtes de bobine qui ont travaillé en extension pendant les essais.

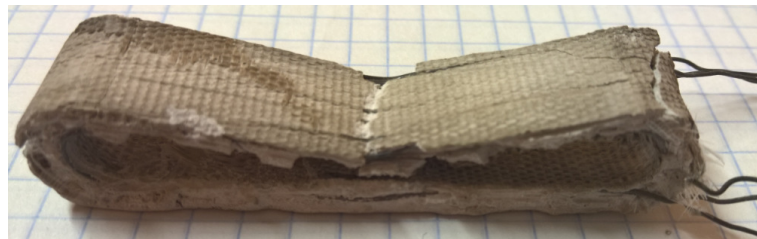


FIGURE 2.44 – La bobine après les essais mécaniques.

Ces essais confirment quantitativement une certaine souplesse constatée qualitativement avec les premières bobines.

2.6.5 Prototype de moteur électrique HT^o

Les bobines finales de la figure 2.45 sont montées sur les dents du stator pour former la vue générale de la figure, 2.46. Les connexions entre les bobines sont faites avec de la brasure d'argent, cette soudure résiste à une température de 700°C . Tous les contacts de la bobines avec les parties du stator sont isolés avec du mica. La cale de fermeture de l'encoche est métallique pour limiter les courants induits dans les aimants. Les fils de connexion entre les bobines sont aussi isolés avec un gaine tissé qui résiste aux températures élevées.

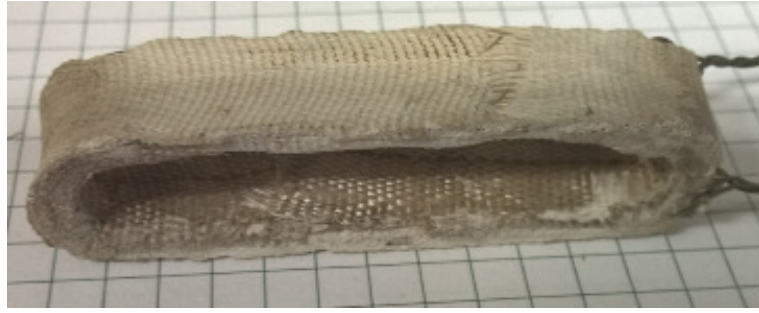


FIGURE 2.45 – Bobine finale, vue générale.

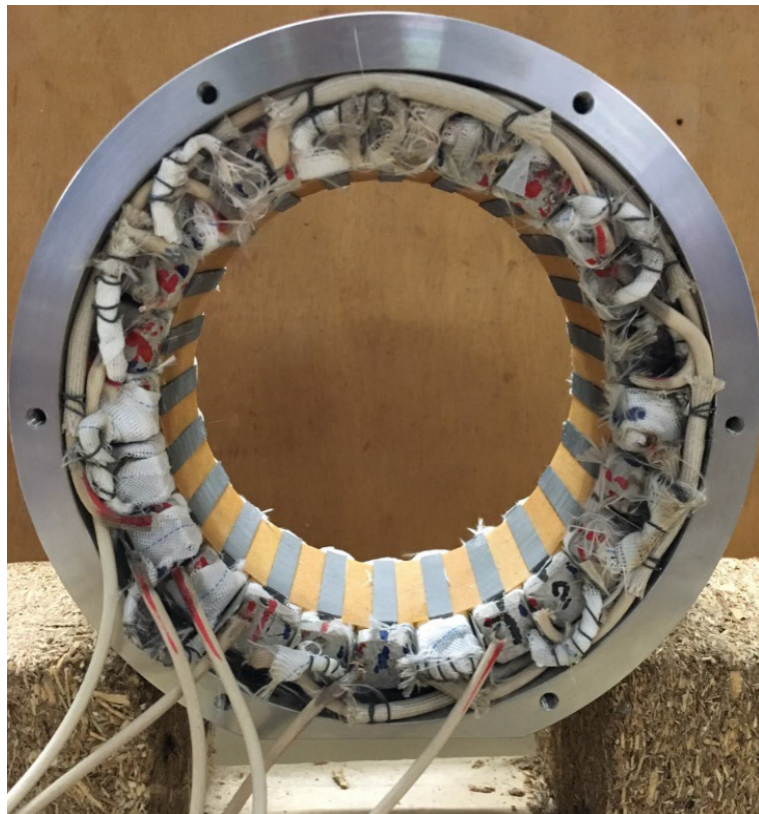


FIGURE 2.46 – Le stator avec les bobines assemblées , vue générale.

Deux options sont prévues. L'une avec des aimants en surface (la figure 2.47-A), l'autre option consiste à placer les aimants à l'intérieur du rotor et à ramener le flux vers l'entrefer avec un noyau doux. Pour la seconde option (la figure 2.47-B) l'arbre en acier non magnétique est composé des dents qui se placent dans creux du circuit magnétique doux. Toutes les parties de la machine électrique sont conçues pour travailler à des températures d'environ 250 – 350°C.

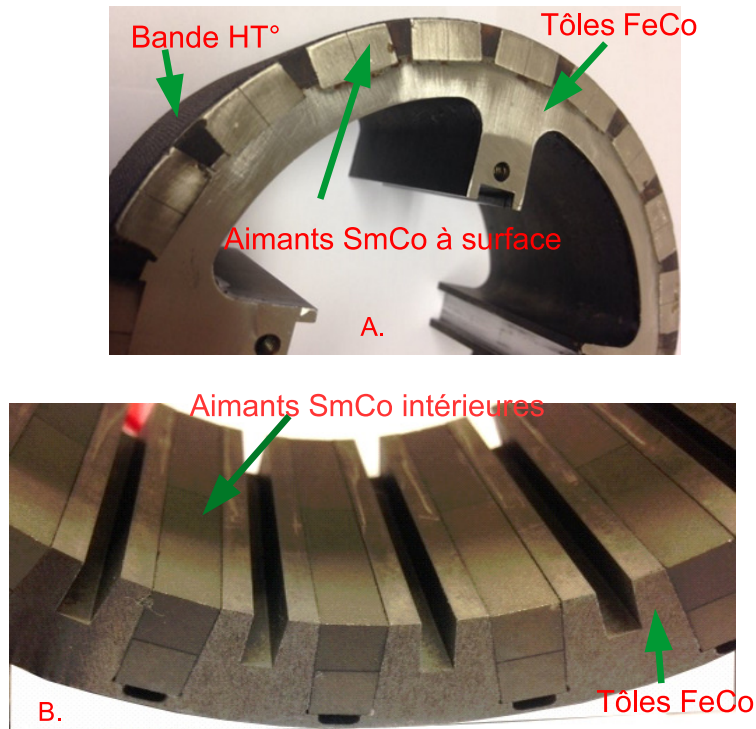


FIGURE 2.47 – Deux types des rotors, A-aimants extérieurs, B-aimants l’intérieurs du rotor.

2.6.6 Effets des fronts raides de tension pour une bobine seule

Nous avons testé les bobines céramiques finales en haute tension (environ $3,8\text{kV}$). Le schéma de mesure comprend une source de tension impulsionnelle, une sonde haute tension connectée en parallèle avec l’échantillon et une la sonde de courant. Les deux sondes sont connectées à un oscilloscope rapide. Le schéma est montré à la figure 2.48. Un essai réalisé sur une éprouvette torsadée, est destinée à faire apparaître un régime de décharges partielle. La figure 2.50 montre le résultat de mesure de tension appliquée en jaune et courant en bleu. Les impulsions de courant rapides trahissent l’existence de DP dans la paire torsadée. Ensuite, dans les mêmes conditions, nous avons testé notre bobine céramique. La tension appliquée à la bobine était de $3,8\text{kV}$. Le courant est présenté dans la figure 2.51 (couleur bleue) . Aucune impulsion rapide de courant n’a été détectée. En conclusions, aucune DP entre spires n’est apparue à l’intérieur de la bobine céramique. Ces essais ont été faits sans stator, les capacités de mode commun et les résistances de l’isolation spire-masse n’ont pas été prises en compte.

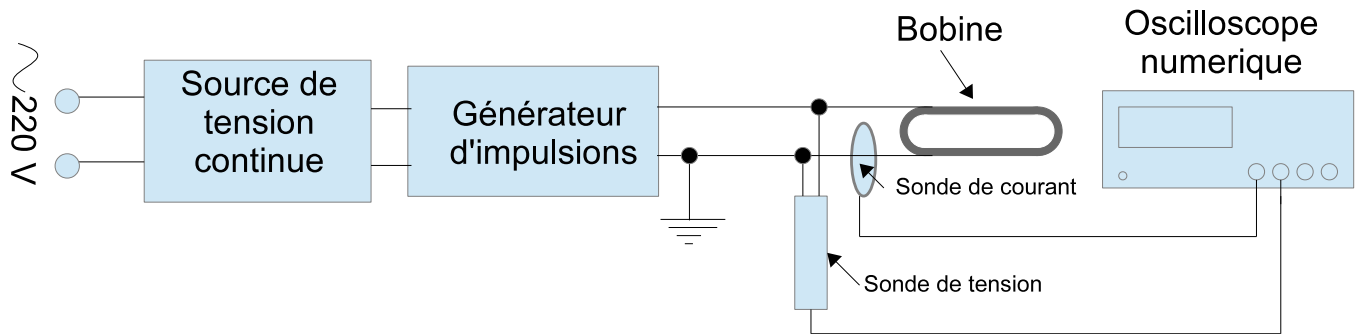


FIGURE 2.48 – Schéma de mesure, en tension impulsionnelle de $3.8kV$, pour une bobine céramique.

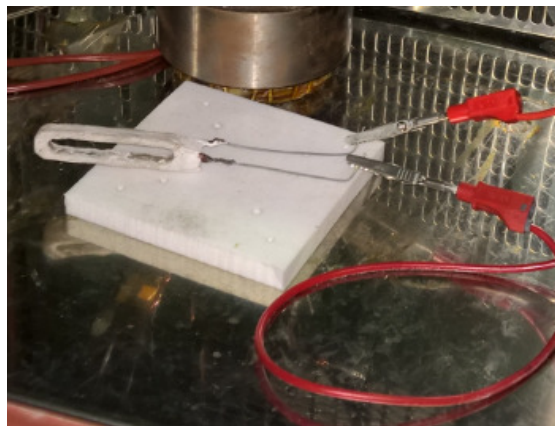


FIGURE 2.49 – Dispositif de mesure en tension impulsionnelle, bobine sous test (photo du haut), générateur d'impulsions haute tension (photo en bas à gauche), mesures tension/courant (photo en bas à droite).



FIGURE 2.50 – Tension impulsionnelle avec l’amplitude de 2,8 kV, l’échantillon sous test est une paire torsadée, avec isolant polymère classique. La présence de nombreuse DP est observée sur le courant.

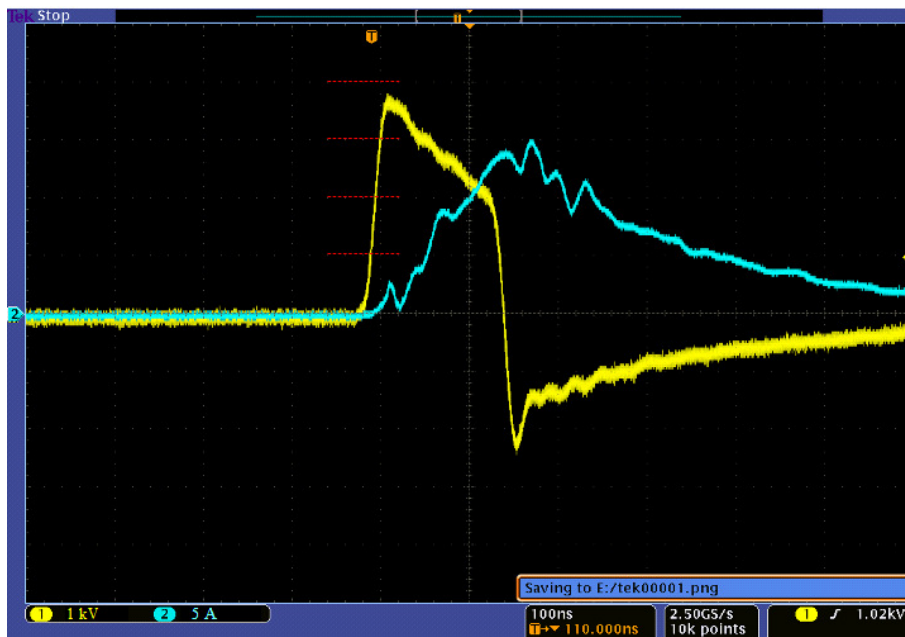


FIGURE 2.51 – Tension impulsionnelle avec une amplitude de 3,8 kV, l’échantillon sous test est une bobine céramique. Le courant augmente relativement lentement à cause de l’inductance de la bobine, mais les phénomènes rapides caractéristiques des DP sont absents.

Notons que pour la construction de la bobine HT^o nous avons choisi un fil électrique à isolant céramique très mince, d’environ de $10\mu m$, nous avons donc obtenu une bobine compacte. Le ciment a joué également un rôle important. Il a donné une bonne résistance mécanique à la bobine céramique et isolation inter-spire acceptable. Les grains de ciment sont de grandeur minimale, nécessaire pour diminuer la distance inter-spire. Ce ciment a

un comportement équilibré dans les caractéristiques électriques à température ambiante mais également à haute température. Les épaisseurs de mica entre les couches de la bobine ont donné un bon arrangement des spires à l'intérieur de la bobine. L'arrangement des spires est très critique, pour obtenir une différence de potentiel inter-spire minimale. Tous ces facteurs ont donné un résultat positif de comportement de la bobine jusqu'à en tension impulsionnelle $3,8kV$.

2.7 Conclusion

Dans la conception d'une machine électrique à haute température, le bobinage doit être réalisé à l'aide du fil qui résiste en température, nous avons décidé d'utiliser le fil type Cerafil 500, c'est un fil de cuivre protégé par du nickel pour éviter l'oxydation. Sur le nickel, une couche mince de céramique de $8 - 15\mu m$ assure l'isolation électrique. Sur le marché, il existe d'autres fils haute température avec isolation mica tel que type SK600, (Von Roll). Le gros désavantage de cet isolant est son épaisseur de $200\mu m$.

Les premiers essais ont été réalisés en vue d'étudier la tension limite inter-spire, sans imprégnant (le ciment). Cette problématique des limites en tension est imposée à cause des effets des dv/dt spécifiques à la commutation des transistors du convertisseur. Les essais effectués à 50 Hz et à 10 kHz LAPLACE et LSEE, confirment des décharges partielles n'apparaissent que pour des tensions de l'ordre de 300 V entre les fils.

Des mesures du courant de fuites pour divers rayons de courbure ont permis de mettre en évidence la fragilité de la couche isolante mince. Des courants de fuites très faibles, de l'ordre du nA, ont été mesurés lorsque le rayon de courbure dépasse 24 fois le diamètre du fil.

Pour interpréter ces phénomènes des observations microscopiques ont été faites, elles ont mis en évidence la présence de deux couches inorganiques isolantes. La couche extérieure épaisse d'environ $12-15\mu m$ est très irrégulière. La couche intérieure épaisse d'environ $2\mu m$ est plus régulière, elle comporte cependant des fissures. Des essais de métallisation par électrodéposition d'une couche d'or ont mis en évidence la réalité des fissures observées au microscope car contact direct avec l'âme centrale est établi.

Des essais faits dans un diélectrique liquide ont montré la disparition des DP et une élévation importante de la tension de claquage. Ces résultats montrent que des canaux microscopiques d'air existent entre les âmes des spires adjacentes. La couche isolante agit plus comme un espaceur que comme une véritable couche diélectrique.

Des essais ont été faits avec un ciment HT^o d'encapsulation on a permis de choisir un produit commercialisé, le 903HP. Une procédure de fabrication de bobines ordonnées a été mise au point.

La forme de la bobine finale a été obtenue grâce à un moule de plastique imprimé avec une imprimante 3D. La bobine finale a subi des essais mécaniques sur une presse hydraulique. Elle a été faite suffisamment dure pour être utilisée dans le stator de la machine électrique. Rappelons que la bobine est faite de trois couches, entre lesquelles des essais de claquage ont été réalisés. Les valeurs obtenues sont suffisantes pour tenir la tension imposées par l'onduleur. Nous avons également fait des essais en tension impulsionnelle sous fort dv/dt avec la bobine dans l'air. Ces essais montrent qu'aucune DP entre spires apparaît jusqu'à $3.8kV$.

3 Caractéristiques électromagnétiques des bobines inorganiques *HT*^o

Le chapitre précédent, consacré à une technologie d'isolation inorganique capable de tenir des températures très élevées, a mis en évidence la nécessité de protéger le cuivre par un barrière de diffusion. Cette couche est un métal inerte qui protège le cuivre de l'oxydation. La plupart des fils HT° sont recouverts par une couche de nickel avant d'être isolés par un matériau inorganique. Cette technologie est également utilisée pour fabriquer les câbles utilisés dans les avions aux températures classiques [80]. La couche de nickel ajoutée au fil a des propriétés ferromagnétiques qui modifient les caractéristiques électromagnétiques des bobines, principalement dans la partie haute du spectre des fréquences. Comme la machine HT° est destinée à être alimentée par un convertisseur électronique fonctionnant en MLI, il est important d'étudier l'influence de cette couche de nickel sur les propriétés électromagnétiques globales des bobines qui équiperont le moteur HT° . Ces propriétés se traduisent par un schéma équivalent haute fréquence qui permet de prédéterminer la répartition des tensions pendant les transitoires qui suivent les fronts raides de tension imposés par l'onduleur MLI.

Le chapitre précédent a mis en évidence la faible tenue en tension des couches isolantes HT° des fils à isolation inorganique mince. Il est par conséquent important d'analyser finement le régime transitoire rapide qui suit chaque front raide de tension pour estimer la marge de sécurité entre la contrainte maximale imposée à l'isolation inter-spices et la tension de claquage de la couche isolante. Le chapitre 3 se décompose en plusieurs parties. Il commence par une description générale des impulsions imposées par l'onduleur à sa charge constituée de la machine et du câble. Ensuite, une caractérisation des propriétés magnétiques particulières du fil en présence de la couche de nickel est proposée.

Ces propriétés influencent fortement l'effet de peau et donc la résistance du fil aux fréquences élevées et, par conséquent, le schéma équivalent HF qui permet de prédéterminer la répartition des contraintes électriques entre les spires. Le chapitre se termine par une analyse transitoires des signaux rapide en proposant un approche simplifiée du schéma équivalent HF d'une phase de la machine HT° .

3.1 Analyse des impulsions imposées par un onduleur MLI standard.

La figure 3.1 représente le circuit de puissance typique d'une machine électrique raccordé au bus continu de bord par un onduleur de tension. Chaque phase (A, B et C) est connectée au bus continu par un bras d'onduleur constitué de deux interrupteurs électroniques rapides. La commande rapprochée des interrupteurs électroniques est assurée par un circuit spécialisé qui assure une isolation galvanique et élimine le risque de court-circuit du bus continu en fournissant une commande complémentaire des deux interrupteurs du bras. Ce circuit introduit une marge de sécurité des commandes en ajoutant un trou de commutation (temps mort), c'est à dire un court instant où les deux composants actifs ne sont pas commandés. Le circuit de commande rapproché intègre également une fonction de protection contre les courts-circuits de la charge.

L'état logique 1 impose une connexion au + du bus continu alors que l'état logique 0 connecte la phase au -. La commande éloignée de l'onduleur fournit une variable binaire par bras (x_A , x_B et x_C). Ces commandes définissent donc les valeurs instantanées des tensions composées imposées aux des phases A, B et C de la charge. Le tableau 3.1 donne les huit combinaisons possibles des trois variables binaires x_A , x_B et x_C et les tensions composées correspondantes.

Le moteur est très souvent couplé en étoile. Dans ce cas, le fil de sortie de chaque phase

est connecté au point neutre (N) qui reste en l'air.

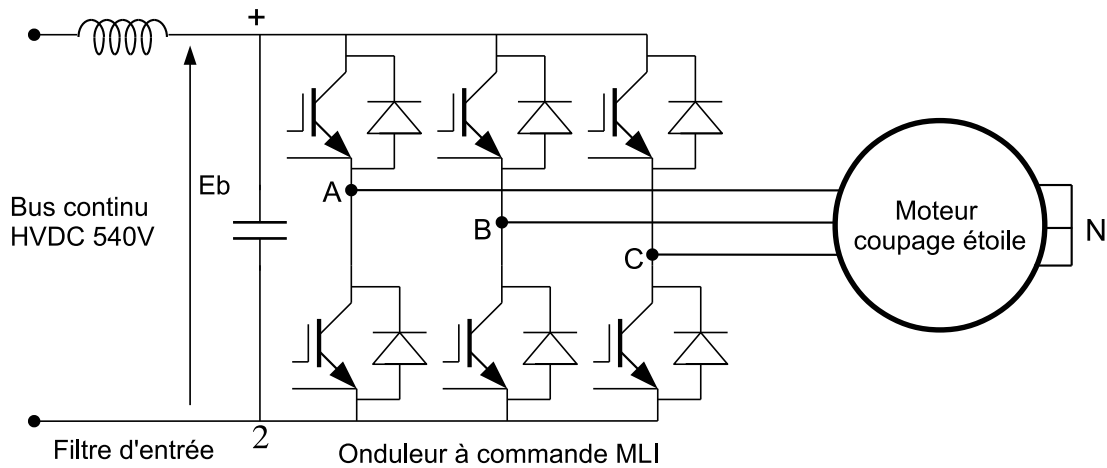


FIGURE 3.1 – Schéma typique d'un moteur électrique piloté par un onduleur de tension à commande MLI.

x_A	x_B	x_C	u_{AB}	u_{BC}	u_{CA}
0	0	0	0	0	0
0	0	1	0	$-E_b$	$+E_b$
0	1	0	$-E_b$	$+E_b$	0
0	1	1	$-E_b$	0	$+E_b$
1	0	0	$+E_b$	0	$-E_b$
1	0	1	$+E_b$	$-E_b$	0
1	1	0	0	$+E_b$	$-E_b$
1	1	1	0	0	0

Tableau 3.1 – Tensions composées imposées au moteur par l'onduleur.

L'observation du schéma de la figure 3.1 montre que la somme des valeurs instantanées des tensions composées : u_{AB} , u_{AC} et u_{CA} est toujours nulle, quelque soit l'état des commandes x_A , x_B et x_C . La relation 3.1 peut être facilement vérifiée en faisant la somme des tensions pour chaque ligne du tableau 3.1.

$$u_{AB} + u_{BC} + u_{CA} = 0 \quad (3.1)$$

L'onduleur MLI est donc équivalent à deux sources de tension u_{AB} et u_{BC} , indépendantes, qui imposent les différences de potentiels entre les phases A, B et C, la troisième tension composée dépend des deux autres. En couplage étoile, les sorties des trois phases de la machine sont connectées au point neutre qui n'est pas connecté à l'onduleur. Pour définir le potentiel électrique du point neutre, il est nécessaire de prendre en compte les liaisons capacitatives qui existent entre les bobinages de la machine et les masses métalliques connectées à la terre.

Le circuit équivalent de la machine et de l'onduleur, défini à la figure 3.2, permet d'étudier la répartition des potentiels à l'échelle des temps intermédiaires qui correspond à la période de découpage MLI. Pour cette gamme de fréquence, chaque phase est représentée par un ensemble de bobines connectées en série. À cette échelle des temps, l'influence des capacités inter-spores est négligée, mais pas les capacités de mode commun qui sont plus importantes et qui ont un rôle fondamental pour fixer le potentiel du neutre. [81].

Chaque bobine est fixée sur sa dent du circuit magnétique lui-même est connecté à la masse. Il existe donc une capacité de mode commun entre les fils de chaque bobine et la masse. Cet effet capacitif est modélisé par une capacité ajoutée entre la sortie de la bobine et la masse sur le schéma équivalent de la figure 3.2. Des autres capacités de mode commun existent entre les puces électroniques contenues dans les bras de l'onduleur et le radiateur assurant le refroidissement, lui-même connecté à la masse. Ces capacités sont également représentées sur le schéma équivalent de la figure 3.2. Une résistance de quelques dizaines d'ohm est ajoutée en série avec ces capacités pour respecter la règle de l'alternance des sources. En effet pour que le simulateur SPICE fonctionne, une capacité supposée parfaite ne peut pas être connectée à une source de tension. Cette situation entraîne un mauvais conditionnement des matrices interne du logiciel de simulation du régime transitoire du circuit équivalent.

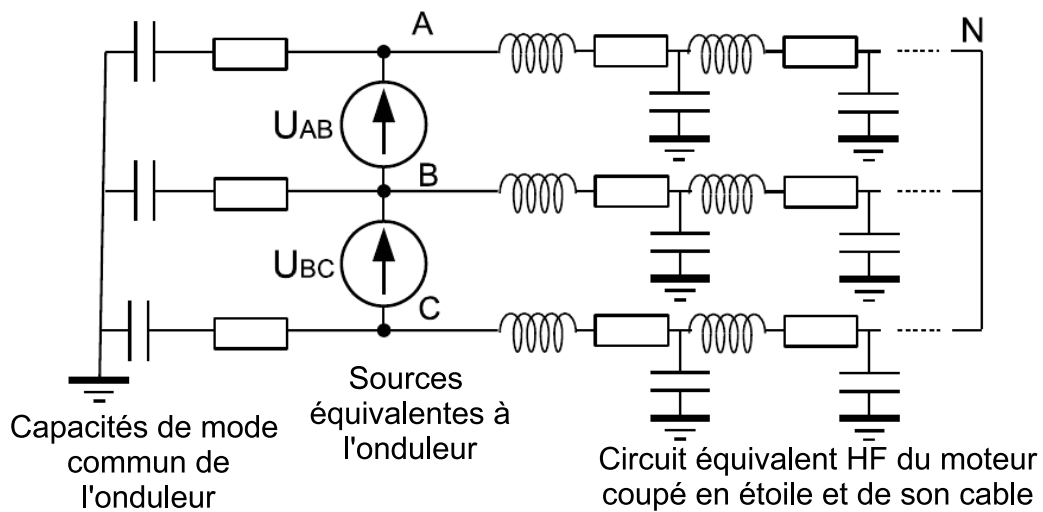


FIGURE 3.2 – Circuit équivalent de la machine couplée en étoile et du câble.

Les tensions simples v_{AN} , v_{BN} et v_{CN} sont réparties entre les bobines connectées en série qui constituent chaque phase. Par conséquent, il est important d'analyser le comportement transitoire de la machine entière, à l'échelle des temps intermédiaires, pour estimer la contrainte reçue par chaque ensemble de bobines d'une phase avant d'étudier la répartition de cette tension à l'échelle des temps courts correspondant aux fronts raides. Cette démarche est conduite pour une commande éloignée classique dite "sinus triangle" qui définit les formes d'ondes des tensions u_{AB} et u_{BC} des sources du circuit équivalent.

La figure 3.3 donne un exemple d'une telle modulation pour une fréquence de découpage volontairement réduite afin d'obtenir une figure lisible. Les instants de commutation de la variable binaire x_A sont définis par les intersections entre l'onde modulante triangulaire et la sinusoïde de référence de la phase A. Les deux autres variables binaires x_B et x_C sont obtenues de la même façon, avec la même onde modulante triangulaire, et des sinusoïdes de référence de même amplitudes déphasées de $2\pi/3$ et de $4\pi/3$.

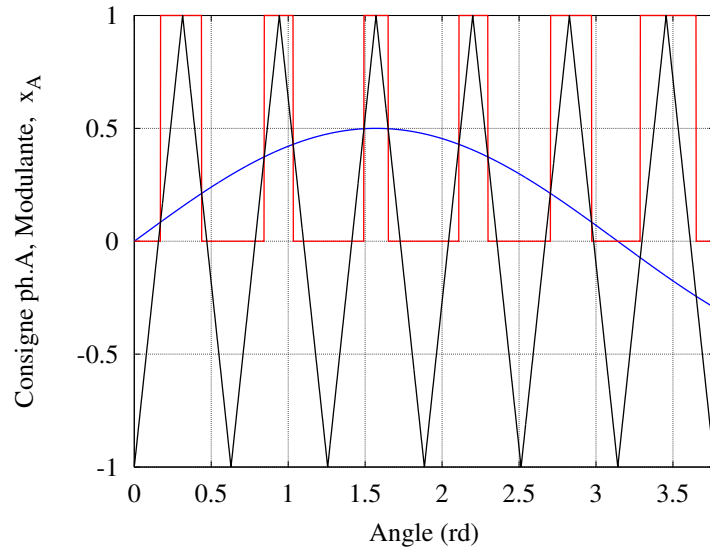


FIGURE 3.3 – Modulation sinus triangle typique, définition de la commande du x_A .

Le circuit équivalent de la figure 3.2 est simulé en régime transitoire avec SPICE en utilisant un pas de calcul très petit devant la période de découpage. Les tensions sources u_{AB} et u_{BC} sont définies dans la tableau de vérité 3.1 et les commandes binaires x_A et x_B et x_C définies par le principe de la modulation sinus triangle décrit précédemment. Pour cette simulation, chaque phase est formée par l'association en série de 8 bobines. L'inductance de chaque bobine vaut $6\mu H$ et sa résistance 1Ω . Les capacités de mode commun sont constituées d'un dipôle parallèle ($50pF$, $1M\Omega$). L'ajout de la résistance parallèle représentant les fuites du condensateur est obligatoire pour que PSpice puisse fonctionner car il a besoin d'une liaison résistive entre le nœud 0 représentant la masse et les sources.

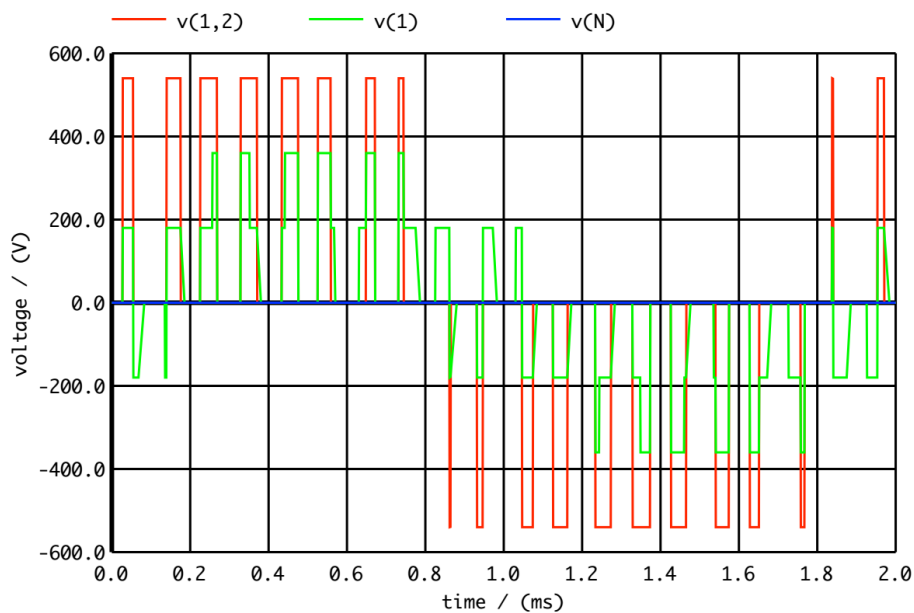


FIGURE 3.4 – Tension composée $V(1,2)$, tension simple $V(1)$ et tension $Phase/Terre$ $V(N)$.

