



# THÈSE

En vue de l'obtention du

## DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE TOULOUSE

Délivré par l'Université Toulouse III – Paul Sabatier  
Discipline ou spécialité : *Génie Electrique*

---

**Présentée et soutenue par**

**Cyrille DUCHESNE**

*Master Recherche de Génie électrique  
Maître ès science*

*Le 5 janvier 2009*

**Titre :**

### **CONTRIBUTION A L'ETUDE DE LA GRADATION DE POTENTIEL DANS LES MODULES DE PUISSANCE HAUTE TENSION**

---

#### **JURY**

*M. Olivier LESAIN, Rapporteur  
M. François FOREST, Rapporteur  
M. Thierry LEBEY, Directeur de thèse  
M. Michel MERMET-GUYENNET, Examineur  
M. Jean – Hervé PAILLOL, Examineur  
M. Pierre BIDAN, Examineur*

---

**Ecole doctorale :** *Génie électrique, électronique et télécommunications, Toulouse*

**Unité de recherche :** *Physique, Chimie, Automatique*

**Directeur de Thèse :** *M. Thierry LEBEY, Directeur de recherche au CNRS, Toulouse*

**Rapporteurs :** *M. Olivier LESAIN, Directeur de recherche au G2ELAB, Grenoble*

*M. François FOREST, Professeur à l'IES, Montpellier*



*« On passe la moitié de sa vie à retenir sans comprendre, et l'autre moitié à comprendre sans retenir »*

*"Il y a quelque chose de plus haut que l'orgueil, et de plus noble que la vanité, c'est la modestie ; et quelque chose de plus rare que la modestie, c'est la simplicité."*

*- Antoine de Rivarol -*

*A mes parents, à ma famille, à mes amis*







# SOMMAIRE

---

<b>INTRODUCTION GENERALE</b>	<b>13</b>
------------------------------	-----------

---

---

<b>I ETAT DE L'ART SUR LES MODULES DE PUISSANCE ET POSITION DU PROBLEME</b>	<b>15</b>
---	-----------

---

1) La conversion d'énergie électrique	16
2) Evolution des modules de puissance et de leur packaging dans le domaine du ferroviaire	19
2.1. Les modules à thyristors et GTO	20
2.2. Packaging des modules commerciaux haute tension	21
2.2.1. Description des modules Eupec 6,5kV/600A	21
2.2.2. Description des modules Misubishi 6,5kV/600A	24
3) Fonctionnement électrique des modules	28
3.1. Contraintes électriques appliquées au substrat	28
3.2. Contraintes électriques appliquées au gel	29
4) Rôle du packaging sur les contraintes électriques générées	30
4.1. Les substrats en électronique de puissance	30
4.2. Le nitrure d'aluminium	30
4.2.1. Procédé de fabrication	31
4.2.2. Propriétés thermiques	33
4.2.3. Propriétés électriques	34
4.3. Les métallisations	35
4.3.1. Le procédé DBC : <i>Direct Bonded Copper</i>	35
4.3.2. Le procédé AMB : <i>Active Metal Brazing</i>	37
4.4. Les encapsulants	38
4.4.1. Les silicones	38
4.4.2. Procédé de mise en œuvre	40
4.5. Description des zones de renforcement du champ électrique	41
5) Techniques de répartition d'une contrainte électrique	43
5.1. Les géométries spécifiques	43
5.1.1. Cas de solutions géométriques simples	43

5.1.2.	Au niveau de la puce	46
5.2.	Les matériaux composites	50
5.2.1.	Généralités	50
5.2.2.	Définitions	50
5.2.3.	Les vernis répartiteurs de potentiel	54
6)	Conclusion	58

## **II SIMULATION DE LA GRADATION PAR MATERIAUX REPARTITEURS DE POTENTIEL**

1)	Recherche des zones de renforcement du champ électrique	60
1.1.	Méthodes de modélisation des structures	60
1.1.1.	Rappel des équations de Maxwell	60
1.1.2.	Les méthodes de résolution	61
1.1.2.1.	Les méthodes de résolution intégrales	62
1.1.2.2.	Les méthodes de résolution différentielles	62
1.1.3.	Le logiciel Maxwell et les matrices d'impédance	66
1.2.	Hypothèse et équations de départ	67
1.2.1.	Matériaux capacitifs linéaires	67
1.2.2.	Etude préliminaire : cas d'un milieu homogène dans l'espace inter - électrodes	69
1.3.	Rôle d'une interface sur la répartition de la contrainte	72
2)	Effet de l'impact du dimensionnement sur la contrainte électrique	74
2.1.	Influence de la distance entre pistes	74
2.2.	Influence de la contre – électrode de masse sur la contrainte électrique	75
3)	Optimisation de la contrainte électrique par matériaux répartiteurs de potentiel	78
3.1.	Matériaux capacitifs linéaires	78
3.1.1.	Influence de la permittivité	78
3.1.2.	Analyse des résultats et discussion	80
3.2.	Matériaux résistifs	81
3.2.1.	Influence de la conductivité électrique	81
3.2.2.	Analyse des résultats et discussion	82
3.3.	Comparaison entre matériaux capacitifs et résistifs	83
4.	Bilan et conclusion	87

---

**III ETUDE EXPERIMENTALE DE LA GRADATION PAR MATERIAUX**

---

**REPARTITEURS DE POTENTIEL 89**

---

1)	Conditions expérimentales	90
1.1.	Géométrie d'étude représentative	90
1.2.	Critères d'études retenus	91
1.3.	Choix des matériaux	92
1.3.1.	Les matrices isolantes	92
1.3.1.1.	Définition	92
1.3.1.2.	Nature des matrices	92
1.3.2.	Les céramiques à comportement non linéaire en tension	94
1.3.2.1.	Définition	94
1.3.2.2.	Propriétés des varistances	94
1.3.3.	Mise en œuvre	95
2)	Méthodes de mesures	100
2.1.	Mesure du potentiel de surface par sonde électrostatique	100
2.1.1.	Principe de la mesure	100
2.1.2.	Observation expérimentale du comportement du voltmètre et de la sonde à 50Hz	101
2.1.3.	Modification et transposition du banc de mesure à l'AC50Hz	102
2.2.	Mesure courant – tension	103
2.3.	Mesure des seuils d'apparition et d'extinction des décharges partielles	104
2.3.1.	Mesures des DPs par la détection de grandeurs non électriques	105
2.3.2.	Mesures des DPs par grandeurs électriques	106
2.4.	Mesure de la rigidité diélectrique	107
3)	Résultats et discussions	108
3.1.	Mesures du potentiel de surface et caractéristiques I(V)	108
3.1.1.	Résultats des mesures de potentiel de surface effectuées sur des vernis commerciaux	108
3.1.2.	Caractéristiques courant – tension des vernis étudiés	110
3.2.	Discussion sur l'intérêt de la non – linéarité des matériaux testés	113
3.3.	Elaboration de nouveaux matériaux répartiteurs à l'aide de particules semi – conductrices	114
3.3.1.	Procédés d'élaboration des matériaux hybridés	114

3.3.2.	Modification du procédé de caractérisation I-V des matériaux	115
3.4.	Conclusion	119
4)	Approche diélectrique des modules de puissance	120
4.1.	Caractérisation actuelle des modules IGBT	120
4.1.1.	Mesure des seuils d'apparition et d'extinction des décharges partielles	120
4.1.1.1.	Mesure des décharges partielles suivant test normalisé CEI 1287	120
4.1.1.2.	Nouvelle structure de test de DP's pour module de puissance	121
4.2.	Mesure des seuils d'apparition des décharges partielles et d'extinction des DP's dans la structure d'étude	123
4.3.	Application aux modules de puissance commerciaux	126
4.3.1.	Mesure des seuils d'apparition des décharges partielles : norme CEI 1287	127
4.3.2.	Mesure des seuils d'apparition des décharges partielles : nouvelle structure de test	130

#### **IV ETUDE DE LA GRADATION DU POTENTIEL PAR LIGNES FLOTTANTES**

**133**

1)	Conditions expérimentales	134
1.1.	Géométrie d'étude représentative	134
1.2.	Recherche de la répartition optimale de la contrainte électrique	135
1.2.1.	Optimisation du renforcement électrique dans l'espace inter – électrodes	136
1.2.1.1.	Position et largeur : cas d'une seul ligne flottante	136
1.2.1.2.	Impact de la position et de la largeur : cas de plusieurs lignes flottantes	140
1.2.2.	Critères d'étude retenus	145
1.2.3.	Pertinence de la mesure par sonde électrostatique	145
1.3.	Conclusion	148

2)	Résultats et Discussion : cas des substrats réels	149
2.1.	Mesure de la rigidité diélectrique	149
2.2.	Caractérisation diélectrique de la structure initiale	150
2.3.	Démonstration de la gradation de potentiel par lignes flottantes	151
2.3.1.	Conditions expérimentales	152
2.3.2.	Mesures des seuils d'apparition des DPs	153
2.4.	Bilan et conclusion	158

---

<b>CONCLUSION</b>	<b>161</b>
<b>PERSPECTIVES</b>	<b>163</b>

---

<b>ANNEXES</b>	<b>REFRACTION DES EQUIPOTENTIELLES A L'INTERFACE</b>	
	<b>ENTRE DEUX DIELECTRIQUES</b>	<b>165</b>

---

1)	Champ électrique et dépendance de la forme	166
2)	Champ électrique entre conducteurs	168
3)	Contrôle du champ électrique	169
4)	Méthodes d'évaluation du champ électrique	172

---

<b>BIBLIOGRAPHIE</b>	<b>173</b>
<b>TABLE DES FIGURES</b>	<b>181</b>
<b>LISTE DES TABLEAUX</b>	<b>187</b>

---



## INTRODUCTION GENERALE

Le travail présenté dans cette étude est le fruit d'une collaboration entre la société Alstom transport, site de Tarbes, et le laboratoire Laplace. Il a été réalisé dans le cadre du laboratoire commun PEARL « Power Electronics Associated Research Laboratory » créé à l'initiative d'Alstom Transport et qui associe le CNRS, l'INPT et l'UPS.

Sur son site de Tarbes, Alstom Transport conçoit et fabrique les chaînes de traction utilisées dans les applications TGV, TER, métro, Loco fret, Tramway du constructeur ferroviaire français. Dans le contexte concurrentiel actuel, la fiabilité est au cœur de la conception des produits. Compte tenu de la diversité des difficultés à adresser pour résoudre l'ensemble des problèmes, la création d'un laboratoire commun s'est imposée comme une réponse naturelle.

Le cœur de la chaîne de traction est l'onduleur qui utilise des modules de puissance pour réaliser la fonction d'interrupteur à partir des composants IGBT (Insulated Gate Bipolar Transistor). Garantir la fiabilité, c'est maîtriser l'ensemble de la fabrication du convertisseur, optimiser son fonctionnement et par la suite donner des règles de conception pour les systèmes du futur. La réalisation d'un tel concept ne peut être effectuée que dans le cadre d'une approche multi disciplinaire.

Les gains nécessaires tant au niveau du rendement que du volume embarqué, les niveaux de tension des composants de puissance en perpétuelle augmentation, la possibilité d'utiliser d'autres types de composants semi-conducteurs à grand gap, repoussant encore davantage ces limites et le développement nécessaires d'une intégration de puissance qui soit avérée, ont conduit au développement des travaux que nous présentons dans ce qui suit.

Le développement de l'intégration de puissance, qui se traduit par une augmentation de la densité de puissance associée à l'augmentation du calibre en tension des composants de puissance, n'est pas, comme on s'en doute, sans répercussions sur l'ensemble des matériaux qui constituent l'assemblage de puissance. Pour conserver, poursuivre et garantir la fiabilité des nouvelles structures, il était primordial de travailler sur les moyens de réduire les contraintes au sein de ces assemblages. On nomme par gradation de potentiel, l'action de réduction des contraintes électriques autour des zones de renforcements. Dans le cadre de notre travail, nous avons tenté de proposer et d'examiner les solutions qui nous semblaient les plus pertinentes pour tenter de réduire voire de linéariser ces contraintes.

Le travail que nous présentons se décompose de la manière suivante. Dans une première partie, nous présenterons le problème sous un aspect général, en restituant le contexte et en introduisant les concepts de base indispensables à son appréhension.

Dans une seconde partie, nous aborderons les aspects expérimentaux de cette étude. Après avoir recherché des conditions expérimentales à la fois simples à mettre en œuvre et représentatives du problème posé, nous caractériserons divers matériaux et dégagerons des conclusions quant à leur aptitude à linéariser la contrainte électrique.

Dans une troisième partie, nous proposerons les méthodes de caractérisation qui nous semble les plus pertinentes et à travers elle, nous tenterons d'identifier des matériaux "hybrides" répondant positivement à nos attentes. Cette partie nous conduira à nous interroger sur le rôle de la non - linéarité des caractéristiques électriques intrinsèques des matériaux étudiés.

Enfin, dans une quatrième partie, nous aborderons une technique de gradation utilisant des lignes métalliques avec un potentiel flottant. A travers différentes simulations et caractérisations, nous identifierons les paramètres importants agissant sur la gradation et, par la même, nous tenterons d'établir des règles de dimensionnement.

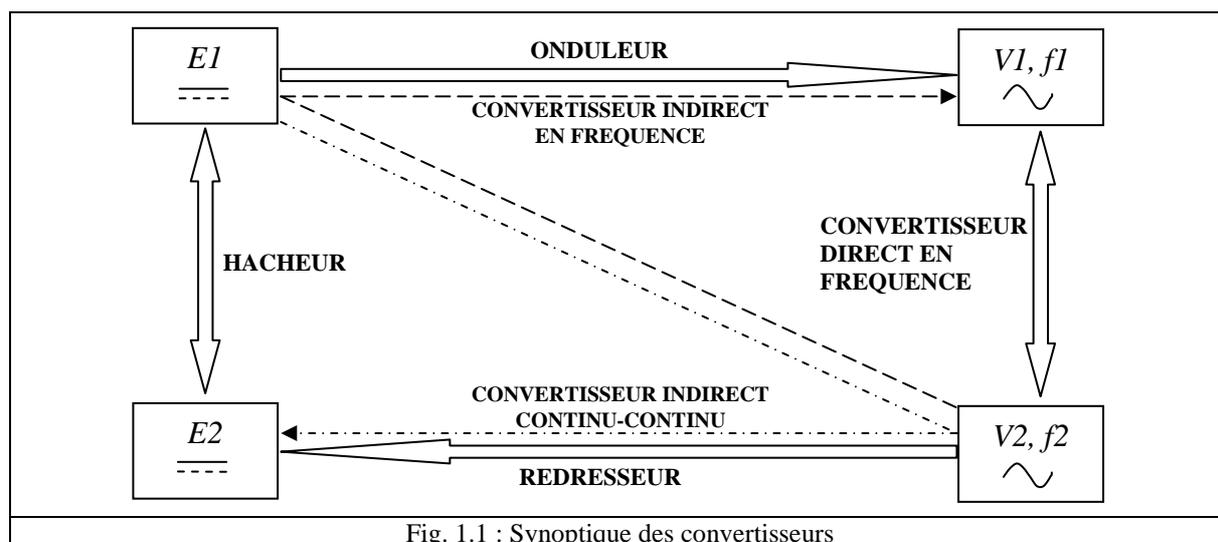
Nous concluons alors en résumant nos principales observations et proposerons les suites possibles à ce travail.

**CHAPITRE I :**  
**ETAT DE L'ART SUR LES MODULES DE**  
**PUISSANCE ET POSITION DU PROBLEME**

## 1) La conversion de l'énergie électrique

L'objectif majeur de l'électronique de puissance est la conversion de l'énergie électrique entre un générateur et un récepteur de natures différentes. Afin d'assurer ce transfert d'énergie, il est nécessaire d'utiliser des convertisseurs capables d'adapter leurs caractéristiques statiques et dynamiques.

La figure 1.1 reprend les grandes familles de convertisseurs qui peuvent être associés : soit de manière directe, soit de manière indirecte (en utilisant plusieurs convertisseurs directs). On retrouve alors deux sources de tension ou de courant continues ( $E1$  et  $E2$ ) et deux sources alternatives caractérisées par leur amplitude et leur fréquence ( $V1, f1$  et  $V2, f2$ ). Ces convertisseurs sont réalisés à l'aide d'interrupteurs (des composants semi-conducteurs) et de composants passifs (capacités ou inductances). Les premiers permettent de contrôler le transfert de l'énergie électrique alors que les seconds servent au stockage de l'énergie électromagnétique et à son filtrage.



Ces convertisseurs peuvent, dans certains cas, être réversibles ; c'est à dire qu'ils peuvent assurer un transfert de l'énergie électrique du générateur vers le récepteur ou inversement. Dans le domaine ferroviaire, durant les phases de traction, l'énergie est transférée du réseau électrique jusqu'à la machine électrique qui transforme cette énergie électrique en énergie mécanique. En phase de freinage, le train possède une énergie cinétique à évacuer. Le transfert d'énergie de la machine électrique vers le réseau ou vers une résistance de ballast est réalisé au travers du convertisseur statique. Ces contraintes impliquent que les

convertisseurs utilisés assurent une réversibilité en courant ou en tension et ceci nécessite une bidirectionnalité en tension et/ou en courant des interrupteurs qui les composent.

La structure de la chaîne de traction, figure 1.2, reprend l'architecture rencontrée chez la plupart des constructeurs. Elle repose sur plusieurs sous – ensembles qui ont pour tâche de convertir la puissance électrique disponible sur la caténaire afin de piloter les moteurs de traction.

Le premier module représente le pantographe et le disjoncteur souvent implantés sur le toit du train. Le transformateur "adapte" ensuite le signal haute tension à la tension d'entrée du redresseur. Ce dernier fournit à l'onduleur, par l'intermédiaire du bus continu, le signal qui sera traité par l'onduleur afin de générer, par Modulation de Largeur d'Impulsion (*MLI*), un signal triphasé qui alimente le moteur (généralement asynchrone). Le hacheur adapte le niveau de tension du bus DC pour convertir, dans certaines applications, l'énergie électrique de freinage en chaleur dissipée par un rhéostat dans l'environnement.

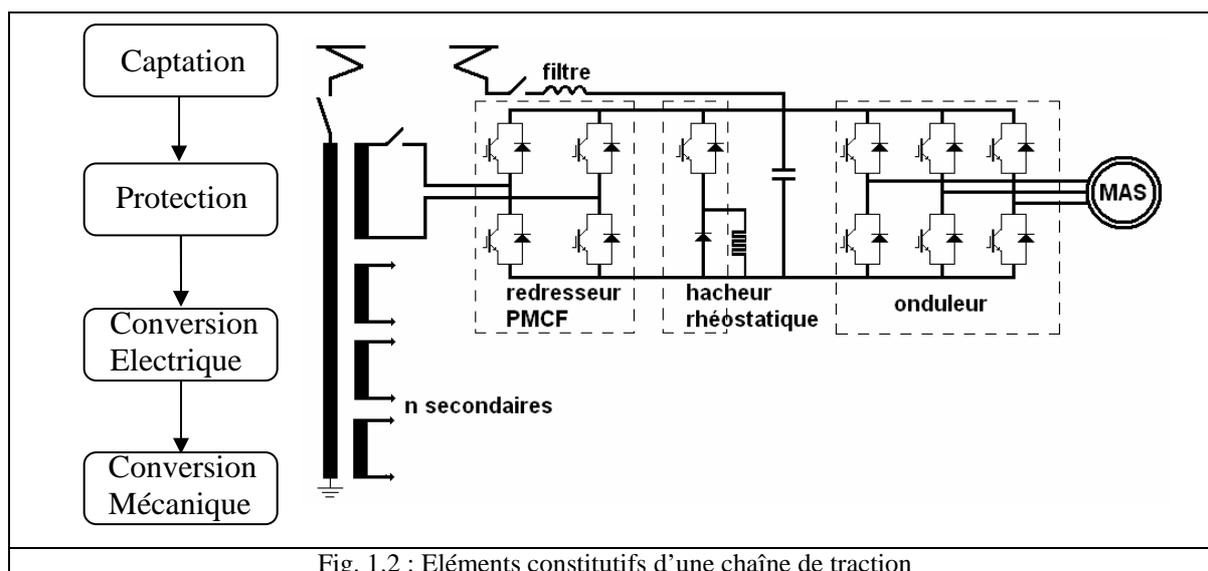


Fig. 1.2 : Eléments constitutifs d'une chaîne de traction

Chaque moteur dispose d'un onduleur qui lui est associé. En 15 kV, un seul secondaire associé à un pont mixte distinct fournit la tension ; en 25 kV, deux secondaires alimentent séparément un pont mixte. Le convertisseur d'entrée, où Pont Monophasé à Commutation Forcée (*PMCF*), représente le pont redresseur.