Les résultats de la simulation sont présentés à la figure 3.4 qui montre la tension composée imposée entre les phases A et B, $V(1,2)$; la tension entre la phase A et la masse, $V(1)$.

Cette figure montre également la tension entre le neutre et la masse, $V(N)$. Cette simulation établit que la tension entre le point (N) neutre et la masse est toujours nulle en valeurs instantanées. Ce résultat permet d'étudier la répartition des tensions à l'intérieur d'une phase, à l'échelle des temps courts, en ajoutant une connexion virtuelle entre le Neutre et la masse car dans le montage triphasé la différence de potentiel entre ces points est toujours nulle.

Il est important de souligner que ce résultat est obtenu lorsque les trois phases sont supposées identiques et pour une commande MLI classique définie en régime permanent. Ce résultat peut être différent pour une machine dont la construction n'est pas symétrique et pour des commandes MLI différentes.

Ces simulations montrent également que la tension simple, reçue par un ensemble de 8 bobines connectées en série, est composée d'impulsions de largeurs variables formées à partir de transitions rapides entre 5 niveaux de tension : $-2E_b/3, -E_b/3, 0, +E_b/3, +2E_b/3$. Le cas le plus défavorable, qui produit la contrainte la plus sévère sur le bobinage, correspond au passage d'une tension négative à une tension positive ou inversement. Dans ce cas l'amplitude du front de tension vaut $\pm 2E_b/3$.

3.2 Caractérisation magnétique du fil protégé par du nickel à température ambiante.

Pour caractériser les propriétés magnétiques de la couche de nickel déposée sur le cuivre, un dispositif expérimental inspiré du cadre Epstein a été mis en place. Le circuit magnétique testé est une bobine rectangulaire réalisée avec le fil HT° nickelé isolé par de la céramique qui remplace les tôles magnétique du cadre Epstein. Dans ce noyau magnétique, la couche de nickel a une influence très importante car les lignes de champ magnétique se concentrent principalement dans le nickel car le cuivre qui est au centre de chaque fil aura une influence négligeable lorsque le cadre est alimenté en basse fréquence. En effet, le cuivre est faiblement diamagnétique ($\mu_R \simeq 1$) alors que la perméabilité relative du nickel est grande. Pour faire les mesures, il est important de travailler en basse fréquence pour que les courants induits aient une influence négligeable.

La figure 3.5 présente le schéma de principe du dispositif expérimental. Le noyau magnétique est réalisé avec le fil HT° nickelé. Le primaire doit être capable de fournir une force magnétomotrice suffisante pour saturer le nickel. Le sens de bobinage des deux enroulements formant le primaire doit être tel que leurs forces magnétomotrices s'ajoutent. Le secondaire est bobiné selon le même principe mais avec moins de spires.

Le noyau est constitué des 31 spires de fil nickelé de diamètre $0.8mm$. Compte tenu de l'épaisseur de Nickel déposée, la section totale de nickel vaut $0.15mm^2$.

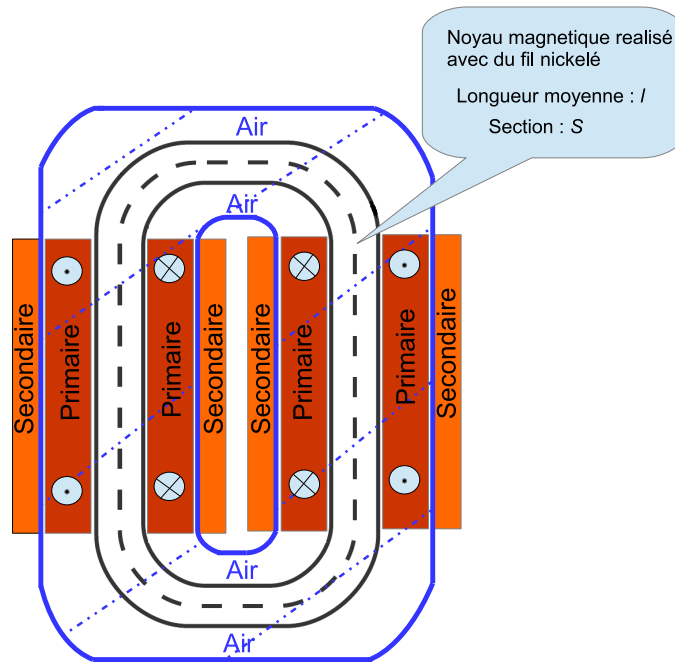


FIGURE 3.5 – Schéma de principe système de mesure inspiré du cadre Epstein.

Des caractéristiques magnétiques du nickel travaillé à froid ont été trouvées dans une thèse portant sur la magnétostriction dans ce matériau [82]. La figure 3.6 reproduit une des figure de cette thèse. La courbe mise en évidence par des petit cercles montre que, pour saturer le nickel travaillé à froid, il est nécessaire de disposer d'un champ magnétique de l'ordre $15000 A/m$. La partie basse de la courbe montre que pour un champ d'excitation de $500 A/m$ la magnétisation est voisine de $1500 A/m$ en considérant une longueur moyenne du noyau magnétique de l'ordre de $25 cm$, il est nécessaire de construire un primaire capable de fournir une force magnétomotrice de $3750 A/m$.

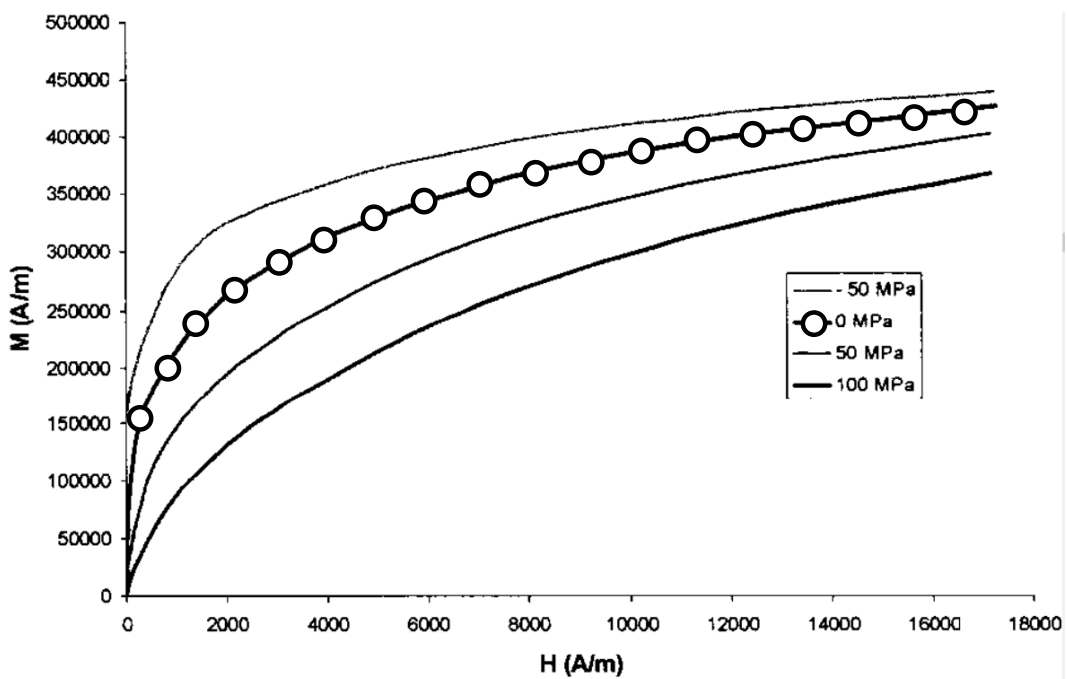


FIGURE 3.6 – Caractéristiques $M(H)$ du nickel soumis à des contraintes mécaniques [82].

Le noyau magnétique du dispositif expérimental est composé de 31 fils nickelés à isolation céramique de diamètre $0.8mm$. Sa longueur moyenne est un peu plus faible que celle initialement prévue, elle vaut $l = 224mm$. La photographie de la figure 3.7 montre la réalisation pratique du dispositif expérimental. Le primaire comporte au total $N_1 = 2940$ spires ce qui permet d'obtenir la force magnétomotrice nécessaire avec un courant primaire i raisonnable de $1.3A_{crête}$. Le secondaire est construit avec moins de spires ($N_2 = 280$ spires) car l'oscilloscope utilisé pour enregistrer la tension secondaire possède des petits calibres.

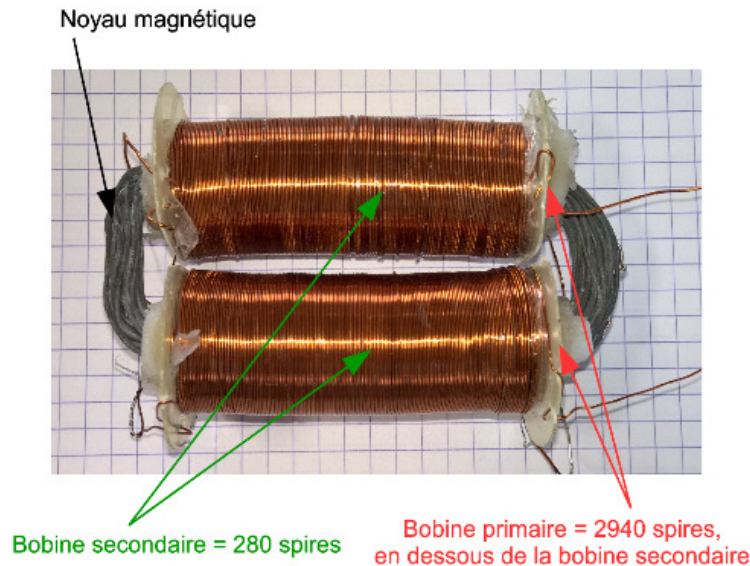


FIGURE 3.7 – Cadre réalisé avec un noyau magnétique réalisé avec le fil type Cerafil 500.

Les appareils de mesure associés au dispositif expérimental sont connectés selon le schéma de la figure 3.8. Le primaire est alimenté par un transformateur abaisseur, connecté à un autotransformateur. La tension alternative imposée est de valeur moyenne nulle à une fréquence de $50Hz$. L'oscilloscope enregistre la valeur instantanée du courant primaire ($i(t)$); et celles tensions primaire (u_1) et secondaire (u_2) pendant $100ms$ sur 10000 points.

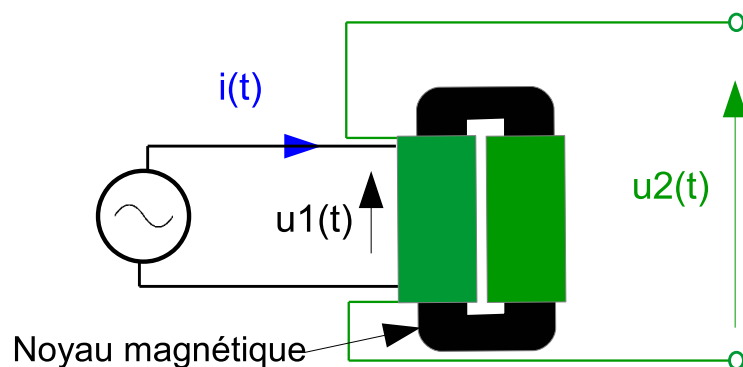


FIGURE 3.8 – Grandeurs mesurées à l'oscilloscope numérique.

Lorsque les spires du primaire sont réparties régulièrement le long du noyau magnétique, le champ peut être supposé uniforme ; il est donné par la formule 3.2 :

$$H \simeq N_1 \frac{i}{l} \quad (3.2)$$

La loi de Faraday permet de calculer la tension induite dans le secondaire, elle dépend de la dérivée du flux (ϕ) embrassé par les spires du secondaires.

$$u_2 = N_2 \frac{d\phi}{dt} \quad (3.3)$$

Il est donc possible d'obtenir le flux embrassé par le secondaire par intégration :

$$\phi = \frac{1}{N_2} \int v_2 dt \quad (3.4)$$

L'intégration est faite numériquement à partir des points de mesure de la tension secondaire v_2 enregistrée par l'oscilloscope. Comme le résultat d'une intégration est donné à une constante près, la valeur initiale du flux est choisie de façon à obtenir une valeur moyenne nulle. Les résultats bruts sont donnés à la figure 3.9 qui montre l'évolution du flux vu par le secondaire en fonction du courant primaire. Une estimation du flux embrassé par l'enroulement secondaire, qui serait obtenu avec un noyau remplacé par de l'air, a été ajoutée. Cette estimation a été faite avec les formules classiques (3.5) et (3.6) de l'inductance d'une bobine en forme de tore de longueur l dont la section est définie par le diamètre moyen des enroulements secondaires qui ont été bobinés au dessus des enroulements primaires.

$$L_{Air} = \mu_0 \frac{N_1^2 S_{Air}}{l} \quad (3.5)$$

$$\phi_{Air} = \frac{L_{Air} i}{N_1} \quad (3.6)$$

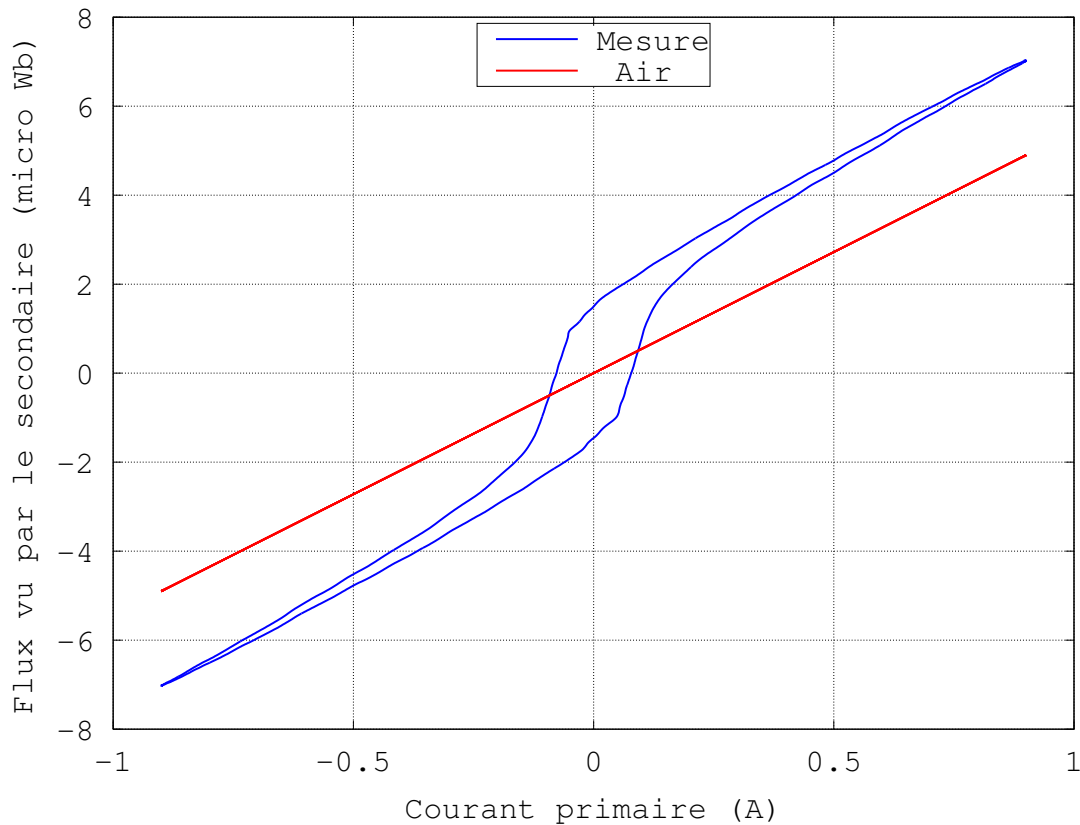


FIGURE 3.9 – Flux embrassé par le secondaire en fonction du courant primaire.

La figure 3.9 met en évidence les limites du système expérimental mis en oeuvre, elle montre l'importance relative du flux dans l'air par rapport au flux total aux champs élevés. Ce résultat est logique car l'épaisseur de la couche de nickel déposée sur le cuivre ne vaut que $65\mu m$ pour un rayon total de $400\mu m$ et le cuivre est un matériau diamagnétique de perméabilité sensiblement égale à 1. Avec un primaire comportant beaucoup de spires, le diamètre moyen des enroulements secondaires est relativement grand ($20mm$). La section du nickel est par conséquent petite par rapport à la section vue par les enroulements secondaires. Le comportement non-linéaire aux faibles courants est cependant clairement mis en évidence au centre de la figure 3.9.

Pour modéliser les effets électromagnétiques de la couche de Ni qui recouvre le fil de cuivre, il est important d'estimer les propriétés magnétiques en traçant la courbe $B(H)$ du nickel. Le noyau magnétique expérimental est conçu pour que le fil nickelé testé suive les lignes de champ magnétique. Le champ est donc, en tout point de la périphérie du fil, tangent à sa surface, comme le montre la figure 3.10.

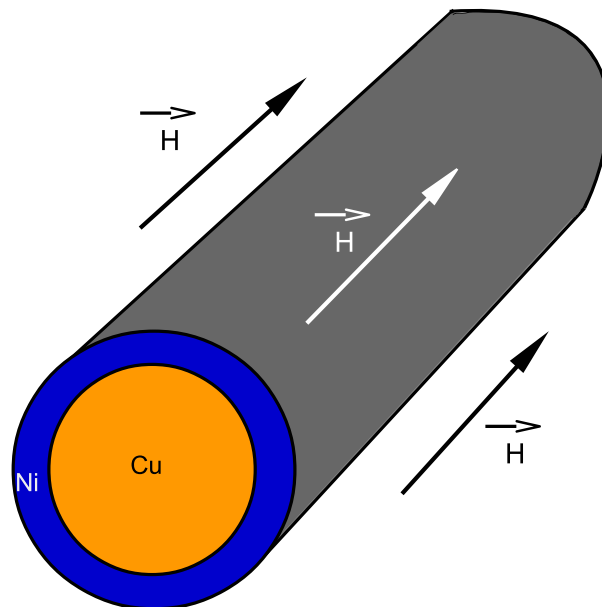


FIGURE 3.10 – Vue 3D d'un fil NiCu du noyau dans le champ magnétique créé par des bobines excitatrices.

Le champ magnétique qui excite l'air et donc le cuivre est le même que celui qui excite le Nickel en vertu de la règle de la conservation de la composante tangentielle du champ lors du passage d'un milieu à un autre. La formule (3.2) peut donc être utilisée.

L'induction dans le Nickel est plus difficile estimer car le flux dans le nickel est égal à la différence entre le flux mesuré et le flux dans l'air. Cette valeur est estimée avec une précision médiocre car la position réelle des spires des enroulements secondaires est assez imprécise, ce qui provoque une erreur sur l'estimation du flux dans l'air. Toutefois avec une longueur des bobines grande par rapport à la longueur du noyau, cette erreur est réduite. Pour un cadre Epstein classique, cette difficulté est résolue par un positionnement précis de chaque spire de l'enroulement secondaire et par l'ajout d'une bobine de compensation du flux dans l'air [83] ce qui est impossible à faire avec le dispositif expérimental.

Les résultats sont présentés à la figure 3.11 pour un courant d'excitation de $0.3A_{eff}$ de façon à mettre en évidence les problèmes non-linéaires qui nous intéressent. La zone non-linéaire est obtenue pour des induction supérieures à environ $0.3T$ Cette valeur est plus faible que celle trouvée dans littérature scientifique [82] mais les ordres de grandeur sont

respectés.

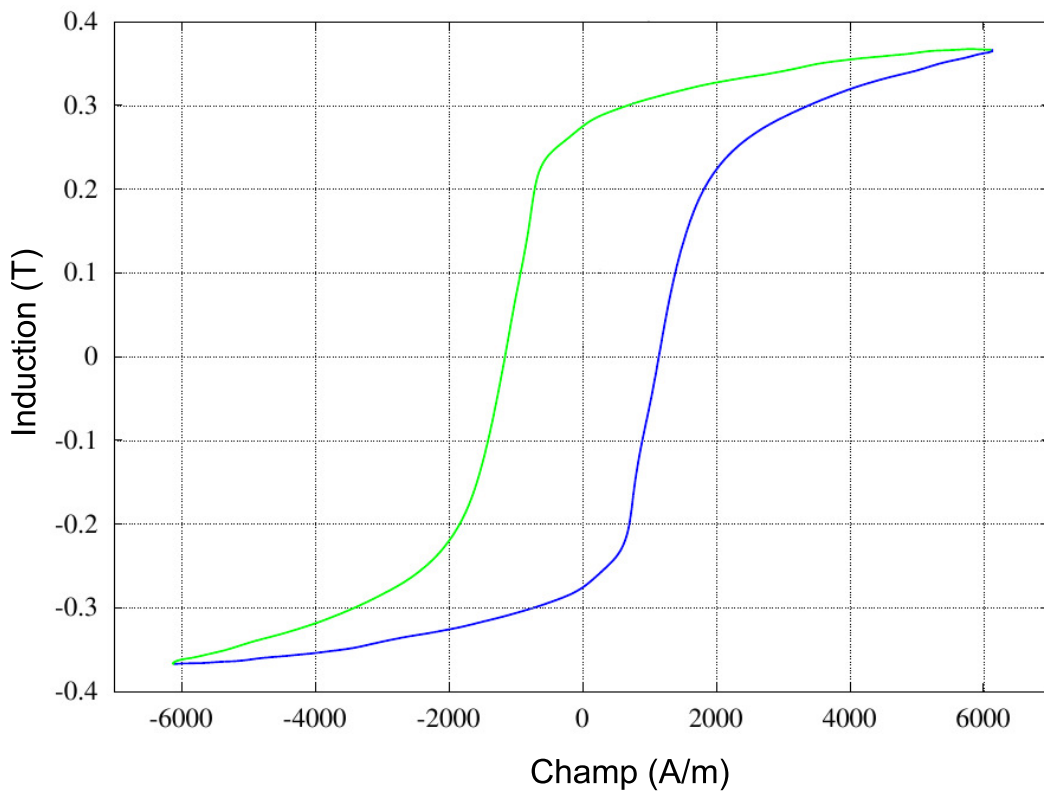


FIGURE 3.11 – Estimation du cycle d’hystérésis du nickel déposé sur le cuivre.

Le cycle d’hystérésis relevé montre que le nickel qui recouvre le fil a des propriétés ferromagnétiques semblables à celle du fer mais avec une induction de saturation de l’ordre de $0.35T$. La largeur du cycle est assez importante mais cette valeur est artificiellement augmentée par les courants induits dans l’âme en cuivre. La principale information tirée de cette expérience est l’estimation du courant qui provoque la saturation magnétique de la couche de nickel. En considérant un conducteur unique de rayon "a" parcouru par un courant i loin de toute influence électromagnétique externe comme celui de la figure 3.12, le module du champ tangentiel en tout point de la surface du fil vaut :

$$|\vec{H}| = \frac{i}{2\pi a} \tag{3.7}$$

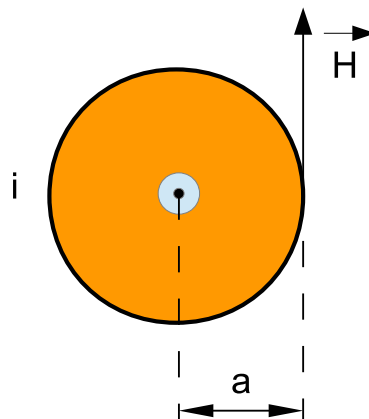


FIGURE 3.12 – Estimation du cycle d’hystérésis du nickel déposé sur le cuivre.

Le courant correspondant vaut : $i = 2\pi a |\vec{H}|$ ce qui donne $i = 10A$ pour un fil de rayon $0,4mm$ et $i = 6.3A$ pour un fil de $0.5mm$ ces chiffres ne donnent qu'un ordre de grandeur. Le calcul est plus complexe pour une bobine qui comporte plusieurs couches des fils parcourus par le même courant car le champ dans la couche de Nickel d'un fil dépend du courant dans les fils voisins. Pour aller plus loin, une analyse par éléments finis serait nécessaire.

3.3 Essais en petit signaux dans une large plage de températures

Les enroulements primaire et secondaire du dispositif expérimental précédent ne peuvent pas être soumis des températures élevées. Il faut donc imaginer un autre dispositif expérimental pour mesurer les caractéristiques magnétiques du nickel jusqu'à $500^{\circ}C$. Il est nécessaire d'imaginer une autre configuration dans laquelle il n'y a aucun polymère.

3.3.1 Description du dispositif expérimental

Deux fils de type Cerafil 500 de diamètre $0,8mm$ sont placés parallèlement sur une longueur de $3m$. Ils sont maintenus mécaniquement sur une plaque de mica par des ligatures faites avec du cordon HT° et par des plots de ciment HT° . Cet ensemble forme une ligne bifilaire qui est court-circuitée à une extrémité. Les mesures sont effectuées à l'autre extrémité par un analyseur d'impédance connecté à l'entrée de la ligne bifilaire HT° par une ligne torsadée faite avec deux fils inorganiques à isolation textile. La figure 3.13 montre une petite partie de la ligne bifilaire fixée sur la plaque de mica. La figure 3.14 est une photo du dispositif expérimental complet où la ligne bifilaire est placée dans un four.

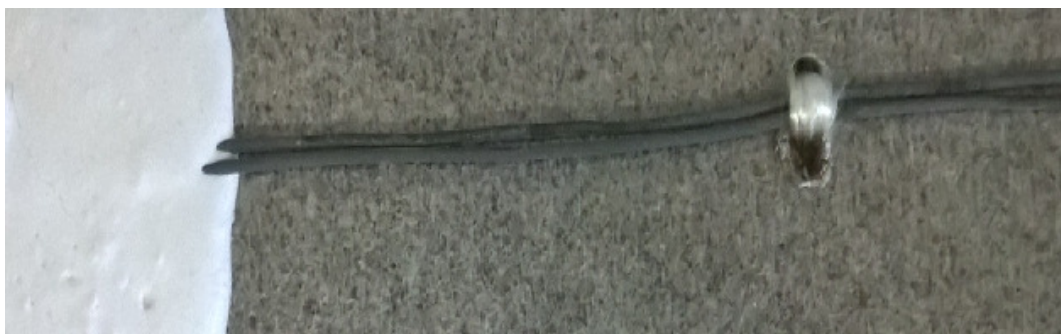


FIGURE 3.13 – Ligne bifilaire expérimentale (zoom).

Les mesures d'inductances sont faites avec un analyseur d'impédance qui impose un courant de $20mA_{eff}$. Les mesures ont été menées jusqu'à $500^{\circ}C$. Avant d'effectuer les relevés la procédure d'étalonnage de l'analyseur est lancée en utilisant une autre ligne torsadée de longueur et de construction identiques à celle qui est soudée à l'entrée la ligne bifilaire. Cette procédure permet de compenser l'impédance de la ligne torsadée qui assure la liaison entre l'analyseur et l'objet testé.

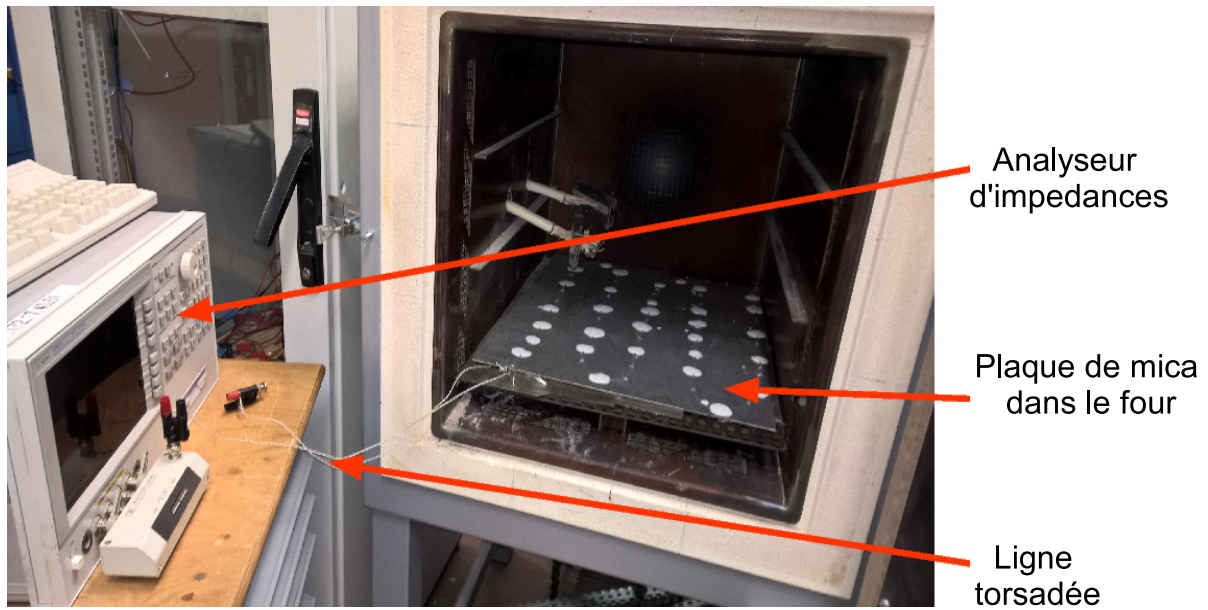


FIGURE 3.14 – Dispositif expérimental complet.

Les résultats sont présentés à la figure 3.15 pour des fréquences comprises entre $1kHz$ et $5MHz$ et des températures allant de $21^{\circ}C$ à $500^{\circ}C$.

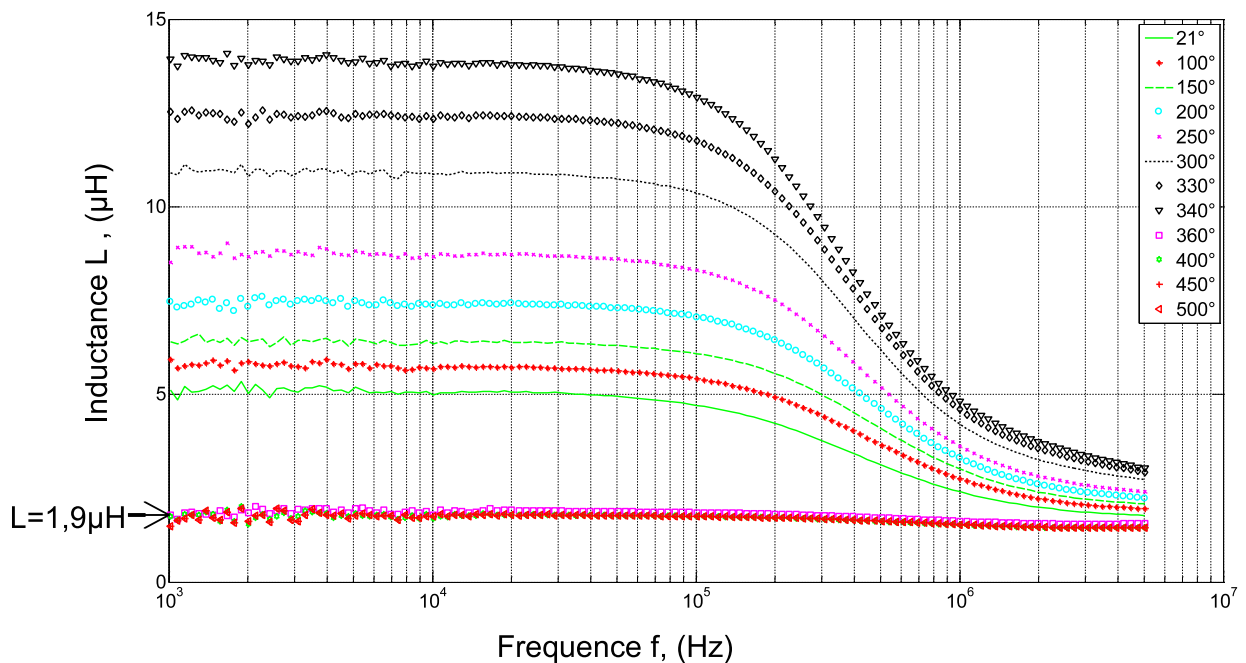


FIGURE 3.15 – Inductance mesurée avec l'analyseur d'impédance à diverses températures.