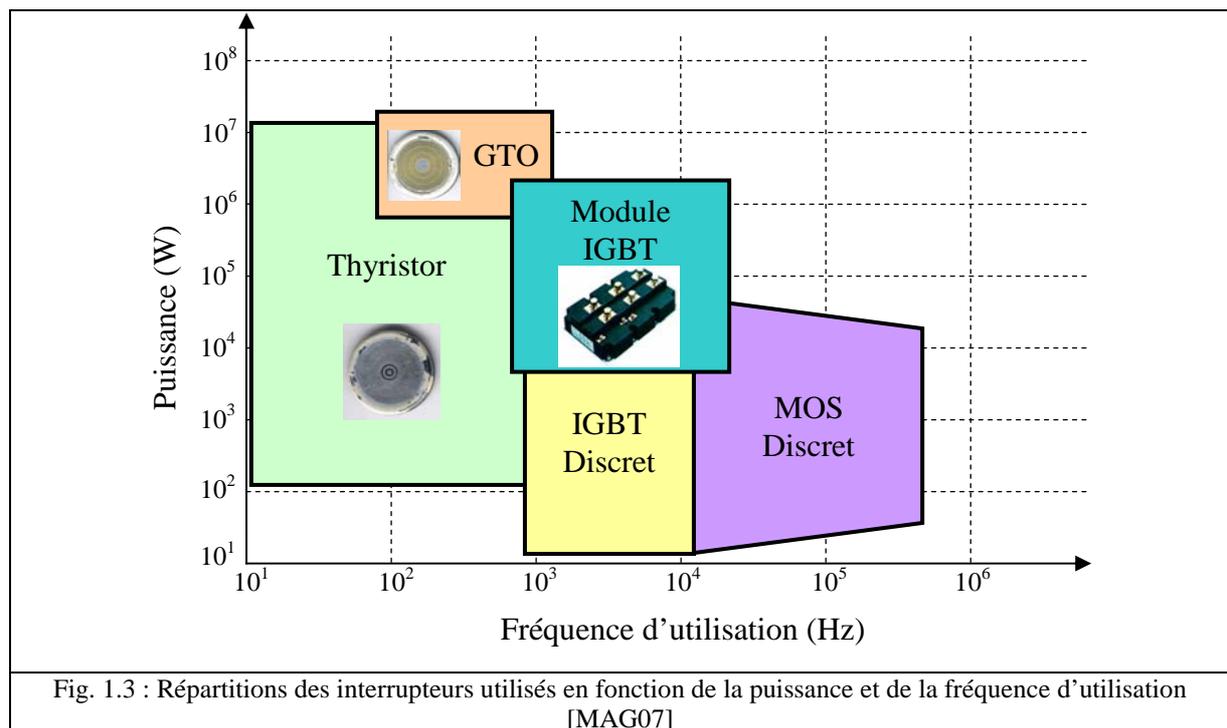
Le convertisseur que nous considérons pour notre étude est un onduleur de tension commandé en commutation dure avec modulation de largeur d'impulsion (*MLI*). Ce système est actuellement l'une des briques élémentaires, nécessaire à la conversion électromécanique dans les applications ferroviaires. Les modules de puissance utilisés pour réaliser ces convertisseurs sont nécessairement refroidis afin d'assurer un fonctionnement des puces en

dessous de la température recommandée par les fournisseurs ( $T_j < 125^\circ\text{C}$ ) permettant ainsi d'atteindre des durées de vie de ces dispositifs relativement longues ( $> 20$  ans). Ces refroidisseurs sont le plus souvent portés au potentiel de terre.

## 2) Evolution des modules de puissance et de leur packaging dans le domaine ferroviaire

Une évolution technologique importante dans le domaine du ferroviaire a été l'apparition des modules IGBT (*Insulated Gate Bipolar Transistor*) en remplacement des thyristors GTO (*Gate Turn Off*). En effet, les IGBT présentent l'avantage d'avoir une commande bidirectionnelle en tension (fermeture et ouverture contrôlées en tension), à l'inverse de composants de type thyristors où GTO commandés en courant (à la fermeture pour le thyristor et à l'ouverture et la fermeture pour le GTO).

La figure 1.3 montre les différents types d'interrupteurs utilisés dans ce domaine en fonction de leurs gammes de fréquence et de leur puissance. Les modules de puissance à IGBT sont généralement utilisés pour des applications moyennes fréquences et moyenne puissance. Cependant, pour obtenir les calibres en courant désirés, il est nécessaire de réaliser une mise en parallèle de plusieurs puces élémentaires.



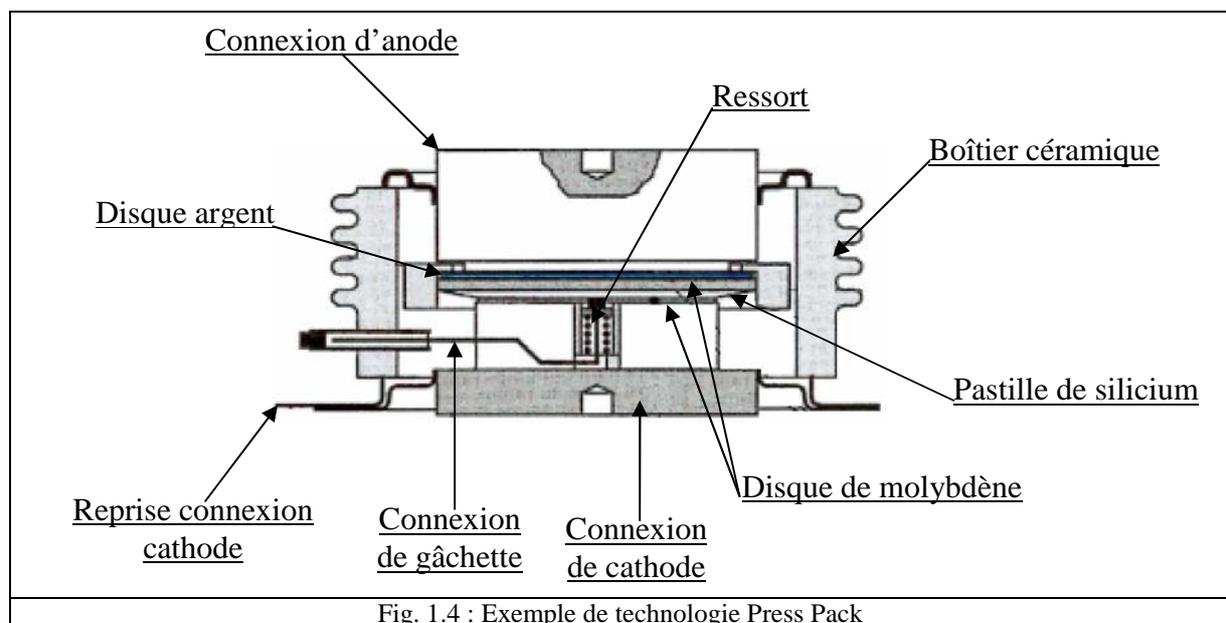
En ce qui concerne le matériau semi-conducteur, il est important de souligner que l'emploi du silicium reste quasi exclusif dans le domaine de la puissance. Des travaux sont menés dans divers laboratoires pour l'élaboration de semi conducteurs à partir d'autres matériaux, tels que le carbure de silicium (*SiC*) ou encore le GaN voire le diamant dont la largeur de leur bande interdite (plusieurs *eV*) semble devoir les rendre attractifs pour la réalisation de dispositifs

bloquant de hautes tensions ou fonctionnant à température élevée. Cependant, si leur intérêt potentiel est indiscutable, des problèmes de base subsistent d'une part, quant à l'obtention de cristaux de bonne qualité et de dimensions suffisantes, et d'autre part, dans la réalisation de composants et du packaging associé. Nous ne nous intéresserons donc dans ce qui suit qu'au packaging des composants de puissance à base de silicium.

## 2.1. Les modules à thyristors et GTO

Les Thyristors sont historiquement les premiers exemples connus de composants présentant une intégration dite « fonctionnelle » dans le domaine des composants de puissance. L'IGBT est, quant à lui, le résultat de l'intégration fonctionnelle d'un transistor MOS et d'un transistor bipolaire. De même, diverses associations de transistors MOS et de thyristors, appelés aussi MCT (*MOS-Controlled-Thyristor*), peuvent présenter des avantages notables par rapport aux thyristors classiques et aux GTO [RAB07].

Le packaging utilisé pour les composants GTO est de type *press pack* (*contacts pressés*) compte tenu de sa réalisation sur de grande surface de silicium (pouvant aller jusqu'à 100 mm de diamètre) (figure 1.4). Les connexions avec la gâchette du composant sont réalisées mécaniquement par l'intermédiaire d'un ressort isolé. Le contact de la cathode est réalisé par simple appui sur une rondelle argent et une rondelle de molybdène.



## 2.2. Packaging des modules IGBT commerciaux haute tension

L'utilisation des composants IGBT impose pour sa part le développement d'une technologie "hybride" pour la réalisation des modules. En effet, comme nous l'avons signalé précédemment pour obtenir des calibres en courant suffisants dans les applications ferroviaires, les puces élémentaires doivent être associées en parallèle.

Dans ces assemblages, plusieurs matériaux organiques et inorganiques sont utilisés pour parvenir aux fonctions souhaitées. Leur choix est issu d'un compromis entre les contraintes existantes autour de ces empilements de puissance : pertes électriques et donc puissance thermique à évacuer, conduction thermique dans le substrat céramique, diffusion thermique de la semelle... De plus, les cycles de température imposés, au cours des phases de traction ou de freinage, génèrent des contraintes thermomécaniques sur ces matériaux qui doivent donc aussi être choisis en fonction de leurs coefficients d'expansion thermique (*CET*). Ainsi, les *CET* du substrat et de la semelle doivent présenter une compatibilité avec le *CET* du silicium.

Enfin, l'ensemble étant porté à la haute tension, une tenue en tension suffisante doit être assurée vis-à-vis de la semelle portée au potentiel du refroidisseur, en l'occurrence à la terre.

Au final le choix des matériaux constituant l'empilement est issu d'un compromis capable de combiner les contraintes thermiques, thermomécaniques et électriques.

D'un point de vue commercial, des fabricants comme ABB, DYNEX, EUPEC, MITSUBISHI se sont spécialisés dans la mise au point de ces packagings. Les technologies mises en œuvre à l'heure actuelle sont sensiblement les mêmes d'un fabricant à l'autre, c'est pourquoi nous ne décrirons principalement que les modules EUPEC et MITSUBISHI qui sont les modules de puissances les plus utilisés, et, de notre point de vue, les plus représentatifs des méthodes et techniques de conception des modules de puissance haute tension.

Après l'arrêt de l'utilisation des GTO, la gamme des modules IGBT a évolué constamment dans les applications ferroviaires haute tension, passant des modules discrets 1,7 kV / 2\*800A à 3,3 kV / 1200A puis 4,5kV / 1200A pour enfin voir apparaître la gamme 6,5kV / 600A dernière évolution sur ce type d'application.

### 2.2.1. Description des Modules Eupec 6,5kV/600A

Les modules de puissance EUPEC sont constitués de 24 puces IGBT et de 12 diodes associées en anti-parallèle pour assurer la réversibilité en courant du module. Un module est constitué de plusieurs matériaux. Dans notre étude, nous nous focaliserons sur l'association des

matériaux utilisés par un ou plusieurs interrupteurs élémentaires, ainsi que sur l'encapsulation employée pour ces interrupteurs. Par la suite, des représentations 3D réalisées à l'aide du logiciel SOLIDEDGE seront utilisées pour retranscrire le plus fidèlement possible les structures des modules. La réalisation d'un interrupteur élémentaire, figure 1.5, repose sur une brique de base composée par l'association du substrat avec 4 puces IGBT et 2 diodes.

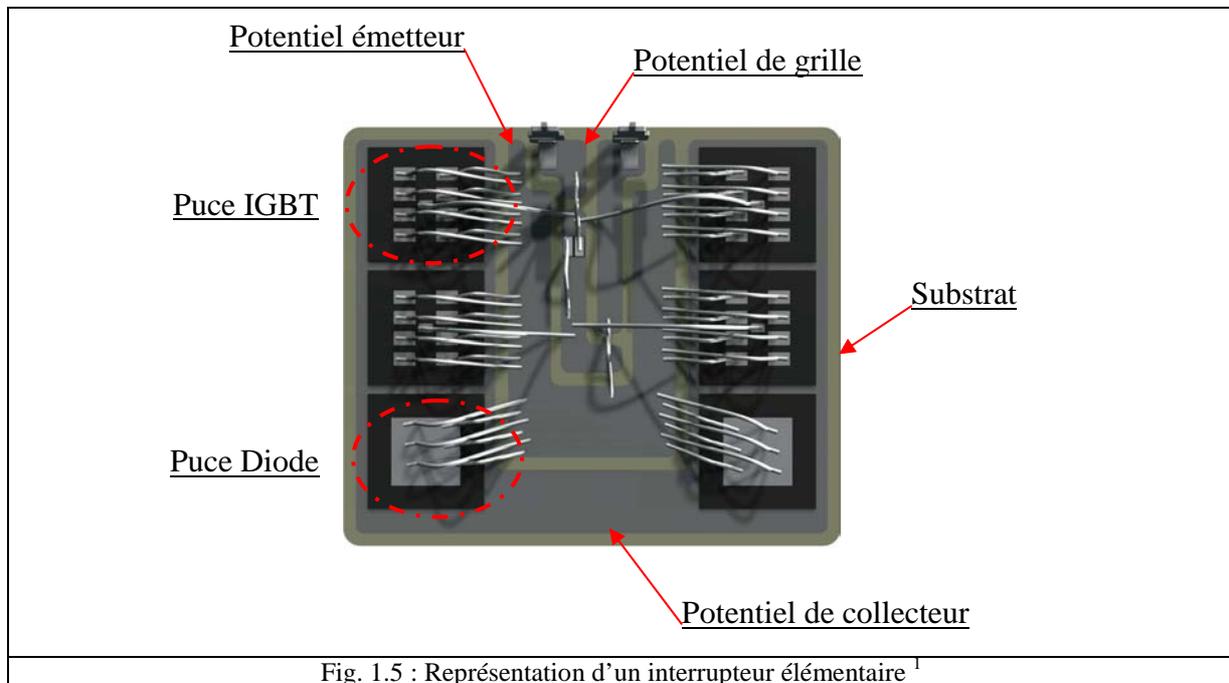


Fig. 1.5 : Représentation d'un interrupteur élémentaire <sup>1</sup>

1 - Dessin par Ph.Lasserre, propriété Pearl/Alstom ©

Deux matériaux principaux sont utilisés pour réaliser la fonction de substrat : le nitrure d'aluminium (AlN) et l'alumine (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>). Le nitrure d'aluminium présente une très bonne conductivité thermique (entre 150W/m.K et 250W/m.K) pour l'utilisation souhaitée (autour de 170W/m.K), permettant à la fois de diminuer la résistance thermique des modules de puissance et de garantir une bonne tenue diélectrique et mécanique [BRE03]. Le report des potentiels des puces IGBT et diodes vers les métallisations s'effectue par l'intermédiaire de fils d'aluminium appelés « *wire bonding* ». Ces "fils" ont un diamètre variant de 300µm à plus généralement 500µm. Un revêtement (*coating*) est déposé sur le pied de ces connexions afin d'améliorer leur tenue mécanique et d'augmenter la fiabilité des modules lors des cyclages en puissance (*power cycling*). Les six interrupteurs élémentaires sont ensuite brasés sur une semelle en AlSiC et associés en 3 paires connectées électriquement en parallèle pour assurer le calibre en courant du module (figure 1.6).

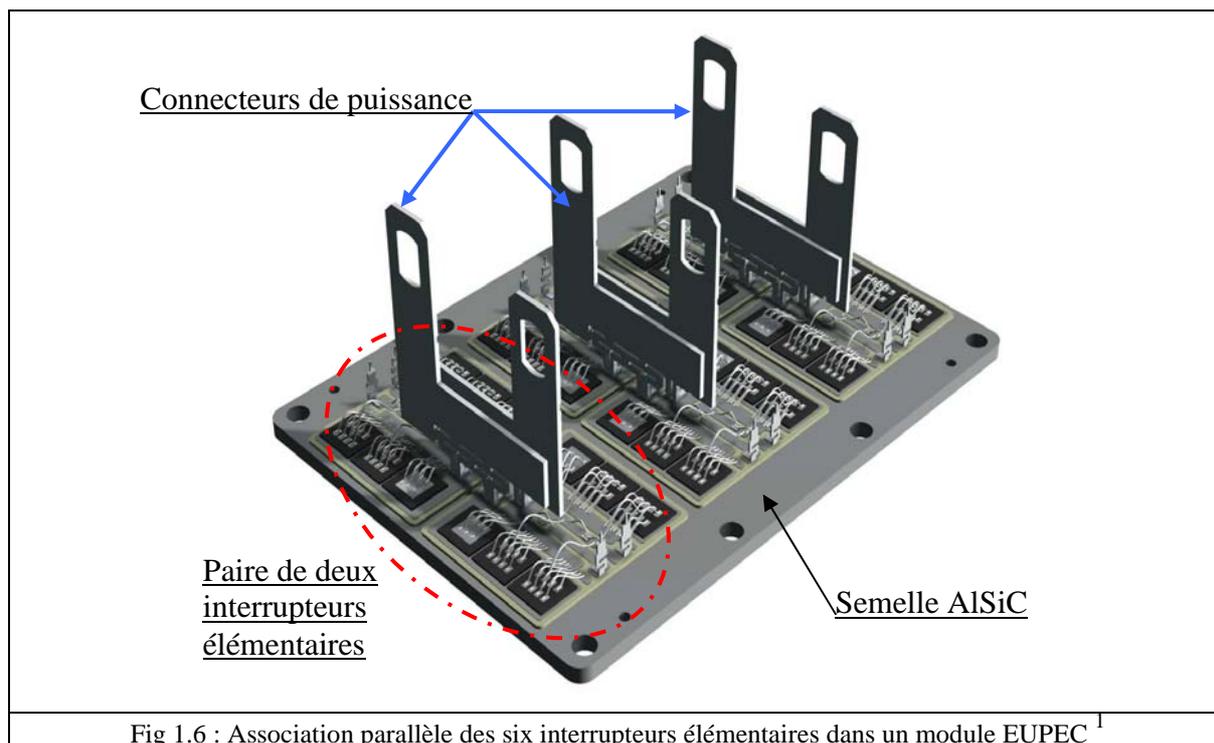
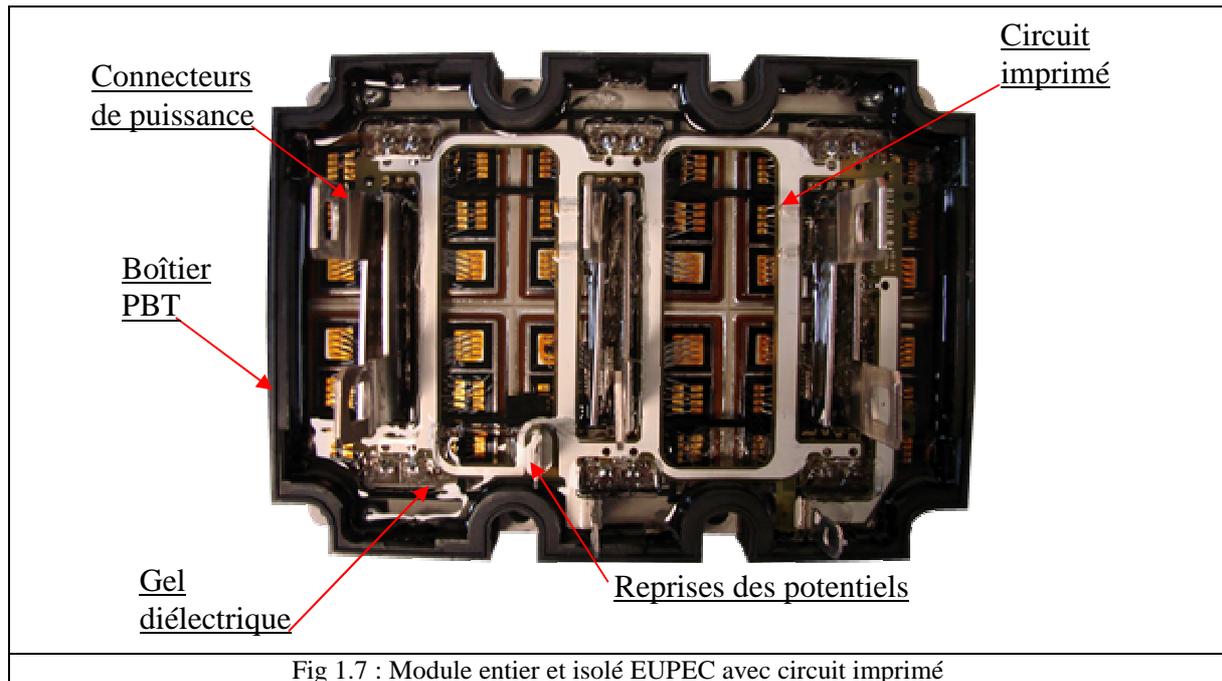


Fig 1.6 : Association parallèle des six interrupteurs élémentaires dans un module EUPEC <sup>1</sup>

1 - Dessin par Ph.Lasserre, propriété Pearl/Alstom ©

Autour de la semelle en AlSiC est disposé un mur en polybutylène téréphtalate (PBT) (figure 1.7) dont la fonction est de pouvoir « noyer » l'ensemble dans un gel diélectrique qui assure la tenue diélectrique du module et préserve les composants des agressions externes (humidité, oxydation, contamination,...).