Après la température de Curie l'inductance devient très faible et indépendante de la température. En haute fréquence au delà de $40kHz$, l'effet de peau dans le fil est important, ce qui réduit l'inductance mesurée.

La température de Curie (T_c) du Nickel pour trouvée dans la littérature scientifique est de $358^{\circ}C$. Loïs Néel dans un article datant de 1935, a mesuré très précisément l'évolution de l'inverse de la susceptibilité magnétique du nickel pour des températures très légèrement supérieures au point de Curie [84]. Cet article montre que la perméabilité relative devient

quasiment égale à 1 quelques degrés au dessus de la T_c . Cet effet explique bien la chute de l'inductance constatée aux températures élevées. La figure 3.15 montre bien l'évolution de l'inductance en fonction de la fréquence mais d'influence est difficile à lire. La figure 3.16 présente les mêmes résultats en choisissant la température pour l'axe des abscisses. La fréquence est fixées à $10kHz$. Des mesures complémentaires ont été faites à la même fréquence en remplaçant l'analyseur d'impédance par un amplificateur linéaire capable de fournir un courant plus important qui place la couche de nickel dans un champ magnétique plus élevé. Ces relevés montrent que l'inductance de la ligne expérimentale dépend également du niveau de courant. Ce résultat est logique compte-tenu des propriétés fortement non-linéaires de tous les matériaux ferromagnétiques.

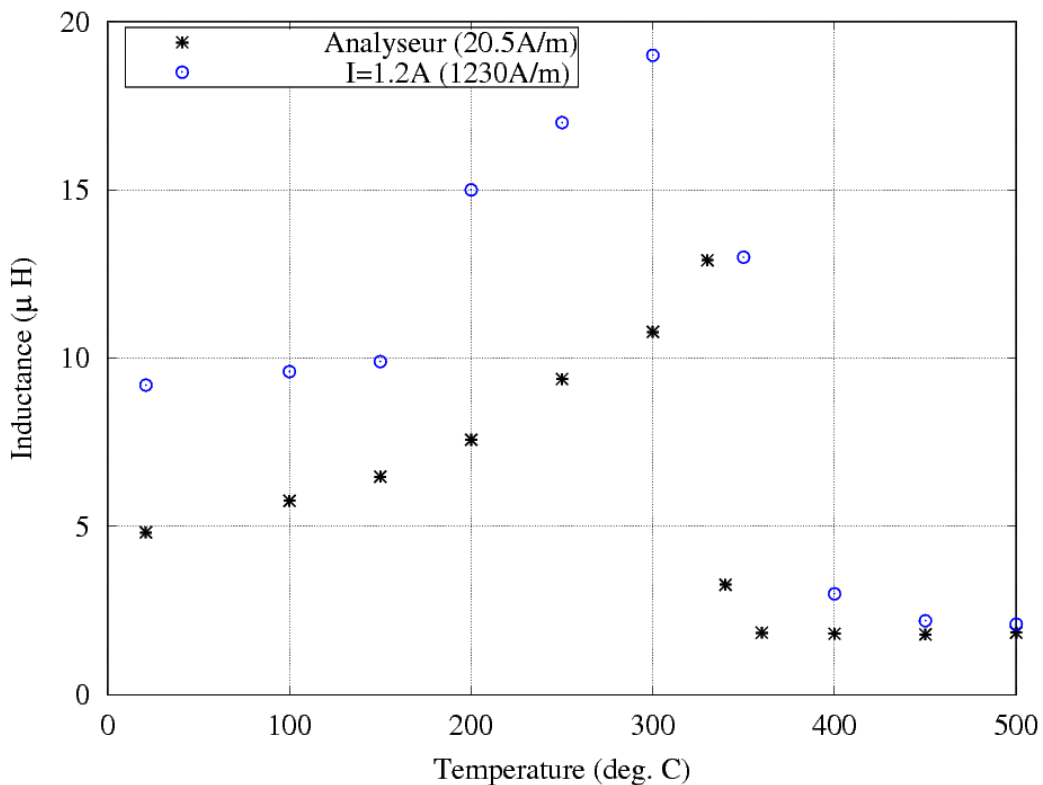


FIGURE 3.16 – Inductance de la ligne bifilaire expérimentales magnétique à 10 kHz grande variation de la température.

Ces mesures montrent que les modifications des phénomènes électromagnétique apportées par la présence du nickel sont non-linéaires, et que la notion de perméabilité relative n'est définie que pour un point de fonctionnement donné à une température bien définie.

3.3.2 Calcul analytique de l'inductance d'une ligne bifilaire classique en court-circuit.

Pour calculer la perméabilité relative du nickel à une valeur du courant de mesure et une valeur de la température, il est nécessaire d'analyser un peu plus en détail le comportement électromagnétique de la ligne bifilaire expérimentale.

Il est malheureusement difficile de mesurer avec précision la distance entre les deux fils et cette distance n'est pas rigoureusement constante le long de la ligne expérimentale. Pour dépasser cette difficulté, une démarche en 3 temps est proposée :

- Estimer la valeur moyenne de la distance entre les 2 fils à partir des mesures d'inductance faites aux températures élevées. Au dessus de la température de Curie, la perméabilité du nickel vaut 1 et la ligne peut être supposée comme étant composée de deux fils de cuivre. Le calcul analytique devient alors possible en supposant que la résistivité du nickel est la même que celle du cuivre.
- vérifier l'hypothèse faite par une simulation numérique par éléments finis qui introduit la véritable résistivité du nickel aux températures élevées. Cette approche numérique permettra d'affiner le modèle analytique.
- Calculer la distance moyenne entre les 2 fils avec le modèle analytique corrigé et les mesures au d'inductances faites dessus du point de Curie.

Les résultats expérimentaux relevés pour des petits signaux montrent que l'inductance de la ligne est quasiment constante jusque $40kHz$ environ pour une température donnée. Aux températures supérieures à 360° les courbes sont confondues pour former une droite horizontale ($L = 1.9\mu H$).

Pour interpréter cette valeur constante de L , il est possible d'utiliser le résultats classiques obtenus pour une ligne bifilaire faite avec 2 fils de cuivre de rayon a parallèles dont les centres sont situés à une distance $D > a$, comme le montre la figure 3.17.

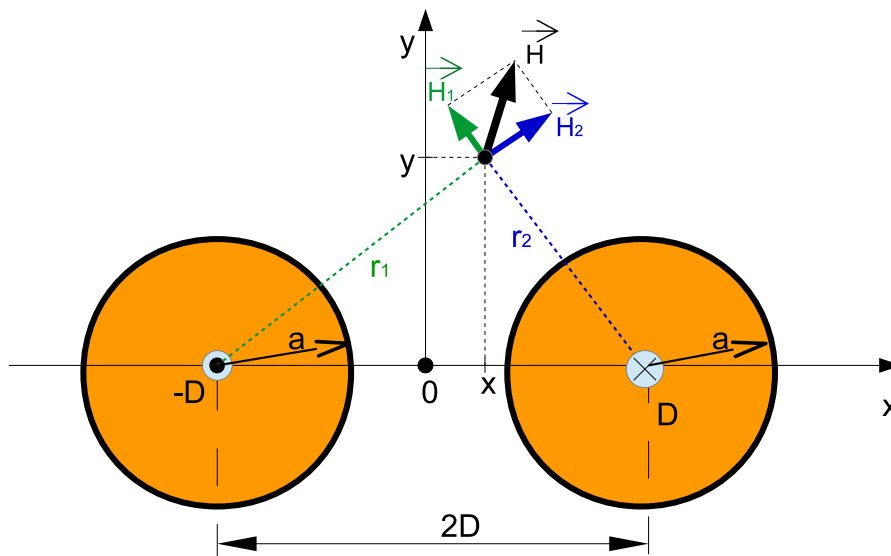


FIGURE 3.17 – Coupe transversale d'une ligne bifilaire faite avec deux fils de cuivre. Champ magnétique produit par les courants.

Avec le cuivre qui a un comportement linéaire, le champ magnétique peut être calculé en utilisant le principe de superposition. Le champ magnétique \vec{H}_1 créé par le courant dans le fil de gauche est tangent au cercle de rayon r_1 centré sur le fil de gauche. Son module vaut :

- à l'extérieur du fil $r_1 > a$

$$|\vec{H}(r_1)| = \frac{i_1}{2\pi r_1} \quad (3.8)$$

- à l'intérieur du fil $r_1 \leq a$

$$|\vec{H}(r_1)| = \frac{i_1}{2\pi} \frac{r_1}{a^2} \quad (3.9)$$

Le champ magnétique crée par le courant dans le fil de droite est obtenu de la même façon.

- à l'extérieur du fil $r_2 > a$

$$|\vec{H}(r_2)| = \frac{i_2}{2\pi r_2} \quad (3.10)$$

- à l'intérieur du fil $r_2 \leq a$

$$|\vec{H}(r_2)| = \frac{i_2 r_2}{2\pi a^2} \quad (3.11)$$

L'addition vectorielle se fait pour tous les points (x, y) du plan. Le signe "–" prend en compte le fait que les courants sont opposés et égaux en module. ($i_1 = i$ et $i_2 = -i$)

$$\vec{H}_1 = \vec{H}_1(r_1) - \vec{H}_2(r_2) \quad (3.12)$$

Il existe une relation géométrique simple qui donne les variables r_1 et r_2 en fonction des coordonnées x et y du point choisis :

$$r_1 = \sqrt{[x - (-D)]^2 + y^2} \quad (3.13)$$

$$r_2 = \sqrt{[D - x]^2 + y^2} \quad (3.14)$$

Sur une ligne particulière qui rejoint les centres des fils ($y = 0$) les expressions (3.13) et (3.14) se simplifient.

$$r_1 = D + x \quad (3.15)$$

$$r_2 = D - x \quad (3.16)$$

Les expressions algébriques des champs deviennent : dans le fil de gauche entre $x = -D - a$ et $x = -D + a$

$$H_1 = \frac{i(D + x)}{2\pi a^2} \quad (3.17)$$

- à l'extérieur du fil de gauche pour $x > -D + a$

$$H_1 = \frac{i}{2\pi(D + x)} \quad (3.18)$$

- dans le fil de droite entre $x = D - a$ et $x = D + a$

$$H_2 = \frac{-i(D - x)}{2\pi a^2} \quad (3.19)$$

- à l'extérieur du fil de droite pour $x < D - a$

$$H_2 = \frac{-i}{2\pi(D - x)} \quad (3.20)$$

Cette analyse permet de tracer la figure 3.18 qui montre le champ sur la droite $y = 0$. L'addition vectorielle est réduite à une addition scalaire pour les points situés sur la droite reliant les centres des deux fils ($y = 0$) car les vecteurs sont colinéaires. La figure 3.19 montre bien le principe de superposition. Le champ H_1 est nul au centre du conducteur de gauche, en $x = -D$ alors que le champ résultant est décalé vers le haut de la valeur $H_2(r_2 = 2D + a)$ imposé par le courant dans le fil de droite en ce point. Le phénomène symétrique est observé au centre du fil de droite.

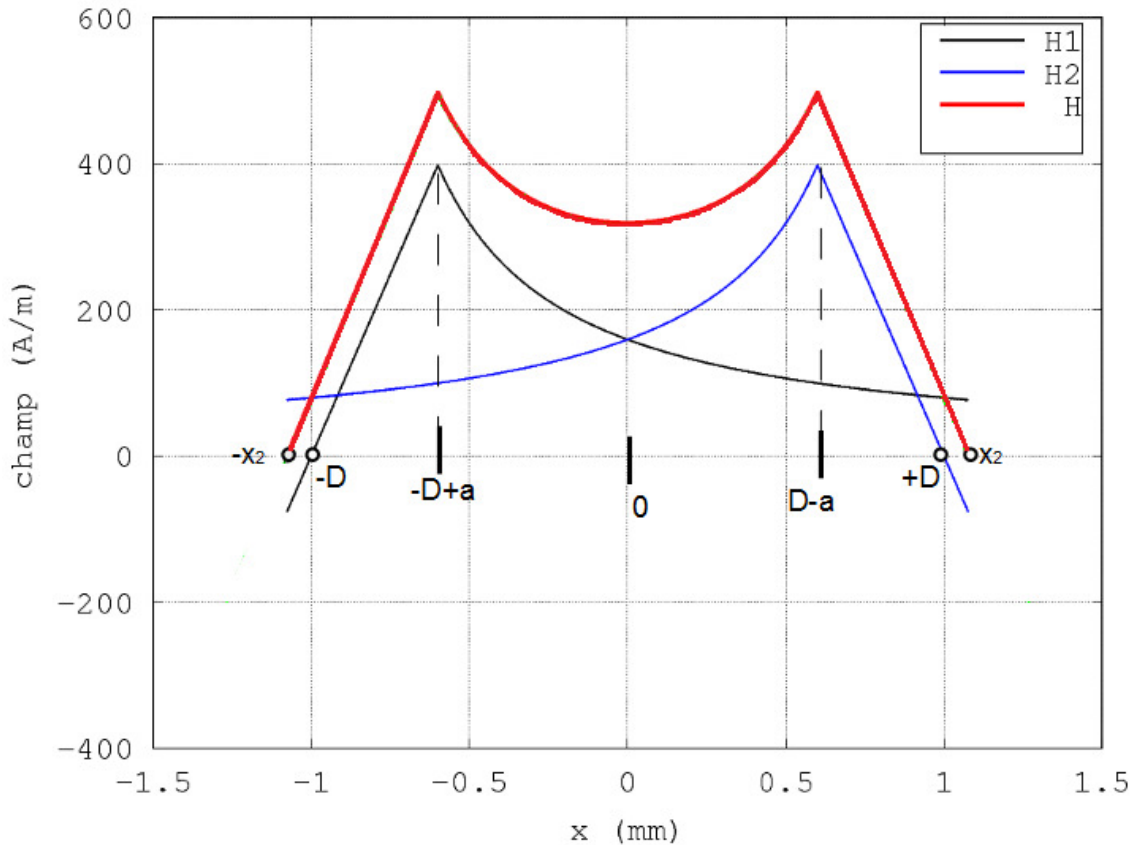


FIGURE 3.18 – Champ magnétique sur la droite joignant le centre des conducteurs ($y=0$.)

Avec des fils non magnétiques, la perméabilité magnétique vaut μ_o partout. Il est donc facile de calculer l'inductance linéique L/l (H/m) d'une telle ligne en calculant le flux ϕ/l embrassé par une portion rectiligne de longueur l .

Pour calculer ce flux, il faut intégrer l'induction entre les points $x_1 \pm x_2$ marquant les points où le champ est nul sur la figure 3.19 pour que la totalité des lignes de champ sortant de la section de référence soit prise en compte. Si les deux fils de la ligne étaient plus distants l'un de l'autre ($2D \gg 2a$), les points à champ nul seraient situés à $x = \pm D$, au centre des conducteurs, mais comme les fils sont très proches il est important de choisir $x_1 \pm x_2$ comme borne d'intégration pour calculer le flux, (équation 3.21).

$$\frac{\phi}{l} = \int_{-x_2}^{x_2} \mu_o (H_1 + H_2) dx \quad (3.21)$$

Compte tenu de la symétrie de la figure par rapport à l'axe $x = 0$, l'intervalle d'intégration peut être réduit

$$\frac{\phi}{l} = 2\mu_o \int_0^{x_2} (H_1 + H_2) dx \quad (3.22)$$

La borne d'intégration x_2 est la solution de l'équation :

$$H_1(x_1) + H_{x_2}(x_2) = 0 \quad (3.23)$$

Comme le point recherché est proche de $x = +D$ il faut prendre la relation $H_1(x)$ définie pour les points situés loin du conducteur de gauche ($r_1 > a$) et celle qui définit H_2 dans le métal ($r_2 < a$).

Cette équation serait donc :

$$\frac{i}{2\pi(D+x)} + \frac{i}{2\pi} \frac{D-x}{a^2} = 0 \quad (3.24)$$

Après avoir factorisé $i/2\pi$, il vient :

$$\frac{1}{D+x} + \frac{1}{a^2}(D-x) = 0 \quad (3.25)$$

soit

$$\frac{1}{D+x} = -\frac{1}{a^2}(D-x) \quad (3.26)$$

Le développement pour sortir x , donne :

$$a^2 = -(D-x)(D+x) \quad (3.27)$$

ou encore :

$$a^2 = x^2 - D^2 \quad (3.28)$$

cette expression permet de trouver l'abscisse x du point où le champ est nul

$$x = \pm\sqrt{a^2 + D^2} \quad (3.29)$$

Seule la solution positive est dans les intervalles de définition des équation de $H_1(x)$ et de $H_2(x)$ à l'intérieur du fil de droite.

$$x_2 = \sqrt{D^2 + a^2} \quad (3.30)$$

Le flux par unité de longueur est obtenu en développant les relations 3.18 et 3.19.

$$\frac{\phi}{l} = \mu_o \frac{i}{\pi} \left[\int_0^{D-a} \frac{dx}{D+x} + \int_0^{D-a} \frac{dx}{D-x} + \int_{D-a}^{x_2} \frac{dx}{d+x} + \frac{1}{a^2} + \int_{D-a}^{x_2} (D-x)dx \right] \quad (3.31)$$

ce qui donne :

$$\frac{\phi}{l} = \mu_o \frac{i}{\pi} \left[[Ln(D+x)] \Big|_0^{D-a} - [Ln(D-x)] \Big|_0^{D-a} + [Ln(D+x)] \Big|_0^{D-a} + \frac{1}{a^2} \left\{ [Dx] \Big|_0^{D-a} - \left[\frac{x^2}{2} \right] \Big|_0^{D-a} \right\} \right] \quad (3.32)$$

et encore :

$$\frac{\phi}{l} = \mu_o \frac{i}{\pi} \left[\text{Ln}(D + D - a) - \text{Ln}(D) - [\text{Ln}(D - D + a) - \text{Ln}(D)] + \text{Ln}(D + x_2) \right. \\ \left. \text{Ln}(D + D - a) + \frac{1}{a^2} \left\{ Dx_2 - D(D - a) - \frac{1}{2} [x_2^2 - (D - a)^2] \right\} \right] \quad (3.33)$$

Des simplifications apparaissent, lorsque x_2 est remplacé par sa valeur $\sqrt{D^2 + a^2}$, il reste :

$$\frac{\phi}{l} = \mu_o \frac{i}{\pi} \left[\text{Ln} \frac{D + \sqrt{D^2 + a^2}}{a} + \frac{1}{a^2} (D\sqrt{D^2 + a^2}) \right] \quad (3.34)$$

En divisant le flux linéique par le courant on obtient un expression analogue pou l'inductance linéique.

$$\frac{L}{l} = \frac{\mu_o}{\pi} \left[\text{Ln} \frac{D + \sqrt{D^2 + a^2}}{a} + \frac{1}{a^2} (D\sqrt{D^2 + a^2}) \right] \quad (3.35)$$

3.3.3 Contrôle des hypothèses faites pour le calcul analytique

Le calcul analytique de l'inductance de la ligne bifilaire expérimentale et basé sur l'hypothèse de la ligne composé d'un matériau conducteur unique et non magnétique dans lequel la densité de courant est supposée uniforme. Son exactitude est vérifié par une simulation numérique en 2D de la ligne bifilaire.

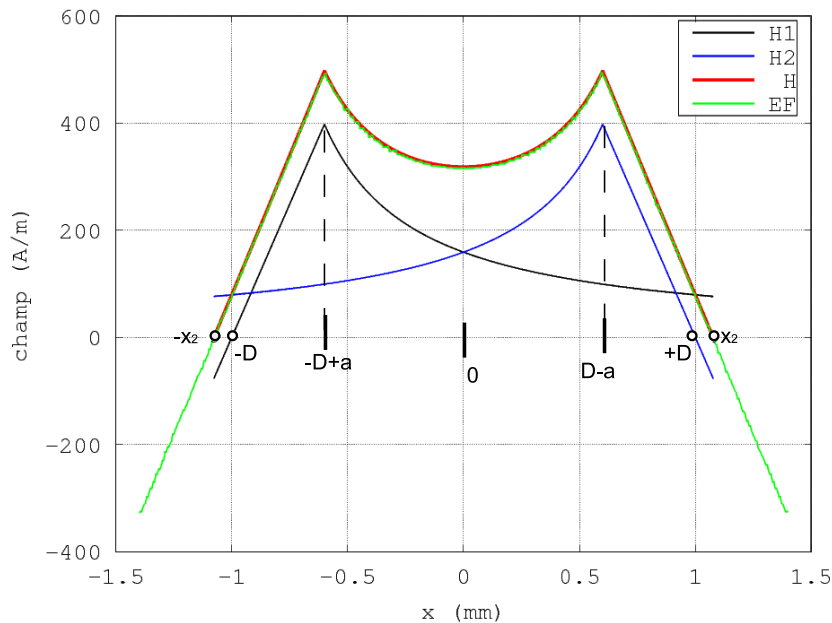


FIGURE 3.19 – Champ magnétique perpendiculaire à la droite joignant les centres des fils du cuivre de la ligne bifilaire.

La courbe obtenue par EF se superpose à la courbe résultante du modèle analytique; cette proximité valide l'approche théorique.

La bonne concordance des courbes est obtenue lorsque la frontière extérieure du domaine de simulation est très loin des fils (12 fois la distance entre les fils). En pratique, le fil est fait de deux matériaux concentriques dont les propriétés électriques différentes. Il

est nécessaire et de conforter les résultats des calculs analytiques précédents par une simulation numérique EF de la ligne bifilaire à une température supérieure au point de cuivre en prenant en compte les résistivité réelles du Cu et du Ni . Pour faire cette simulation les courant sources, imposés de l'extérieur, sont supposés se répartir entre l'âme en cuivre et la couche superficielle de nickel en suivant la loi du diviseur de courant schématisé dans la figure 3.20.

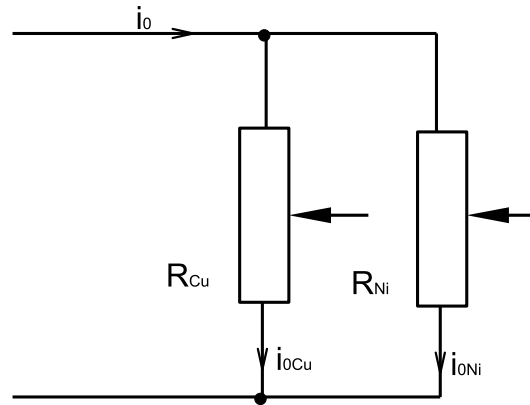


FIGURE 3.20 – Diviseur de courant.

Avec un fil nickelé, le courant se répartit dans les deux matériaux conducteurs. Aux basses fréquences, lorsque les effets des courants induits par les variations du champ magnétique sont négligeables, les deux matériaux peuvent être modélisés par 2 résistances connectées en parallèle.

En négligeant les effets 3D qui existent au voisinage des connexion des extrémités du fil, le potentiel en chaque point de la longueur du fil pris par rapport à un de ses points de connexion, peut être calculé par la formule du diviseur de tension. La figure 3.20 schématise ce concept en dessinant deux potentiomètres. La position du curseur de chaque potentiomètre est une image de position du point considéré par rapport à l'extrémité du fil prise comme référence. Cette figure montre que, pour chaque point du fil, les deux curseurs sont équipotentiels. Il n'y a donc aucune différence de potentiel entre la couche de nickel et l'âme centrale en cuivre. Par conséquent, pour un fil beaucoup plus long que son diamètre, aucun courant ne traverse la frontière du nickel. Le courants i_{Cu} et i_{Ni} sont obtenus à partir du courant total i_0 en utilisant le principe du diviseur de courant.

$$i_{0Cu} = i_0 \frac{R_{Ni}}{R_{Ni} + R_{Cu}} \quad (3.36)$$

$$i_{0Ni} = i_0 \frac{R_{Cu}}{R_{Ni} + R_{Cu}} \quad (3.37)$$

Les résistances sont calculées avec la formule classique (3.38) en fonction de la résistivité de chaque mâtériau (ρ_{Ni} et ρ_{Cu}) et des sections S_{Ni} et S_{Cu} offertes au passage du courant. La longueur l du fil est la même pour les deux parties du fil, elle n'intervient pas dans le calcul de la répartition des courants.

$$R = \rho \frac{l}{S} \quad (3.38)$$

$$i_{0Ni} = i_0 \frac{\frac{\rho_{Cu}}{S_{Cu}}}{\frac{\rho_{Cu}}{S_{Cu}} + \frac{\rho_{Ni}}{S_{Ni}}} \quad (3.39)$$

$$i_{0Cu} = i_0 \frac{\frac{\rho_{Ni}}{S_{Ni}}}{\frac{\rho_{Cu}}{S_{Cu}} + \frac{\rho_{Ni}}{S_{Ni}}} \quad (3.40)$$

Compte tenu des relation (3.39) et (3.40) du diamètre du fil ($0,8mm$) et de l'épaisseur du nickel les courants respectifs sont, pour $1A$ au total $0,93A$ dans le cuivre et $0,07A$ dans le nickel. La bonne concordance des courbes est obtenue lorsque la frontière extérieure du domaine de simulation est très loin des fils (12 fois la distance entre les fils).

Le concept de courant ne prend en compte que les phénomènes ohmiques liées à la différence des résistivités et à l'épaisseur de la couche de nickel. En notant S_{Cu} la section de l'âme centrale de cuivre et S_{Ni} celle de la couche de Nickel, la répartition du courant dans les deux parties du fil ne dépend que de la résistivité de chaque matériau et de la section qu'il offre au passage du courant.

Une première simulation a été faite pour une température de $400^{\circ}C$ située au delà du point de Curie. La perméabilité relative du Nickel est égale à 1 comme celle du cuivre alors que les résistivités sont différentes. A haute température, il est nécessaire de prendre en compte le coefficient de température α de chaque matériau. Les valeurs numériques sont résumées dans le tableau 3.2 pour le Cuivre et le Nickel.

Tableau 3.2 – Paramètres de la résistivité pour chaque matériau : Cu et Ni

Les paramètres	Cu	Ni
Résistivité à $27^{\circ}C$ (Ωm)	$1,7 * 10^{-8}$	$8,7 * 10^{-8}$
Coefficient de température (K^{-1})	$3,931 * 10^{-3}$	$5,37 * 10^{-3}$
Résistivité à $400^{\circ}C$ (Ωm)	$4,1910 * 10^{-8}$	$26 * 10^{-8}$

La géométrie utilisée pour la simulation par éléments finis est très simple, elle est constituée de 2 cercles concentriques pour chaque fil. Les centres sont distants de $2D = 1mm$. Le maillage ne pose pas de problème particulier, la simulation est faite en régime magnéto harmonique à $10kHz$. Les résultats de la simulation sont ajoutés à la construction théorique précédente faite avec des conducteurs de cuivre. Des différences importantes apparaissent : la valeur maximale est déplacée à la frontière cuivre-nickel. La décroissance du champ lorsque le point considéré s'éloigne de la frontière cuivre-nickel s'explique par la très faible densité de courant dans le nickel.

En basse fréquence cette densité de courant est bien uniforme sur toute l'épaisseur de chaque matériau comme le montre la figure 3.22, tracée sur un diamètre du fil nickelé.

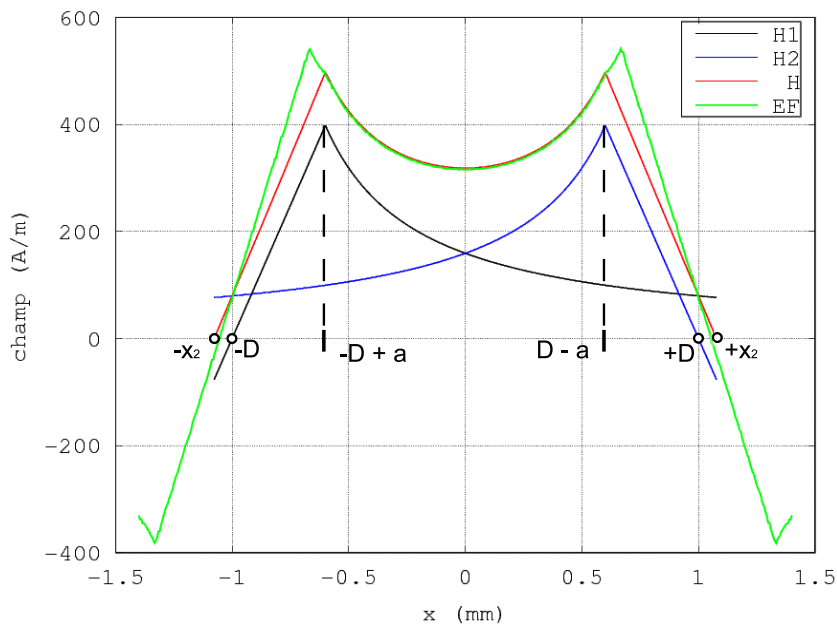


FIGURE 3.21 – Le champ magnétique et la distance entre deux fils de cuivre-nickel.

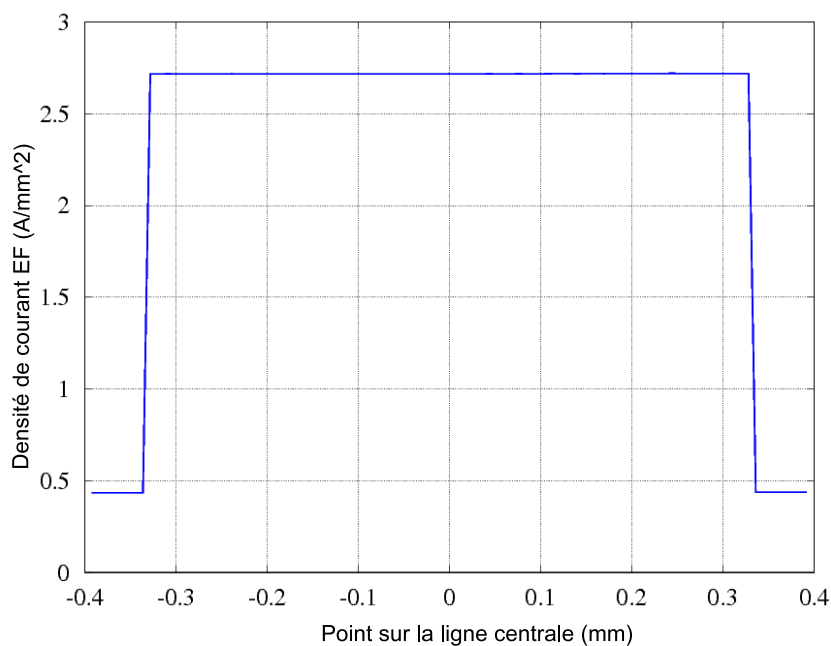


FIGURE 3.22 – Densité de courant, le long du diamètre du fil (mm).

Calcul des inductances pour 3m de fil est fait avec 2 méthodes différents :

- Intégration numérique (1000 points) tracé de la courbe théorique : $L1 = 2,552\mu H$
- Intégration analytique : $L1 = 2,554\mu H$

L'inductance trouvée par intégration de la courbe d'induction obtenue par EF donne une valeur un peu plus élevée, ($2,706\mu H$) au lieu de $2,554\mu H$ ce qui correspond à une erreur importante. Le modèle analytique sous-évalue l'inductance de 5,7% cette sous-estimation est visible sur la figure 3.21 qui montre une courbe obtenue par EF largement au dessus de la courbe analytique du champ résultant H.

Le modèle analytique de la ligne faite avec 2 fils nickelés peut être amélioré en ne considérant que l'âme de cuivre dans le modèle analytique ($a = r_{cu}$). Cette hypothèse revient à négliger le courant dans la couche de nickel. La figure 3.23 est tracée en faisant cette hypothèse. La courbe du modèle théorique est plus proche de celle obtenue par EF.

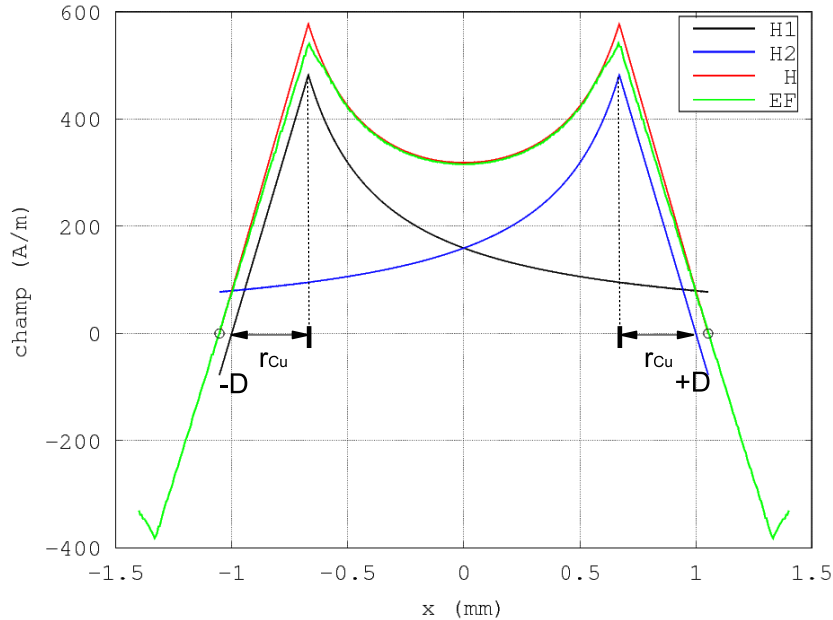


FIGURE 3.23 – Résultat du modèle analytique modifié $a = r_{Cu}$ (rayon de l'âme de Cu).

L'inductance calculée avec ce modèle analytique modifié est : $L_2 = 2.778\mu H$ alors que la valeur donnée par simulation numérique vaut : $L_2 = 2.706\mu H$. L'erreur relative n'est plus que de 2,65%.

3.3.4 Estimation de la distance moyenne entre les conducteurs de la ligne expérimentale.

La mesure de l'inductance aux température supérieure au point de Curie, confrontée au modèle analytique peut servir à estimer la valeur moyenne de la distance entre les fils notée $2D$ dans le modèle analytique.

L'expression analytique de l'inductance linéique L/l prédite par le modèle amélioré est déduite de la relation 3.41 en remplaçant a par $r_f - e_n$:

$$L/l = \frac{\mu_0}{\pi} \left[L_n \frac{D + \sqrt{D^2 + (r_f - e_n)^2}}{(r_f - e_n)} + \frac{1}{(r_f - e_n)^2} \left(D \sqrt{D^2 + (r_f - e_n)^2} - D^2 \right) \right] \quad (3.41)$$

Outre la variable D précédent définie, r_f est le rayon du fil complet ($r_f = 400\mu m$) et e_n l'épaisseur du Nickel ($e_n = 65\mu m$).

La valeur de l'inductance mesurée au delà de la température de Curie varie un peu d'une mesure à l'autre. Le calcul est fait à partir de sa valeur moyenne mesurée à $400^\circ C$, $450^\circ C$ et $500^\circ C$. Cette valeur vaut $1,94\mu H$. La relation 3.41 est inversée numériquement par approximations successives pour des valeurs de D inférieure à 1 millimètre. La valeur de D qui correspond à une inductance théorique de $1,94\mu H$ est $D = 0,485mm$, la distance moyenne entre les centres des fils de la ligne bifilaire HT° qui a servi à l'expérience, vaut

donc $2D = 0,969\text{mm}$, soit un espace d'air assez faible entre les fils qui est estimé à $2D - 2r_f = 0,17\text{mm}$. Ceci correspond à l'estimation visuelle faite sur la photographie de la figure 3.24.

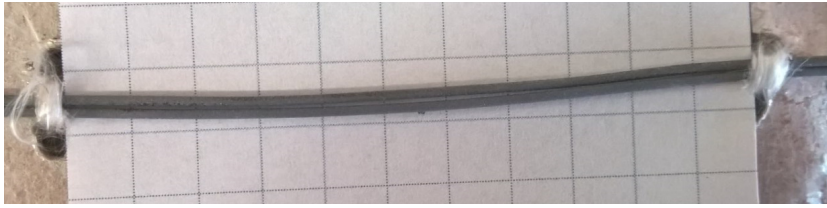


FIGURE 3.24 – Photo des fils avec un repère quadrillé, au pas de 5mm .

3.3.5 Influence de la couche de Nickel aux températures inférieures au point de Curie

Lorsque la température est inférieure au point de Curie, l'induction dans le nickel est beaucoup plus importante car le matériau retrouve ses propriétés ferromagnétiques. L'induction en tout point de la droite qui passe par les centres des fils est donnée à la figure 3.25 par le modèle analytique cette figure tracée pour $D = 1\text{mm}$.

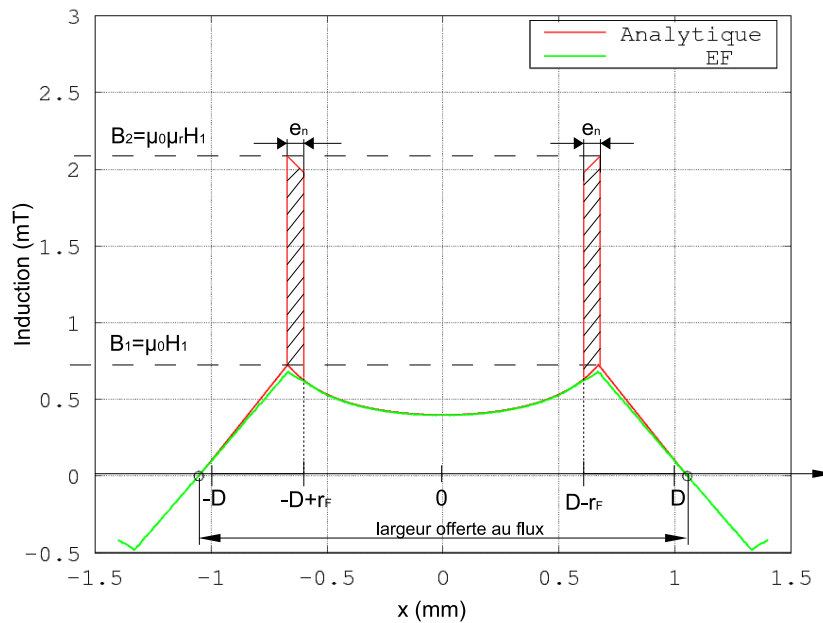


FIGURE 3.25 – Flux supplémentaire correspondante à la couche de nickel lorsque $T < T_c$.

La présence du nickel ajoute les surfaces grisées de la figure 3.25 à l'intégrale qui a servi à calculer le flux et l'inductance du modèle analytique de la ligne. Pour une longueur l de ligne bifilaire HT° , l'augmentation du flux $\Delta\Phi$ peut être calculée par

$$\frac{\Delta\phi}{l} = 2(B_2 - B_1)e_n \tag{3.42}$$

$$\frac{\Delta\phi}{l} = 2(\mu_0 \mu_R H_1 - \mu_0 H_1)e_n \tag{3.43}$$

$$\frac{\Delta\phi}{l} = 2\mu_0 H_1 e_n (\mu_R - 1) \tag{3.44}$$

Les calculs développés pour construire le modèle analytique donnent H_1 pour un courant I dans la ligne :

$$H_1 = \frac{I}{2\pi[2D - (r_F - e_n)]} + \frac{I}{2\pi(r_F - e_n)} \quad (3.45)$$

L'augmentation d'inductance linéique est déduite en recopiant la valeur de H_1 donnée par 3.45 dans 3.44 et en divisant le flux par le courant :

$$\frac{\Delta L}{l} = 2\mu_0 \frac{I}{2\pi} \left[\frac{1}{2D - (r_F - e_n)} + \frac{1}{r_F - e_n} \right] e_n (\mu_R - 1) \quad (3.46)$$

Cette relation permet d'exprimer μ_R en fonction de l'augmentation d'inductance linéique $\frac{\Delta L}{l}$ mesurée aux basses températures.

$$\mu_R = 1 + \frac{\Delta L}{l} \frac{\pi}{\mu_0 \left[\frac{1}{2D - (r_F - e_n)} + \frac{1}{r_F - e_n} \right]} \quad (3.47)$$

La figure 3.26 montre les résultats tirés de la relation 3.47 pour des mesures de l'inductance de la ligne bifilaire HT^o . L'analyseur fonctionne en petits signaux. Pour effectuer cette mesure la source était réglée à $20mA$. Compte tenu de la géométrie de la ligne bifilaire ce courant correspond à un champ $20,5A/m$ crête.

Des mesures d'inductance ont été faites en alimentant la ligne bifilaire HT^o placée dans le four par un amplificateur capable de fournir un courant sinusoïdal de $1,2A_{eff}$. Une résistance a été ajoutée pour éviter de mettre l'amplificateur en court circuit. Pour des raisons pratiques, les mesures ont été relevées à $10kHz$ de façon à avoir des tensions d'amplitudes suffisantes pour pouvoir effectuer des mesures relativement peu bruitées compte tenu de la faible valeur des inductances aux températures élevées les valeurs de μ_R calculées à partir de ces mesures sont ajoutées sur la figure 3.26.

La perméabilité magnétique de la couche du nickel déposée sur le fil dépend donc également du champ magnétique. Cette propriété est classique pour la plupart des matériaux ferromagnétiques.

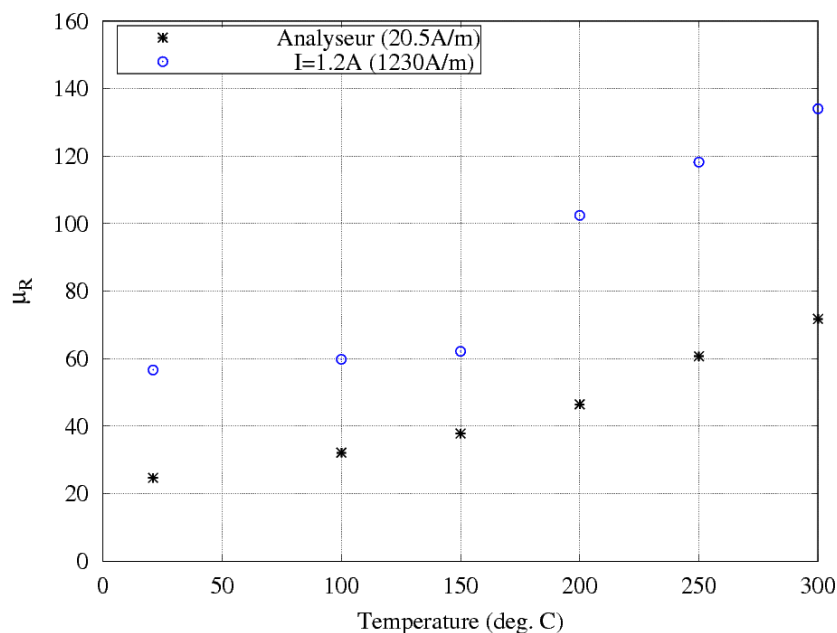


FIGURE 3.26 – Inductances mesurées à 2 niveaux de courant et donc de champs différents.

Les propriétés ferromagnétiques du nickel déposé sur le cuivre influence obligatoirement les phénomènes HF qui se produisent dans les bobines des machines alimentées par des convertisseurs qui fonctionnent en MLI. La principale propriété de ce matériau, sa perméabilité relative, est cependant difficile à estimer car elle dépend fortement de la température et du niveau du champ magnétique. La figure 3.26 permet cependant de connaître l'ordre de grandeur de ce paramètre.

3.3.6 Limites en fréquence du modèle BF

Les mesures d'inductance faites en petits signaux sur les conducteurs bifilaire HT^o (figure 3.15) montrent que pour une température donnée, l'inductance reste pratiquement constante jusqu'à $40kHz$. Au-delà de cette fréquence les effets de peau et de proximité se font sentir. Une simulation numérique de la ligne bifilaire HT^o a été faite pour interpréter ces phénomènes. Les paramètres sont :

1. distance entre centres des fils = $0,97mm$;
2. rayon extérieur du fil = $0,4mm$;
3. épaisseur du Nickel = $65\mu m$;
4. perméabilité relative du Nickel = 60 ;
5. fréquence = $100kHz$;
6. courant total = $1A$.

La figure 3.27 donne la densité de courant, calculée par éléments finis dans les 2 fils de la ligne bifilaire HT^o . Le courant est positif dans le fil de gauche et négatif dans le fil droit au même instant choisi pour la valeur crête du courant global.

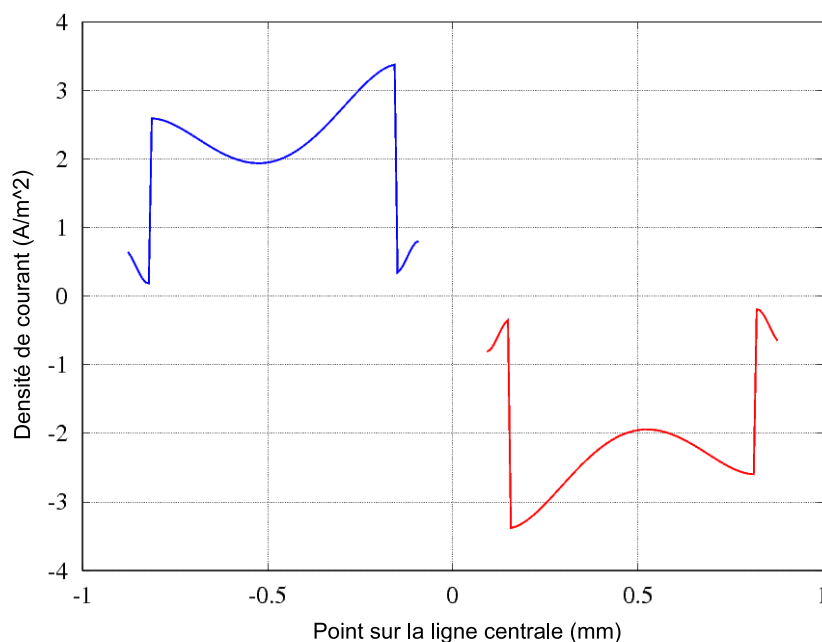


FIGURE 3.27 – Densité de courant dans les deux fils de la ligne bifilaire à $T = 20^{\circ}$ et $f = 100kHz$.

Cette simulation montre que les effets électromagnétiques se font sentir dès $100kHz$. Les densités de courant ne sont plus constantes. Les effets électromagnétiques connus sous les noms " d'effet de peau " et " effet de proximité " sont visibles. Il est préférable de les étudier séparément.

3.4 Approche analytique de l'effet de peau.

Aux basses fréquences et en négligeant les effets 3D au voisinage des points de connexion, les effets des courants induits sont négligeables et les densités de courant se répartissent dans le cuivre et dans le Nickel selon de la conductivité électrique de chaque matériau. Le cuivre a une meilleure conductivité, la densité de courant est naturellement plus élevée, au centre du conducteur. L'effet de peau est bien décrit dans la littérature pour les fils cylindriques constitués d'un matériau unique, le cuivre par exemple [85]. Il est également bien décrit pour les tôles magnétiques des transformateurs [86, 87]. Les méthodes développées dans les ouvrages classiques ne s'appliquent pas aux objets composés de deux matériaux dont l'un est magnétique. Le courant induit par les variations de l'induction magnétique s'opposent au courant imposé par la source et cette action est plus forte au centre du fil. La variable clé est donc le champ magnétique. L'induction et la densité de courant ne sont pas que des variables secondaires calculées à partir du champ magnétique. Les calculs analytiques ne sont possibles que lorsque les matériaux sont supposés linéaires (μ_R constant) car ils sont basés sur le principe de superposition. Il est donc possible d'appliquer les équations de Maxwell à chaque partie du fil en vérifiant les conditions aux limites définies aux frontières : entre le cuivre et le nickel et entre le nickel et l'air.

Un fil cylindrique rectiligne situé loin de toute influence magnétique extérieure se résume à un problème électromagnétique 1D à symétrie cylindrique. Le repère cylindrique ($\vec{I}_r, \vec{I}_\theta, \vec{I}_z$) centré sur le fil permet de bénéficier de cette symétrie (figure 3.28).

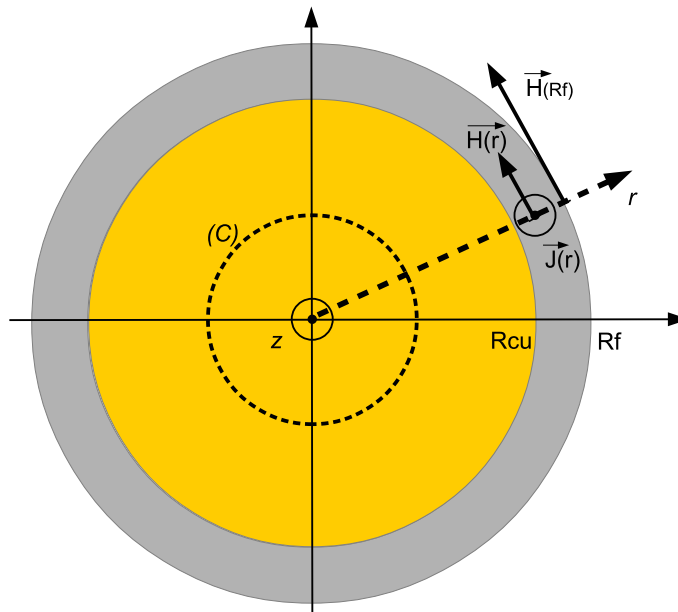


FIGURE 3.28 – Repère cylindrique identique associé à chaque partie du fil.

Le vecteur densité de courant est toujours dans la direction du fil, $\vec{J} = J \vec{I}_z$ où J est un scalaire qui représente la composante unique de la densité de courant. Avec un tel repère, le champ n'a qu'une seule composante, $\vec{H} = H \vec{I}_\theta$ où H est un scalaire qui représente

la composante unique du champ magnétique. Les lignes de champ sont donc des cercles concentriques centrés sur l'origine du repère.

Avec la symétrie cylindrique, le champ magnétique est tangent en tous les points des deux frontières : celle qui sépare le cuivre du nickel et celle qui délimite le rayon extérieur du fil. Le théorème d'Ampère stipule que la composante tangentielle est conservée aux frontières [85] ce qui implique que le champ magnétique est une fonction continue le long du rayon, depuis le centre du fil à une valeur de r qui dépasse le rayon du fil ; il est nul au centre du fil.

3.4.1 Champ magnétique dans l'âme en cuivre ($r < R_{Cu}$)

L'application de la forme intégrale du théorème d'Ampère (3.48) à un contour circulaire (C) situé dans le cuivre montre que le champ $\vec{H}(r)$ sur ce contour ne dépend que de la densité de courant qui traverse la surface S délimitée par le contour fermé (C). Les vecteurs densité de courant situés à l'extérieur de ce contour n'influent pas le champ sur le contour (C). Le courant dans le nickel n'a donc pas d'influence sur le champ dans le cuivre.

$$\oint_{(C)} \vec{H} \cdot d\vec{l} = \int \int_S \vec{J} \cdot d\vec{S} \quad (3.48)$$

En alternatif, les courants induits modifient le courant dans le contour, cet effet est pris en compte en utilisant la forme locale du théorème d'Ampère (3.49). Dans cette expression \vec{J} représente les courants induits et \vec{J}_S le courant imposé par la source extérieure. \vec{J}_S est orienté dans l'axe du fil. Il n'a qu'une composante selon $\vec{1}_z$ qui est constante. L'influence des courants de déplacement $\epsilon d\vec{E}/dt$ est négligée.

$$r\vec{ot}(H(\vec{r})) = \vec{J}(r) + \vec{J}_S \quad (3.49)$$

Les courants induits dépendent la conductivité σ du cuivre et du champ électrique \vec{E} déterminé par la loi de Faraday exprimée par l'équation (3.50) dans laquelle l'induction $\vec{B}(r)$ dépend directement du champ magnétique $\vec{H}(r)$ par la relation (3.52).

$$r\vec{ot}(E(\vec{r})) = -\frac{d\vec{B}(r)}{dt} \quad (3.50)$$

$$\vec{J}(r) = \sigma \vec{E}(r) \quad (3.51)$$

$$\vec{B}(r) = \mu \vec{H}(r) \quad (3.52)$$

Compte tenu des relations entre les grandeurs électromagnétiques, les équations de Maxwell peuvent être exprimées en fonction d'une seule variable, le champ $\vec{H}(r)$:

$$r\vec{ot}(r\vec{ot}(\vec{H}(r))) = -\mu\sigma \frac{d\vec{H}(r)}{dt} + r\vec{ot}(\vec{J}_S) \quad (3.53)$$

Comme la densité de courant source \vec{J}_S est uniforme sur toute la section du cuivre, les dérivées de son unique composante par rapport aux trois variables d'espace r , θ et z sont nulles : le dernier terme $r\vec{ot}(\vec{J}_S)$ est donc en conséquence nul.

En régime sinusoïdal permanent à la pulsation ω , l'écriture complexe permet de séparer la variable temps t de la variable spatiale unique r .

$$\vec{H}(r, t) = \Re(\underline{\vec{H}}(r) e^{j\omega t}) \quad (3.54)$$

La dérivée par rapport au temps se réduit à une simple multiplication par $j\omega$. L'équation (3.53) se simplifie et devient :

$$\vec{rot}(\vec{rot}(\vec{H}(r))) = -j\omega\mu\sigma\vec{H}(r) \quad (3.55)$$

Le développement du premier membre de la relation (3.55) dans le repère cylindrique permet d'obtenir une équation différentielle du second ordre de la variable r .

Cette équation est scalaire car tous les vecteurs sont dans la direction $\vec{1}_\theta$. Par conséquent, le système est décrit par la composante du vecteur qui est un nombre complexe. L'équation différentielle qui régit le système a une écriture plus simple en introduisant le coefficient $\gamma^2 = j\omega\mu\sigma$ qui homogène à l'inverse du carré d'une distance (m^{-2}).

$$\frac{1}{r} \frac{dH(r)}{dr} - \frac{1}{r^2} H(r) + \frac{d^2 H(r)}{dr^2} = \gamma^2 H(r) \quad (3.56)$$

En multipliant les deux membre par r^2 et en ordonnant l'expression de façon classique, on obtient une équation différentielle homogène du second ordre.

$$r^2 \frac{d^2 H(r)}{dr^2} + r \frac{dH(r)}{dr} - (1 + r^2 \gamma^2) H(r) = 0 \quad (3.57)$$

Les coefficients de cette équation ont des dimensions différentes (m^2), (m), (*sans unité*) car ils sont multipliés par le champ et ses dérivées par rapport à r . Il est préférable de travailler avec une équation sans dimension en faisant le changement de variable $x = \gamma r$. La variable x est alors un nombre complexe sans dimension car γ s'expèrime en (m^{-1}) et r en (m).

$$\gamma = \sqrt{j\omega\mu\sigma} = \sqrt{j} \sqrt{\omega\mu\sigma} \quad (3.58)$$

Le coefficient γ a une importance particulière qu'il convient de détailler. Le nombre complexe $\sqrt{j} = \sqrt{\exp(j\pi/2)}$ est un opérateur de rotation de $\pi/4$. Cette constatation permet d'écrire le coefficient γ en fonction de l'épaisseur de peau δ définie par la relation (3.60).

$$\sqrt{j} = \cos \frac{\pi}{4} + j \sin \frac{\pi}{4} = \frac{1+j}{\sqrt{2}} \quad (3.59)$$

$$\delta = \sqrt{\frac{2}{\omega\mu\sigma}} \quad (3.60)$$

$$\gamma = \frac{1+j}{\delta} \quad (3.61)$$

Après avoir effectué toutes les opérations sur les dérivées qui sont liées au changement de variable $x = \gamma r$, l'équation (3.57) s'écrit :

$$x^2 \frac{d^2 H(x)}{dx^2} + x \frac{dH(x)}{dx} - (1 + x^2) H(x) = 0 \quad (3.62)$$

Cette équation est connue dans la littérature scientifique [88], c'est une équation de Bessel modifiée de rang $n = 1$. Sa solution générale est une combinaison linéaire des deux fonctions de Bessel, celle de première espèce $I_1(x)$ et celle de seconde espèce $K_1(x)$. La solution générale de l'équation (3.62) est :

$$\underline{H}(x) = C_1 I_1(x) + C_2 K_1(x) \quad (3.63)$$

C_1 et C_2 sont des constantes complexes qui dépendent des valeurs imposées aux limites.

Dans le le cuivre, le champ magnétique est nul au centre, en $r = 0$. La variable $x = \gamma r$ est un complexe dont le module est nul en $r = 0$. Le fait que le module de la fonction $K_1(x)$ tende vers l'infini lorsque x tend vers zéro impose de choisir $C_2 = 0$. Il ne reste donc qu'une seule solution et une seule constante C_1 à déterminer.

La constante C_1 doit être calculée en fonction de la valeur du champ magnétique à la frontière qui sépare le cuivre du nickel. En appliquant la forme intégrale du théorème d'Ampère, le champ à la frontière dépend du courant imposé dans le cuivre i_{0Cu} par le circuit extérieur.

$$\underline{H}(R_{Cu}) = \frac{i_{0Cu}}{2\pi R_{Cu}} \quad (3.64)$$

ce qui donne :

$$C_1 = \frac{\underline{H}(R_{Cu})}{I_1(\gamma R_{Cu})} \quad (3.65)$$

3.4.2 Champ magnétique dans la couronne de nickel ($R_{Cu} < r < R_f$).

Le cylindre de nickel est placé dans le champ magnétique externe créé par le courant qui circule dans l'âme de cuivre en plus de celui qui est créé par le courant dans le Nickel. Cette particularité est prise en compte en notant que le champ à la frontière entre le cuivre et le nickel, pour $r = R_{Cu}$, est imposé par le courant dans l'âme de cuivre donné par la relation (3.64).

Les équations qui décrivent les phénomènes électromagnétiques dans le nickel sont celles du paragraphe précédent à condition de prendre les valeurs relatives au Nickel des paramètres ρ , σ et μ . L'épaisseur de peau δ est beaucoup plus petite que dans le cuivre car le nickel est un matériaux ferromagnétique doux de perméabilité magnétique relativement élevée. L'équation différentielle de départ est développée exactement de la même façon en utilisant le repère cylindrique unique.

La solution est une combinaison linéaire de fonctions de Bessel $I_1(x)$ et $K_1(x)$. Les constantes C_1 et C_2 sont calculées en fonction des deux conditions aux limites exprimées par (3.67) à la frontière entre le cuivre et le nickel et par (3.68) à la limite extérieure du fil.

$$\underline{H}(x) = C_1 I_1(x) + C_2 K_1(x) \quad (3.66)$$

$$\underline{H}_1 = \frac{i_{0Cu}}{2\pi R_{Cu}} \quad \text{pour } x_1 = \gamma R_{Cu} \quad (3.67)$$

$$\underline{H}_2 = \frac{i_0}{2\pi R_f} \quad \text{pour } x_2 = \gamma R_f \quad (3.68)$$

Ces deux conditions aux limites correspondent un système de deux équations à deux inconnues qui sont C_1 et C_2 .

$$\underline{H}_1 = C_1 I_1(x_1) + C_2 K_1(x_1) \quad (3.69)$$

$$\underline{H}_2 = C_1 I_1(x_2) + C_2 K_1(x_2) \quad (3.70)$$

Ce système s'écrit de façon matricielle :

$$\begin{bmatrix} \underline{H}_1 \\ \underline{H}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_1(x_1) & K_1(x_1) \\ I_1(x_2) & K_1(x_2) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} C_1 \\ C_2 \end{bmatrix} \quad (3.71)$$

Les constantes C_1 et C_2 sont obtenues en inversant le système :

$$\begin{bmatrix} C_1 \\ C_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_1(x_1) & K_1(x_1) \\ I_1(x_2) & K_1(x_2) \end{bmatrix}^{-1} \cdot \begin{bmatrix} \underline{H}_1 \\ \underline{H}_2 \end{bmatrix} \quad (3.72)$$

3.4.3 Densité de courant dans le fil composite

La densité de courant en tout point du fil composite est calculée à partir de la première équation de Maxwell (3.49) et du champ magnétique donné par la relation (3.66) et les constantes définies en fonction des conditions aux frontières. Le développement du rotationnel est simple grâce à la symétrie cylindrique :

$$\underline{J}(r) = \frac{1}{r} \underline{H}(r) + \frac{d\underline{H}(r)}{dr} \quad (3.73)$$

La densité de courant s'exprime donc en fonction des fonctions de Bessel $I_1(x)$, $K_1(x)$ et de leurs dérivées par rapport à x notées $I_1'(x)$, $K_1'(x)$.

$$\underline{J}(r) = \frac{1}{r} [C_1 I_1(\gamma r) + C_2 K_1(\gamma r)] + C_1 \gamma I_1'(\gamma r) + C_2 \gamma K_1'(\gamma r) \quad (3.74)$$

La validité des calculs analytiques peut être vérifiée par une simulation numérique à condition de choisir un maillage beaucoup plus fin que l'épaisseur de peau dans chaque matériau.

3.5 Comparaison avec les résultats obtenus par éléments finis

L'approche analytique présentée est appliquée à un conducteur HT° de type Cerafil 500 de diamètre $0.8mm$ doté d'une couche de Nickel de $65\mu m$. La simulation par éléments finis est faite avec GetDP, en 2D en avec un maillage fin capable de prendre en compte l'effet de peau : chaque élément doit être d'une taille inférieure à environ $1/3$ de l'épaisseur de peau à la fréquence la plus élevée. La figure 3.29 illustre les choix faits pour le maillage. Les mailles dans le nickel sont toutes inférieures ou égales à $4\mu m$.