La mouillabilité du gel étant performante et ce matériau présentant de bonnes propriétés diélectriques, son utilisation permet de diminuer les distances d'isolement entre les pistes et les bondings ainsi qu'entre les différents potentiels, et permet donc également de s'affranchir des distances d'isolement imposées par la norme EN 50124 [NOR99] traitant des lignes de fuite et des distances d'isolement dans l'air pour tous matériels électriques et électroniques. En effet, la distance minimale d'isolement à respecter est de 3.2mm/kV dans l'air pour un milieu non pollué. Les pistes collecteurs et émetteurs devraient donc être espacées dans ces conditions de 20.8mm pour un module 6,5kV, soit environ dix fois plus que la distance utilisée actuellement ! Enfin le report des potentiels de grille, émetteur et collecteur, est réalisé par un circuit en époxy, comme le montre la figure 1.7, qui permet de réduire l'inductance du circuit de commande. L'ensemble du module est ensuite enrobé par une résine époxy.



### 2.2.2. Description des Modules Mitsubishi 6,5kV/600A

L'approche employée pour la réalisation des modules Mitsubishi est très différente des modules Eupec en ce qui concerne la disposition des substrats. Si d'un point de vue externe, les deux constructeurs ont réalisés des gabarits de pack quasi identiques, notamment pour faciliter le remplacement des modules à l'intérieur de la chaîne de traction, la disposition des interrupteurs élémentaires est elle, très différente. Dans ce module, chaque céramique ( $Al_2O_3$ ,  $Si_3N_4$  ou  $AlN$ ) ne supporte qu'un potentiel à la fois. Les potentiels de collecteurs et émetteurs sont supportés par des substrats d' $AlN$  ; les 3 substrats émetteurs sont disposés au centre du module, les 6 substrats collecteurs sont placés en bordure du module alors que les six substrats d'Alumine utilisés pour les potentiels de grille sont mis à l'extrémité de chaque collecteur. Chaque substrat collecteur supporte 6 puces IGBT et 6 diodes soit 18 puces IGBT et 18 puces diodes dans un module entier (voir figure 1.8). Le report de potentiel se fait en revanche de manière identique aux modules Eupec, via des bondings. Enfin, la liaison avec les reprises de potentiel est toujours assurée par l'intermédiaire d'un circuit imprimé. L'encapsulation est quant à elle toujours réalisée par un gel diélectrique (figure 1.9).

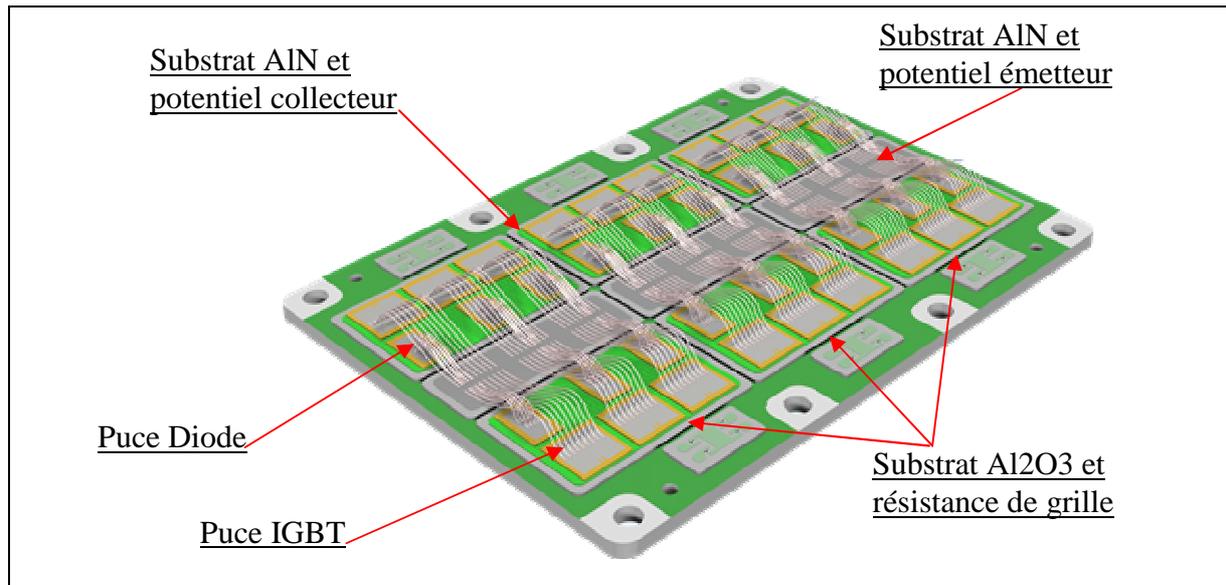


Fig 1.8 : Association parallèle des six interrupteurs élémentaires dans un module MITSUBISHI <sup>2</sup>

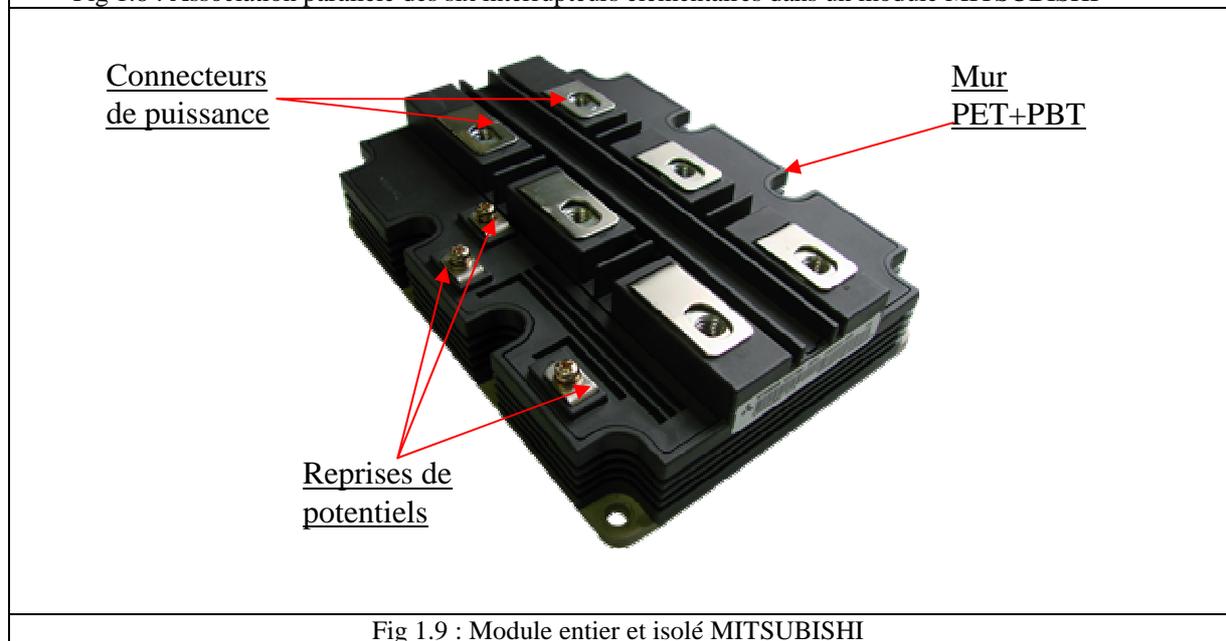


Fig 1.9 : Module entier et isolé MITSUBISHI

2 - Dessin par C.Duchesne, propriété Pearl/Alstom ©

La description de ces deux modules permet de mettre en évidence de nombreuses différences dans les choix technologiques pour un fonctionnement électrique qui reste au final identique. La différence de conception la plus notable est la suppression des zones de renforcement de champ électrique autour des connecteurs de puissance ainsi que le choix d'un potentiel unique par substrat dans les modules Mitsubishi. Ces différences montrent surtout deux philosophies de design opposées illustrant si le besoin en était l'absence de solution unique au problème posé.

De plus la fonction "isolation" n'est pas, à proprement parlé, optimisée dans la réalisation des modules. Ce choix s'explique en partie par la diversité des matériaux utilisés et par la nécessité d'améliorer le comportement thermique et thermomécanique de l'ensemble des constituants du système.

L'évolution des modules de puissance dépend, en grande partie, du calibre en tension des puces IGBT et diodes employées dans les modules. Sur les modules 6,5kV, développés par la société EUPEC, les distances d'isolement ont été allongées par un rainurage du boîtier extérieur (figure 1.10). Mais qu'en est-il à l'intérieur même de ces modules ?

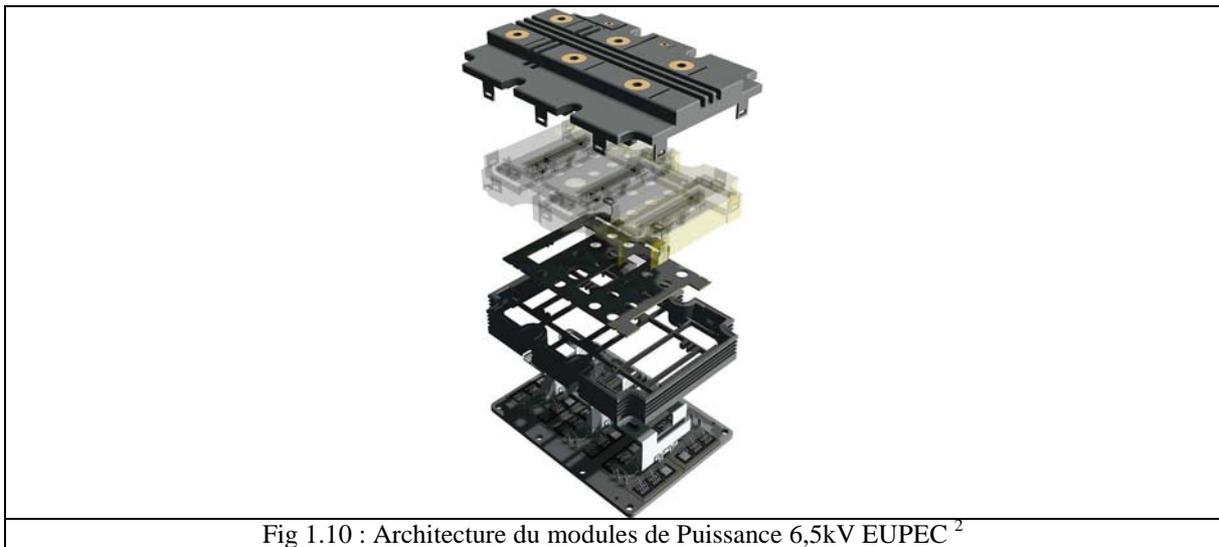


Fig 1.10 : Architecture du modules de Puissance 6,5kV EUPEC <sup>2</sup>

2 - Dessin par Ph.Lasserre, propriété Pearl/Alstom ©

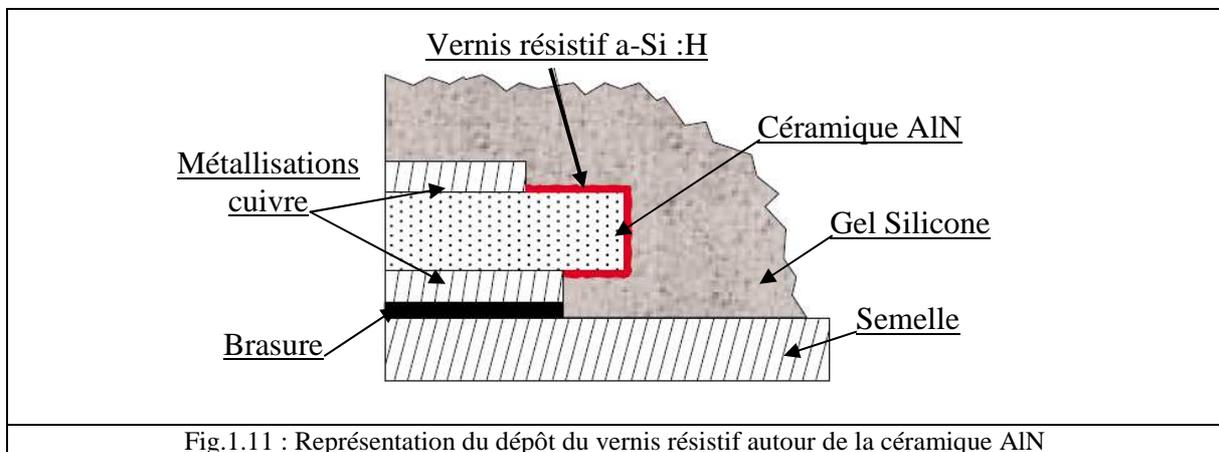
L'utilisation d'une électronique de puissance intégrée permet des gains concernant la masse des systèmes embarqués et augmente la fiabilité des systèmes. Cependant, l'incontournable montée en tension des semi-conducteurs de puissance conduit à s'interroger sur la fiabilité de leur environnement.

Si les connaissances accumulées sur les mécanismes de défaillance des semi – conducteurs ont permis de développer des règles de dimensionnement qui leur permettent de fonctionner de manière fiable, il semble qu'il n'en soit pas encore tout à fait de même pour leur environnement et plus particulièrement de l'ensemble des matériaux constituant l'isolation du packaging. En effet, ces matériaux endurent des contraintes pour lesquels ils n'ont pas été forcément dimensionnés. La solution basique qui consiste à surdimensionner l'ensemble de ces matériaux pour garantir la tenue en tension n'est pas compatible avec une démarche d'intégration. Il faut toutefois être capable de faire fonctionner de manière fiable les dispositifs intégrés pour lesquels l'augmentation de la densité de puissance se traduit par une

augmentation du niveau des contraintes à endurer. Une des principales causes de défaillance d'un point de vue électrique des modules, réside dans la rupture de l'isolation au point triple substrat/ métallisation /encapsulation.

Afin de pouvoir poursuivre une démarche d'intégration malgré l'inévitable montée en tension, une des solutions technologiques choisie, consiste à déposer un vernis semi résistif sur les substrats entre les pistes supérieures et inférieures afin d'en éviter le contournement comme le montre la figure 1.11. Ce revêtement permet de réduire les zones de renforcement du champ électrique situées autour des métallisations « cuivre ».

Le matériau utilisé est un semi-conducteur amorphe hydrogéné (a-Si :H, a-Ge :H ou a-C :H [MLL02]) qui recouvre les parties supérieures et inférieures des potentiels du substrat.



Si cette solution apparaît intéressante, elle ne couvre toutefois pas l'ensemble du problème et notamment au niveau des métallisations en surface du substrat qui sont portées à des potentiels différents. Avant de présenter les solutions utilisées dans les différents domaines du génie électrique, et susceptibles d'être choisies, il nous a semblé important de rappeler tout d'abord les contraintes électriques existant au niveau du module.

### 3) Fonctionnement électrique des modules

#### 3.1. Contraintes électriques appliquées au substrat

Afin d'identifier les contraintes vues par les matériaux diélectriques, considérons un onduleur avec mise à la terre par le potentiel  $-HT$  (figure 1.12).

Les potentiels émetteurs sont directement liés aux potentiels collecteurs de l'interrupteur de l'étage inférieur, ce qui se traduit par une contrainte bipolaire ( $+HT$  ;  $-HT$ ) appliquée dans le volume de la céramique.

Dans le cas de modules Eupec, seule une partie du volume subira cette contrainte bipolaire contrairement aux modules Mitsubishi pour lesquels seuls les substrats de reprise d'émetteur verront cette contrainte dans le volume. Les pistes collecteurs portent en permanence une tension continue  $+HT$ .

Sur les substrats Eupec, une troisième contrainte apparaît de type monopolaire en surface entre les potentiels collecteur et émetteur de type : ( $+HT$  ;  $0$ ). Cette contrainte n'existe pas sur les modules Mitsubishi du fait du choix de conception puisque les substrats collecteur et émetteur sont distincts.

La figure 1.13 présente l'onde de tension assignée à ces modules. Il faut toutefois noter qu'à l'échelle de la commutation, cette ondulation comporte généralement des surtensions.