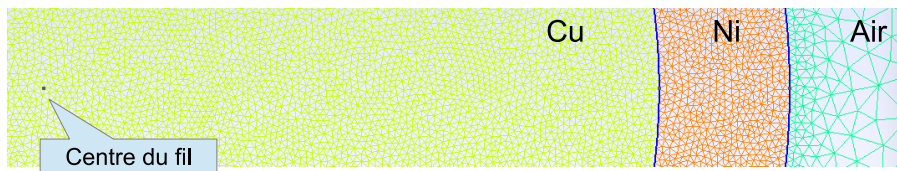


FIGURE 3.29 – Maillage du fil composite.

Les résultats présentés aux figures 3.30 et 3.31 sont obtenus pour un courant crête de $5A$ à une fréquence $1kHz$. Cette fréquence, relativement basse permet d'observer les phénomènes principaux à la fréquence de travail de la machine. Compte tenu de la résistivité et de la perméabilité relative, l'épaisseur de peau vaut $\delta = 2080\mu m$ pour le cuivre et $\delta = 634\mu m$ pour le nickel. Dans le cuivre, l'épaisseur de peau est très supérieure au rayon du fil ; dans le nickel l'épaisseur de peau est nettement plus grande que celle de la couche protectrice . Ces deux constatations signifient que la répartition des densités de courant est principalement ohmique, les phénomènes électromagnétiques dans le fil sont négligeables.

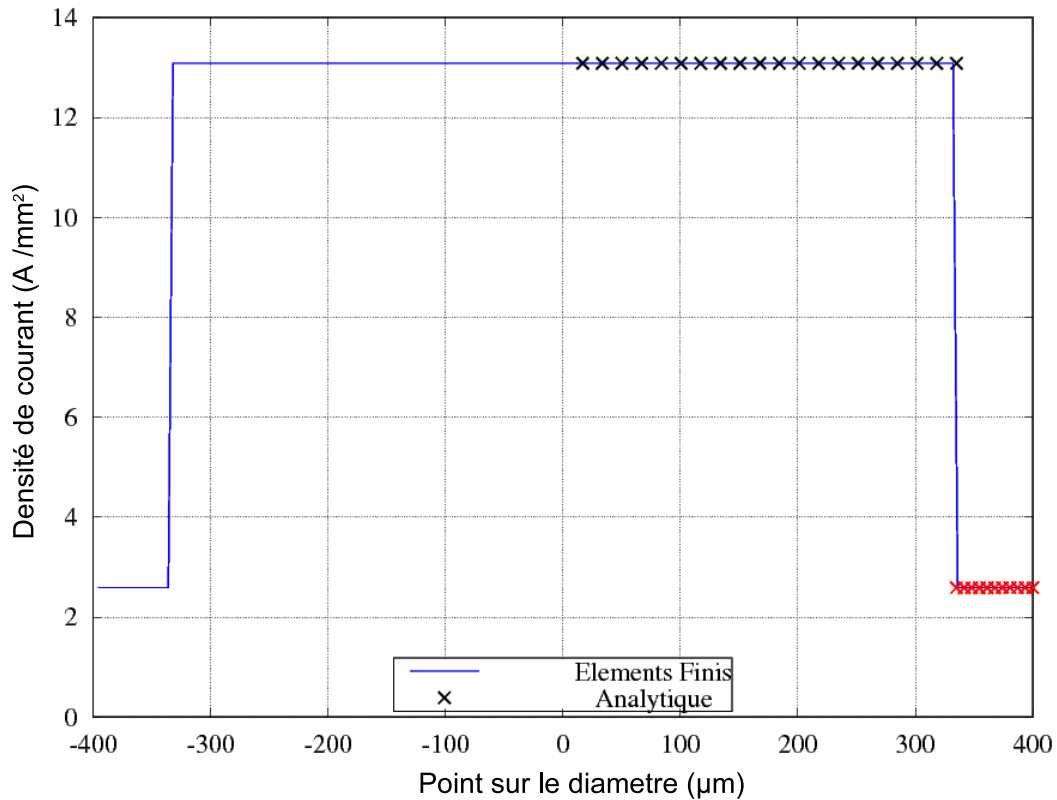


FIGURE 3.30 – Comparaison des densités de courant obtenues analytiquement et par éléments finis à $f = 1kHz$.

Les résultats analytiques ne sont donnés que pour le rayon du fil. La formule du diviseur de courant donne un courant de $4.57A$ dans le cuivre et $0.43A$ dans le nickel. En divisant par les sections respectives, la densité de courant vaut $13,37A/mm^2$ dans le cuivre et $2.64A/mm^2$ dans le nickel. Ces résultats, sont obtenus très simplement en négligeant les phénomènes électromagnétiques, car les épaisseurs de peau sont grandes devant le rayon du fil et l'épaisseur du nickel. Ils sont conformes aux résultats complets à $1kHz$ de la figure 3.30.

En supposant que la densité de courant est constante dans le cuivre, le champ est une fonction affine entre $r = 0$ et $r = R_{Cu}$. A la frontière entre le cuivre et le nickel, le champ vaut $i_{0Cu}/(2\pi R_{Cu})$. L'application numérique de cette relation très simple donne $H(R_{Cu}) = 2206A/m$ ce qui correspond au champ maximum de la figure 3.31. Dans le nickel, lorsque $R_{Cu} > r > R_f$ le champ a deux origines : une fonction affine croissante de la variable r , nulle en $r = R_{Cu}$, créé par la densité de courant supposée constante dans le nickel qui se superpose à une fonction décroissante en forme d'hyperbole qui dépend du courant global dans le cuivre. Avec une densité de courant assez faible dans le nickel, la courbe résultante est décroissante. Le dernier point est obtenu en appliquant le théorème d'Ampère au fil complet $H(R_f) = i_0/(2\pi R_f) = 1989A/m$. La figure 3.31 obtenue avec le calcul complet en basse fréquence ($f = 1kHz$) est conforme à ce raisonnement.

Lorsque la fréquence est plus élevée, les effets des courants induits dans la couche de nickel sont très importants. Les figures 3.32 et 3.33, tracées à $f = 100kHz$, illustrent ces phénomènes. Ceux-ci s'accroissent à $1MHz$ (figures 3.34 et 3.35) et le champ est pratiquement nul dans une grande partie du nickel au prix de courants induits très importants.

À $f = 100kHz$, l'épaisseur de peau vaut $209\mu m$ dans le cuivre et $66,4\mu m$ dans le nickel.

Elles ne valent plus que $66\mu m$, dans le cuivre et $21\mu m$ dans le nickel à $f = 1MHz$. Dans le cuivre, le champ ne suit plus une droite mais une courbe d'autant plus incurvée que la fréquence est élevée. Le champ est toujours nul au centre de l'âme de cuivre. Les phénomènes sont très différents dans la couche de nickel dont l'épaisseur vaut respectivement 0.97 et 3.1 fois l'épaisseur de peau dans ce matériau. Le champ au centre de la couche de nickel est beaucoup plus faible qu'aux frontières de ce matériau grâce à des courants induits très prononcés.

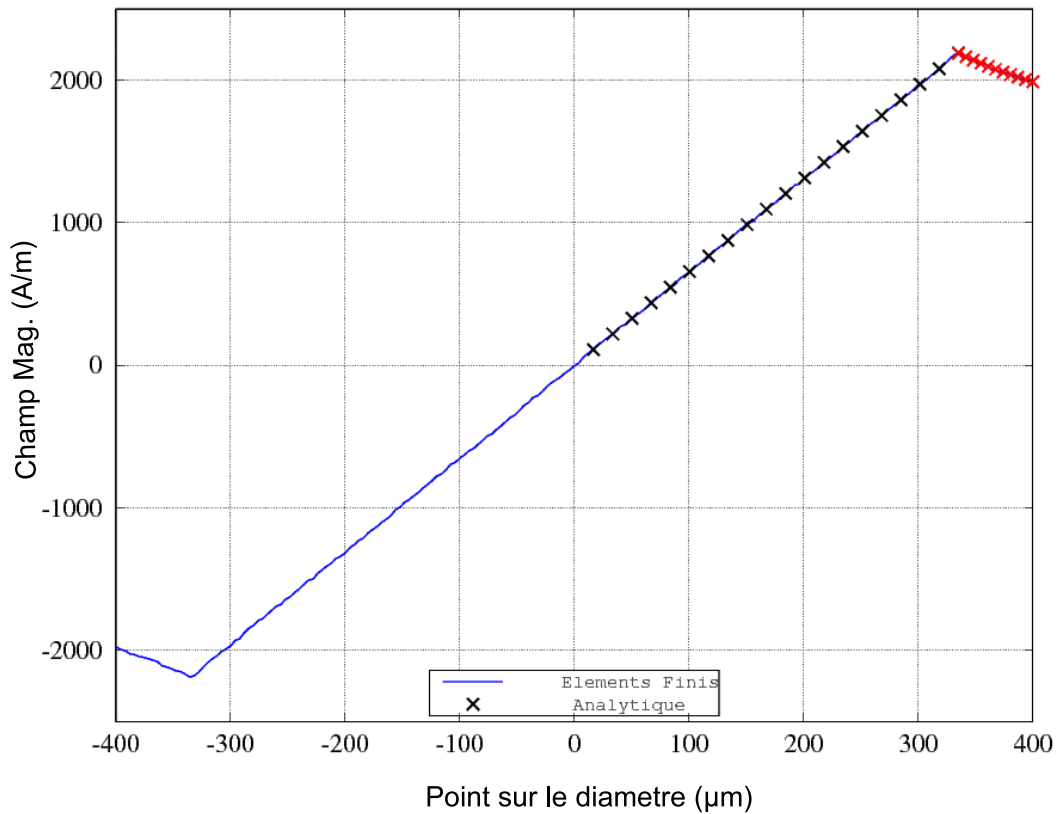


FIGURE 3.31 – Comparaison des champs obtenus analytiquement et par éléments finis à $f = 1kHz$.

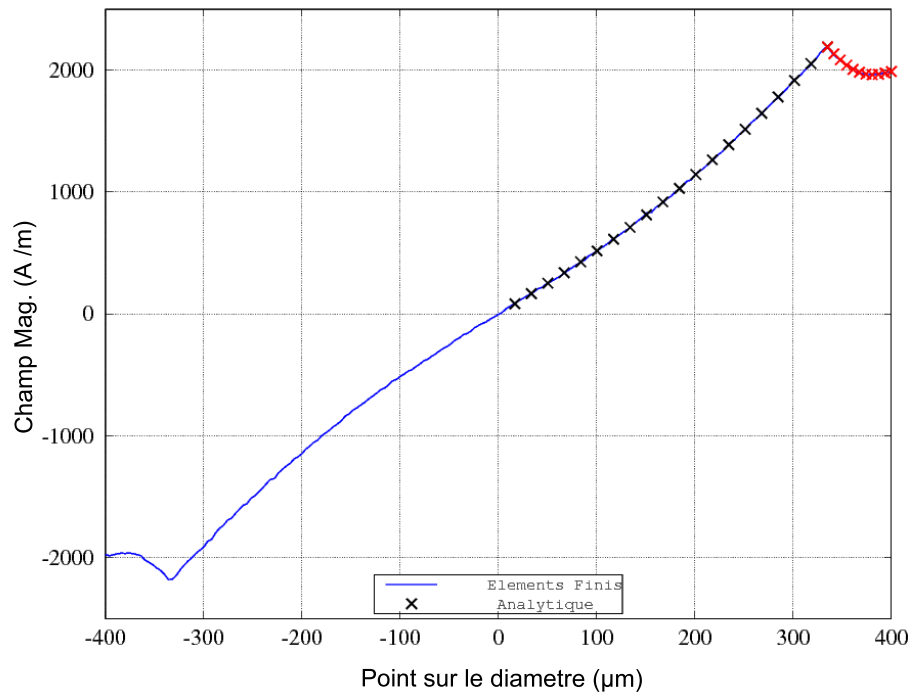


FIGURE 3.32 – Comparaison des champs obtenus analytiquement et par éléments finis à $f = 100kHz$.

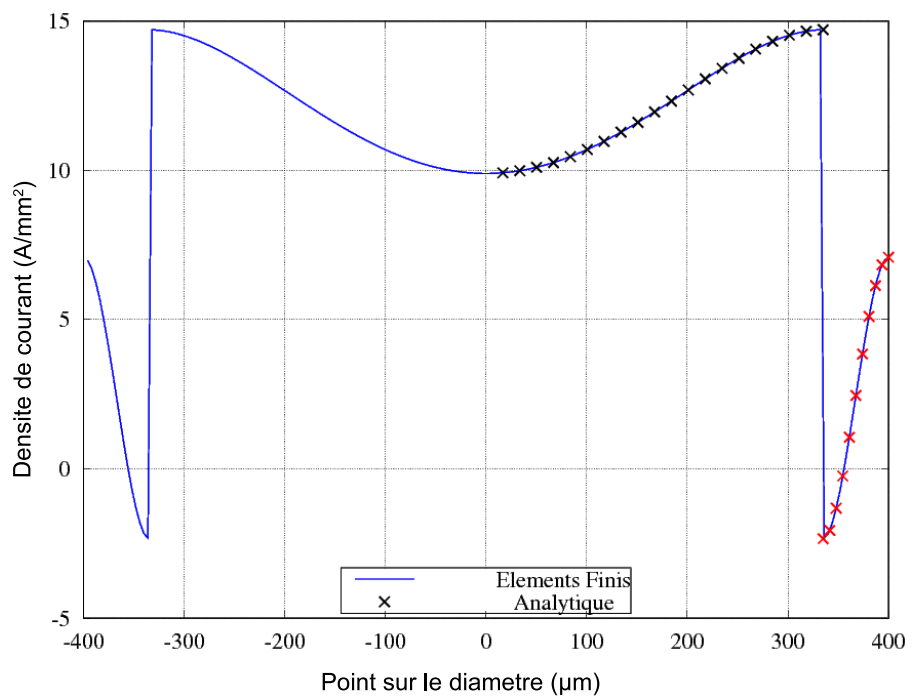


FIGURE 3.33 – Comparaison des densités de courant obtenues analytiquement et par éléments finis à $f = 100kHz$.

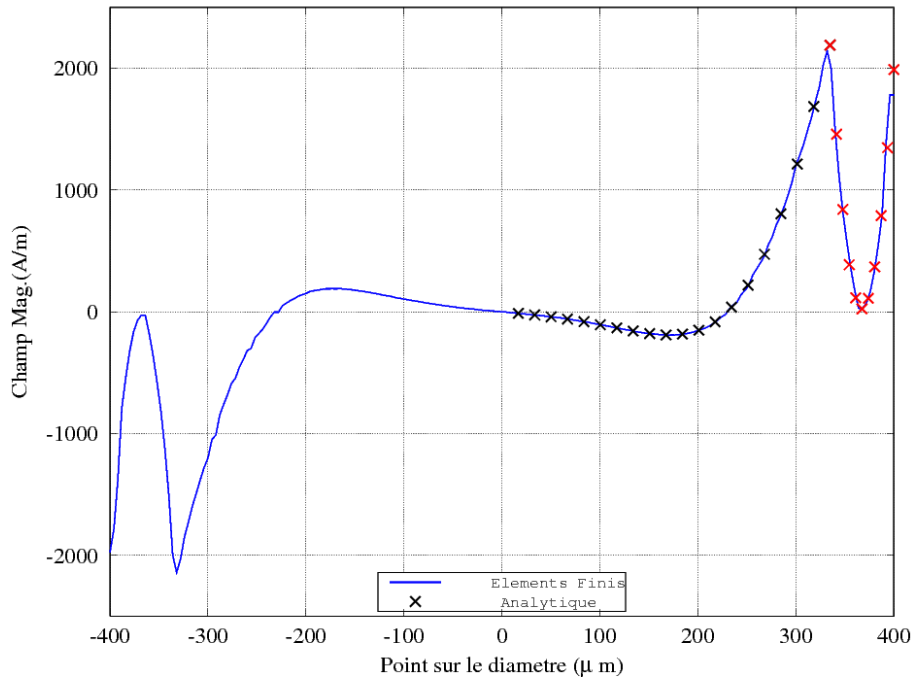


FIGURE 3.34 – Comparaison des champs obtenus analytiquement et par éléments finis à $f = 1MHz$.

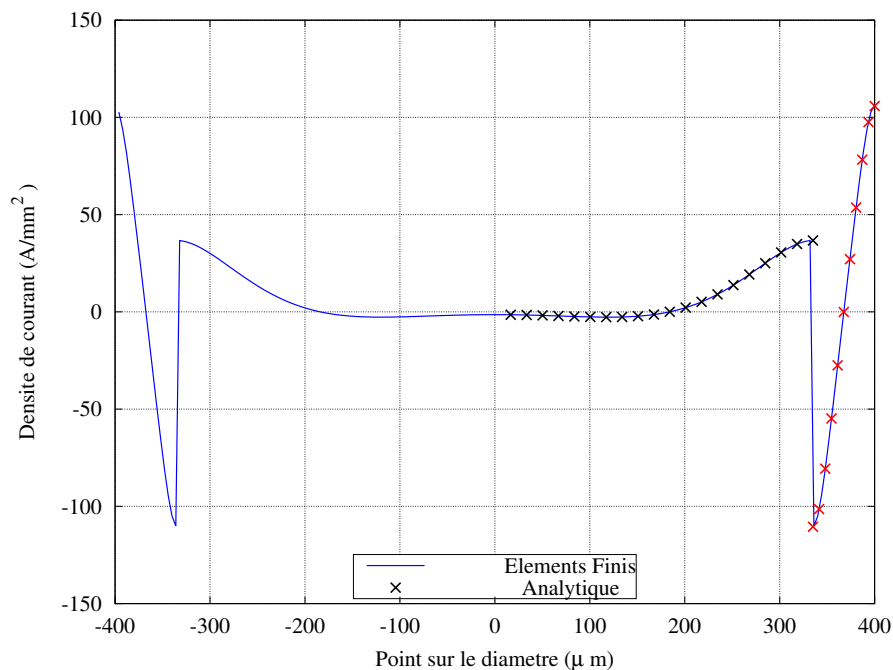


FIGURE 3.35 – Comparaison des densités de courant obtenues analytiquement et par éléments finis à $f = 1MHz$.

Aux fréquences élevées les densités de courant deviennent très importantes pour chaque frontière du nickel. Les pertes correspondantes sont très importantes. Cet effet peut être intéressant à exploiter car il y a un amortissement nettement accentué des phénomènes HF par rapport à un fil de Cu classique.

Pour les trois fréquences choisies, le calcul analytique et la méthode des éléments finis donnent des résultats identiques à l'exception du dernier point sur la courbe de champ à $f = 1MHz$ où l'approximation liée au maillage est visible près de la surface extérieure du fil.

3.6 Résistance équivalente du fil en HF

La résistance équivalente du fil doit traduire les pertes dans le fil à une fréquence donnée. Pour calculer cette résistance équivalente, il faut calculer la puissance dissipée dans les deux matériaux du fil pour chaque unité de longueur. Les variables locales de la section précédent permettent de calculer la densité volumique de puissance en chaque point du matériau conducteur. Elle dépend de la résistivité au point considéré et du carré de la densité de courant au même point. La densité de puissance est exprimée en W/m^3 .

$$P_v(r, t) = \rho J^2(r, t) \quad (3.75)$$

La densité de courant est une fonction du temps qui est une obtenue à partir du nombre complexe $\underline{J}(r)$ calculé précédemment.

$$P_v(r, t) = \rho \Re \left\{ \underline{J}(r) \exp(j\omega t) \right\}^2 \quad (3.76)$$

$$= \rho |\underline{J}(r)|^2 \cos^2 \left\{ \omega t + \arg \{ \underline{J}(r) \} \right\} \quad (3.77)$$

Comme la valeur moyenne de la fonction \cos^2 vaut $1/2$, la valeur moyenne de la densité de puissance s'exprime donc :

$$\langle P_v(r, t) \rangle = \frac{1}{2} \rho |\underline{J}(r)|^2 \quad (3.78)$$

La densité volumique de puissance dépend donc du carré du module du nombre complexe calculé avec les fonctions de Bessel et de leurs dérivées. La relation 3.78 donne une quantité locale, valable pour un volume infiniment petit de matière à la position définie par la variable r .

La puissance moyenne dans une longueur l donnée du fil est obtenue en intégrant la densité volumique de puissance sur la section du fil. Cette intégration est faite en décomposant la surface en couronnes comme le montre la figure 3.36. La relation 3.79 est obtenue à partir de la relation 3.78 et en considérant successivement la section de chaque couronne entre r et $r + dr$ et la densité volumique de puissance donnée par 3.75.

$$P_{moy} = l \int_{r=0}^{R_f} \frac{1}{2} \rho |\underline{J}(r)|^2 [\pi(r + dr)^2 - \pi r^2] \quad (3.79)$$

Cette intégrale est calculée numériquement en prenant en compte la résistivité et la densité de courant dans chaque matériau avec un nombre suffisant de points sur le rayon du fil. La résistance équivalente R_{eq} pour une longueur l du fil est calculée en divisant la puissance par le carré de la valeur efficace du courant qui a servi à calculer la puissance.

$$R_{eq} = \frac{l P_{moy}}{I_{eff}^2} \quad (3.80)$$

Des vérification expérimentales ont été faites avec un fil de 12 mètres de longueur avec un analyseur d'impédance [89] de bonne précision. Les mesures de résistance en HF ne sont

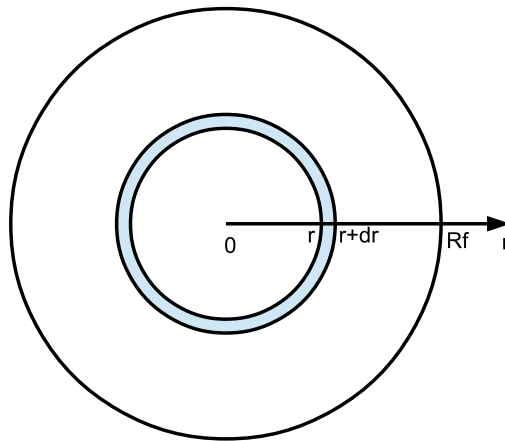


FIGURE 3.36 – Intégration sur la section du fil.

pas faciles car les effets inductifs sont prépondérants. Si le fil est arrangé sous la forme d'une bobine de grand diamètre, l'inductance devient très importante. L'angle de déphasage entre la tension et le courant s'approche de 90° , ce qui diminue fortement la précision sur la mesure de la résistance. Cet effet peut être réduit fortement en pliant le fil en deux et en le torsadant. Dans ce cas l'effet de peau se combine avec l'effet de proximité. Un compromis a été fait en maintenant les fils à 2 cm l'un de l'autre pour former une ligne bifilaire, pour un effet de proximité réduit, tout en réduisant la section offerte ou flux et donc l'inductance. Les résultats pour le fil de cuivre de diamètre 0,8 mm sont donnés à la figure 3.37.

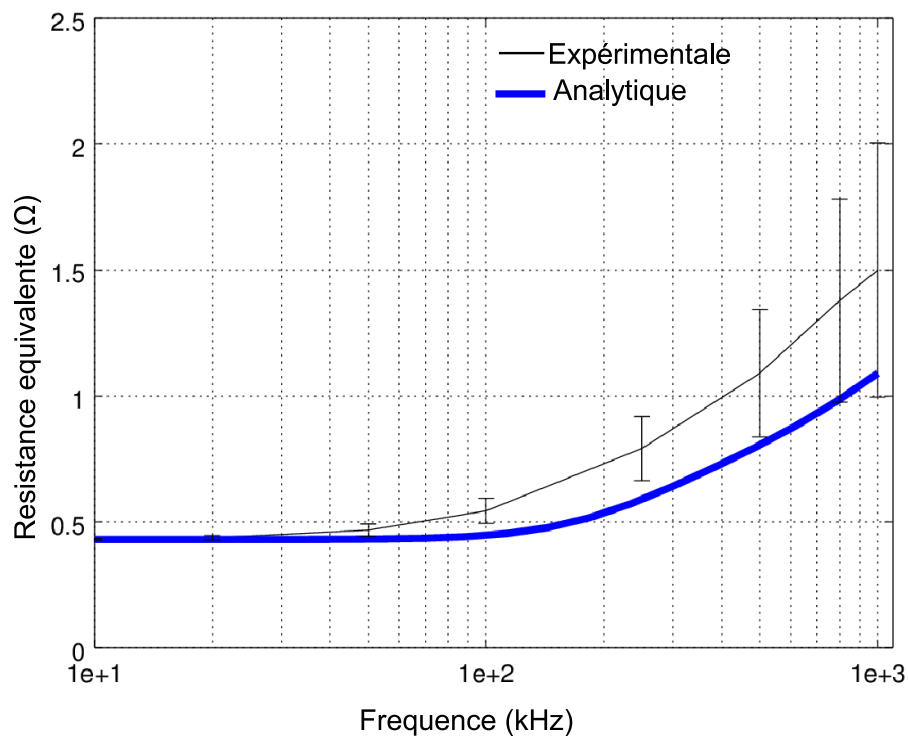


FIGURE 3.37 – Résistance d'un fil de cuivre de diamètre 0.8 mm et de 12 m de longueur.

Les barres d'incertitude de la mesure sont tracées en considérant une erreur relative de $\pm 0.5\%$ sur la mesure de la phase. Les prévisions théoriques qui ne considèrent que l'épaisseur de peau, sont un peu au dessous des barres d'incertitudes, ce qui est logique car l'effet

de proximité qui existe en réalité n'est pas pris en compte dans le modèle.

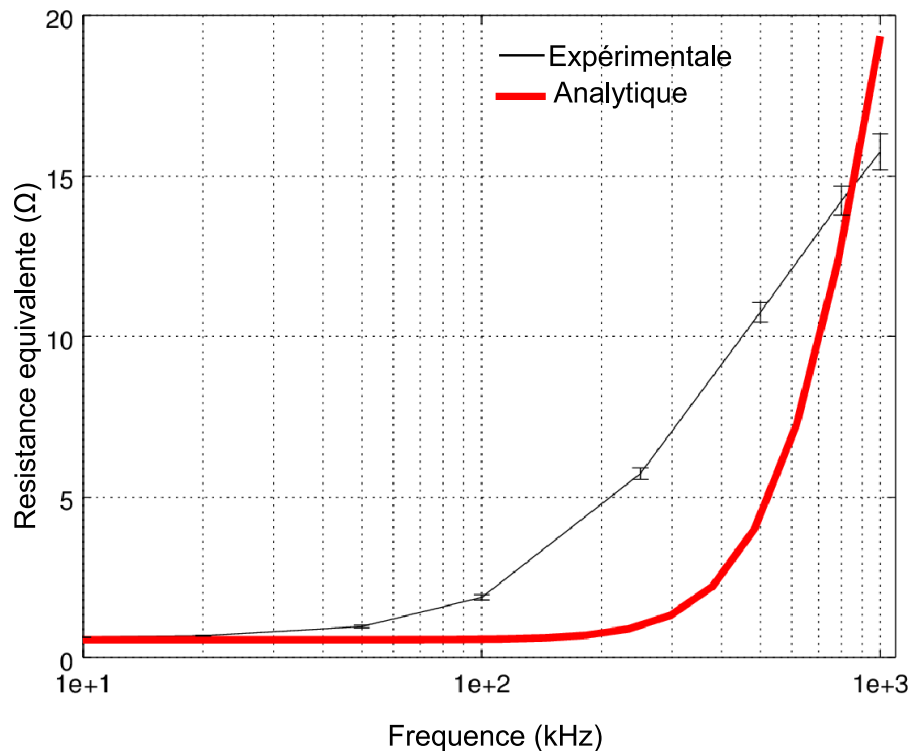


FIGURE 3.38 – Résistance d'un fil de cuivre-nickel de diamètre 0.8 mm et de 12 m de longueur.

Les relevés faits dans les mêmes conditions avec du fil nickelé de diamètre 0.8 mm sont très différents. La figure 3.38 montre que tous les points expérimentaux sont largement au dessus de la courbe calculée avec le modèle théorique 1D à symétrie cylindrique qui prend en compte l'effet de peau. Les points expérimentaux montrent une résistance HF environ 10 fois plus grande pour un fil nickelé que pour un fil de Cuivre de même diamètre extérieur.

Des simulation numériques faites en intégrant l'effet de proximité. Elle montrent une légère dissymétrie des courants induits et donc un faible effet de proximité qui n'explique pas les différences importantes relevées sur la figure 3.38.

Les écarts entre les mesures des résistances équivalentes en haute fréquence et les prédictions du modèle analytique 1 D à symétrie cylindrique sont importantes. Pour interpréter ces écarts il faut remettre en cause le modèle analytique 1D. Les comparaisons entre les résultats analytiques avec les simulations EF faites avec les mêmes hypothèses montrent des écarts minimes, il faut donc remettre en cause le modèle lui-même basé sur symétrie cylindrique. Une observation fine de la microscopie (figure 3.39) de la section transversale du fil montre que la frontière entre le Cuivre et le Nickel n'est pas un cercle parfait.

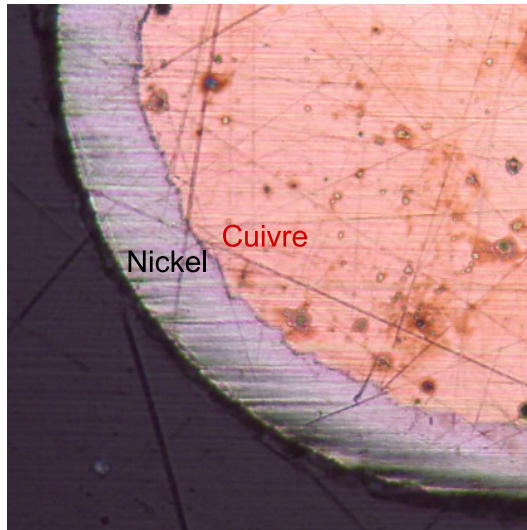


FIGURE 3.39 – La section transversale du fil, microscopie.

Une simulation numérique 2D à été faite en exagérant les irrégularités observées. Dans ce modèle EF 2D, la frontière CuNi est un cercle sur la plus grande partie et une ligne brisée sur une petite zone.

La figure 3.40 montre le module du vecteur densité de courant global (courant source et courants induits) dans le nouveau modèle. La simulation est faite en magnéto harmonique à $100kHz$.

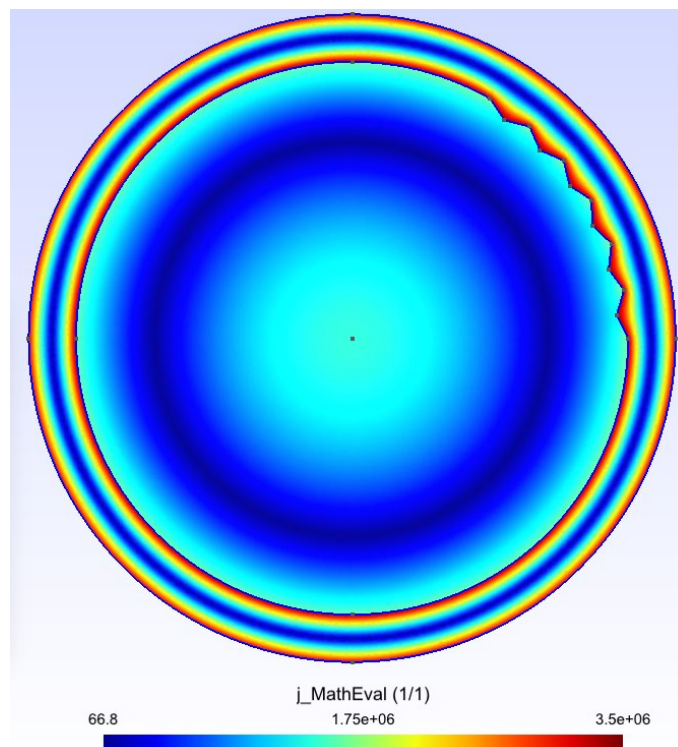


FIGURE 3.40 – Simulation, section transversale du fil, module de la densité de courant à $100kHz$.

La partie où la frontière est un cercle montre une carte de couleur correspondant aux investigations théorique 1D alors que la zone correspondant aux densité de courant élevées

est beaucoup plus épaisse dans la zone où la frontière est une ligne brisée.

La puissance volumique ρJ^2 ramenée à l'ensemble du fil est plus grande ce qui correspond à une résistance équivalente en HF plus élevée que celle prédire par le modèle analytique 1D à symétrie cylindrique.

La figure 3.41 montre que les vecteurs champ \vec{H} ne sont plus tangent à un cercle lorsque la frontière n'est plus régulière.

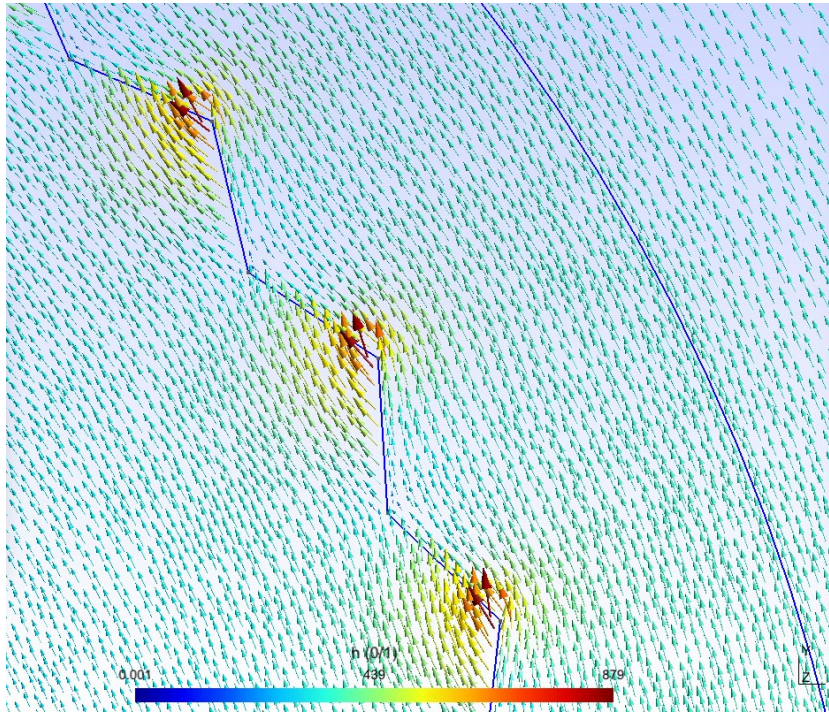


FIGURE 3.41 – Simultaion, une partie de section transversale du fil, champ magnétique.

Ces investigations expérimentales montrent que la barrière de diffusion en Ni ferromagnétique change profondément les propriétés électromagnétique du fil conducteur. Le caractère non linéaire des propriétés magnétiques du Ni son difficiles à modéliser et les irrégularités de la frontière Cu Ni ajoutent à la difficulté.

Ces investigations conduisent à préférer d'autres matériaux pour réaliser la barrière de diffusion. Il est probablement possible d'utiliser des alliages non magnétiques de Ni qui ont des propriétés chimiques similaires sans l'effet ferromagnétique.

La forte augmentation de la resistance HF du fil conducteur peut cependant avoir des effet intéressants pour amortir les oscillations HF pour certaines applications, lorsque la température reste sous le point Curie.

3.7 Distribution des tensions entre les bobines pendant les régimes transitoire liés aux fronts raides.

3.7.1 Approche expérimentale

Pour observer la distribution des tensions pendant le régime transitoire qui suit chaque front de tension, les bobines sont placées sur les dents du stator, comme est schématisé à la figure 3.42. Cette disposition correspond aux exigences du bobinage des machines à pas fractionnaires triphasées de 24 dents [90]. Les mesures ont été faites sur une phase de la machine HT^o . Le dispositif expérimental est constitué d'un générateur haute tension d'impulsions fines, connecté aux bobines par un câble standard utilisé en aéronautique. Les bobines sont connectées en série, la sortie de la dernière bobine (S8) est connecté à la masse métallique de la machine et au fil de masse des quatre sondes de mesure comme l'illustre la photographie de la figure 3.43. Un fil court est ajouté entre le point de masse et le circuit magnétique pour que les capacités de mode commun aient la même influence que pour un moteur classique.

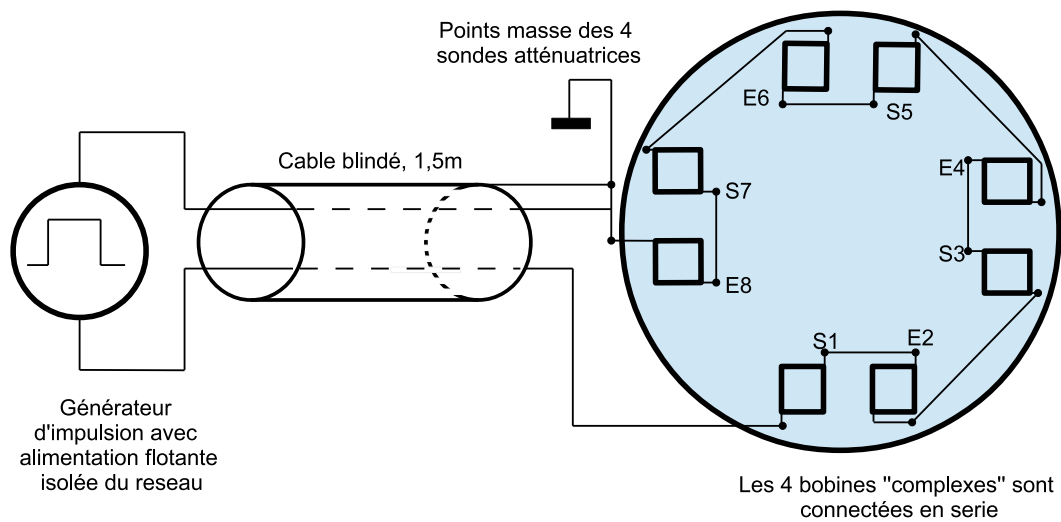
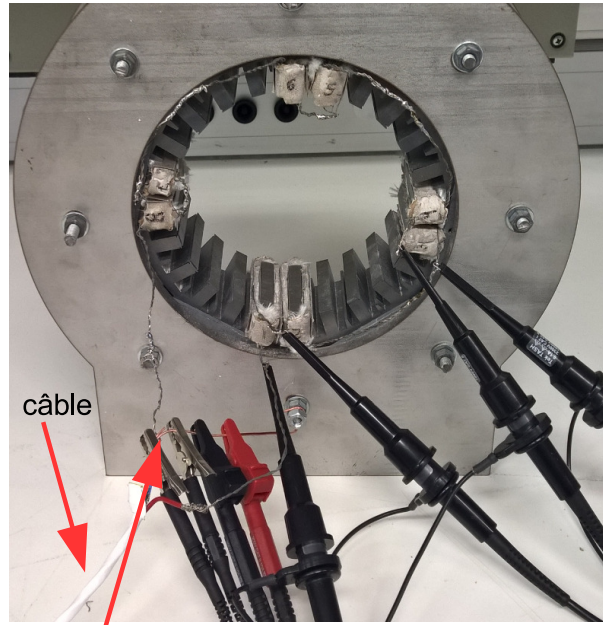


FIGURE 3.42 – Schéma de connexion des bobines d'une phase.



Fil de masse ajouté entre S8 et la carcasse métallique

FIGURE 3.43 – Schéma de mesure. Vue des connexions des sondes.

Pour faire les mesures de tension à l'échelle des temps des oscillation rapides créés par les fronts de tension de la MLI, nous avons choisi d'utiliser des sondes atténuatrice rapides. Elles permettent de mesurer des tension jusqu'à $1000V$ avec une bande passante de $500MHz$, l'oscilloscope est limité à $350MHz$. Les oscillations aux fronts rapides ne vont pas excéder ces valeurs de fréquence. Le temps de montée du système de mesure est en effet liée à leur bande passante f_{MAX} [91], par relation 3.81 :

$$t_r = \frac{0.35}{f_{MAX}} \quad (3.81)$$

Pour $f_{MAX} = 350MHz$, le temps de montée vaut $t_r = 1ns$. Cette valeur est très inférieure aux temps de montée des impulsions du générateur ($20ns$). La bande passante de la chaîne de mesure est donc suffisante pour observer les phénomènes transitoires rapides.

Les signaux rapides qui suivent les fronts raides ne sont pas faciles à relever. Il est important de bien stabiliser le câblage en portant une attention particulière sur la façon de connecter les fils de masse de chaque sonde. La figure 3.44 montre les sondes utilisées, en détaillant le boîtier de connexion à l'oscilloscope, le point chaud situé à l'extrémité de la sonde et le fil de masse.

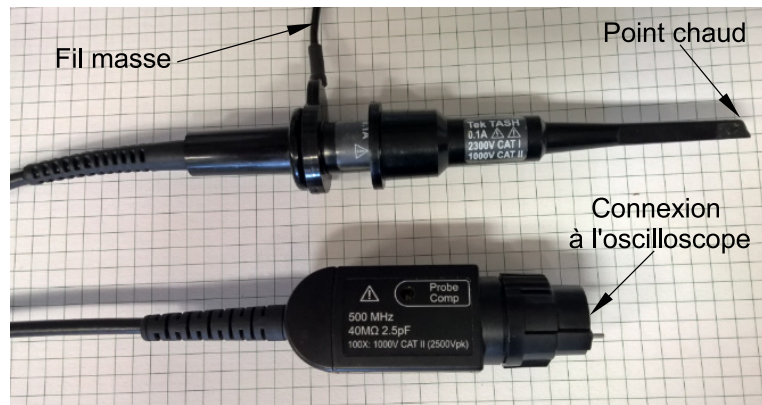


FIGURE 3.44 – Les sondes des mesure.

L'oscilloscope possède 4 voies de mesure il permet donc de mesurer simultanément 4 tensions. Les fils de masse des quatre sondes sont connectés en étoile au point unique S8 de la figure 3.42. Ils connectent ce point à la carcasse de l'oscilloscope et donc au conducteur de protection électrique (PE) au réseau lui même connecté à la prise de terre. Un fil court est ajouté entre le point de masse et le circuit magnétique pour que les capacités de mode commun aient la même influence que pour un moteur classique. Pour que le montage puisse fonctionner en toute sécurité, le générateur d'impulsions doit être alimenté par une source de tension isolée du réseau. Celui-ci est un hacheur série, réalisé avec un MOSFET SIC rapide. Il est commandé par des impulsions de $2\mu\text{s}$ séparées par un temps de repos assez long qui permet la démagnétisation du circuit testé. La résistance R_3 connectée en série avec la diode de roue libre sur le schéma de la figure 3.45, assure cette fonction. La résistance R_4 a été ajoutée de telle sorte que le MOSFET ne fonctionne jamais à vide. Les condensateurs placés à l'entrée sont conformes aux préconisations du constructeur. Ils permettent d'attendre une vitesse optimale lorsque le composant est commandé par un driver adapté fourni par le fabricant.

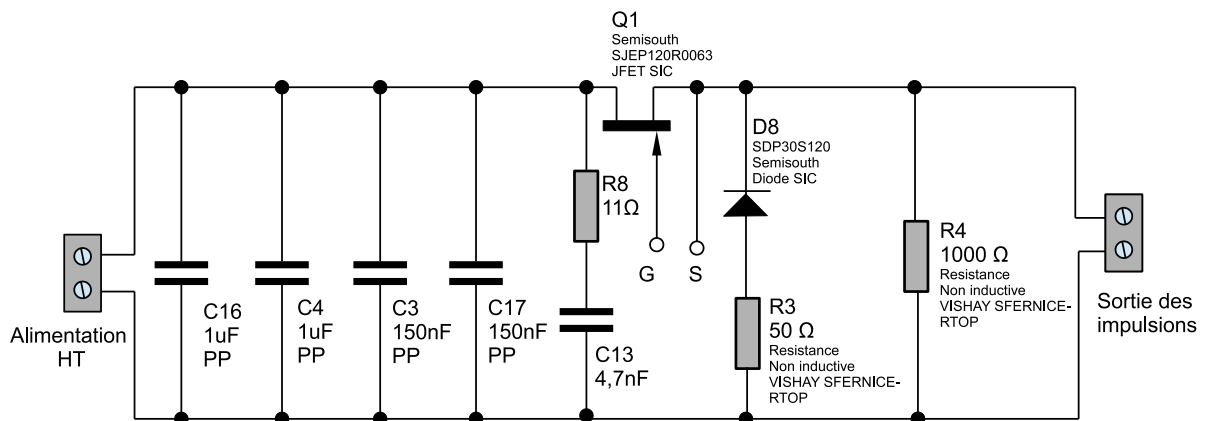


FIGURE 3.45 – Schéma du générateur d'impulsions réalisé au LSEE pour une étude précédente [92]

3.7.1.1 Mesures brutes

Pour effectuer les mesures avec des sondes passives large bande non isolées, il ne faut pas déplacer le point de masse qui reste en S8. Le signal E1 appliqué à la phase testée sert de référence. L'oscilloscope est synchronisé sur ce signal, le seuil de déclenchement reste inchangé. Pour enregistrer tous les signaux il faut déplacer les autres sondes. Dans les figures suivants 3.46, 3.47, 3.48 nous avons présenté les tensions transitoires. On observe que pour la première courbe qui correspond la sortie du câble, la tension a des oscillations de fréquence oscillatoire plus élevée que les autres tensions prises par exemple sur le dernières bobines et l'amplitude crête est plus importante.

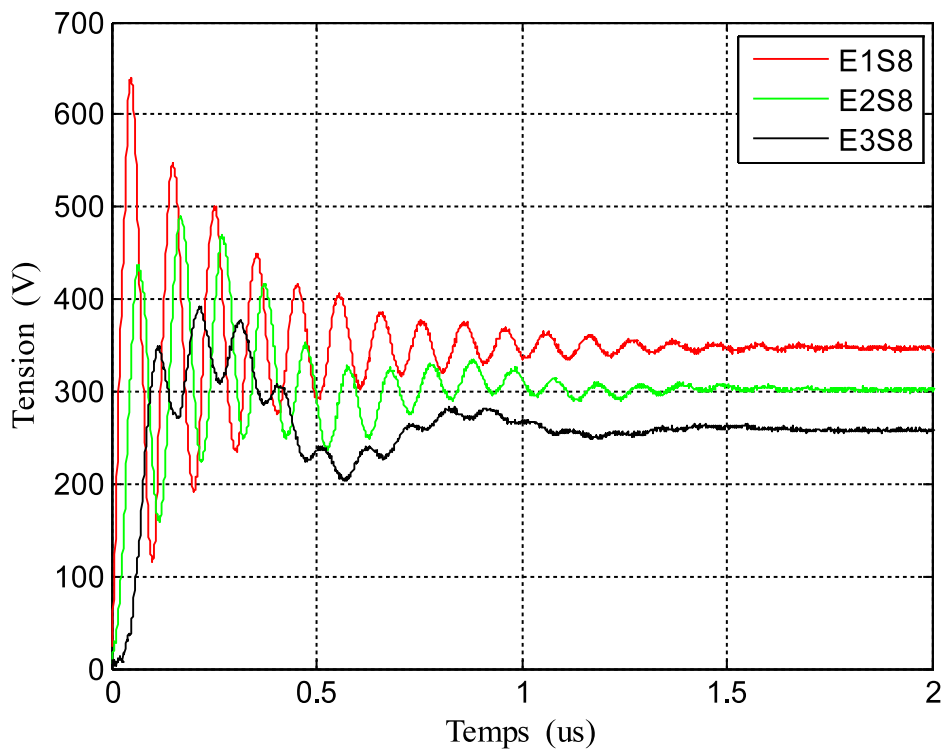


FIGURE 3.46 – Mesures brutes sur le points E1,E2 et E3.

Le générateur d'impulsion est réglé à 360 V car cette tension correspond aux impulsions les plus contraignantes reçues par les phases lorsque le moteur est couplé en étoile, comme expliqué dans le paragraphe 3.1, (bus 540V).

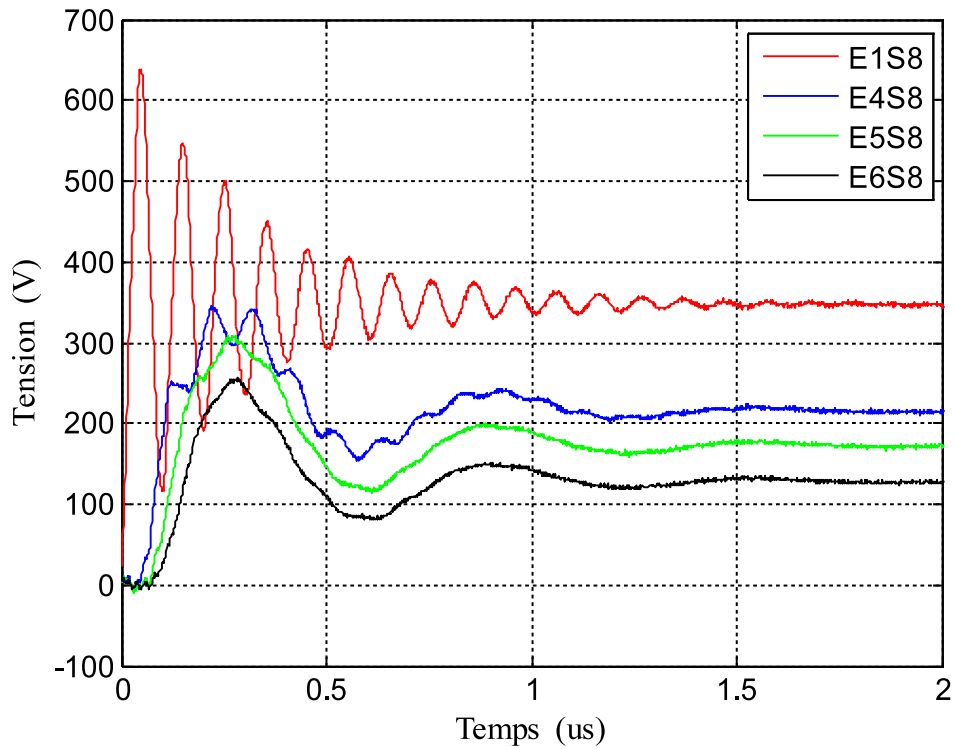


FIGURE 3.47 – Mesures brutes sur le points E1, E4, E5 et E6.

Les dernières bobines ne voient pas de tensions très élevées, dans celles-ci l'effet transitoire des impulsions de tensions est moins stressant.

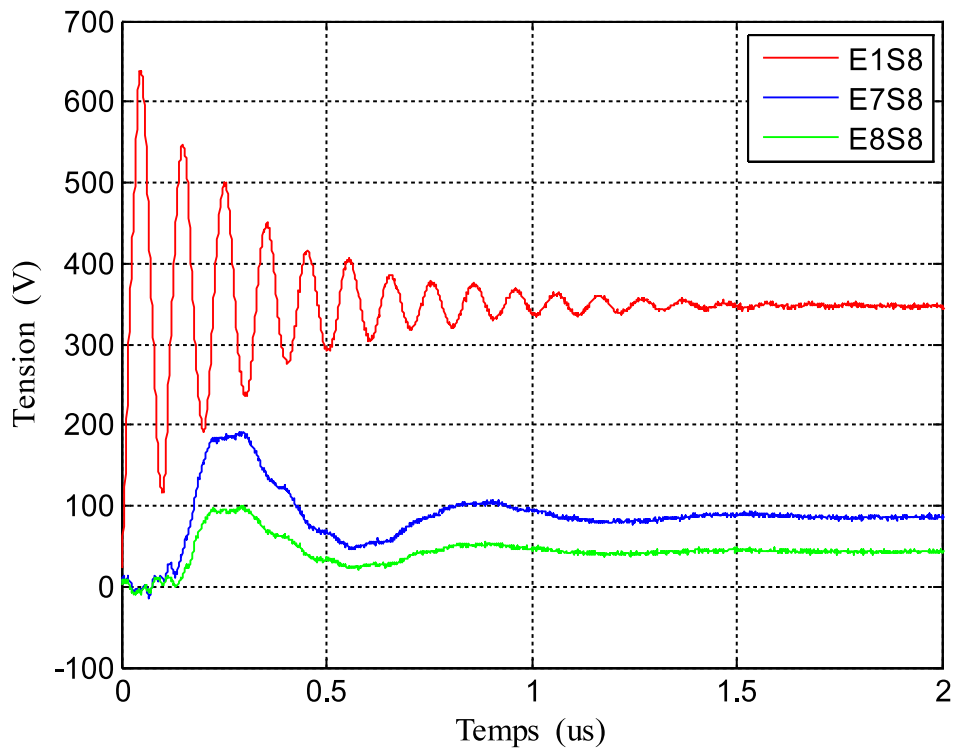


FIGURE 3.48 – Mesures brutes sur le points E1, E7 et E8.

La figure 3.48 montre que la tension maximale reçue par la dernière bobine est de l'ordre de 100V pour une impulsion qui se stabilise à 45V.

3.7.1.2 Distribution des tensions transitoires

La valeur instantanée des tensions reçues par chaque bobine du stator a été calculée à partir des mesures brutes. La même manière de calculer pour toutes les autres bobines est la même. Les différences de potentiel entre l'entrée de la première bobine et l'entrée de la second, et la tension reçue par la première bobine E1S1. La figure 3.49 montre ces résultats pour les 3 premières bobines. Après un régime transitoire qui dure environ $1\mu s$, les 3 courbes se rejoignent à un niveau de 45 V ce qui correspond à $1/8$ de l'amplitude de l'amplification de l'impulsion d'entrée. La tension crête reçue par la bobine est E1S1 plus élevée que les autres, la deuxième tension de la deuxième bobine également est importante, mais elle ne dépasse pas la tension crête de la première bobine. Pour la troisième bobine on observe une diminution plus importante de la tension transitoire.

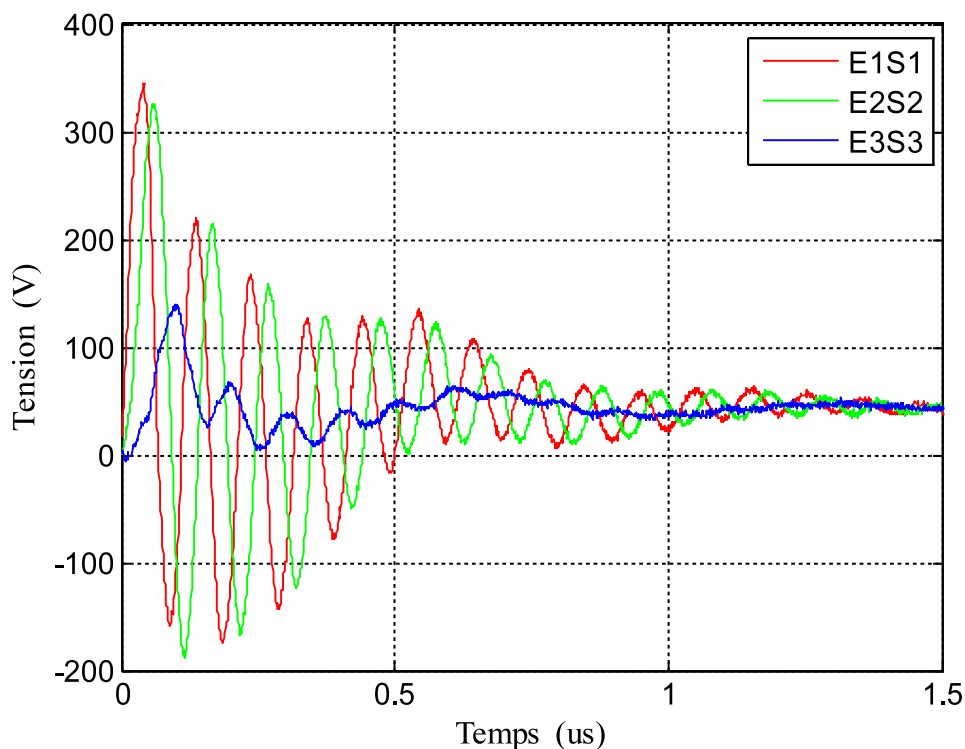


FIGURE 3.49 – Regime transitoire, subi par les 3 premières E1S1,E2S2,E3S3.

Ces mesures faites à température ambiante sont à comparer avec les essais en impulsionnel effectués sur une bobine seule et présentes à la section 2.6.6 chapitre 2 du ce mémoire, qui montrent que les bobines seules ont été testées sans dommage à 3.8 kV crête. Cette comparaison brutale met un rapport de l'ordre de 10 entre la contrainte maximale reçue par chaque bobine et les performances testées sur une bobine seule. La réalité est plus complexe et la marge de sécurité n'est pas aussi grande car, à l'intérieur de la première bobine qui est la plus contrainte, la répartition des tensions entre les spires d'une bobine montée sur son stator est moins bonne que celle mesurée sur une bobine seule. La capacité de mode commun entre chaque spire et la carcasse métallique concentre les contraintes sur les premières spires. Cet effet n'est pas pris en compte par les mesures faites au niveau des bobines seules.

3.7.2 Approche prédictive des surtensions créées par les fronts raides

Ce paragraphe propose une méthode capable de prédéterminer les surtensions dans le moteur provoquées par les fronts raides de la MLI, compte tenu des enroulements, les câbles de connexion et du temps de montée des interrupteurs électroniques de l'onduleur. La méthode proposée est basée sur un circuit équivalent HF et une simulation en transitoire effectuée par SPICE. Le circuit équivalent HF est basé sur des ensembles de 2 bobines élémentaires placées côte à côte.

Les bobines sont montées sur le stator et la capacité bobine-stator est prise en compte. Chaque spire de la couche interne est proche de la dent du stator, par conséquent, il existe une capacité entre chaque spire et le noyau du stator. Le modèle proposé est réalisé pour un ensemble de 2 bobines adjacentes pour prendre en compte l'existence d'un couplage capacitif entre les spires extrêmes des bobines adjacents. Le couplage capacitif entre les spires internes et la masse est modélisé par un seul condensateur connecté entre la sortie de la seconde bobine et un point correspondant au potentiel du noyau magnétique supposé être le même pour tous les points du noyau du stator. Ce principe est explicité par le schéma de la figure 3.50 où chaque ensemble de 2 bobines adjacentes est représenté par le rectangle rouge. Le générateur d'impulsion, représentant le convertisseur MLI, est connecté à l'entrée de la première bobine par un câble. Toutes les bobines sont connectées en série et la sortie de la dernière bobine est connectée aux sorties des dernières bobines des autres phases pour former le point neutre.

Les simulations globales présentées dans le paragraphe 3.1 ont montré que pour un moteur de construction symétrique, (3 phases identiques mais décalées) et une commande MLI classique, la valeur instantanée de la tension entre le neutre et la terre est toujours nulle. Dans ces conditions il est possible de mener les simulations détaillées pour les phénomènes très rapides en considérant que le point neutre est connecté à la masse, comme le montre la figure 3.51.

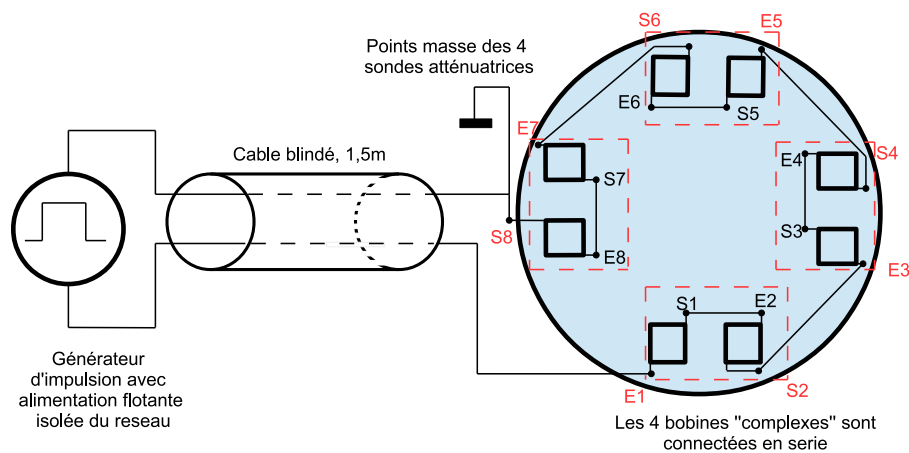


FIGURE 3.50 – Schéma de connexion des bobines "complexes" d'une phase.

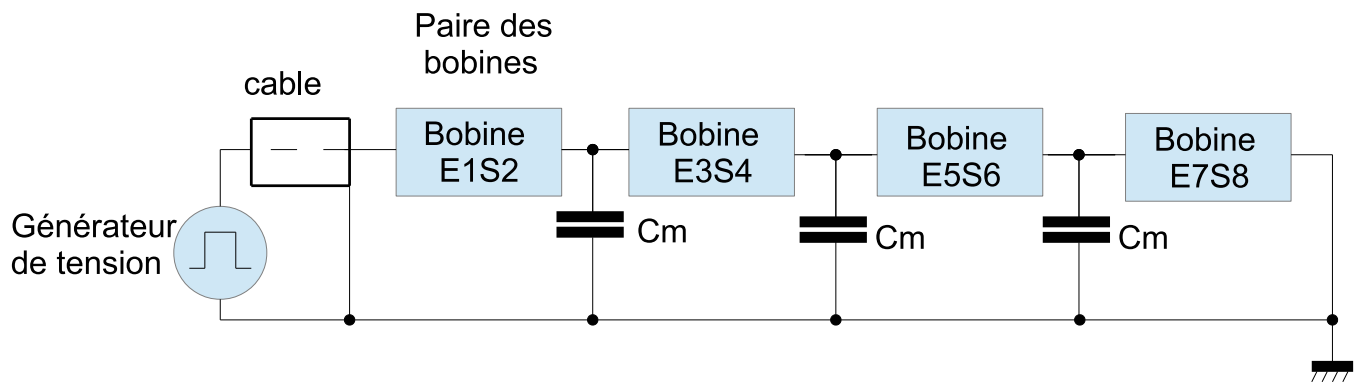


FIGURE 3.51 – Principe d’analyse à haute fréquence, le bobinage est modelisé par 4 ensemble de 2 bobines.