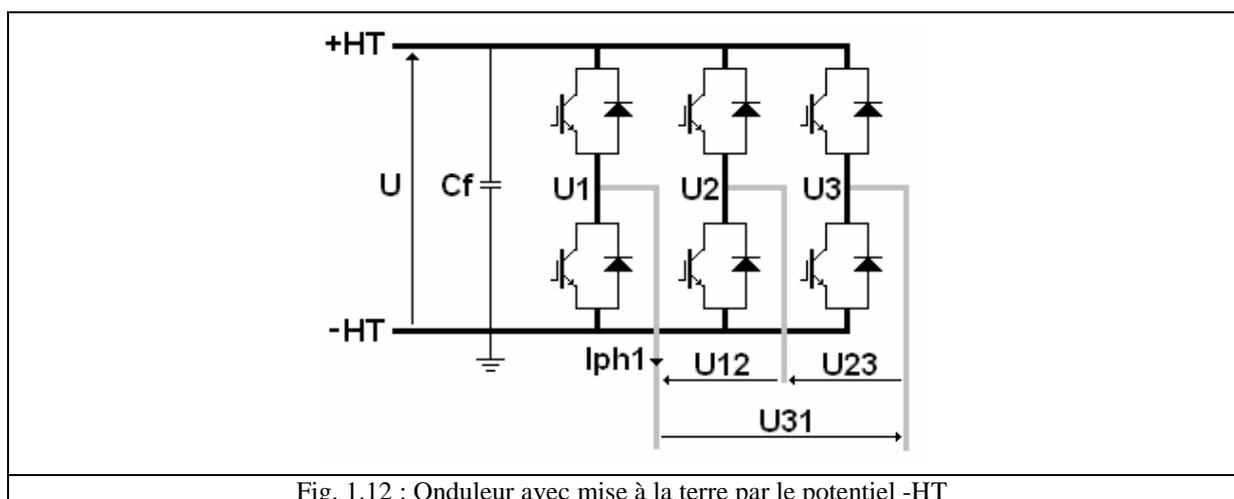
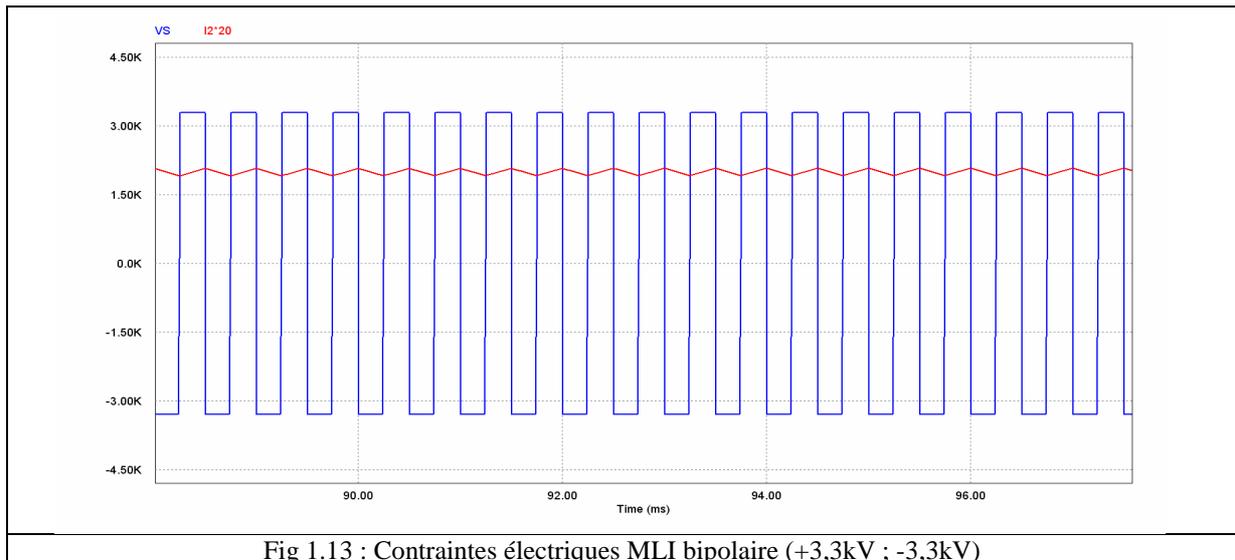


Fig. 1.12 : Onduleur avec mise à la terre par le potentiel  $-HT$



### 3.2. Contraintes électriques appliquées au gel

L'une des contraintes principales subies par le gel encapsulant se situe au niveau des connecteurs de puissance ainsi qu'à l'interface avec les potentiels des substrats. Cette contrainte est du même type MLI bipolaire (0 ; +HT) que celle décrite sur la figure 1.13.

En conclusion, les contraintes appliquées sur les matériaux isolants sont différentes d'un module à l'autre du fait de leur conception. De plus, pour un même type de module, les contraintes électriques appliquées sur les matériaux des interrupteurs « supérieurs » et « inférieurs » peuvent être différentes. La contrainte électrique dépend donc de la structure de conversion choisie, de la position du module dans cette structure et du type de module IGBT.

## 4) Packaging et contraintes électriques

### 4.1. Les substrats en électronique de puissance

Dans les applications ferroviaires, la fonction substrat est assurée par des céramiques métallisées. Les céramiques utilisées sont essentiellement des composés binaires  $\text{Al}_2\text{O}_3$ ,  $\text{Si}_3\text{N}_4$ ,  $\text{AlN}$ ,... qui présentent de très bonnes performances mécaniques notamment à haute température. Les céramiques ont comme avantage de très bien résister aux dégradations dues aux agents extérieurs grâce à la stabilité des liaisons ioniques et covalentes.

De plus, les céramiques sont inertes chimiquement et la réactivité de leurs oxydes vis-à-vis de l'air (oxygène et azote) est inexistante. Cependant, toutes les céramiques sont des solides fragiles intrinsèquement, contrairement aux alliages métalliques où la rupture est précédée d'une phase plastique. On considère alors que l'effort créé sous l'effet d'une contrainte mécanique (ou thermique) constitue l'hypothèse principale dans le calcul de la tenue de la céramique.

Les résistances à la rupture et la capacité du matériau à supporter la présence d'un défaut peuvent varier d'un fournisseur à l'autre. En effet, la répartition des défauts au sein de la microstructure du matériau n'est pas complètement déterminée.

### 4.2. Le Nitrure d'Aluminium

On relève dans la littérature, la première apparition d'une synthèse d' $\text{AlN}$  obtenue par nitruration directe d'aluminium liquide dans de l'azote gazeux en 1862. Toutefois ce composé a réellement été étudié et développé à partir des années 1970. Pour ses bonnes propriétés électriques et thermiques et en raison de sa non toxicité, il s'impose actuellement dans les applications de types substrats en électronique de puissance à l'inverse de l'alumine qui ne permet plus une dissipation suffisante de la chaleur. La synthèse des poudres de nitrure d'Aluminium est toutefois difficile dans leurs formes commerciales actuelles et à un coût non négligeable ce qui ralentit fortement son expansion. L'entreprise Japonaise Tokuyama reste actuellement le principal fournisseur de ces poudres. En règle, général le nitrure d'aluminium est transparent et incolore. Il prend une couleur grisâtre en raison des impuretés présentes dans le matériau.

#### 4.2.1. Procédé de fabrication

Le nitrure d'aluminium n'existe pas naturellement mais peut être synthétisé et obtenu sous quatre formes : nanocristaux, couches minces, poudres, céramiques.

L'AlN employé pour les applications en électronique de puissance n'a pour l'instant d'intérêt que sous sa forme massive. Pour obtenir cette forme de céramique, il est nécessaire de réaliser un cycle de frittage permettant la consolidation et la densification à haute température.

- Synthèse des poudres

Deux procédés de synthèse sont actuellement utilisés dans l'industrie. Le premier est appelé *Nitruration directe de l'aluminium* et est peu coûteux. Il utilise la réaction entre deux poudres d'aluminium fondues et de l'azote gazeux :  $2Al + N_2 \rightarrow 2AlN$ . La réaction débute à 700°C et devient complète pour une température de l'ordre de 1200°C.

Le second procédé est appelé *Carboréduction de l'alumine*. Il utilise la réaction en phase solide entre poudre d'alumine et de carbonate sous flux d'azote à des températures comprises entre 1600°C et 1800°C :  $Al_2O_3 + 3C + N_2 \rightarrow 2AlN + 3CO$ . Le carbone résiduel est ensuite éliminé par oxydation à des températures comprises entre 600°C et 800°C [PEL96].

- Frittage

Différentes méthodes permettent le frittage de l'AlN. La méthode la plus utilisée consiste à fritter l'AlN sans pression mais en ajoutant des additifs afin de densifier le matériau (frittage en phase liquide). Ces additifs sont généralement des oxydes ( $Y_2O_3$ , CaO, MgO) tels qu'il existe un eutectique à bas point de fusion dans le diagramme « pseudo – binaire » du nitrure d'aluminium.

Ces oxydes réagissant avec l'AlN forment une phase liquide. Dans ce cas, les mécanismes de diffusion activés sont plus rapides et la densification peut se faire à des températures plus basses. Le matériau obtenu est alors densifié, mais la phase liquide forme en se refroidissant des phases minoritaires qui peuvent modifier les propriétés intrinsèques de la céramique obtenue.

D'autres méthodes consistent à fritter le nitrure d'aluminium sous pression par un frittage en phase solide. Dans ce cas, le pressage peut être isostatique ou uniaxial et aucun additif n'est nécessaire. La température de frittage est alors plus élevée (au dessus de 1800°C).

Le nitrure d'aluminium après frittage se présente sous forme polycristalline. Cette céramique massive se compose donc de grains et de joints de grains. Les grains se composent

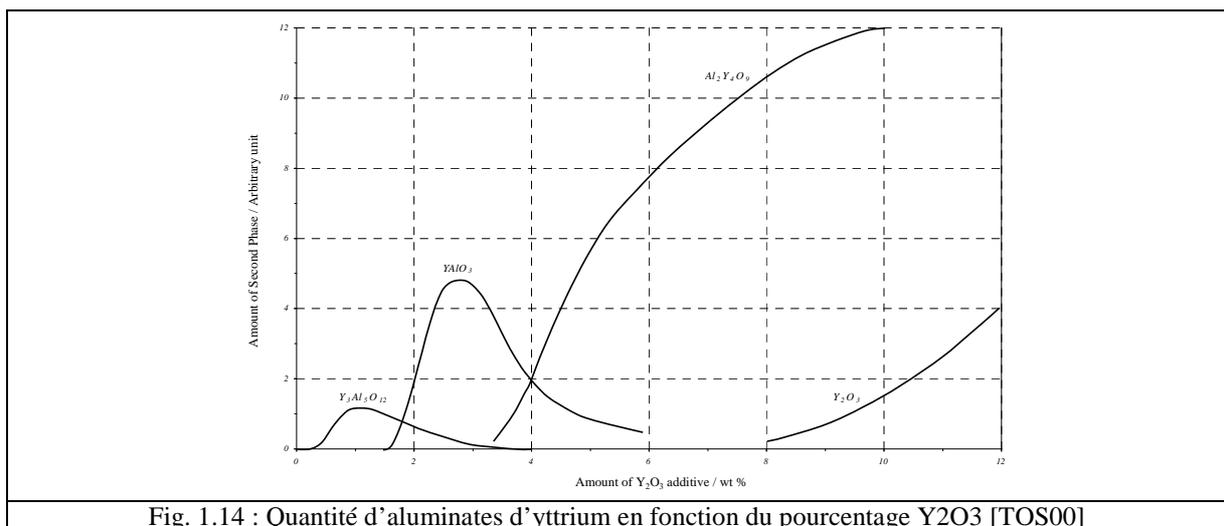
majoritairement de cristaux d'AlN (structure hexagonale wurtzite) tandis que les joints de grains sont directement liés au type d'additif utilisé lors du frittage. Dans le cas de l'oxyde d'Yttrium, les joints de grains se composent essentiellement d'Yttrium.

Le choix du type additif au moment du frittage a été discuté dans de nombreux travaux de recherche ; ces études ont montré que l'oxyde d'yttrium était un bon candidat.

Cependant, il faut noter que son ajout lors du frittage n'est pas sans conséquences sur les propriétés thermiques et sur la morphologie de la céramique.

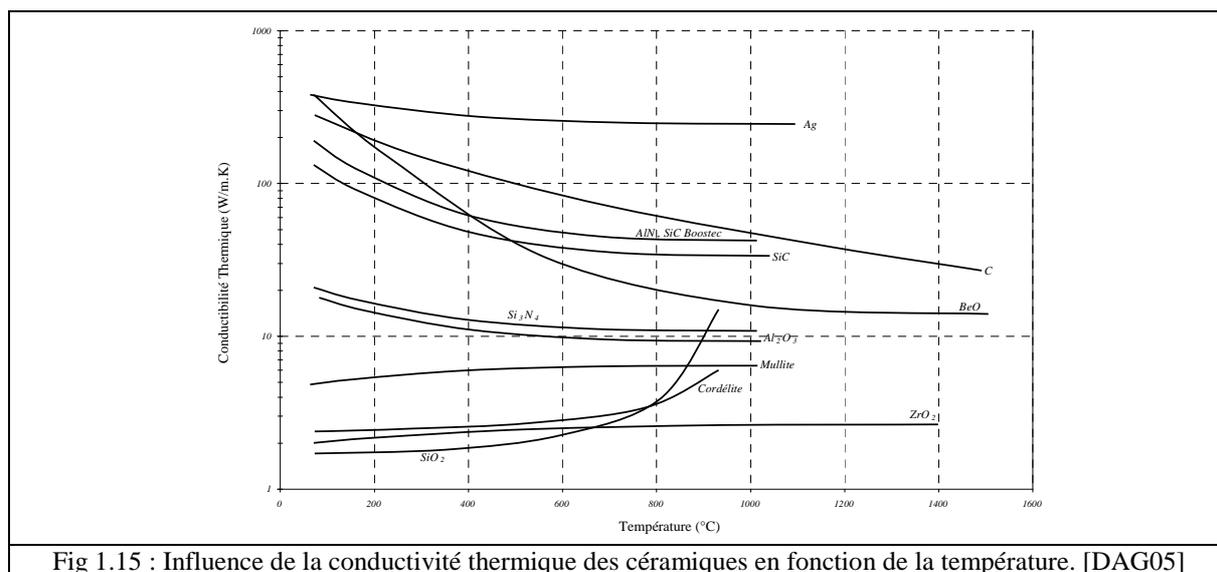
- Propriétés de l'AlN polycristalline et influence du procédé de frittage avec  $Y_2O_3$

On relève dans la littérature différents exemples montrant la modification de différents types d'aluminate suivant la quantité d'ajout d'oxyde d'Yttrium et le cycle thermique utilisé. En effet, les aluminates d'Yttrium présents après frittage sont de trois natures. Il existe tout d'abord un composé appelé YAM (Yttrium Aluminium Monoclinique) de formule  $Y_4Al_2O_9$  de structure monoclinique ( $a=0.7378$  ;  $b=1.0473$  ;  $c=1.1125$  ;  $\beta=108.54$ ). Un second composé appelé YAG (Yttrium Aluminium Garnet) de formule chimique  $Y_3Al_5O_{12}$  et de structure cubique ( $a=1.2002$ ). Enfin, le dernier composé est appelé YAP (Yttrium Aluminium Perovskite) de formule chimique  $YAlO_3$  de structure Orthorhombique ( $a=0.5330$  ;  $b=0.7375$  ;  $c=0.5180$ ) et de type Perovskite. La quantité de ces différents composés est fonction du pourcentage d'oxyde d'Yttrium utilisé pour fritter le nitrure d'Aluminium (Figure 1.14). De plus, il peut subsister en surface de la céramique des composés YN.



### 4.2.2. Propriétés thermiques

Les propriétés thermiques des céramiques sont souvent dépendantes des températures de fonctionnement, On relève en général des conductivités thermiques de fonctionnement assez faibles, de l'ordre de 5W/m.K. Seules des céramiques industrielles comme l'alumine ou l'AlN présentent des conductivités thermiques intéressantes pour des applications en électronique de puissance. La figure 1.15 présente la variation de ces conductivités thermiques pour différentes céramiques.



Les propriétés thermiques du nitrure d'aluminium sont bien supérieures à celles de la plupart des céramiques techniques mais varient fortement d'un élaborateur à l'autre. L'optimisation de la conductivité thermique de l'AlN est passée par différentes étapes ces 20 dernières années pour obtenir finalement une bonne densification sans atténuer ses propriétés thermiques. Un effort considérable a été effectué en parallèle sur la qualité des poudres utilisées afin d'arriver aux conductivités thermiques obtenues à ce jour [KOJ01].

Ainsi, pour de l'AlN fritté, on relève des conductivités thermiques théoriques de 320W/m.K. En pratique, cette valeur peut varier suivant les substrats de 65W/m.K à 220W/m.K pour des matériaux présentant des densités relatives identiques [GUI91].

Selon des études menées par J.JARRIGE et al. [JMM93] sur l'influence du pourcentage d'un ajout de frittage sur la conductivité thermique, il apparaît clairement qu'un pourcentage massique d'oxyde d'Yttrium avoisinant les 4% permet d'optimiser la conductivité thermique du matériau final (tableau 1).

De plus, la conductivité thermique de l'AlN chute lorsque le taux d'oxygène, la porosité et la température augmentent [TYH89].

Teneur en Y <sub>2</sub> O <sub>3</sub> massique	1%	3%	4%	5%
Conductivité thermique (W/m.K)	160	190	200	170

Tab.1 : Conductivité thermique de l'AlN en fonction du pourcentage massique d'oxyde d'Yttrium.[JMM93]

### 4.2.3. Propriétés électriques

Un certain nombre d'études a permis de mettre en évidence l'effet des impuretés sur la conductivité électrique des matériaux, notamment dans le nitrure d'aluminium fritté où l'on relève la présence d'impureté métallique, de carbone et d'oxygène. Cette influence du carbone sur les phénomènes de conductivité électrique a été étudiée par R.W. Francis et W.L. Worell [FRW91].

Dans ces travaux de thèse sur la problématique de refroidissement des convertisseurs de puissance haute température – haute tension, S.Dagdag [DAG05] a réalisé une sélection des principales céramiques en fonction de leurs principales propriétés en termes de rigidité diélectrique, de résistivité, de coefficient de dilatation et de conductivité thermique. Ces données tirées de la bibliographie sont présentées dans le tableau 2 suivant.

Dans ce tableau, deux matériaux se détachent des autres pour leurs propriétés électriques et thermiques très intéressantes pour nos applications, il s'agit du nitrure d'aluminium et de l'oxyde de béryllium. Cependant, l'élaboration de l'oxyde de béryllium est hautement toxique et sous contrôle strict depuis environ 30 ans. Son industrialisation, trop contraignante, fait que le choix s'est naturellement porté sur le nitrure d'aluminium, intérêt d'autant plus fort qu'il possède comme nous l'avons indiqué, un coefficient de dilatation thermique très proche de celui du silicium ( $\alpha_{Si}=3,5 \times 10^{-6} / ^\circ C$ )

Matériau	Rigidité Diélectrique (kV/mm)	Résistivité ( $\Omega.cm$ )	Coefficient de dilatation ( $10^{-6} C^{-1}$ )	Conductivité thermique (W/m.K)
Diamant	1000	$10^{16}$	0,8	2000-2500
Alumine	8,7	$10^{16}$ à 25°C	6,5-6,8	16-31
Nitrure de Bore (BN)	61-388	$1,7 \times 10^{13}$ à 25°C $2,3 \times 10^{10}$ à 480°C	10-12 (para c) 0,6-0,8 (para a)	28 (para c) à 300°C 15 (para a) à 300°C

Nitru de Silicium (Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub> )	12	>10 <sup>12</sup>	2,11-3,9 de 25 à 500°C	30 à 25°C 10-33 à 127°C 17 à 200-750°C
Nitru de aluminium (AlN)	14	2x10 <sup>11</sup> -10 <sup>13</sup>	4,2	200
Silice (SiO <sub>2</sub> )	25-40	10 <sup>18</sup>	0,5-20	2
SiC	0,7	10 <sup>6</sup>	4 de 20 à 500°C	180 à 25°C

Tab.2 : Tableau récapitulatif des propriétés électriques et thermiques des céramiques

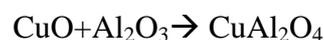
### 4.3. Les métallisations

Pour réaliser une métallisation, il est nécessaire de modifier les surfaces des céramiques soit par un dépôt d'une mince couche de titane, soit par activation chimique. Plusieurs procédés permettent d'obtenir des métallisations sur du nitru de aluminium. Les plus connus restent les procédés DBC et AMB que nous décrivons dans ce qui suit.

#### 4.3.1. Le procédé DBC : Direct Bonded Copper

Ce procédé, résumé sur la figure 1.17, consiste à oxyder une couche de cuivre afin d'obtenir une couche superficielle d'oxyde de cuivre [IAS85]. Sous certaines conditions de pression, de température et de milieu, certains métaux ont un eutectique avec leurs oxydes. C'est le cas pour le cuivre comme l'indique le diagramme de phase entre le cuivre et l'oxygène (figure 1.16).

Pour une température inférieure à la température de l'eutectique (1065°C), le cuivre (cuivre  $\alpha$ ) et son oxyde (CuO<sub>2</sub>) existent dans leurs phases solides. Si le pourcentage d'oxygène est augmenté, une transition apparaît pour une température comprise entre la température de l'eutectique (1065°C) et la température de fusion du cuivre (1085°C). Le cuivre passe d'un état solide à un état liquide coexistant avec l'oxyde. Peu à peu l'oxyde remplace entièrement la phase solide. On peut ainsi abaisser le point de fusion du cuivre. Une autre condition reste nécessaire pour assurer la métallisation de la céramique : c'est la mouillabilité de cette dernière en regard de l'eutectique. Pour certaines céramiques telles que l'alumine, l'accroche du cuivre et de la céramique se fait grâce à une réaction entre oxydes :



L'utilisation de ce procédé pour l'AIN nécessite une oxydation par traitement thermique de la surface à métalliser afin de créer en surface une couche d'alumine.