Le spectre d’impédance de chaque paire de bobines est relevé avec un analyseur d’impédance sur une bande passante aussi large que possible. Les mesures sont faites hors du circuit magnétique car il a été démontré dans des études antérieures que, pour des fréquences très élevées, l’effet de peau dans les tôles magnétiques est très prononcé et quasiment aucun flux ne pénètre dans les tôles [93]. Aux fréquences supérieures au MHz qui nous intéressent, le spectre d’impédances d’une bobine dans l’air est très proche de celui mesuré avec un noyau magnétique feuilleté lorsque l’influence des capacités parasites est neutralisé.

La présence du noyau magnétique est cependant importante car elle ajoute les capacités de mode commun C_m qui ont une grande importance sur le comportement HF du circuit de la figure 3.51.

En pratique, lorsque deux bobines sont montées dans des encoches qui se suivent, il existe une capacité entre les couches extérieures des bobines qui influence le comportement HF global. En faisant des identifications sur un ensemble de 2 bobines cette capacité est implicitement prise en compte.

La figure 3.53 est spectre d’impédances relevé pour 2 bobines placées cote à cote. Cette courbe du module, tracée en échelles logarithmiques, dévoile plusieurs zones caractéristiques. Aux très basses fréquences, la partie horizontale correspond à la résistance du fil. La partie croissante 1 de pente sur le graphique (log log) dénote un effet purement inductif. Un point choisi dans cette zone permet déstimer l’inductance de l’ensemble des 2 bobines.

$$|Z| = L\omega \quad (3.82)$$

$$\log|Z| = \log L + \log\omega \quad (3.83)$$

Le maximum du module correspond à la première résonance parallèle. Après cette fréquence, l’ensemble des capacités inter spires font sentir leur influence et le module d’impédance diminue jusque la première fréquence de résonance série se fasse sentir.

Pour des bobines comportant plus de spires, la partie haute du spectre correspond à une succession de résonances parallèles et séries [94].

Le circuit équivalent à la figure 3.52 est capable de modéliser les principaux phénomènes correspondant à la première résonance, série et parallèle. Les paramètres sont déduits des trois points typiques de la courbe expérimentale : un point à basse fréquence f_b dans la ligne droite ; une autre à la première résonance parallèle et la première à la résonance série. La résistance en continu est obtenue en très basse fréquence dernière par une autre mesure

en courant continu. Le circuit équivalent de la figure 3.52 correspond aux modes dominant du circuit, il traduit les résonances principalement excitées par un échelon.

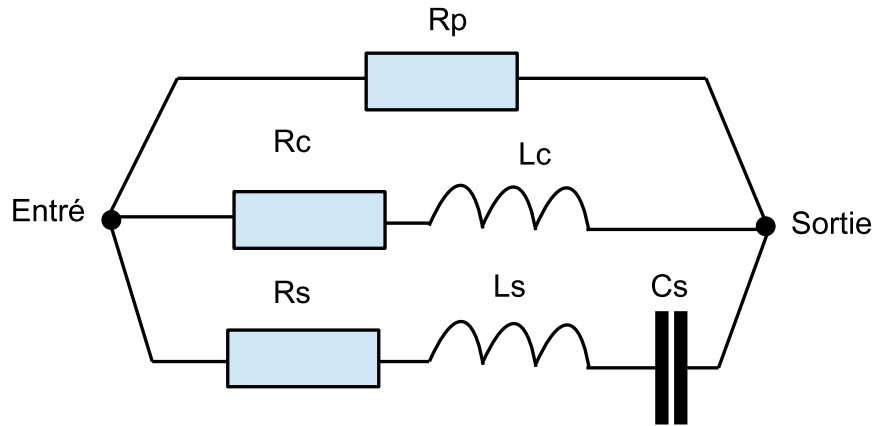


FIGURE 3.52 – Schéma équivalent d'un ensemble de 2 bobines capable de prendre en compte le comportement BF, la première résonance parallèle et la dernière résonance série.

L'inductance L_C est calculée à partir d'un point en BF choisi dans la partie droite du spectre d'impédance f_{BF} , en supposant que la résistance parallèle R_P est beaucoup plus élevée que la résistance en continu.

$$L_C = \frac{|Z|}{2\pi f_{BF}} \quad (3.84)$$

Le procédure d'identification est effectuée en considérant l'admittance complexe du circuit équivalent de la figure 3.52, En notant $\omega = 2\pi f$, l'expression de l'admittance est :

$$\underline{Y} = \frac{1}{R_P} + \frac{1}{R_C + jL_C\omega} + \frac{1}{R_S + jL_S\omega - j\frac{1}{C_S\omega}} \quad (3.85)$$

Après simplification de l'équation 3.85, l'admittance devient :

$$\underline{Y} = G + jB \quad (3.86)$$

avec :

$$G = \frac{1}{R_P} + \frac{R_S C_S \omega^2}{(1 - L_S C_S \omega^2)^2 + (R_S C_S \omega)^2} \quad (3.87)$$

$$B = \frac{C_S \omega (1 - L_S C_S \omega^2)}{(1 - L_S C_S \omega^2)^2 + (R_S C_S \omega)^2} - \frac{1}{L_P \omega} \quad (3.88)$$

La résonance parallèle est obtenue lorsque la partie imaginaire de l'admittance est nulle $B = 0$. Une autre hypothèse simplificatrice faite : la résonance série est considérée dépendre uniquement des éléments L_S et C_S . Cette hypothèse suppose que la valeur de L_C n'a pas d'influence sur la résonance en série. Dans ces conditions, G et B peuvent être réécrite en remplaçant $(1 - L_S C_S \omega^2)$ par $1 - (\frac{\omega}{\omega_S})^2$. La capacité C_S est calculée en remarquant que la partie imaginaire de l'admittance complexe est nulle à la résonance parallèle $\omega = \omega_P$ ($B = 0$ à $\omega = \omega_P$) :

$$B = \frac{C_S \omega_P [1 - (\frac{\omega_P}{\omega_S})^2]}{[1 - (\frac{\omega_P}{\omega_S})^2]^2 + (R_S C_S \omega)^2} - \frac{1}{L_C \omega_P} = 0 \quad (3.89)$$

Dans l'équation 3.85, C_S est la seule variable inconnue si nous considérons que R_S est l'impédance à la résonance en série. C_S est calculée en résolvant 3.89 vis à vis de C_S . Il vient :

$$\frac{C_s \omega_p [1 - (\frac{\omega_p}{\omega_s})^2]}{[1 - (\frac{\omega_p}{\omega_s})^2]^2 + (R_s C_s \omega_p)^2} = \frac{1}{L_c \omega_p} \quad (3.90)$$

En ordonnant les termes, cette équation se formule sous la forme d'un polynôme du 2 degré.

$$C_S^2 [R_S \omega_P]^2 - [1 - (\frac{\omega_P}{\omega_S})^2] L_C \omega_P^2 + [1 - (\frac{\omega_P}{\omega_S})^2]^2 = 0 \quad (3.91)$$

Cette équation du deuxième degré possède 2 racines. Seule la valeur de C_S qui a un sens physique vis à vis de fréquences observées expérimentales sera retenue. Finalement, L_S est déterminé à partir ω_S et C_S .

$$L_S = \frac{1}{C_S \omega_S^2} \quad (3.92)$$

Le dernier paramètre R_P est obtenu à partir de 3.87 qui permet de calculer le module de Y à la fréquence parallèle $\omega = \omega_P$.

$$\frac{1}{R_P} = \frac{1}{|\overline{Z}(\omega_P)|} - \frac{R_S C_S^2 \omega_P^2}{[1 - (\frac{\omega_P}{\omega_S})^2]^2 + (R_S C_S \omega_P)^2} \quad (3.93)$$

La figure 3.53 superpose le modèle du 2^e ordre au spectre d'impédances.

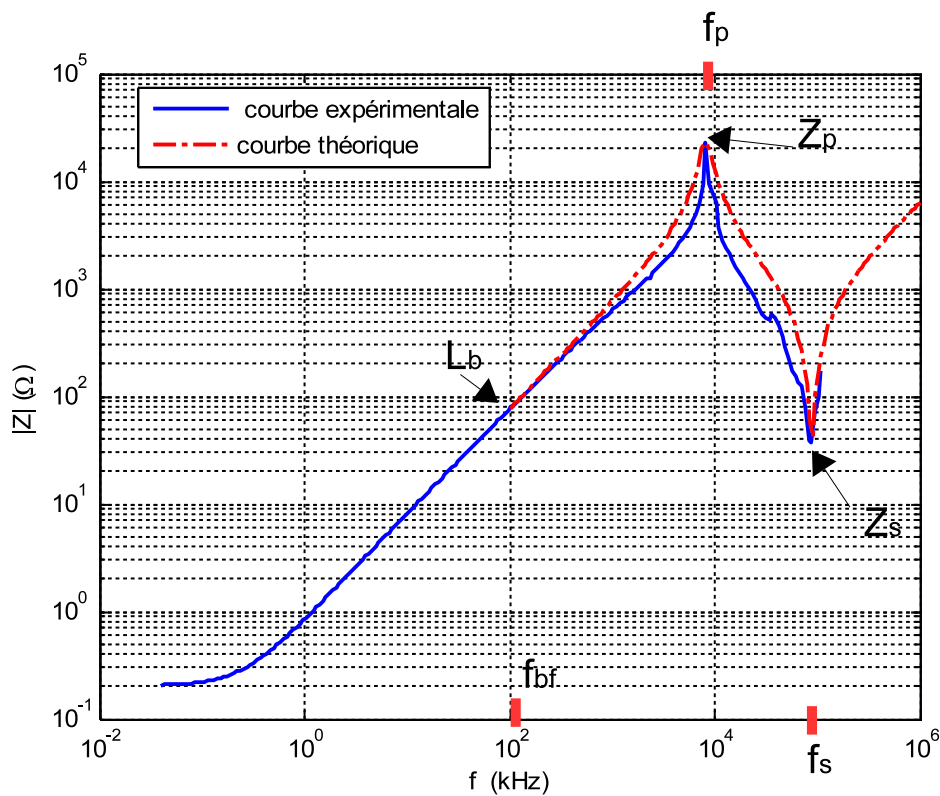


FIGURE 3.53 – Spectre d'impédance d'une paire de bobines et position des points utilisés pour la détermination des paramètres du circuit équivalent.

Les 3 points caractéristiques sont :

- $f_{BF} = 1.035 * 10^5 Hz$
- $Z_{BF} = 78.5\Omega$
- $f_P = 8.2 * 10^6$
- $Z_P = 2.2 * 10^4\Omega$
- $f_S = 8.806 * 10^7 Hz$
- $Z_S = 36.6\Omega$

Les résultats d'identification, en utilisant la méthode décrite précédemment, sont :

- $R_b = 8,9\Omega$
- $L_b = 120,7\mu H$
- $R_p = 24k\Omega$
- $R_s = 36\Omega$
- $L_s = 1\mu H$
- $C_s = 3pF$
- $C_{mc} = 59pF$
- $R_{mc} = 0,15M\Omega$

La figure 3.53 superpose les résultats obtenus avec le schéma équivalent et les données expérimentales qui ont servi à calculer les paramètres. Cette figure montre que les prédictions du modèle reflètent les principaux phénomènes sans toutefois prendre en compte tous les effets plus complexes non représentés dans la figure 3.52. Les valeurs de la capacité C_{mc} et de la résistance R_{mc} de mode commun ont été mesurées avec un analyseur d'impédance entre la bobine et la masse du stator.

Les mesures brutes du paragraphe 3.7.1.1 peuvent être utilisées pour déterminer les tensions aux bornes des paires des bobines. La figure 3.54 montre la tension reçue par la première paire de bobines. La première pointe de tension atteint 600V et l'impulsion se stabilise à 90V ce qui correspond au double de la tension reçue par une seule bobine après le régime transitoire. Cette figure montre également que le régime transitoire rapide a une pseudo-période $T_N = 0.104\mu s$ ce qui correspond à $f_N = 1/T_N \approx 9.615MHz$. On peut constater que cette fréquence naturelle est proche de la fréquence de résonance parallèle relevée sur le spectre d'impédance de la figure 3.53 qui est de 8,2MHz.

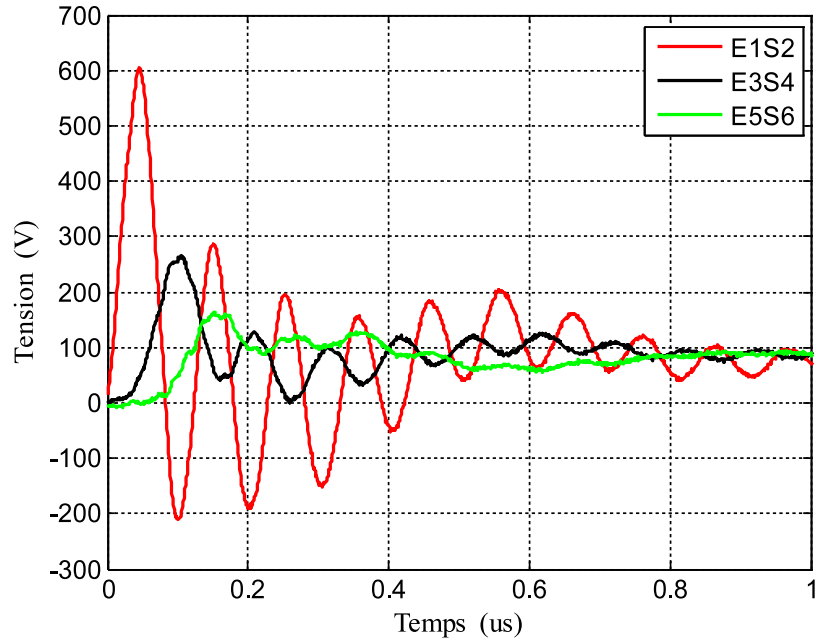


FIGURE 3.54 – Tensions mesurées sur les bobines E1S2 "complexe", E3S4 et E5S6.

Le programme Spice a été utilisé pour faire une simulation de tension transitoire reçue par la première paire de bobine E1S2. Dans le script Spice, les paramètres de chaque paire de bobines sont spécifiés. Il y a 4 paires bobines au total. Le signal impulsionnel d'entrée de la simulation est la tension E1S8 est relève expérimentalement (figure 3.46). Cette tension E1S8 est la tension de sortie du câble de connexion, les paramètres du câble sont par conséquent sortis de la simulation.

La partie du programme Spice qui correspond à la définition des paramètres de 4 bobines sont donné dans la figure 3.55 à titre illustratif.

```

* 4 bobines |
Rs_100 100 A100 3.60e+001
Ls_100 A100 B100 1.00e-006
Cs_100 B100 C100 3.00e-012
Rb_100 100 D100 8.90
Lb_100 D100 C100 1.207e-004
Rp_100 100 C100 2.40e+004
Cmc_100 C100 0 59.00e-012
Rmc_100 C100 0 1.50e+005
*
Rs_110 110 A110 3.60e+001
Ls_110 A110 B110 1.00e-006
Cs_110 B110 C110 3.00e-012
Rb_110 110 D110 8.90
Lb_110 D110 C110 1.207e-004
Rp_110 110 C110 2.40e+004
Cmc_110 C110 0 59.00e-012
Rmc_110 C110 0 1.50e+005
*
Rs_120 120 A120 3.60e+001
Ls_120 A120 B120 1.00e-006
Cs_120 B120 C120 3.00e-012
Rb_120 120 D120 8.90
Lb_120 D120 C120 1.207e-004
Rp_120 120 C120 2.40e+004
Cmc_120 C120 0 59.00e-012
Rmc_120 C120 0 1.50e+005
*
Rs_130 130 A130 3.60e+001
Ls_130 A130 B130 1.00e-006
Cs_130 B130 C130 3.00e-012
Rb_130 130 D130 8.90
Lb_130 D130 C130 1.207e-004
Rp_130 130 C130 2.40e+004
Cmc_130 C130 0 59.00e-012
Rmc_130 C130 0 1.50e+005

```

FIGURE 3.55 – Partie de programme Spice, produit pour le calcul des tensions transitoires.

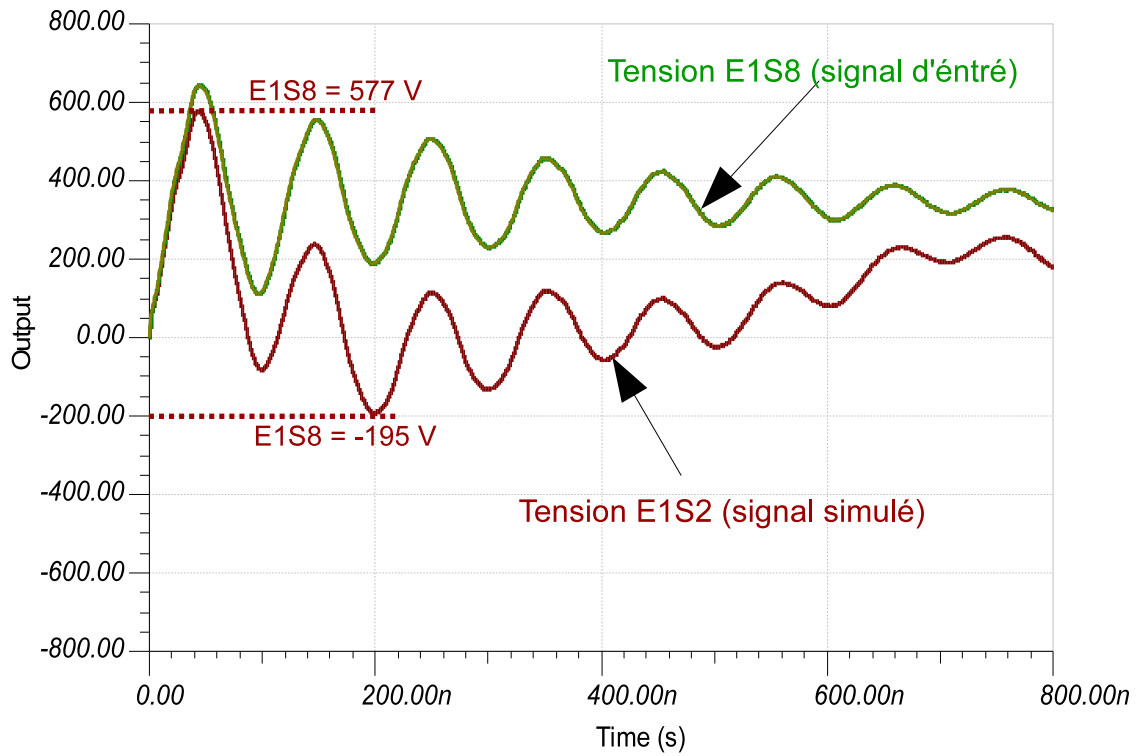


FIGURE 3.56 – Valeur de la tension simulée.

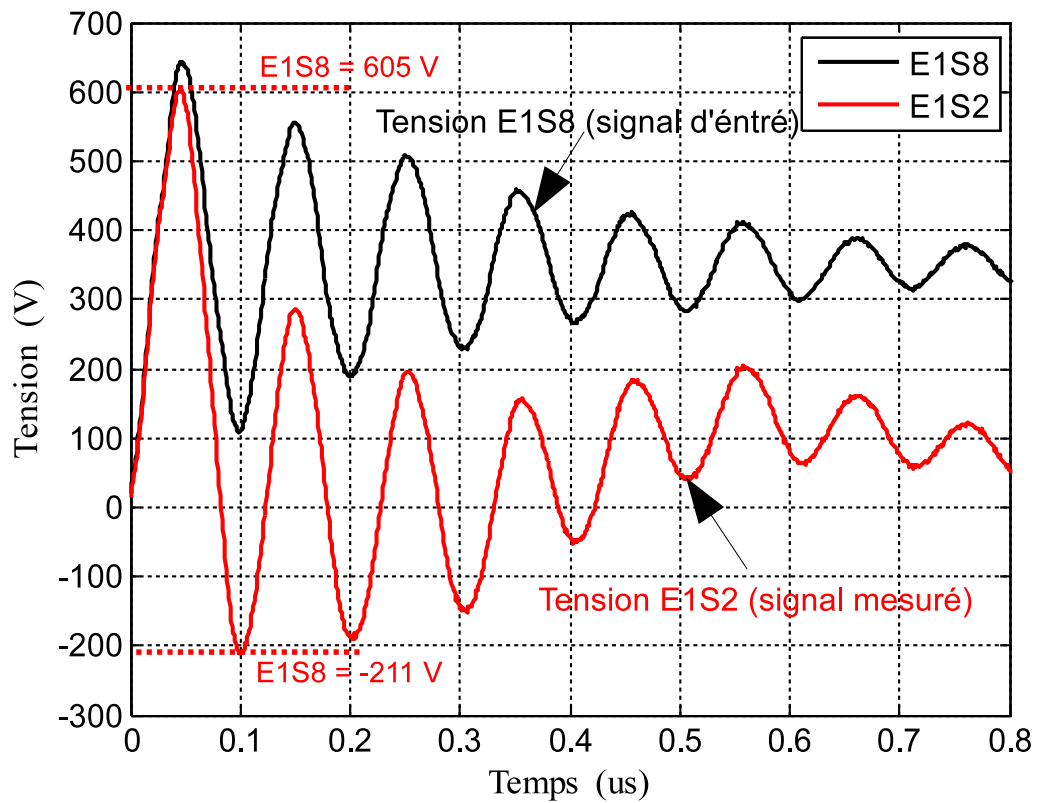


FIGURE 3.57 – Valeur de la tension mesurée avec la ligne rouge.

La valeur maximale de tension en régime transitoire simulée par la courbe rouge est $577V$, (figure 3.56). La valeur de la tension d'entrée correspond à la ligne verte E1S8, les données simulées sont montrées sur un intervalle du temps de $2\mu s$. La tension simulée E1S2 est montrée avec la ligne rouge.

La différence entre la valeur mesurée et la valeur simulée est de $28V$, soit une erreur relative de 4.85% pour la tension crête. Le modèle prédit assez bien la point de tension reçue pour la première paire de bobines mais moins bien le régime transitoire complet. Pour améliorer modèle il est nécessaire de travailler au niveau des bobines et également au niveau de chaque bobine. Le processus est plus complexe avec des paramètres plus difficiles à déterminer.

Les relevés ont été faits à température ambiante. Les paramètres du modèle défini par la schéma équivalent HF dépendent de la température.

3.8 Effets thermiques sur l'impédance de la bobine inorganique.

La bobine de la machine électrique travaillera à des températures élevées. Il est nécessaire de comprendre le comportement des enroulements de la machine électrique, en HT° . Les modifications des impédances sont le résultat de la caractéristiques du nickel du point de vue magnétique et la résistivité des matériaux conducteurs. Normalement pour les bobines inorganiques avec un conducteur nickel-cuivre, les pertes en HF de la machine seront importantes jusqu'à la température de Curie, puis se réduisent un peu lorsque le Nickel perd ses propriétés ferromagnétiques. La température de Curie pour le nickel est de 360 degrés.

La bobine testée est formée par trois couches conductrices qui correspondant à trois bobines élémentaires connectées en parallèle (figure 2.38).

Le schéma pour mesurer l'impédance de la bobine est assez simple, un analyseur d'impédance, d'un thermomètre avec deux thermocouples à l'intérieur de la bobine. La bobine est isolée du point de vue thermique avec de la laine minérale. Pour obtenir une construction plus rigide, la bobine et la laine minérale sont enroulées dans de la fibre de verre. La bobine a été chauffée dans la four. Cette méthode permet de garder la chaleur à l'intérieur. Par exemple, une température de 300° est conservée pendant $20 - 40s$, le temps suffisant pour prendre les mesures avec l'analyseur d'impédances. La photo du dispositif de présentée dans la figure 3.58.



FIGURE 3.58 – Dispositif de mesure de l'impédance de la bobine en HT° (vue générale).

Les mesures sont prises sur la bobine extérieure lorsque les couches ne sont pas connectées en parallèle (couche extérieure de la bobine finale). Les relevés ont été réalisés à partir d' $1MHz$ jusqu'à $40MHz$. Les résultats sont présentés à la figure 3.59. L'analyse des résultats peut être faite en observant d'abord la partie basse du spectre d'impédances, au dessous de la résonance série.

La courbe relevée à $100^{\circ}C$ est dessous de celle relevée à $300^{\circ}C$ car la perméabilité du nickel a augmenté ce qui augmente l'inductance de la bobine.

La température de $500^{\circ}C$ correspond à la courbe la plus basse car cette température est au delà du point de Curie.

La partie haute du spectre correspondant aux résonances série et parallèle dépend fortement de la température. Les résonances sont très amorties à $300^{\circ}C$ car cette température correspond à une valeur importante de la perméabilité relative du nickel donc à effet de peau important et des pertes élevées dues aux courants induits dans le nickel qui jouent un rôle d'amortissement. Les résonances sont marquées à $500^{\circ}C$ car le nickel n'est plus magnétique. L'amortissement important provoqué par les courants de Foucault dans la couche de nickel disparaît.

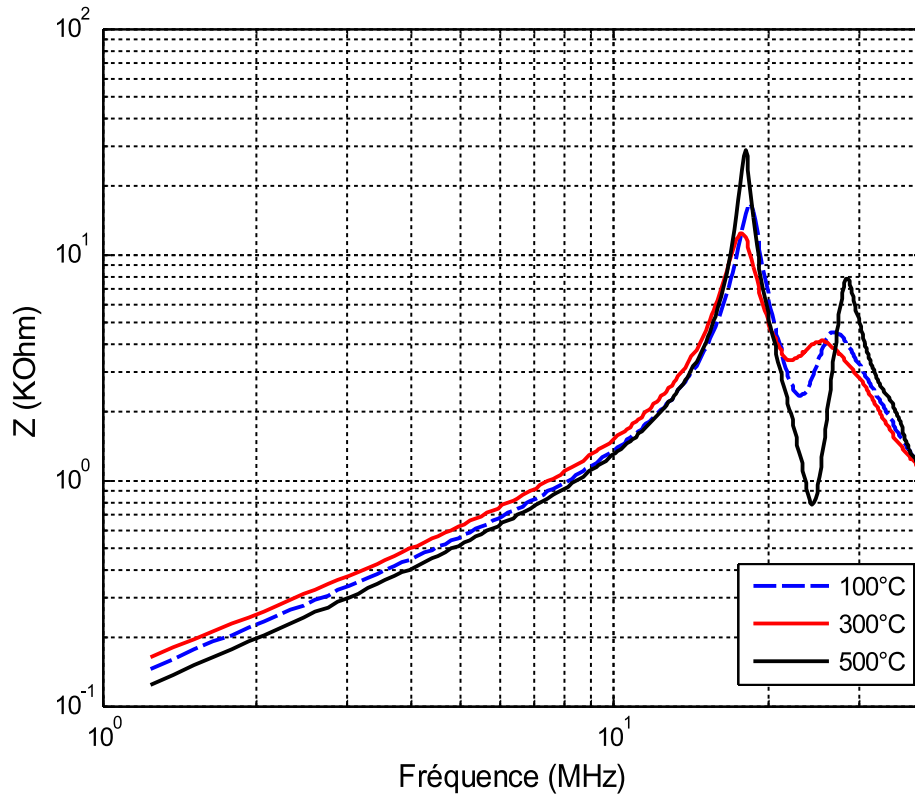


FIGURE 3.59 – Impédance de la bobine extérieure en fonction de la fréquence et à différentes températures.

Ces relevés montrent que les éléments du schéma équivalent HF sont très dépendants de la température. Le fait d'avoir une résonance série plus marquée à $500^{\circ}C$ laisse à penser que le régime transitoire correspondant sera moins amorti.

La figure 3.60 présente le spectre pour chaque bobine. On peut voir que l'impédance marquée avec la ligne rouge dans le graphique à une impédance plus faible que les autres, ce qui est logique, puisque la longueur du conducteur pour la bobine intérieure est plus courte que les autres longueurs des bobines extérieures. Les mesures sont prises à 500° .

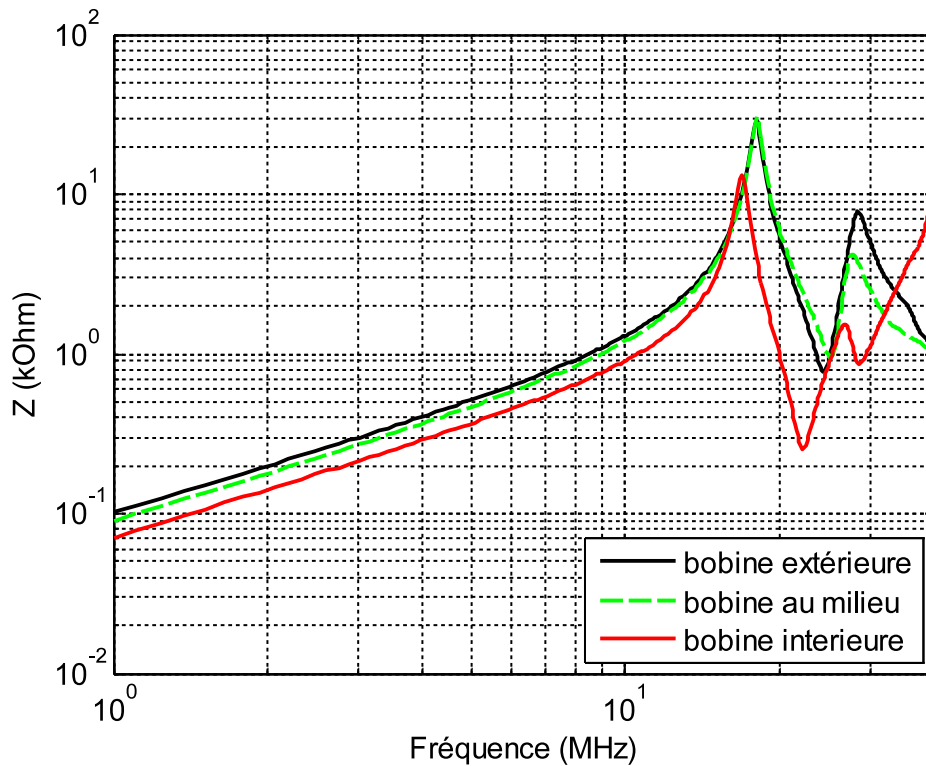


FIGURE 3.60 – Impédance pour tout les trois bobines (trois couches), des (mesures à 500°), en fonction de la fréquence.

Grâce à ces essais nous avons évalué le comportement de la bobine en température, en montrant que l'effet magnétique du nickel est important sur la caractéristique d'impédance en haute fréquence. Nous avons démontré aussi la dépendance de ce phénomène à la température. En réalité dans chaque couche de la bobine les phénomènes seront plus compliqués, parce que les trois couches des bobines sont connectés en parallèle. Le courant dans chaque couche sera différent et avec l'effet de proximité et d'effet de peau changera la caractéristique d'impédance globale de la bobine finale.

3.9 Conclusion

Ce chapitre III était consacré à l'étude des caractéristiques électromagnétiques de la bobine entièrement isolée avec des matériaux céramiques. La première partie du chapitre III a été consacré à des études sur les aspects magnétiques du nickel. Nous avons construit un dispositif basé sur le cadre Epstein. Le fil nickelé fortement le noyau du cadre a été choisi avec le diamètre le plus grand possible avec $65\mu m$ de nickel, le diamètre du fil vaut $0,8mm$. Nous avons réalisé une intégration numérique de la tension de sortie des bobines secondaires pour obtenir la valeur de flux. La courbe $B=f(H)$ a été estimée. Le champ et l'induction magnétique permettent d'estimer la perméabilité qui est proche des valeurs trouvées dans la littérature.