Le cuivre oxydé et la céramique sont alors mis en contact et leur assemblage est réalisé sous très haute température (de 1065°C à 1085°C), inférieure toutefois à celle de la fusion du cuivre et sous très forte pression de serrage. Après la formation de la liaison entre la céramique et le cuivre oxydé, le substrat est refroidi. Le résultat forme un substrat constitué d'un sandwich de céramique avec deux couches de cuivre d'épaisseur identique. Le même procédé peut être utilisé pour l'assemblage de plusieurs couches en cuivre.

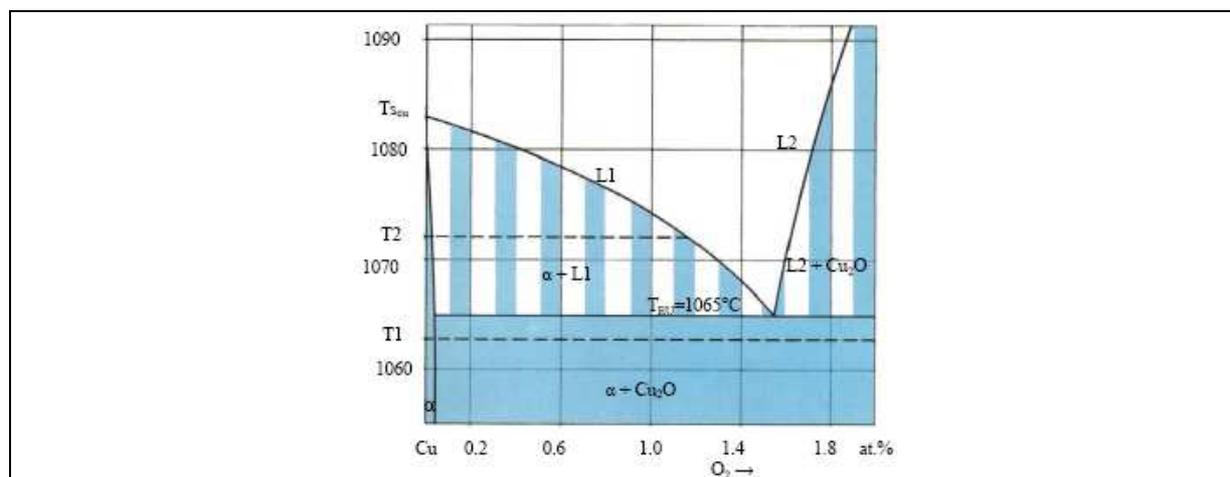


Fig. 1.16 : Diagramme de phase Cuivre / Oxygène. [DCL06]

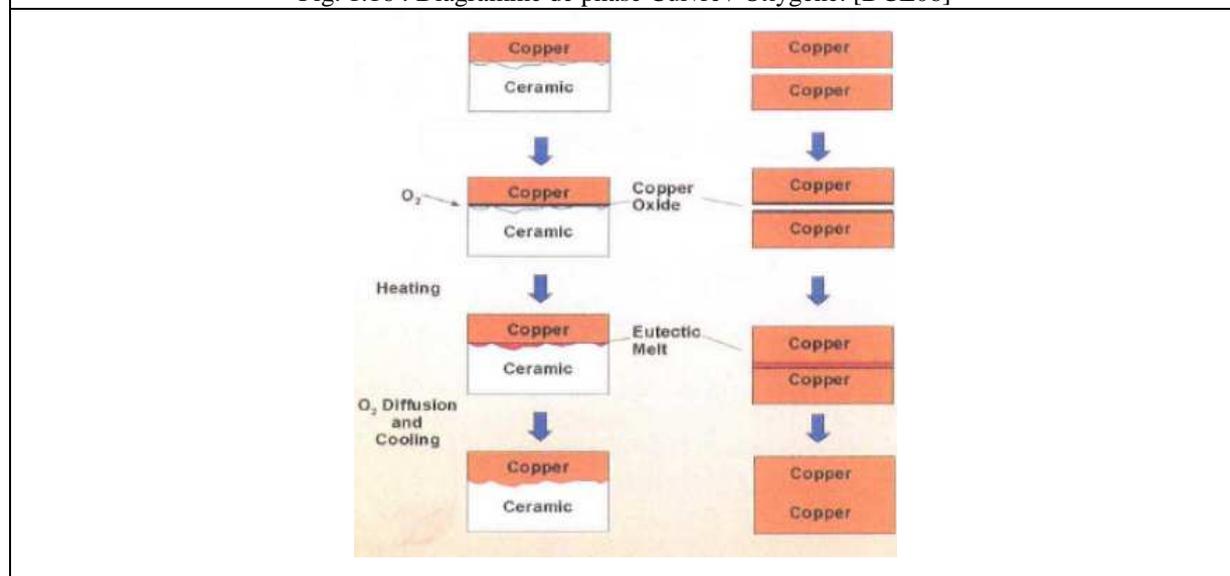


Fig. 1.17 : Etape de fabrication s'un substrat Direct Bonded Copper. [IVA05]

### 4.3.2. Le procédé AMB : Active Metal Brazzing

Cette technologie repose sur les technologies de sérigraphie. Un premier alliage composé d'argent – cuivre – titane est déposé. Le titane est un des rares métaux formant des

intermétalliques avec les céramiques frittées grâce à sa grande réactivité à l'état divisé. Les plaques de cuivre sont rapportées de part et d'autre de la céramique. L'ensemble est recuit à 900°C. Une étape de gravure sélective est ensuite réalisée à l'aide d'une résine photosensible. La dernière étape de ce procédé est un dépôt de finition nickel ou or suivant les applications. L'interface entre alliage (Ag / Cu / Ti) et l'AlN a largement été caractérisée par Y.KURIHARA et al. [KUR92]. Il en résulte qu'un polissage préalable de la surface détériore la tenue mécanique de l'interface.

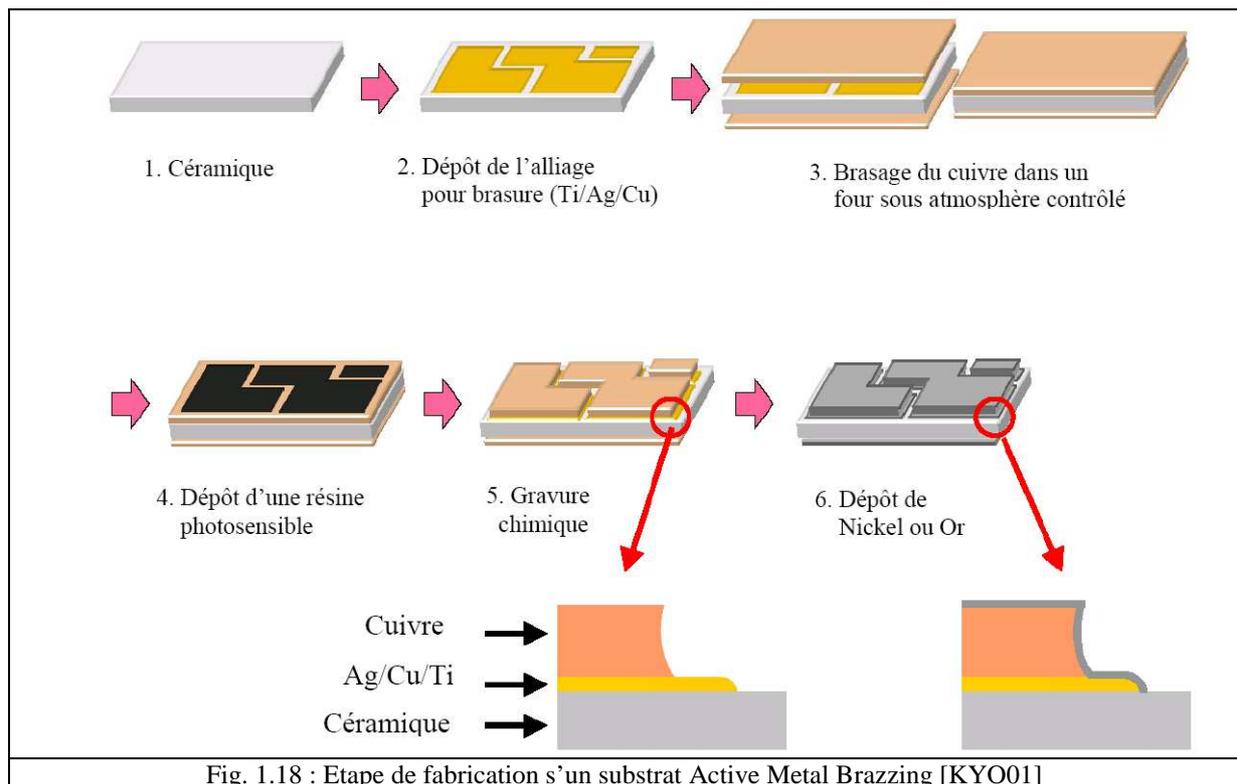


Fig. 1.18 : Etape de fabrication s'un substrat Active Metal Brazing [KYO01]

## 4.4. Les encapsulants

### 4.4.1. Les Silicones

Les silicones constituent la branche la plus importante de la famille des organosiliciques. Ces polymères se caractérisent par la présence dans leur molécule, en plus d'une liaison silicium – carbone, de la liaison silicium – oxygène.

L'architecture moléculaire peut être présentée par la répétition de motif unitaire de formule :

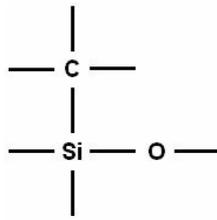


Fig. 1.19 : Motif unitaire du silicone

Le plus couramment employé reste le poly (diméthylsiloxane) linéaire ou PDMS suivi des résines silicones, formées par des oligosiloxanes ramifiés ou en forme de cage.

Le point faible des silicones réside dans leurs propriétés mécaniques inférieures à celles des polymères organiques. On les renforce donc, comme tout élastomère, par des charges minérales comme la silice par exemple [CAR05].

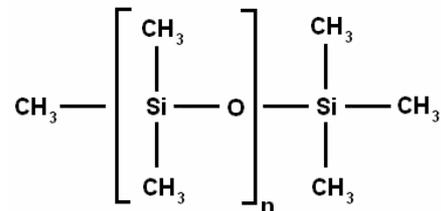


Fig. 1.20 : Structure des polydiméthylsiloxanes [EBK02]

Sur ce type de structure, le nombre de groupe (n) peut varier d'un composé à l'autre. En effet, ce type de silicone peut comprendre entre 200 et 2000 groupes formant ainsi la macromolécule. Certains groupes methyl qui sont généralement liés à un atome de silicium peuvent être remplacés par des atomes d'hydrogène. La longueur de la molécule influence fortement les propriétés mécaniques du silicone. En effet, plus la chaîne est longue et plus le matériau devient "dur".

Il est possible d'obtenir une grande variété de matériaux en faisant varier les chaînes -Si-O-, les groupes fixés et les liaisons entre chaînes. Suivant la nature des fonctions organiques rattachées au silicium et suivant les conditions de fabrication, les produits obtenus sont extrêmement variés : *huile, gommes, pâtes et graisses, élastomère, résines*.

A l'intérieur de chacune de ces familles, les produits sont différents suivant leur composition, leurs degrés de polycondensation, de ramification et de réticulation, ce qui rend difficile une description exhaustive de leurs propriétés.

L'enchaînement Si – O – Si offre une très bonne stabilité thermique et une excellente inertie chimique dues à la solidité de la liaison Si – O.

Les silicones contiennent également des liaisons Si – C et les groupements organiques ainsi fixés sur l'atome de silicium amènent, en plus des facilités mise en œuvre, les propriétés essentielles suivantes :

- Isolation électrique
- Stabilité thermique
- Stabilité chimique
- Propriétés modulables d'antiadhérence ou d'adhésion, selon le cas
- Hydrophobie ou organophobie
- Bonne tenue au feu sans dégagement de fumées toxiques
- Propriétés lubrifiantes et adoucissantes, en relation avec leur faible tension superficielle

#### 4.4.2. Procédé de mise en œuvre

La mise en oeuvre des gels silicones reste une étape délicate dans la réalisation du packaging. Les modules sont remplis généralement sous dépression (~1mbar) afin de diminuer le nombre de bulles liées au remplissage. Puis on réalise un cycle de polymérisation. Il faut également bien déterminer le type d'encapsulant à utiliser en fonction du type d'application et suivant un ensemble de compromis :

- Certains matériaux sont incompatibles car ils inhibent leurs polymérisations,
- Certains des matériaux peuvent dégazer dans le silicone pendant le cycle de polymérisation. Il est de ce fait préconisé de dégazer auparavant les pièces qui seront mises en contact avec le gel,
- Les cycles thermiques engendrent, quant à eux, sa dilatation au cours du fonctionnement du module, induisant des contraintes sur les autres matériaux. Afin de palier à ce problème, les fabricants prennent soin d'utiliser des connectiques souples à l'intérieur du module afin de laisser des degrés de liberté.

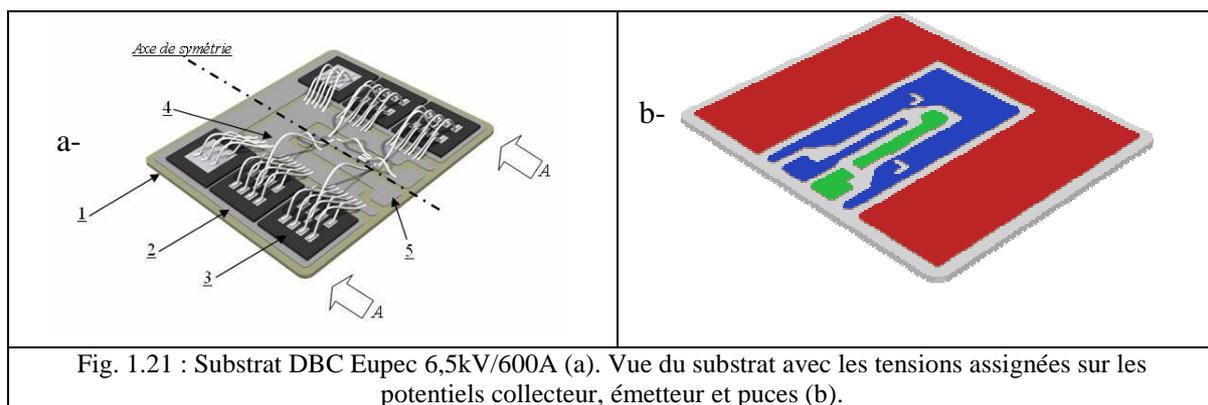
La maîtrise de ce procédé de fabrication est donc nécessaire afin que l'isolation soit correctement réalisée. Il est évident que l'existence de bulles, sites potentiels de décharges partielles, peut engendrer un vieillissement prématuré du module.

## 4.5. Description des zones de renforcement du champ électrique

Comme nous avons pu le voir précédemment (cf. §2.3.), les procédés (DBC, AMB,...) ainsi que le choix des matériaux utilisés dans la fabrication du substrat pour les modules de puissance jouent un rôle important sur la nature des interfaces.

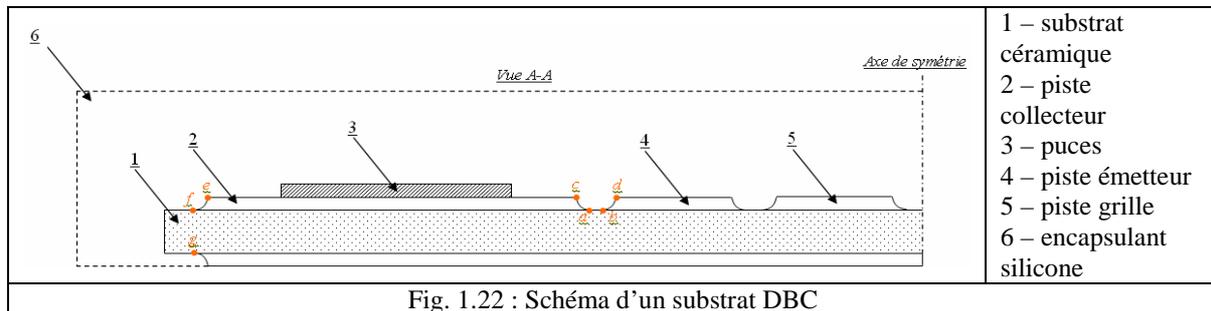
Nous savons, en effet, que les renforcements locaux de champs sont étroitement liés aux lois de Maxwell et, en particulier, aux règles de réfraction des équipotentielles entre deux diélectriques, mais également aux facteurs de formes dues à la géométrie particulière de la structure.

La figure 1.21 représente le substrat *Direct Bonded Copper* d'un module de puissance 6,5kV/600A de Eupec. On peut déjà y recenser les points sensibles où se situeront les zones de renforcements locaux du champ électrique. Dans un premier temps, nous pouvons isoler ici les pistes "collecteurs" et "émetteurs" qui supportent les tensions d'alimentation. Dans une vue supérieure du substrat, on imagine alors facilement que les angles de ces deux pistes (8 sur la piste collecteur et 4 sur la piste émetteur) seront des zones de renforcement du champ électrique. Ces renforcements seront évidemment plus ou moins importants suivant l'écartement choisi entre deux potentiels, à savoir 2 mm entre les pistes collecteurs et émetteurs et jusqu'à 4 mm en contournement entre la piste collecteur et la métallisation inférieure. Par la suite, nous séparerons ces zones par les termes : « points triples inter – pistes » dans le premier cas et « points triples en contournement » dans le second.

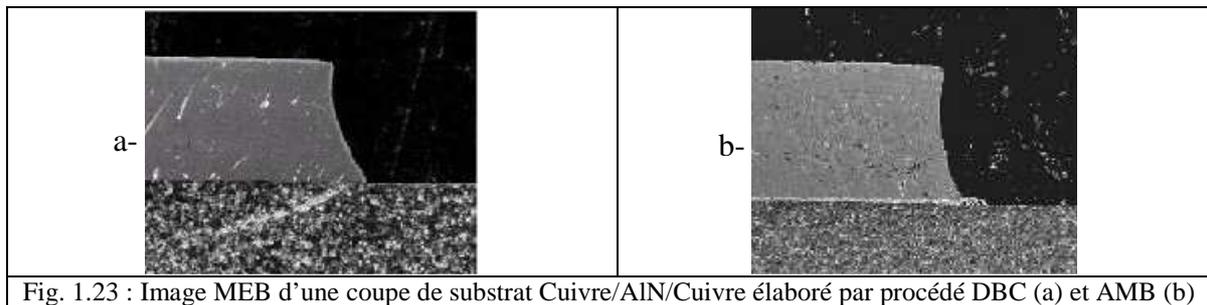


La figure 1.22 représente le substrat DBC dans son épaisseur et dans l'environnement d'un packaging. En rouge, sont représentés les points triples aux différentes interfaces : entre les pistes "collecteur" et "émetteur" et le substrat céramique (points a et b) ; entre les pistes "collecteur" et "émetteur" et l'encapsulant (points c, d, e) ; enfin entre les pistes "collecteur" et

la métallisation inférieure dans l'épaisseur de la céramique ainsi qu'en contournement (points f et d).



Enfin, il est important de signaler que la structure même des interfaces varie avec le choix du procédé. Sur la figure 1.23 sont représentées les images MEB de deux substrats cuivre/AlN/cuivre élaborés par gravure chimique avec des procédés DBC et AMB. Le procédé DBC est très certainement le plus contraignant en terme de renforcement de champ. En effet, l'effet de pointe à l'interface métallisation /céramique est sans doute plus prononcé que dans le cas d'un procédé AMB.



## 5) Techniques de Répartition d'une contrainte électrique

L'isolation électrique est connue depuis toujours comme un point faible majeur des systèmes haute tension. Des expertises [KIM90] ont révélé d'une part que la défaillance des systèmes testés était imputable au vieillissement de l'isolation dans plus de 75% des cas, et d'autre part que ces défaillances survenaient en fonctionnement normal dans plus de 60% des cas, ce qui rend d'autant plus primordial d'assurer l'intégrité des matériaux isolants.

La principale cause de dégradation des isolants provient d'une répartition non – homogène de la contrainte électrique. Les matériaux sous tension ne sont pas tous soumis à la même valeur du champ électrique et il existe des zones à risque dans lesquelles celui-ci devient localement très intense. Ce problème peut se rencontrer dans de nombreux dispositifs, qu'il s'agisse des substrats céramiques des modules de l'électronique de puissance [DUC07], de la sortie d'encoches dans le bobinage statorique des machines tournantes [RIV99], de liaisons ou de sorties des câbles haute tension [GIE02], des composants de type connecteurs [TAY04], des passages de transformateurs [ESP06],... De ce fait, le problème de répartition le plus homogène possible de la contrainte électrique s'inscrit dans un contexte assez général.

### 5.1. Les géométries spécifiques

La compréhension des phénomènes à l'origine des renforcements de champ électrique dans les applications haute tension a déjà fait l'objet de plusieurs études. En effet, si l'on ne dénombre que quelques tentatives de mise en œuvre de solutions de gradation du potentiel ayant permis des réductions significatives du champ électrique, il faut toutefois noter que certains travaux ont mis en avant des techniques de répartition de la contrainte électrique aux points triples de ces structures, notamment par l'optimisation de nouveaux designs reposant sur des profils innovants eux même inspirés de méthodes dites de Rogowski.

#### 5.1.1. Cas de solutions géométriques simples

Dans le but de réduire efficacement la dégradation des matériaux utilisés pour l'isolation des modules de puissance, T.Ebke [EBK02] propose dans ses travaux une analyse sur des outils de simulation 2D et 3D des contraintes électriques affectant le substrat isolant. Il observe ainsi que la métallisation supérieure du substrat céramique est la zone la plus critique du système. En effet les équipotentielles se resserrent aux bord des métallisations formant, comme nous l'avons décrit précédemment (cf. §2.5.1.), des zones de renforcement du champ électrique entre la céramique et le gel d'encapsulation.

Pour atténuer ces phénomènes, T.Ebke propose, figure 1.24, une modification géométrique des métallisations autour des zones sensibles en imposant des profils de Rogowski en remplacement des angles vifs, sièges de renforcements de champs.

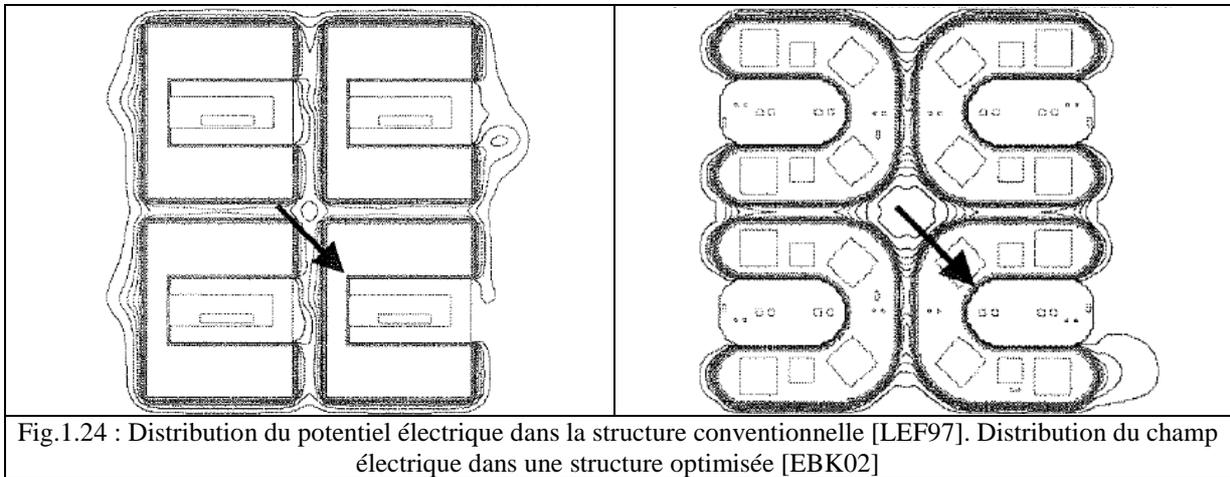


Fig.1.24 : Distribution du potentiel électrique dans la structure conventionnelle [LEF97]. Distribution du champ électrique dans une structure optimisée [EBK02]

Afin de mesurer l'effet de la géométrie des métallisations sur les renforcements du champ électrique, la mesure du seuil d'apparition des décharges partielles suivant la norme internationale IEC 61287-1 [IEC95] et IEC 60270 [IEC00] dans l'épaisseur d'un substrat d'AlN et pour des géométries différentes peut être utilisée.

On observe notamment une diminution du nombre de décharges partielles lors du changement de rayon de courbure spécifique sur les pistes métallisées [EBK02]. L'augmentation de ce rayon diminue également le nombre de décharges partielles dans la céramique. De la même manière, le seuil d'apparition de ces décharges diminue lors de l'utilisation de rayons de courbure plus importants.

Ce type de résultats se retrouve dans de nombreuses études, [MIT99] et [EBK99].

Si les interfaces entre matériaux et la géométrie des métallisations semblent primordiales dans la répartition du potentiel, il faut toutefois noter que l'épaisseur de la céramique, la position de l'électrode inférieure, ainsi que les distances entre les points triples du substrat peuvent avoir un rôle important. Des mesures réalisées sur des substrats DBC ont ainsi permis de montrer que l'épaisseur de la céramique avait une incidence forte sur les tensions de claquage entre électrodes (figure 1.25). A contrario l'épaisseur des électrodes n'a aucune influence sur les points triples entre  $6\mu\text{m}$  et  $18\mu\text{m}$ . En revanche l'utilisation ou non d'une contre électrode modifie complètement la distribution du potentiel et donc l'importance des points triples. Cet effet est notamment visible sur les courbes de claquage diélectrique entre deux électrodes de la figure 1.26.

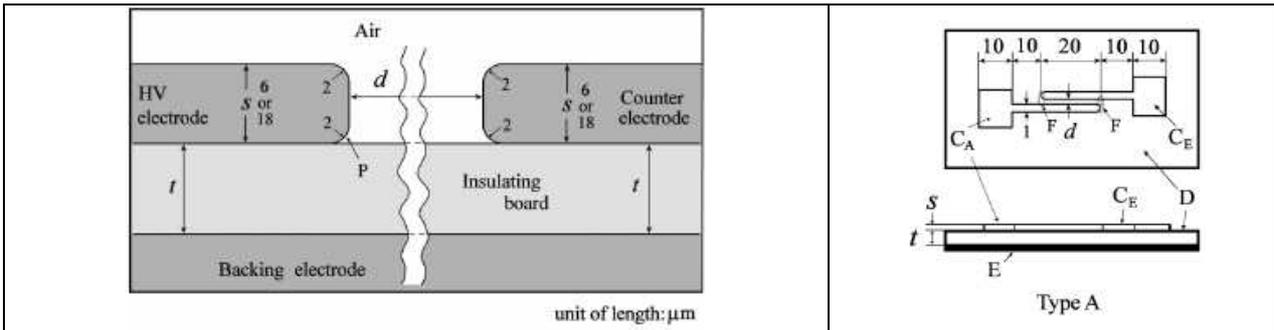


Fig.1.25 : Configuration 2D des électrodes pour test de rupture diélectrique (en  $\mu\text{m}$ ) [YAM08]

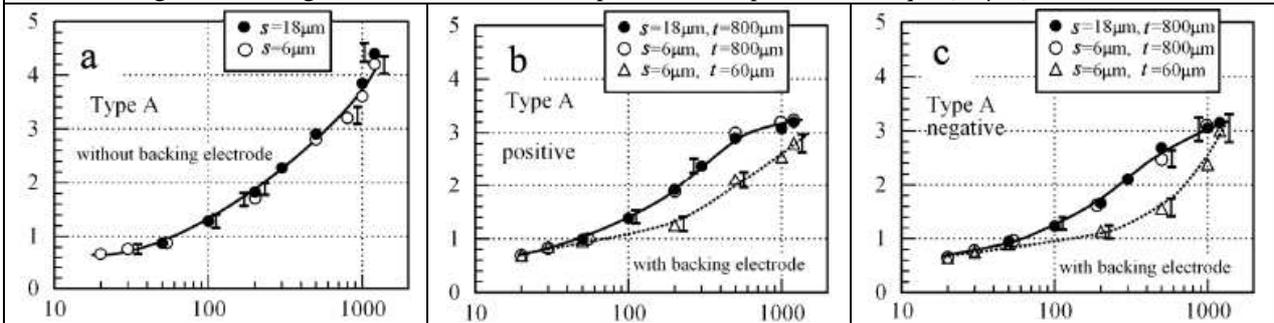
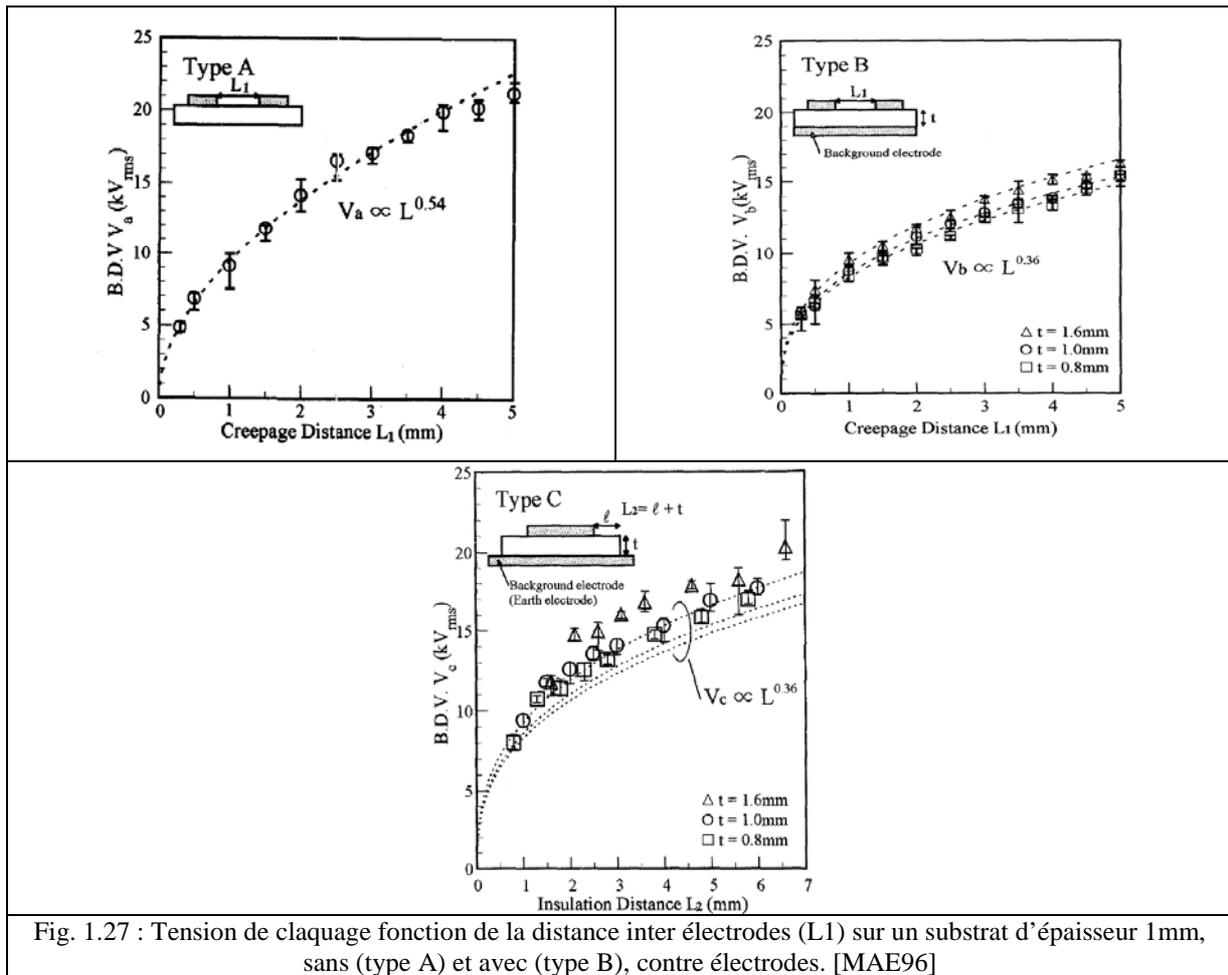


Fig. 1.26 : Relation entre la tension de rupture diélectrique (kV) et la distance inter électrodes ( $\mu\text{m}$ ).  $t$  : épaisseur de la céramique,  $s$  : épaisseur des métallisations. [YAM08]

La figure 1.27 confirme ce dernier point. L'auteur relève ainsi des tensions de rupture de  $11\text{kV}_{\text{RMS}}$  pour un espace inter électrodes de 2 mm sur un substrat d'1mm, et de  $14\text{kV}_{\text{RMS}}$  dans une même configuration sans utilisation de la contre électrode.

Ici encore, le champ électrique est modifié lors de la suppression de la contre électrode. Ainsi, même si la disposition des équipotentielles est liée aux lois de réfraction entre deux diélectriques (*cf. Annexe*), celles-ci dépendent essentiellement du facteur de forme des électrodes. L'utilisation ou non d'une contre électrode modifie tout simplement la géométrie d'étude. En effet, on peut considérer le type A comme une structure « plan-plan », malgré l'interface formée avec la céramique. La structure de type B est, quant à elle, beaucoup plus complexe puisque l'application de la contre électrode provoque un resserrement des lignes de potentiel et donc une augmentation du champ électrique sur les points triples.

En revanche l'auteur montre, par des mesures réalisées en contournement sur un échantillon composé d'un substrat métallisé sur ses deux faces et pour des distances de contournement  $L_2$  variables, que les valeurs de rupture sont quasiment identiques à celles entre pistes. Ainsi l'évolution de cette tension de rupture suit une loi identique en fonction des distances entre pistes  $L_1$  et de la longueur de contournement  $L_2$



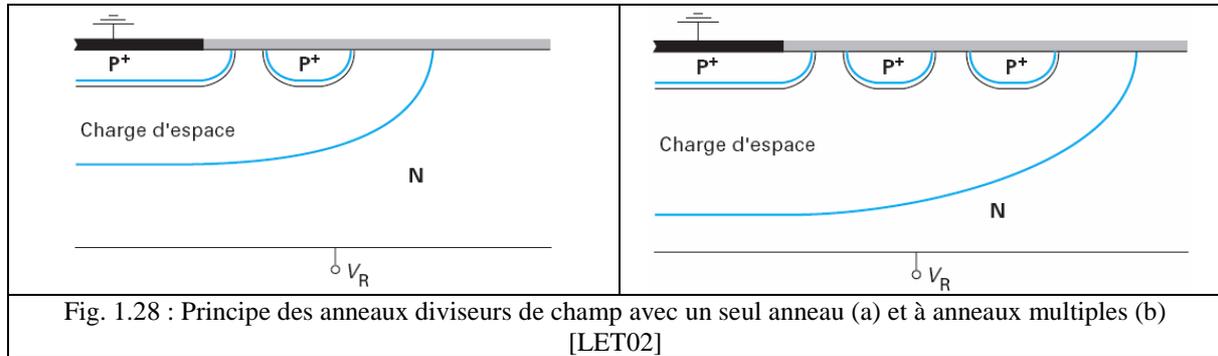
### 5.1.2. Au niveau de la puce

La plupart des études réalisées à ce jour sur la gradation de potentiel par ajout ou optimisation de géométries spécifiques concerne l'utilisation de bandes métalliques appelées "anneaux de garde" sur des puces de type IGBT ou des diodes ou encore la création "d'extension de jonction implantée" dans la zone de charge d'espaces de ces mêmes puces, communément appelée "anneaux de garde diffusés" ou "anneaux diviseurs de champ".

La technique des anneaux diviseurs de champ consiste en une jonction annulaire concentrique, diffusée au même moment que la jonction principale (figure 1.28a). Cet anneau n'est pas connecté à une électrode et reste flottant en permanence. L'espacement est alors calculé pour que la charge d'espace de la jonction principale atteigne l'anneau à un niveau de tension inverse bien inférieur à celui de la tension de claquage. Localement polarisé en direct dans une zone dite de « pincement », l'anneau voit son potentiel fixé à cette tension de pincement, entre la jonction principale et l'anneau. L'accroissement de la tension inverse au dessus de la valeur de la tension de pincement se trouve, dans ces conditions, supportée par la charge d'espace qui s'étend, en volume et en surface, au-delà de l'anneau. La tension blocable

correspond ainsi approximativement à la tension de claquage de l'anneau augmentée de la tension de pincement, entre l'anneau et la jonction principale.

Sur la figure 1.28b, des anneaux multiples (de quelques unités jusqu'à une dizaine), d'autant plus nombreux que l'on recherche de plus fortes tensions blocables, permettent ainsi d'approcher la tension de claquage théorique de la jonction plane.

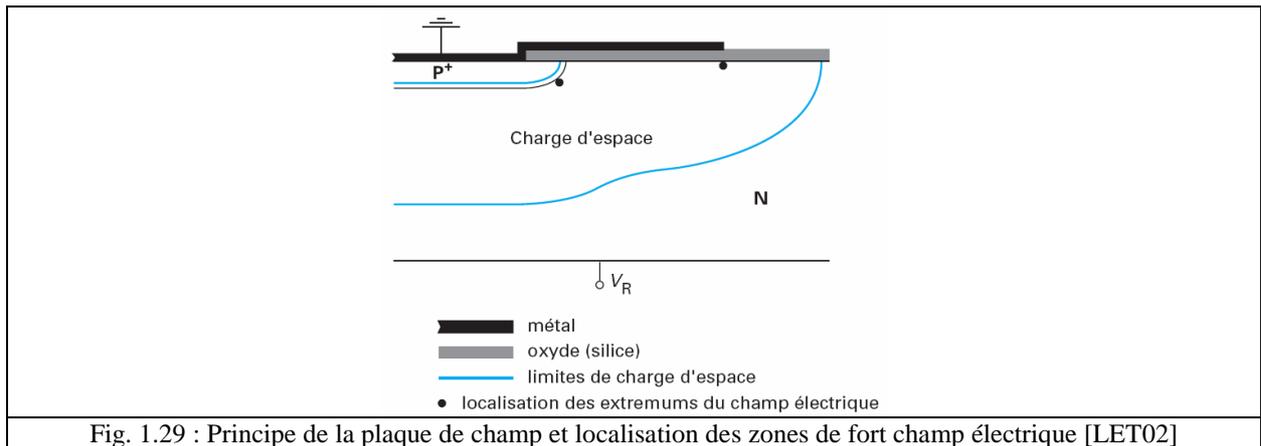


Dans un principe similaire la terminaison la plus simple est la « plaque de champ » illustrée sur la figure 1.29. Il s'agit d'un simple prolongement de l'électrode de contact sur une couche d'oxyde (généralement de la silice) au-delà du bord de la jonction, formant ainsi, en périphérie, une capacité métal/oxyde/semi-conducteur.

Sous polarisation inverse, une charge de cette capacité est établie côté semi-conducteur par l'existence d'une zone de charge d'espace dépeuplée.