Pour comprendre les aspects magnétiques en haute température, une ligne bifilaire constituée de 2 fils jointifs a été placée dans un four. Les fils ont été stabilisés du point de vue mécanique sur une plaque de mica. Ces essais ont permis de retrouver la température de Curie du nickel. Avec la simulation et l'approche analytique, la distance moyenne réelle entre les fils a été estimée puis la perméabilité magnétique à toutes les températures pour un niveau donné du courant.

Avec un revêtement ferromagnétique en nickel le phénomène d'effet de peau est très différent. Par exemple, l'effet de peau est très prononcé dès $100kHz$. Le calcul est basé sur des hypothèses qui ont forcément un caractère restrictif; le fil est supposé isolé de toute autre influence électromagnétique extérieure. S'il est utilisé pour construire une bobine, le champ magnétique créé par les autres spires a une influence sur la répartition de la densité de courant à l'intérieur du fil considéré (effet de proximité).

Nous avons également testé des fils de cuivre et des fils cuivre-nickel de mêmes longueurs et observé une résistance en alternatif plus élevée pour le fil de cuivre-nickel (Cerafil 500) à cause de l'effet de peau plus prononcé. Des écarts relativement importants entre les mesures et les prédictions théorétiques pour certaines fréquences montrent que les phénomènes HF dans le fil nickelé sont plus complexes que ceux pris en compte par un modèle 1D à symétrie cylindrique. Les irrégularités de la frontière cuivre/nickel semblent avoir une influence importante.

Nous avons finalement simulé en régime transitoire le circuit équivalent d'une phase du moteur et comparé les valeurs obtenues aux résultats expérimentaux. Ce modèle est une première approche, il serait intéressant de l'étendre au niveau de chaque spire au prix d'une grande complexification des circuits équivalents HF. Ceci est possible grâce à l'automatisation de la procédure d'écriture des fichiers PSpice.

Conclusion générale et les perspectives

Les travaux de recherche présentés dans ce mémoire de thèse sont centrés sur la construction d'un prototype de machine synchrone haute température compatible avec les contraintes électriques imposées par un onduleur MLI connecté au bus HVDC 540V de l'avion plus électrique. L'idée principale consiste à appliquer à cette problématique des solutions d'isolation totalement inorganiques. Le prototype construit ne comporte aucun polymère. La température interne de la machine n'est plus limitée par son SIE mais par la technologie des aimants. Le premier chapitre présente l'état de l'art sur les machines à haute température. Des travaux de recherche datant des années 60 sont basés sur des technologies textiles bien adaptées aux machines assez grandes. Le chapitre décrit également les influences de la température sur les parties magnétiques, les conducteurs et les parties mécaniques de la machine électrique HT^o .

Le chapitre II est consacré à l'élaboration d'un SIE totalement inorganique compatible avec les contraintes imposées par la construction d'une machine compacte, alimentée en MLI et utilisable, à terme, dans l'aéronautique. Les solutions basées sur une isolation inter-spores HT^o faite avec des textiles inorganiques épais ne conviennent pas pour des machines des petites tailles construites avec un nombre de spires par encoche relativement élevé. Le chapitre II est donc consacré aux solutions basées sur une isolation inter-spores fine et donc sur les fils HT^o isolés par une couche vitrocéramique. De tels fils existent dans le commerce mais leur propriétés électriques et mécaniques sont très inférieures à celles des fils émaillés qui fonctionnent à des températures plus basses. Des investigations détaillées ont été faites pour cerner les propriétés de ces fils HT^o . Des ciments d'encapsulation ont été testés et les études expérimentales ont permis de converger vers un ciment à base de Al_2O_3 disponible dans le commerce.

Fort de ces résultats, les bobines compatibles avec la technologie des machines synchrones à bobinage concentrés ont été réalisés artisanalement et testées du point de vue électrique. Les tenues en tension sont compatibles avec les contraintes impulsionnelles à condition de construire un bobinage ordonné qui optimise la répartition interne des tensions inter-spores.

Le chapitre III est consacré au comportement électromagnétique du fil nickelé. La couche de nickel est utilisée comme protection du cuivre contre l'oxydation. La barrière de diffusion en nickel déposée sur le fil de cuivre, au dessous de la couche isolante vitro-céramique, change totalement les propriétés électromagnétiques HF du fil. En effet la couche de nickel est assez épaisse et le nickel a des propriétés ferromagnétiques qui ont une importance considérable aux fréquences élevées ce qui change la distribution des pointes de tension issues de l'alimentation MLI.

Une partie importante du chapitre III est dédiée au relevé de la courbe B(H) de la couche de nickel qui entoure l'âme de cuivre du fil HT^o .

Une première approche faite à température ambiante, avec un dispositif expérimental inspiré du cadre Epstein permet d'atteindre la saturation. Elle montre que le problème est totalement non-linéaire. La seconde partie mesure la perméabilité magnétique à des températures allant jusque 500^oC avec un autre dispositif expérimental qui fonctionne avec des niveaux d'induction plus faibles. Ces investigations montrent que la perméabilité relative dépend fortement du courant et de la température au dessous du point de Curie (360^oC) pour retomber à 1 au dessus de cette température. Le comportement HF de telles bobines est donc fortement variable ce qui est un verrou à la prédiction du comportement HF des machines utilisées au delà du point de Curie. La fin du chapitre 3 est consacrée à l'analyse de la répartition des tensions aux bornes des bobines. Un schéma équivalent HF est établi par paires de bobines adjacentes pour prendre en compte les capacités entre les couches externes du bobinage.

Un modèle HF de chaque paire des bobines est proposé puis analysé avec Spice. Les prédictions du modèle donnent des premières pointes de tension proches des mesures effectuées sur un stator équipé d'une phase entière.

Le mémoire est essentiellement centré sur une approche très expérimentale et orientée franchement vers un objectif opérationnel limité qui est la construction du SIE d'une machine synchrone capable de travailler à 500°C . La limite en température de fonctionnement de ce prototype est maintenant définie par la qualité et l'emplacement de ses aimants.

Les investigations expérimentales sont interprétés par une approche théorique qui propose des modèles analytique, des simulations par éléments finis où des schémas équivalents selon la problématique.

Le mémoire montre que l'isolation inorganique fine obtenue par une couche vitrocéramique a de faibles propriétés mécaniques et électriques. La couche vitrocéramique est très irrégulière et l'observation au microscope montre de nombreuses fissures. Cette couche agit comme un écarteur qui maintient les spires à une distance de 20 à 30 μm avec de nombreux canaux microscopiques d'air. Le claquage de l'isolation inter-spores est donc obtenu pour des tensions à peine supérieures au SADP. Elle ne forme pas une véritable couche isolante comme le fait la couche de polymère des fils à isolation organique. Un certain nombre de pistes ont été explorées, elles n'ont pas été développées suffisamment pour figurer dans le mémoire. Quelques bobines ont été soumises à 800°C pendant 1h 30min. Avec leurs ciment HT° d'encapsulation, les spires ont été maintenues immobiles ou presque. La structure en 3 couches permet de mesurer le SADP entre les couches et les mesures ont montré pour chaque bobine, un SADP supérieur après le cyclage thermique.

Cette estimation sur quelques exemplaires avec un cycle thermique qui n'est probablement pas optimal ouvre des pistes à explorer pour les études à venir. Les composés vitreux de la couche isolante se sont ramollis et des fissures ont été bouchées. Le fil inorganique standard à isolation vitrocéramique mince a donc quelques propriétés d'auto cicatrisation qu'il est possible de développer.

Une autre expérience courte a été faite avec une poudre de B_2O_3 . Cette expérience a consisté à saupoudrer une paire torsadée faite avec du fil à isolation vitro céramique mince. Pour effectuer cette opération, le fil était déposé sur une plaque de céramique. L'ensemble a été soumis à un cycle thermique court à 800°C . Après refroidissement une simple observation visuelle a montré que la poudre de B_2O_3 s'est transformée en un verre qui a fixé l'éprouvette au plaque de céramique.

Cette expérience est exploratoire car les conditions de son exécution n'ont pas été suffisamment rigoureuses. Elle ouvre cependant des perspectives intéressantes à condition de maîtriser l'application du B_2O_3 . Il est par exemple possible d'utiliser un solvant comme l'eau pour obtenir un dépôt maîtrisé des cristaux de B_2O_3 dans les zones critiques de la bobine encapsulée dans son ciment HT° qui lui procure de bonnes caractéristiques mécaniques d'utiliser un autre support plus poreux pour faciliter la pénétration de la solution. Le B_2O_3 est cité à titre d'exemple, il est important d'explorer la possibilité d'utiliser d'autres matériaux similaires.

Il est également possible, d'étendre les investigations expérimentales du chapitre III montrent que les propriétés ferromagnétiques du nickel sont difficiles à maîtriser car elles dépendent du niveau de courant et de la température. Il existe d'autres possibilités pour construire la barrière de diffusion qui protège le cuivre. Ces résultats montrent qu'il est nécessaire d'opérer un rapprochement avec les industriels qui produisent ce type de fil et des équipes de métallurgistes. Des alliages non magnétiques de Nickel existent, il est certainement possible de les utiliser dans les processus de fabrication existants.

Liste des contributions scientifiques

Articles de revues

- V. Iosif, D. Roger, S. Duchesne, and D. Malec, "Assessment and improvements of inorganic insulation for high temperature low voltage motors," *IEEE TDEI*, vol.23, no.5, pp. 2534-2542, oct.2016.
- D. Roger, V. Iosif, and S. Babicz, "Voltage distribution in inorganic insulation windings for high temperature motors," *Compel* (accepté), 2016.
- M. Toudji, V. Iosif, S. Duchesne, G. Parent, and D. Roger, "Coupled magneto-thermal formulation to characterize a coil composed of conductors with an inorganic insulation," *Compel* (accepté), 2016.
- M. Roger, S. Duchesne, V. Iosif, "Magnetic characterisation of the nickel layer protecting the copper wires in harsh applications" *Archives Electrical Engineering - (PI)* 2016 (accepté), 2016.

Conférences internationales

- V. Iosif, S. Duchesne, and D. Roger, "Voltage solution for high temperature coils," in *ICD*, 2016.
- V. Iosif, S. Duchesne, and D. Roger, "Voltage stress predetermination for long-life design of windings for electric actuators in aircrafts," in *IEEE - (CEIDP) - Ann Arbor*, 2015, pp. 319-321.
- V. Iosif, D. Roger, and S. Duchesne, "Magnetic characterization of the nickel protection layer of wires used for high temperature motors," in *XXIV Symposium on Electromagnetic Phenomena in Nonlinear Circuits (EPNC)*, 2016.
- V. Iosif, D. Roger, S. Duchesne, and G. Velu, "Experimental characterization of the maximum turn-to-turn voltage for inorganic high temperature motor," in *Electrical Insulation Conference EIC - Philadelphia (USA)*, 2014.
- V. Iosif, D. Roger, N. Takorabet, S. Duchesne, and F. Meibody-Tabar, "Technological assessments for designing machines able to work at very high internal temperatures (450 - 500°C)," in *ICEM*, 2016.
- D. Roger, V. Iosif, and S. Babicz, "Voltage distribution in inorganic insulation windings for high temperature motors," in *ISEF 2015 - XVII International Symposium on Electromagnetic Fields in Mechatronics, Electrical and Electronic Engineering*, 2015.
- D. Roger, V. Iosif, and S. Duchesne, "Modélisation de l'effet de peau dans les fils nickelés utilisés en haute température," in *CISTEM*, 2016.
- M. Toudji, V. Iosif, S. Duchesne, G. Parent, and D. Roger, "Coupled magneto-thermal formulation to characterize a coil composed of conductors with an inorganic insulation," in *XXIV Symposium on Electromagnetic Phenomena in Nonlinear Circuits (EPNC)*, 2016.

Conférences nationales

- V. Iosif, "Essais préliminaires en vue de la conception de bobines inorganiques pour des moteurs haute température," in Journées JCGE-SEEDS, St Louis, Juin 2014.
- V. Iosif, N. Takorabet, D. Roger, S. Duchesne, and F. Meibody-Tabar, "Conception d'un prototype de machine ultra-haute température (500°C)," in Symposium de Genie Electrique (SGE 2016), 2016.
- D. Roger, S. Duchesne, G. Parent, V. Iosif, and M. Toudji, "Caractérisation électrique haute fréquence d'un fi de cuivre possédant un revêtement de nickel," in Symposium de Genie Electrique (SGE), 2016.

Bibliographie

Bibliographie

- [1] H. A. Toliyat and G. B. Kliman, *Handbook of Electric Motors*, crc press ed., 2004.
- [2] J. Fothergill, "Ageing, space charge and nanodielectrics : Ten things we don't know about dielectrics," in *Solid Dielectrics, 2007. ICSD '07. IEEE International Conference on*, pp. 1–10, July 2007.
- [3] G. Stone, A. Boulter, and I. Culbert, *ELECTRICAL INSULATION FOR ROTATING MACHINES Design, Evaluation, Aging, Testing, and Repair*. IEEE Press, 2004.
- [4] A. Anton, *Emaux isolants et fils émaillés*. parer D 2330, Technique de l'Ingénieur, France, 2009.
- [5] F. Aymonino, T. Lebey, D. Malec, C. Petit, J. Michel, A. Anton, and A. Gimenez, "Degradation and dielectrics measurements of rotating machines insulation at high temperature (200-400 °c)," in *Solid Dielectrics, 2007. ICSD '07. IEEE International Conference on*, pp. 130–133, July 2007.
- [6] J. Haussonne, *Céramiques pour composants électroniques*, techniques de l'ingénieur e1880 ed., Juin 1996.
- [7] D. Malec, V. Bley, and T. Lebey, "Investigations on dielectric breakdown of ceramic materials," in *Electrical Insulation and Dielectric Phenomena, 2005. CEIDP '05. 2005 Annual Report Conference on*, pp. 63–66, Oct 2005.
- [8] K. Zhu, Y. Mimura and M. Isshiki, *Oxidation Mechanism of Copper at 623-1073K*. 2002.
- [9] C. K. K. Hooker, M. Hazelton and M. Tupper, "High-temperature electrical insulation for eggs downhole equipment," in *Thirty-Fifth Workshop on Geothermal Reservoir Engineering Stanford University, Stanford, California*, 2010.
- [10] F. Aymonino, *Contribution à l'étude du comportement des systèmes d'isolation des machines tournantes à courant alternatif fonctionnant sous très hautes températures (200-400°C)*. *PhDthesis, UniversitToulouseIII – PaulSabatier*, 2008.
- [11] J. Haiegh, "High temperature canned motor pump," US 3192861 A, 1965.
- [12] C. Tedmon, "A high temperature electric motor," Schenectady, New York, 1971.
- [13] D. Cozonac, *Conception d'une machine asynchrone haute température*. PhD thesis, 2015.
- [14] R. M. Bozorth, "Ferromagnetism, vol. 1. new jersey : John wiley & sons, pp.959,," vol. 1. New Jersey : John Wiley & Sons, pp.959, 1951.
- [15] P. Brissonneau, *Magnétisme et matériau maghétiques*. 1997.

- [16] N. Takahashi, M. Morishita, D. Miyagi, and M. Nakano, "Examination of magnetic properties of magnetic materials at high temperature using a ring specimen," *Magnetics, IEEE Transactions on*, vol. 46, pp. 548–551, Feb 2010.
- [17] M. Takahashi, N. Morishita, D. Miyagi, and M. Nakano, "Comparison of magnetic properties of magnetic materials at high temperature," *Magnetics, IEEE Transactions on*, vol. 47, pp. 4352–4355, Oct 2011.
- [18] *Soft magnetic materials and semi-finished products*. in Vaccum-Schmeze GmbH data sheet, 2002.
- [19] J. Cozonac, D. Lecointe, S. Duchesne, and G. Velu, "Materials characterization and geometry of a high temperature induction machine," 2014.
- [20] K. Zhu, Y. Mimura, J. Lim, M. Isshiki, and Q. Jiang, "Brief review of oxidation kinetics of copper at 350 c to 1050 c," *Metallurgical and Materials Transaction A* vol. 37A, pp. 1231-1237, 2006.
- [21] J. Emery, F. Smith, "Next generation insulation for high operating stress," in *Proceedings Electrical Insulation Conference and Electrical Manufacturing & Coil Winding Conference, 2001* pp. 209-212,, 2001.
- [22] K. Sawada, S. Yamada, "Method of manufacturing a coil of insulated wire," in *United States Patent US005105531A1*,, 1992.
- [23] R. Owate, O. Freer, "Ac breakdown characteristics of ceramic materials journal of applied physics," in *Journal of Applied Physics*, vol. 72, pp. 2418-2422,, 1992.
- [24] J. Jumonji, S. Senoo, K. Ueda, S. Chabata, S. Amano, and A. Ono, "Super heat resistant ceramic insulated wire," in *Electrical Electronics Insulation Conference, 1995, and Electrical Manufacturing Coil Winding Conference. Proceedings*, pp. 557–563, Sep 1995.
- [25] P. Auerkari, "Mechanical and physical properties of engineering alumina ceramics,," in *Technical Research center of Finland ESPOO*,, 1996.
- [26] R. Morrell, "Handbook of properties of technical & engineering ceramics," Part 1. An introduction for the Engineer and Designer, vol. 1. London : Her Majesty's Stationery Office, pp.348,1985.
- [27] E. Vondracek, C. Croop, "New inorganic insulation for 500 c electric equipment," in *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers Power Apparatus and Systems, Part III*, vol. 77, pp. 1463-1467,, 1958.
- [28] I. Mizutani, Y. Tatsuki and O. Kumazawa, "Investigation of deterioration mechanism of inorganic insulation under high temperature," *Annual Report Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena*, 2000 pp. 29-32 vol.1,2000.
- [29] M. Ishida, Y. Ikeda, and N. Naohara, "Development of insulating system for fbr electromagnetic pump," in *Proceedings of the 4th International Conference on Properties and Applications of Dielectric Materials* pp. 471 -474 vol.2, 1994.
- [30] D. Doyle, A. Sklarski, "Inorganic bonded mica paper for commutator and high-temperature applications," in *Proceedings*, Chicago '93 EEIC/ICWA Exposition Electrical Electronics Insulation Conference and Electrical Manufacturing & Coil Winding Conference, pp. 317-321, 1993.

- [31] T. Senoo, J. Usuki, Y. Yamada, S. Amano, and T. Tsuboi, "Ceramic insulated wire," Fujikura Technical Review vol. N.20, 1991.
- [32] CeramaWire, "High temperature magnet wire." Technical Specifications - www.ceramawire.com/.
- [33] K. Schlupp, "500 °c winding wire." Data sheet KD500 - www.schlupp.ch.
- [34] C. groupe Plastec, "Cerafil500 - isolation céramique très haute température." Fiche technique - www.cables-cgp.com/.
- [35] vonroll, "Mica-taped wires samicafirewall." www.vonroll.com.
- [36] "Super heat resistance magnet wire," tech. rep., Unimac Ltd.
- [37] S. Savin, D. Roger, and V. Velu, "Compte rendu des tests sur les fils cew et dgcew," LSEE, SAFRAN.
- [38] *Ruban Cetaver*. fabricant E.BOURGOIS.
- [39] "Fibres textiles haute temperature," tech. rep., fabricant FINAL MATERIALS.
- [40] "Papier céramique 300. 1400-1700 degrés," tech. rep., fabricant Cotronics.
- [41] "The coblasam product range," tech. rep., fabricant VON ROLL.
- [42] "Mica muscovite-isolant thermique," fabricant MICEL isolants & films.
- [43] J. Liu and M. Walmer, "Thermal stability and performance data for smco 2 :17 high-temperature magnets on ppm focusing structures," *Electron Devices, IEEE Transactions on*, vol. 52, pp. 899–902, May 2005.
- [44] W. Rodewald and O. Katter, *Properties and applications of high performances magnets*. in VaccumSchmeze GmbH, 2004.
- [45] L. Burdet, "Active magnetic bearing design and characterization for high characterization for high temperature applications," Thèse, Section de microtechnique, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, Lausanne, 2006.
- [46] L. Dalzell, J. Jan, and W. Wyk. US Patent 3,206,264, 1960.
- [47] H. Sliney, *Solid lubricant materials for high temperatures a review*. Tribology International, vol. 15, no. 5, pp. 303–315, Oct. 1982.
- [48] Roulement, "Beijing rkf mechanical & electrical equipment co., ltd.," Beijing RKF Mechanical & Electrical Equipment Co., Ltd. Beijing , China.
- [49] "Roulements hautes temperatures 450 degrés," <http://www.roulement-ceramique.fr>.
- [50] "Bearings for high-temperature environments," <http://www.nsk.com/>.
- [51] "Disulfure de tungstène ws2," <http://traitements-preparations-moteurs.aquitaine-racing-service.fr>.
- [52] Roopnarine, "Motor for high temperature applications," US Patent, US20120025636, 2010.

- [53] G. Stone, E. Boulter, and I. Culbert, "Electrical insulation for rotating machines, design, evaluation, aging, testing, and repair," in *Piscataway, New Jersey: A John Wiley & Sons, Inc., Publication,, 2004.*
- [54] Hitachi, "Selection and use directions for magnet wires," Cable Materials Company, Hitachi Metals Ltd.
- [55] L. Schanler, J. Nelson, and C. Calebrese, "High temperature breakdown strength and voltage endurance characterization of nanofilled polyamideimide," *IEEE Trans. on Dielectr. Electr. Insul.*, vol. 19, no 6, pp. 2090-2101, 2012.
- [56] L. Fang, I. Cotton, and Z. Wang, "Insulation performance evaluation of high temperature wire candidates for aerospace electrical machine winding application," 2013.
- [57] J. Ho and T. Jow, "Effect of crystallinity and morphology on dielectric properties of peek at elevated temperature," in *Solid Dielectrics (ICSD), 2013 IEEE International Conference on*, pp. 385–388, June 2013.
- [58] A. Hoang, Y. Serdyuk, and S. Gubanski, "Electrical characterization of a new enamel insulation," *IEEE Trans. on Dielectr. Electr. Insul.*, 2014.
- [59] F. Aymonino, T. Lebey, D. Malec, C. Petit, J. Saint Michel, and A. Anton, "Dielectrics measurements of rotating machines insulation at high temperature (200-400 °c)," in *Electrical Insulation and Dielectric Phenomena, 2006 IEEE Conference on*, pp. 740–743, Oct 2006.
- [60] H. Mitsui, "Progress in japan in electrical insulation at high temperatures," *Electrical Insulation Magazine, IEEE*, vol. 12, pp. 16–27, May 1996.
- [61] U. Takayoshi, E. Yukio, I. Tuboi, and S. Kubota, "Heat resistant electrically insulated wires," US Patent UP4342814, 1982.
- [62] I. Timoshkin, R. Fouracre, S. Macgregor, M. Given, and T. Starke, "Dielectric evaluation of ceramic insulated wires," in *Solid Dielectrics, 2007. ICSD '07. IEEE International Conference on*, pp. 688–690, July 2007.
- [63] J. Senoo, T. Usuki, Y. Yamada, S. Amano, and T. Tsuboi, "Ceramic insulated wire," *Fujikura technical review*, vol. 20, 1991.
- [64] "CeI 60317 - spécifications pour types particuliers de fils de bobinage."
- [65] V. Mihaila, *Nouvelle conception des bobinages statoriques des machines à courant alternatif pour réduire les effets négatifs des dV/dt*. PhD thesis, LSEE-Université d'Artois, 14 décembre 2011.
- [66] K. C. Kao, *ELECTRIC PHENOMENA IN SOLIDS With Emphasis on Physical Concepts of Electronic Processes*. Elsevier, 2004.
- [67] "En 60172 - méthode d'essai pour la détermination de l'indice de température des fils de bobinage émaillés," 1994.
- [68] V. Iosif, "Essais préliminaires en vue de la conception de bobines inorganiques pour des moteurs haute température," *JCGE Saint-Louis*, 2014.
- [69] F. Koliatene, *Contribution à l'étude de l'existence des décharges dans les systèmes de l'aviation*. PhD thesis, Laplace - Université Paul Sabatier, Toulouse, 2009.

- [70] "Cei 60270 - high-voltage test techniques, partial discharge measurements."
- [71] S. Savin, *Nouvel indicateur de vieillissement de l'isolation inter-spires des machines électriques utilisées en aéronautique*. PhD thesis, LSEE - Université d'Artois, 25 juin 2013.
- [72] PBI, *High temperature insulating material nephalit 11*. Data sheet - www.pbi.fr/produits/papiers-et-cartons.
- [73] Flourinert, "Electronic liquid fc-72," 3M Speciality Materials.
- [74] M. Decup, *Impact des procédés industriels de traitement sur les propriétés diélectriques des substrats d'Alumine utilisés dans les modules de commutation haute tension*. PhD thesis, 2010.
- [75] V. Iosif, D. Roger, S. Duchesne, and G. Velu, "Experimental characterization of the maximum turn- to-turn voltage for inorganic high temperature motor," in *Electrical Insulation Conference EIC - Philadelphia (USA)*, 2014.
- [76] P. Mosley, K. Gumley, "Determination of safe working 50 hz ac electrical stresses for ceramics at high temperatures," *IEE Proceedings on Science Measurement and Technology*, vol. 143, no.6, pp. 406- 412, 1996.
- [77] V. Iosif, D. Malec, S. Duchesne, and D. Roger, "Limites en tension et phénomènes de décharges pour les fils céramiques associés aux imprégnants haute température." Livrable du projet ACCITE, Mars 2014.
- [78] J. Purhonen, T. Jokinen, and V. Hrabovcova, *Design of rotating electrical machines*. John Wiley and Sons, 2008.
- [79] D. Gerada, A. Mebarki, and C. Gerada, "Optimal design of a high speed concentrated wound pmsm," in *Electrical Machines and Systems, 2009. ICEMS 2009. International Conference on*, pp. 1–6, Nov 2009.
- [80] "Câbles, électriques, mono et multiconducteurs d'usage général - températures de fonctionnement comprises entre - 55 deg. c et 260 deg. c."
- [81] V. Iosif, S. Duchesne, and D. Roger, "Voltage stress predetermination for long-life design of windigs for electric actuators in aircrfts,"
- [82] L. Li, *Stress effects on ferromagnetic materials- investigation of stainless steel and nickel*. PhD thesis, Iowa State University - USA, 2004.
- [83] "Méthode de détermintion des caractéristiques des tôles magnétiques avec un cadre epstein de 25 cm."
- [84] L. Néel, *Propriétés magnétiques du nickel pur à proximité du point de Curie*. Faculté des Sciences de Strasbourg, Submitted on 1 Jan 1935.
- [85] J. Perez and R. Carles, "Electromagnétisme fondements et applications," Masson, 1990.
- [86] C. Schulz, D. Roger, S. Duchesne, and J. Vincent, "E.m.f. between magnetic transformer sheets : theoretic aspects," in *Conference ISEF - Arras (France)*, 2009.
- [87] S. Bielawski, J. Duchesne, D. Roger, C. Demian, and T. Belgrand, "Contribution to the study of losses generated by interlaminar short-circuits," *Magnetics, IEEE Transactions on*, vol. 48, pp. 1397–1400, April 2012.

- [88] M. Sadiku, "Numerical techniques in electromagnetics with matlab," - Third edition, CRC press, 2009.
- [89] "User's guide. agilent e4980a precision lcr meter," <http://www.keysight.com/en/pd-715495-pn-E4980A/precision-lcr-meter-20-hz-to-2-mhz?nid=-34124.536908436&cc=FR&lc=fr>, 2012.
- [90] J. Pyrhonen, T. Jokien, and V. Hrabovcova, "Design of rotating electrical machines," John Wiley & Sons -2008.
- [91] TEKTRONIX, "Sonde d'oscilloscope, 500 mhz, sonde passive haute tension, 2.5 kv, 100 :1," TEKTRONIX P5100A.
- [92] J. Moeneclaey, *Méthode de conception des bobinages des actionneurs électriques adaptés aux nouvelles contraintes de l'avionique*. PhD thesis, LSEE - Béthune, 23 Fev. 2015.
- [93] D. Roger, O. Ninet, and S. Duchesne, "Wide frequency range characterization of rotating machine stator-core lamination," *The European Physical Journal*, 2003.
- [94] D. Roger, V. Iosif, and S. Babicz, "Voltage distribution in inorganic insulation windings for high temperature motors," in *ISEF 2015 - XVII International Symposium on Electromagnetic Fields in Mechatronics, Electrical and Electronic Engineering*, 2015.

Conception et mise au point des bobines inorganiques pour des actionneurs électriques capables de travailler aux températures extrêmes.

Résumé :

Le point faible des machines électriques est le Système d'isolation Electrique (SIE) de leurs bobinages. Les meilleures solutions actuelles sont basées sur des polymères, elles assurent des durées de vie supérieures à 20000h lorsque la température au point le plus chaud du bobinage ne dépasse pas $240^{\circ}C$. Par conséquent, la nature organique du SIE des machines électriques constitue un verrou technologique pour accéder aux températures plus élevées très demandées dans l'aéronautique, pour fabriquer les générateurs électriques plus puissants proches réacteurs par exemple. Les travaux de recherche présentés ont pour but d'étudier la possibilité de construire les bobinages des machines électriques haute température (HT°) avec des isolants inorganiques qui permettent de travailler durablement à $500^{\circ}C$. Les conséquences du saut technologique important vers les températures élevées sont analysées en détail notamment sur les aspects magnétiques provoqués par la présence d'une barrière de diffusion en Nickel ajoutée au fil de cuivre pour éviter son oxydation aux températures élevées. La première partie de la thèse est consacrée à la mise au point d'un système d'isolation électrique totalement inorganique qui permet de lever le verrou technologique lié à la présence de polymères dans les SIE classiques. La seconde partie est consacrée à l'étude des distributions de la tension entre les spires du bobinage HT° lorsque la machine est alimentée par un convertisseur électronique moderne de l'aéronautique qui impose des fronts de tension très raides.

Mots-clés : Bobines inorganiques, actionneurs électriques, températures extrêmes.

Design and development of inorganic coils for electric actuators able to work at extreme temperatures.

Abstract :

The weak point of electrical machines is the Electrical Insulation System (EIS) of their windings. The best current solutions are based on polymers, they provide lifetimes over 20000h when the temperature at the hottest point of the windings does not exceed $240^{\circ}C$. Consequently, the organic nature of the electric machines EIS represents a technological lock for operating at higher temperatures that have many applications in aeronautics, for designing larger electric generators located near the propulsion turbines for instance. The main goal of the research works presented consist in studying the possibility of building the windings of high-temperature electrical machines (HT°) with inorganic EIS which make it possible to work durably at $500^{\circ}C$. The consequences of this technological leap towards high temperatures are analyzed in detail. A large part is devoted to magnetic aspects caused by the presence of a diffusion barrier made of nickel added to the copper wire to avoid oxidation at high temperatures. The first part of the thesis is devoted to the development of a fully inorganic electrical isolation system, which allows to overcome the technological lock due to the presence of polymers in conventional solutions. The second part is devoted to the study of the voltage distribution between the turns of the HT° coil when the machine is powered by a modern electronic converter of aeronautics that imposes very steep voltage fronts.

Keyword : Inorganic coils, electric actuators, extreme temperatures.