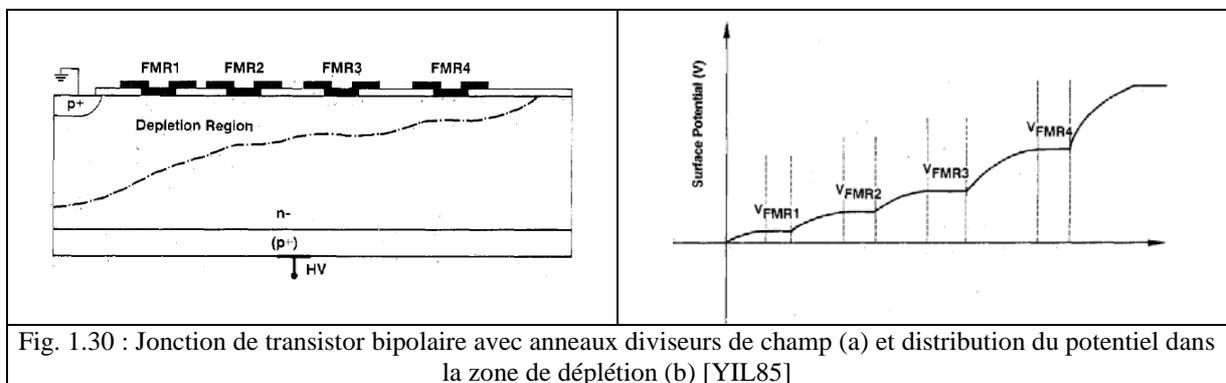
Cette zone de charge d'espace prolonge la zone de transition de la jonction avec un allongement des lignes de potentiel et donc une réduction de l'intensité du champ électrique en périphérie.

Toutefois, un extremum de champ subsiste dans le silicium, à l'endroit où s'interrompt la protection de la plaque de champ, en relation avec la courbure à cet endroit des surfaces équipotentielles. Le claquage de la jonction, toujours localisé, peut donc se produire en différents points, en périphérie de jonction ou en bordure de protection, selon les valeurs de paramètres (notamment l'épaisseur d'oxyde et l'extension de la plaque de champ) qui doivent être soigneusement déterminées.



De nombreuses illustrations de l'application des anneaux diviseurs de champ ont été réalisées pour la protection contre les décharges électrostatiques de diodes haute tension [TRE07] [BOI85], ou encore la protection contre les phénomènes de « latch-up » des composants IGBT ou MOS [QUI90]. Une des premières études menée sur ce sujet et montrant clairement l'avantage que peut avoir l'utilisation des anneaux diviseurs de champ dans l'augmentation de la tenue en tension des composants a été menée par H.YILMAZ sur des jonctions de transistors bipolaires 600V.

Sur la figure 1.30a, l'auteur utilise donc des anneaux de garde, diffuseurs de champ, à potentiel flottant appelés FMR « Floating Metal Ring ». L'auteur indique également que la largeur des anneaux est constante ( $41\mu\text{m}$ ). En revanche, l'espace entre chaque anneau varie et augmente progressivement quand on s'écarte de la jonction p+. Ainsi, pour les cas indiqués sur la figure 1.30, l'écartement entre les quatre anneaux passe successivement de  $4\mu\text{m}$  entre la jonction et le premier anneau à  $7\mu\text{m}$ ,  $11\mu\text{m}$  et enfin  $16\mu\text{m}$  entre les deux derniers. Cette optimisation de l'écartement entre les différents anneaux permet une variation de la zone de déplétion pour obtenir, comme le montre la figure 1.30b, une distribution de potentiel optimale.



On retrouve également dans la littérature, une utilisation différente du principe des anneaux de champ pour les interrupteurs élémentaires de type IGBT, ou diodes. Dans la plupart de ces études [KIM06] [BYR91] [SUG87], les auteurs appliquent des anneaux de gardes directement en surface du silicium autour de l'anode. Plus particulièrement, S.J. KIM et al. étudient le cas de diodes utilisant dans un premier temps un seul anneau de garde en aluminium (figure 1.31a) puis dans un second temps, il effectue une comparaison de cette configuration avec un dépôt de 7 anneaux de gardes concentriques, appelée *Field Limiting Ring* (FLR), décrits sur la figure 1.31b. Enfin il réalise une optimisation des anneaux FLR, en observant les effets de la largeur et de l'espacement des anneaux sur la tension de claquage du silicium. Il montre ainsi, que pour un espacement constant (2 $\mu\text{m}$ ) entre chaque anneau de garde, la tension de claquage du silicium augmente avec la largeur des anneaux passant de 900V pour des anneaux de 1 $\mu\text{m}$  de large à 2kV pour des anneaux de 5 $\mu\text{m}$  de large, figure 1.32a. En revanche, à largeur constante de 3 $\mu\text{m}$  (figure 1.32b), il observe une diminution de la tension de claquage, de 1.6kV à 1.2kV, soit une diminution de 25% de la valeur de la tension de claquage initiale (figure 1.32b).

Cette étude permet de constater que dans un système de ce type, le nombre et, à fortiori, la largeur des anneaux de garde, sont les éléments primordiaux pour garantir la meilleure tenue en tension possible.

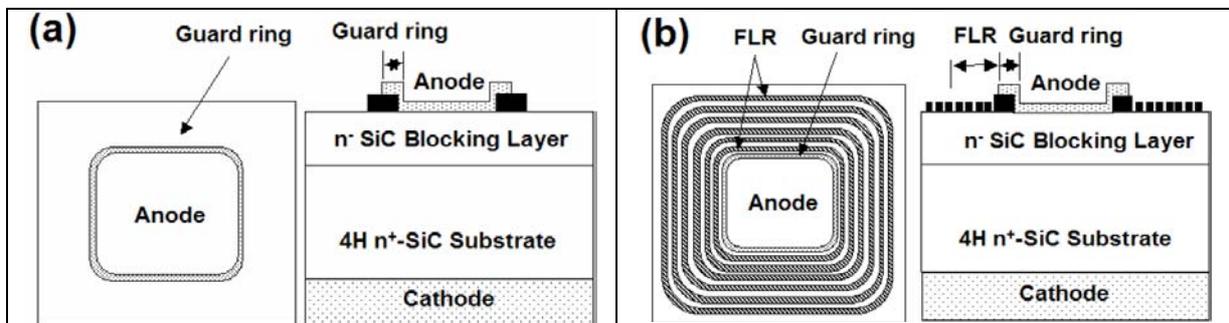


Fig. 1.31 : vue de dessus et en coupe d'un composant SiC-SBDs avec un dépôt d'un anneau de garde en aluminium autour de l'anode (a) et avec les anneaux diviseurs de champ FLR (b) [KIM06]

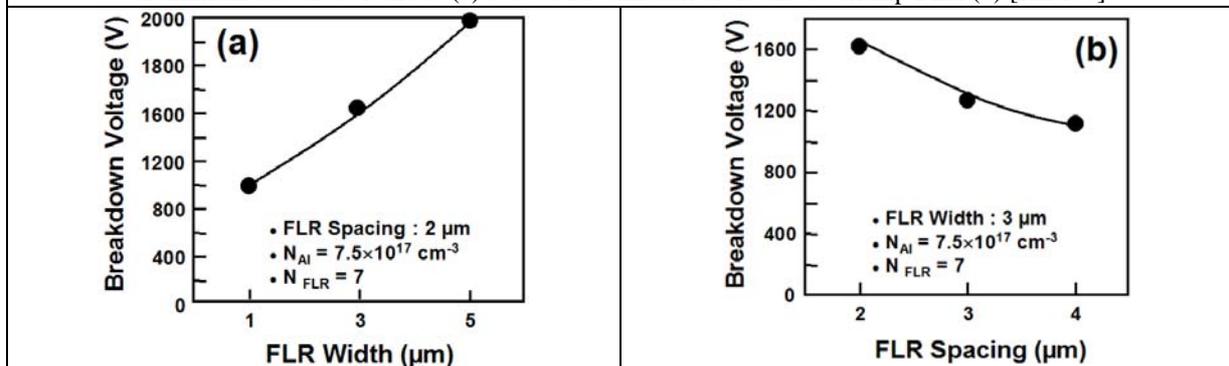


Fig. 1.32 : Dépendance de la tension de rupture du substrat silicium fonction de (a) la largeur des anneaux FLR et (b) de l'espacement entre chaque anneaux FLR [KIM06]

## 5.2. Les matériaux composites

### 5.2.1. Généralités

Comme nous avons pu le voir dans les précédents chapitres, le potentiel ne se répartit pas de façon homogène en surface d'un isolant. Il passe de manière abrupte du potentiel de référence (masse), à celui des conducteurs. Le champ électrique associé à une telle distribution peut donc être localement très intense, c'est « l'effet de pointe » en présence d'un seul isolant ou de « point triple » si deux isolants sont présents qui sont à l'origine d'effets néfastes mettant sévèrement en danger l'intégrité de l'isolation.

Pour réduire l'importance de ce point triple sur l'isolation électrique, une des solutions envisagées est l'application d'un matériau supplémentaire sous forme de ruban ou de vernis en surface de l'isolation ; les propriétés électriques de ce matériau sont choisies de façon à ce que le champ électrique soit favorablement affecté. Par la suite on distinguera deux grandes classes de matériaux répartiteurs de potentiel : les matériaux résistifs et les matériaux capacitifs [BIR94] [BUR84].

Les matériaux utilisés sont donc différents selon que le dispositif visé est destiné à fonctionner sous des contraintes de type continu ou alternatif. En très grande majorité, ils sont constitués d'une matrice organique (époxy ou polyester) [SIB94], renforcée avec du mica et hybridée par des inclusions inorganiques, principalement de carbure de silicium (SiC).

Par la suite, nous ferons souvent allusion à des « matériaux hybridés » ou « matériaux composites ». Dans le cadre de ce travail, ces termes désigneront des matériaux constitués d'une matrice organique isolante chargée par des inclusions inorganique ayant des propriétés spécifiques. Ce type de composite est dit « hybride ».

Le carbure de silicium fritté est connu pour les variations non - linéaires de sa conductivité en fonction du niveau de champ. En l'absence de comportement intrinsèque non - linéaire de la plupart des matrices utilisées, le pari de l'hybridation est de conférer au matériau final les propriétés non - linéaires de la charge, afin d'adapter les propriétés de celui-ci à sa fonction de répartition homogène de la contrainte électrique [HAU83].

Les principales propriétés étudiées des matériaux répartiteurs de potentiel sont la forme de leurs caractéristiques "courant - tension" dont la non - linéarité est présentée comme étant la cause de l'effet de répartition homogène du potentiel. D'autre part, de nombreux travaux portent sur le carbure de silicium en raison de son caractère non linéaire [GOF94] [KEL67] [ROB84].

Toutefois, malgré leur utilisation régulière et des résultats probants on relève un certain

nombre de problèmes concernant leur fonctionnement.

En premier lieu, la corrélation entre la non-linéarité de la courbe courant-tension des matériaux composites et l'aptitude éventuelle qu'ont ces matériaux à répartir la contrainte électrique de façon homogène n'ont jamais été clairement démontrées comme en témoignent les travaux réalisés par J.Rivenc [RIV98]. Dans son étude sur les matériaux répartiteurs pour les sorties d'encoches de machines tournantes haute tension, cet auteur a ainsi clairement montré que la nature non-linéaire des matériaux n'était pas une condition suffisante pour répartir efficacement la contrainte électrique.

Le mode de fonctionnement de ces matériaux est donc encore mal connu. De fait, il n'existe pas de véritables règles de dimensionnement. L'attribution des critères nécessaires à l'obtention d'une fonction de répartition homogène est davantage axée sur l'expérience accumulée dans le domaine que d'une réflexion approfondie. Bien qu'une telle méthode empirique se soit avérée efficace dans les applications envisagées jusqu'à présent, elle présente néanmoins l'inconvénient majeur de conduire à des difficultés lorsqu'il s'agit de la transposer à d'autres systèmes.

Enfin, ces études ont montré que le vieillissement des matériaux hybridés a pour effet de modifier leur caractéristique courant - tension, et donc leurs propriétés de non-linéarité. Ceci tendrait à démontrer qu'au cours du temps ces matériaux cessent de remplir la fonction qui leur est dévolue.

### 5.2.2. Définitions

Un problème est dit "purement électrique" (par opposition, par exemple, à un problème « magnétique » ou « électro - magnétique ») lorsque les effets du couplage entre champs électrique et magnétique sont négligeables. Aux fréquences auxquelles fonctionnent les systèmes que nous étudions, cette approximation est largement justifiée pour l'étude du comportement des isolants et des diélectriques.

Les variables électriques qui caractérisent les matériaux étudiés sont la conductivité électrique  $\sigma$ , et la permittivité complexe  $\varepsilon^*$ . L'intervention des matériaux magnétiques n'étant pas considérée, il ne sera pas fait allusion à la perméabilité magnétique dans le cadre de cette étude. En supposant que le champ électrique sinusoïdal complexe s'écrit sous la forme  $E(t)=E_0e^{j\omega t}$ , la permittivité complexe s'écrit sous la forme :  $\varepsilon^* = \varepsilon_0(\varepsilon' - j\varepsilon'')$  où  $\varepsilon_0$  est la permittivité du vide et vaut  $8.85 \times 10^{-12}$  F/m.

La conductivité rend compte du mouvement des charges libres présentes dans le matériau, c'est-à-dire des charges participant aux mécanismes de conduction. La partie réelle  $\epsilon'$  de la permittivité complexe, encore appelée constante diélectrique, correspond à l'aptitude du matériau à se polariser. La partie imaginaire,  $\epsilon''$  rend compte des pertes diélectriques dues aux effet dissipatifs lors du déplacement de ces charges liées autour de leur position d'équilibre en régime variable. [PUR73]

Dans un problème électrique, le terme « électrostatique » apparaît souvent. Comme ce terme le suggère, le contexte d'électrostatique consiste à ignorer l'effet des charges en mouvement. Après réflexion, et bien que cette définition ne soit pas courante dans la littérature, on peut donner deux situations pouvant correspondre à ce contexte :

- Soit les matériaux sont de très bons isolants dont on peut négliger la conductivité, c'est-à-dire l'effet des charges libres : c'est-à-dire en particulier le cas des matériaux capacitifs ;
- Soit le système fonctionne à une fréquence suffisamment élevée pour que la composante résistive qui met en jeu les charges libres soit négligeable devant la composante capacitive mais suffisamment basse pour que les couplages avec le champ magnétique soient négligeables et que le contexte reste donc purement électrique.

Cette remarque est à prendre en compte, notamment dans le cas de l'utilisation d'un logiciel de simulations électromagnétiques, où le contexte électrostatique n'est plus garanti en dehors de ces deux situations.

Avant donc de définir les matériaux gradateurs dits "résistif" ou "capacitif", il est important de rappeler qu'en régime permanent continu, le seul courant dans un diélectrique est le courant de conduction :

$$J_{DC} = \sigma_{DC} \cdot E \quad (1)$$

En régime variable, le courant de déplacement vient s'ajouter au courant de conduction :

$$J_{AC} = \sigma_{DC} \cdot E + \frac{\partial D}{\partial t} \quad (2)$$

Avec  $D = \epsilon^* \cdot E$

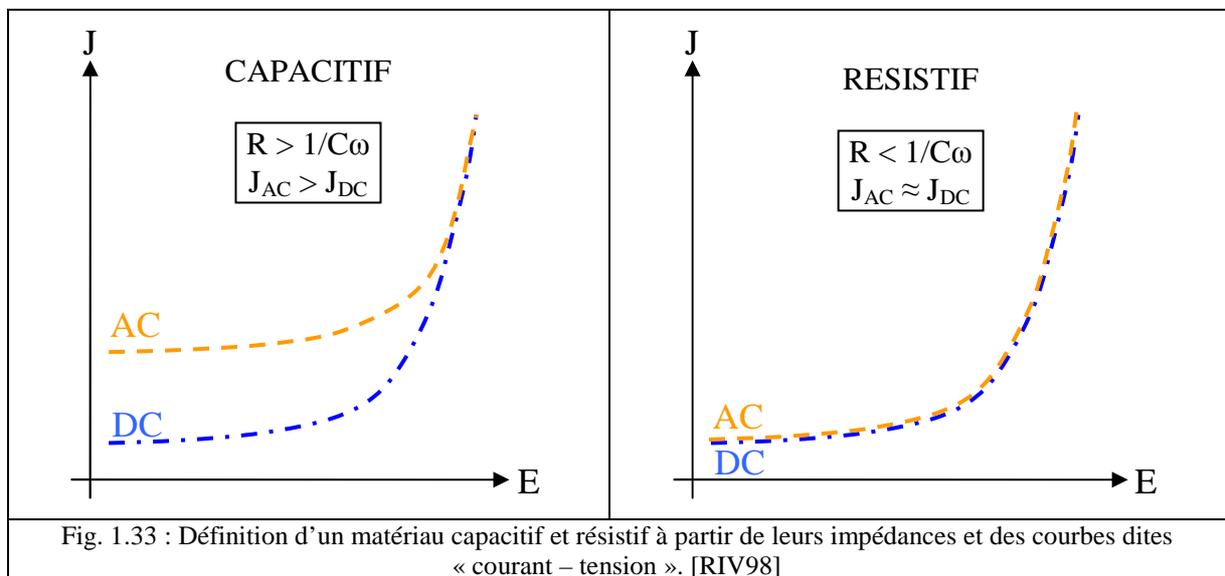
En régime, sinusoïdal et permanent, le courant s'écrit donc :

$$J_{AC} = \sigma_{DC} \cdot E + j\omega\epsilon_0(\epsilon' - j\epsilon'')E = (\sigma_{DC} + \omega\epsilon_0\epsilon'')E + j\omega\epsilon_0\epsilon'E \quad (3)$$

On voit alors apparaître la composante résistive  $\sigma_{yAC} \cdot E$  en phase avec le champ appliqué telle que  $\sigma_{AC} = \sigma_{DC} + \omega\epsilon_0\epsilon''$  et la composante capacitive  $\omega\epsilon_0\epsilon'E$  en quadrature avec le champ. Par la suite nous désignerons  $\sigma$ , la conductivité  $\sigma_{AC}$  définie ci-dessus et  $\epsilon$  la partie réelle de la permittivité  $\epsilon'$ .

Ceci permet de définir un matériau résistif et capacitif de deux façons [GOF94] :

- Soit par la comparaison de leur impédance. Ainsi, un matériau assurant une gradation dite "capacitive" a une résistance interne supérieure à son impédance capacitive qui s'écrit en  $1/C\omega$  et inversement, un matériau résistif a son impédance interne inférieure à son impédance capacitive ;
- Soit par la comparaison de leurs caractéristiques courant - tension en DC et en AC. Ainsi, un matériau capacitif est tel que le courant en AC est supérieur à celui en DC et un matériau résistif est tel que le courant en AC est proche du courant en DC. Comme le montre la figure 1.33, Les allures en DC et en AC ne sont pas superposables pour un matériau capacitif mais le sont pour un matériau résistif.



Ces deux méthodes sont donc deux façons de présenter un même phénomène. En effet, supposons que pour une gamme de champs et à une fréquence donnée, un matériau ait une résistance supérieure à son impédance capacitive ; d'après la première définition, ce matériau est capacitif. Si le matériau est caractérisé dans une géométrie dans laquelle le champ est

homogène, sa conductivité et sa permittivité se déduisent de sa résistance R et de sa capacité C par :

$$\frac{1}{R} = \sigma \cdot \frac{S}{d} \quad (4)$$

$$C = \epsilon \cdot \epsilon_0 \cdot \frac{S}{d} \quad (5)$$

Où S et d sont la surface et l'épaisseur de l'échantillon.

Si  $R > 1/C\omega$ , alors l'expression devient :  $\sigma < \epsilon\epsilon_0\omega$

Si E est le champ électrique appliqué ( $E=U/d$ ), alors d'après ces expressions l'amplitude du courant de déplacement,  $|J_d| = \epsilon \cdot \epsilon_0 \cdot \omega \cdot |E|$ , est supérieure à celle du courant de conduction  $|J_c| = \sigma|E|$ , donc  $|J_d| > |J_c|$ . De plus, comme le courant de déplacement ne se manifeste pas en régime permanent, on remarque que le courant  $|J_{AC}| > |J_{DC}|$ . C'est-à-dire que le courant mesuré est supérieur en alternatif comme l'avait indiqué [GOF94].

A contrario, si un matériau gradateur est défini comme "résistif" alors il faudra que  $R < 1/C\omega$ , soit que  $\sigma > \epsilon\epsilon_0\omega$ . Cette fois le terme de déplacement est supérieur au terme de conduction, donc  $|J_d| < |J_c|$ . Par conséquent, il s'ensuit que  $|J_{AC}| < |J_c + J_d| \approx |J_c| = |J_{DC}|$ , ce qui montre que le courant mesuré en AC est pratiquement égal au courant mesuré en DC, et donc que les courbes courant - tension sont superposables.

### 5.2.3. Les vernis répartiteurs de potentiel

Les vernis répartiteurs de potentiel sont les matériaux hybrides les plus couramment employés pour réduire les contraintes électriques. Leur domaine d'utilisation est alors très souvent limité aux sorties d'encoches des machines tournantes haute tension et aux bus bars. L'utilisation de ces vernis sur des substrats isolants ou à des applications de plus faible dimension reste occasionnelle ; les constructeurs préférant, en général, garantir la fiabilité diélectrique des systèmes par l'utilisation d'encapsulants comme dans les modules de puissance, par exemple, mais sans résoudre les problèmes de renforcement des champs électriques.

Le marché des vernis gradateurs étant donc encore restreint, on ne dénombre donc à notre connaissance que quelques industriels commercialisant ces produits. Ainsi la société VONROLL ISOLA est la seule à proposer une gamme complète de matériaux gradateurs sous

forme de ruban adhésif, de mastic et de vernis pour les applications haute tension restreintes à des systèmes de grandes dimensions (application sur plusieurs dizaines de cm). Les autres grands manufacturiers, spécialistes des encapsulants, comme GENERAL ELECTRIC, WACKER, DOW CORNING,... ne proposent pas à notre connaissance et à l'heure actuelle des matériaux hybrides de ce type.

Pour notre étude, nous avons donc ciblé deux matériaux de la société VONROLL, utilisés pour la gradation de potentiel pour les câbles haute tension et pour les sorties d'encoches de machine tournante. Ces vernis, appelés 8001 et 8002 sont composés respectivement d'une résine phénolique et d'une résine alkyde, hybridées par des varistances à base de poudres SiC. Le constructeur recommande une application homogène du vernis, de façon à obtenir après séchage, une couche variant de 200µm à 500µm d'épaisseur. Pour une utilisation de ces matériaux, il est également souhaitable de les répartir sur une distance calculable à partir de la formule très empirique suivante :

$$\text{Distance d'application en cm} = ((\text{Tension d'utilisation en kV} \times 2) + 1) / 2.$$

Ainsi pour une tension de fonctionnement de 11kV, il faudra appliquer le vernis sur une distance de 11.5 cm

La figure 1.34 reprend le principe de fonctionnement de ces vernis. Dans ce cas, le vernis est déposé en sortie du stator, à partir du point triple formé à l'angle du stator et du conducteur sur une distance de plusieurs dizaines de cm, calculée comme précédemment. Les allures des distributions de potentiel le long de cette distance montrent l'effet gradateur obtenu alors avec les deux matériaux hybrides 8001 et 8002 avec une efficacité qui semble plus marquée pour le vernis 8001.

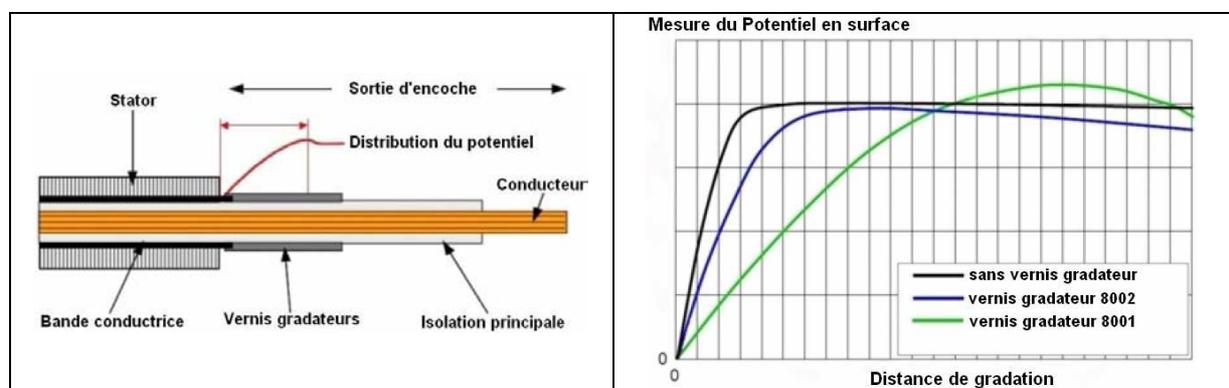
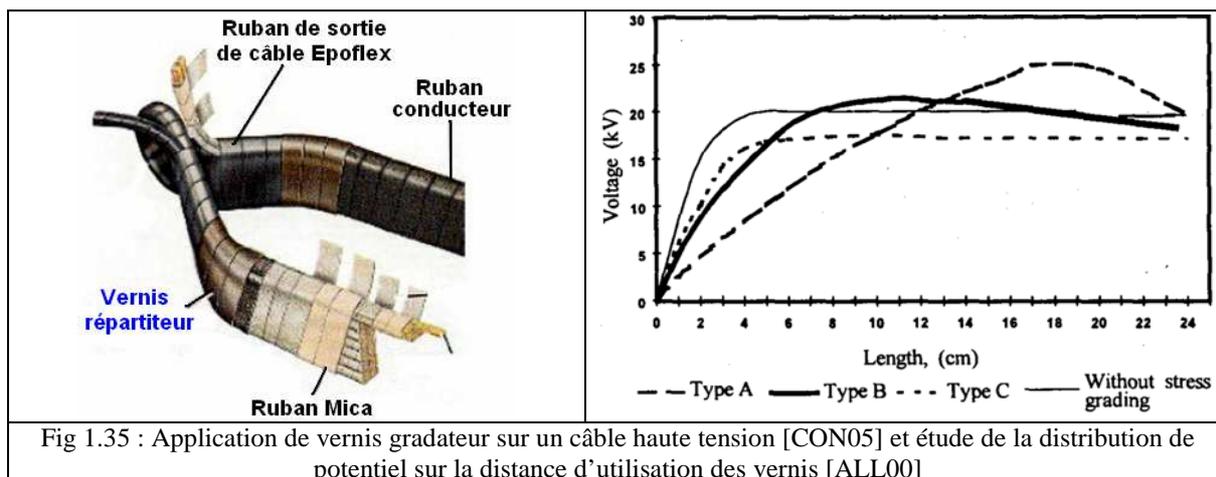


Fig 1.34 : Description de l'application de vernis gradateur sur des sorties d'encoches. Comparaison des vernis « 8001 » et « 8002 » avec la situation initiale

Des études menées sur ces vernis par D.J.CONLEY et al. et J.A.ALLISON ont permis de montrer concrètement leur bon fonctionnement sur des barres de machines haute tension. Ces études portent sur les différents vernis répartiteurs développés par VONROLL ISOLA. Dans la figure 1.35, la lettre A représente le vernis 8002, B le vernis 8001 et C, le vernis 8003, vernis abandonné aujourd'hui. Ces vernis sont appliqués sur une longueur de 20cm et pour une tension de 30kV.



Selon ces résultats, tous les vernis permettent d'obtenir une linéarisation plus ou moins marquée du potentiel. Si nous ne prenons pas en compte le vernis C pour les raisons évoquées précédemment, il semble néanmoins qu'une différence dans la distribution du potentiel se fasse entre les vernis A et B. En effet, si le vernis B est meilleur en terme de répartition de la contrainte électrique, il est en revanche moins bon si l'on relève les tensions maximales sur la longueur d'application des vernis. En effet, cette tension maximale est de 17kV environ pour le vernis A. Elle est supérieure à 20kV pour le vernis B.

Si la répartition homogène de la contrainte électrique est un objectif majeur de notre étude sur les matériaux gradateurs, il est toutefois important de souligner, qu'elle ne peut se faire au dépend de caractéristiques primordiales comme la rigidité diélectrique, les seuils d'apparition des décharges partielles ou encore le courant de fuite. C'est pourquoi nous veillerons par la suite à optimiser ces matériaux de façon à répondre au mieux à ces caractéristiques.

D'autres travaux menés sur le sujet ont également permis d'observer cet effet gradateur [BOE01] [ELK00] [EME00], mais J.RIVENC et al et F.P.ESPINO-CORTES et al font sans doute partie des rares chercheurs à avoir apporté des éléments de réponse sur les mécanismes liés à la gradation de potentiel en confrontant les caractéristiques de courant – tension et de distribution du potentiel - distance d'application, des vernis répartiteurs.

Sur la figure 1.36, J.RIVENC effectue tout d'abord un comparatif entre l'utilisation ou non

d'un vernis répartiteur de potentiel sur une configuration simple de type plan – plan. Il montre ensuite, figure 1.37, que malgré la variation des caractéristiques I – V de ces vernis, la gradation de potentiel reste identique. De plus, quelle que soit la tension appliquée sur la géométrie de test, le vernis reste répartiteur de potentiel. En d'autres termes, quel que soit le gradient d'utilisation du matériau (par exemple à 2kV/cm dans la zone ohmique du vernis ou à 7kV/cm dans la zone de non linéarité), le vernis permet toujours une gradation de potentiel. La linéarité ou non de ce vernis n'est alors pas nécessaire à une gradation de potentiel, ce qui permet à J.Rivenc de constater que la nature du matériau n'est pas responsable de la gradation de potentiel mais qu'à l'inverse, la nature semi-conductrice des particules semble être l'élément de contrôle de la gradation.

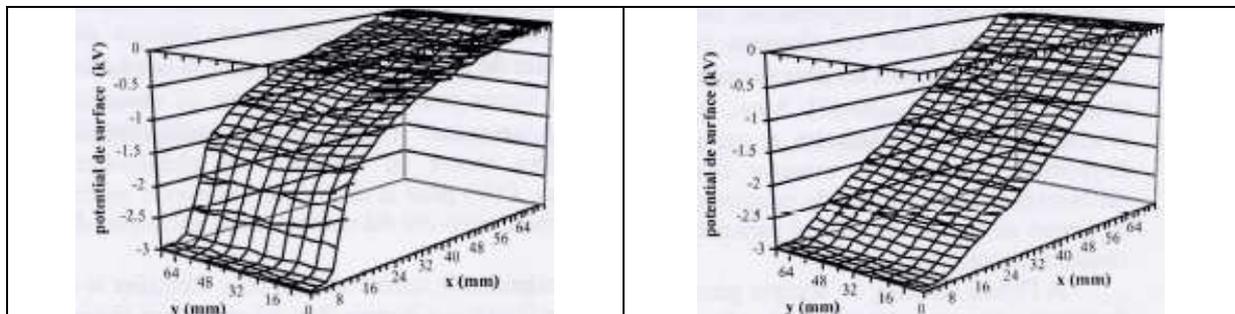


Fig.1.36 : Répartition de potentiel obtenue dans une configuration de type plan – plan en l'absence et en présence de vernis répartiteur [LEB98]

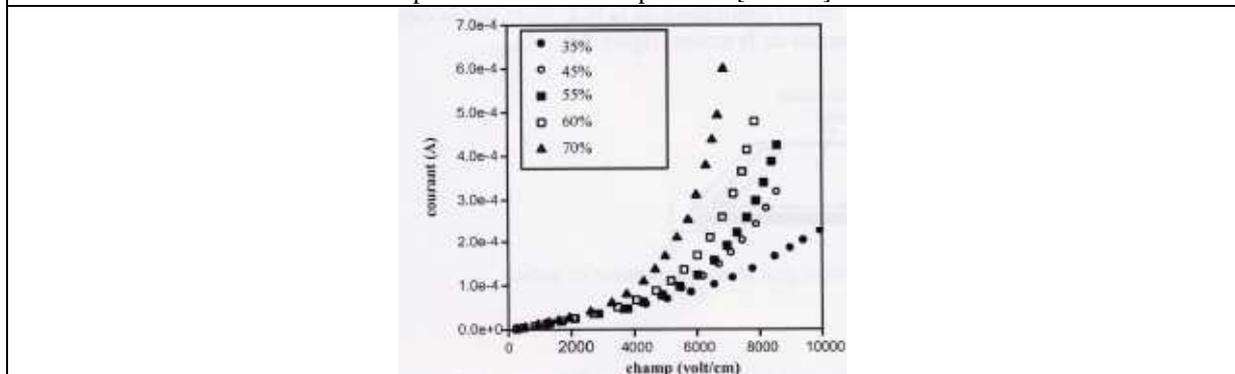


Fig.1.37 : Mesure courant – champ électrique des vernis en fonction de la fraction massique des particules SiC [LEB98]

## 6) Conclusion

Comme nous venons de le voir la réalisation de dispositifs de puissance intégrés passe par une parfaite connaissance de l'ensemble des systèmes, sous systèmes et matériaux qui les constituent.

Plus spécifiquement, dans le domaine des très fortes puissances et des hautes tensions, il ne semble plus possible de continuer à utiliser les approches développées jusqu'ici tant la fiabilité des matériaux isolants utilisés dans ces assemblages semble sujette à caution. En effet, l'augmentation de la densité de puissance se traduit localement par un renforcement des contraintes électriques qu'il faudrait être capable de grader.

Nous nous proposons donc dans les chapitres suivants de présenter les résultats que nous avons obtenus en suivant deux voies distinctes mais qui pourraient être aussi complémentaires si le besoin s'en faisait sentir.

La première concerne l'utilisation de matériaux hybrides, inspirés de ce que nous venons de présenter concernant la gradation des contraintes dans les systèmes de l'électrotechnique. Les deux chapitres suivants portent sur la simulation et la validation expérimentale de cette approche.

La deuxième est inspirée, quant à elle, des techniques de gradation utilisées au niveau des puces. Son étude fait l'objet du chapitre IV.

Comme nous le verrons, chacune de ses méthodes présente ses avantages et ses défauts mais elles sont aussi la preuve que la démarche d'intégration passe par l'ensemble des domaines de l' "electrical engineering" (des solutions inspirées des machines tournantes à celles utilisées au niveau des composants).



**CHAPITRE II :  
SIMULATION DE LA GRADATION PAR  
MATERIAUX REPARTITEURS DE POTENTIEL**

## 1) Recherche des zones de renforcement du champ électrique

L'objectif que nous nous sommes fixés est de réduire les zones de renforcement du champ électrique dans les zones considérées "à risques" du substrat, en modifiant la répartition de la contrainte dans cette zone, et si possible en tentant de l'homogénéiser. Pour ce faire, nous avons considéré un échantillon métallisé de type « Direct Bonded Copper ».

Dans ce chapitre, nous utiliserons des méthodes de simulations pour observer et quantifier dans un premier temps les contraintes électriques présentes aux interfaces entre les pistes « collecteur » et « émetteur » du substrat pour un écartement entre électrodes de 2mm. Afin de mieux comprendre les phénomènes de répartition, les aspects géométriques (répartitions des équipotentielles à l'interface, distances inter –métallisations, contre – électrode) seront tout d'abord étudiés.

Dans un second temps, nous observerons, toujours par simulation, les effets provoqués par l'ajout d'un matériau à l'interface avec la céramique sur la réfraction des équipotentielles et nous présenterons le cas de matériaux dits résistifs et capacitifs.

Enfin nous confronterons ces différents résultats pour donner des règles de dimensionnement pour ce type de matériaux qui seront caractérisées expérimentalement dans le chapitre suivant.

### 1.1. Méthodes de modélisation des structures

#### 1.1.1. Rappel des équations de Maxwell

Les équations de Maxwell décrivent le mouvement des charges électriques et l'évolution du champ électromagnétique.

$E$ , est le champ électrique,

$D$ , le déplacement (ou induction) électrique,

$B$ , le champ (ou induction) magnétique,

$H$ , l'excitation (ou champ) magnétique,

$M$ , le vecteur aimantation,

$P$ , le vecteur de polarisation,

$\rho$ , la densité volumique de charges réelles,

$J$ , la densité volumique de courants de charges réelles,

$\epsilon_0$ , la permittivité du vide et  $\epsilon_r$ , la permittivité relative du diélectrique,

$\mu_0$ , la perméabilité du vide et  $\mu_r$  la perméabilité du diélectrique.

$$\text{rot}\vec{E} = -\frac{\partial\vec{B}}{\partial t} \quad (6)$$

$$\text{rot}\vec{H} = \epsilon_0\vec{J}_c + \frac{\partial\vec{D}}{\partial t} \quad (7)$$

Avec les équations constitutives du milieu :

$$\begin{cases} \vec{D} = \epsilon_0\vec{E} + \vec{P} = \epsilon_0\epsilon_r\vec{E} \\ \vec{B} = \mu_0(\vec{H} + \vec{M}) \end{cases} \quad (8)$$

$$\text{div}\vec{J} + \frac{\partial\rho}{\partial t} = 0 \quad (9)$$

Afin de modéliser et d'interpréter les couplages électromagnétiques entre les conducteurs, il est intéressant de pouvoir les traduire en éléments électriques localisés par des capacités et des inductances mutuelles. Associées aux valeurs électriques propres, on obtient un schéma électrique du conducteur qui modélise à la fois son comportement intrinsèque et son comportement en présence d'autres conducteurs. Il existe plusieurs méthodes de résolution des équations de Maxwell. Certaines utilisent des méthodes dites fréquentielles, où le pas de calcul est une fréquence, et d'autres peuvent utiliser un type de résolution temporelle, donc qui considère la propagation des ondes électromagnétiques. Ces méthodes possèdent chacune leurs avantages et leurs inconvénients. Toutes ne permettent pas d'obtenir des éléments électriques équivalents ; c'est ce que nous allons présenter dans la section suivante.

### 1.1.2. Les méthodes de résolution

Les méthodes de résolution se classent en deux catégories. La première rassemble les méthodes dites « intégrales », ou globales. Elles nécessitent des conditions bien précises sur la représentation géométrique du problème et sur les grandeurs E et H. La résolution numérique des équations de Maxwell [POR94] est devenue possible avec l'apparition des ordinateurs dans les années soixante. La résolution par méthode différentielle (1966) précède de peu la résolution par méthode intégrale (1968).

### 1.1.2.1. Les méthodes de résolution intégrales

Ces méthodes nécessitent d'avoir une représentation locale des champs E et H, en évitant les opérateurs de dérivées partielles comme *div*, et *rot*. L'introduction du potentiel vecteur  $\vec{A}$  résout ce problème, mais les équations de Maxwell sont couplées d'après les équations 19 et 20 et il faut appliquer des conditions quasi statiques aux équations locales. Ceci permet d'avoir une représentation ultérieure du problème en éléments localisés de circuit R, L et C (respectivement la résistance, l'inductance et la capacité). On peut citer parmi ces méthodes : la méthode des moments (*MoM*), la méthode PEEC (*Partial Element Equivalent Circuit*), dont on trouvera une bonne référence de synthèse dans [HUB91]. Ces méthodes permettent de réduire l'espace à modéliser aux conducteurs transportant un courant électrique, et donc d'éviter de produire un maillage de calcul sur tout l'espace. Les conditions aux limites de l'espace considéré sont implicitement incluses dans la formulation par équation intégrale [TEU97].

### 1.1.2.2. Les méthodes différentielles

La résolution numérique des équations de Maxwell nécessite la prise en compte de tout l'environnement à modéliser : les conducteurs aussi bien que l'air ou le matériau diélectrique environnant. Tout cet environnement doit être maillé et les champs sont calculés dans chaque maille, ce qui implique de grandes ressources informatiques. Les limites géométriques de l'espace à étudier sont représentées par des conditions aux limites.

Parmi ces méthodes de résolution on trouve les éléments finis FEM (*Finite Element Method*), les différences finies TDFD (*Time Domain Finite Difference*).

- La méthode des éléments finis (FEM)

Les méthodes éléments finis scalaires sont largement utilisées dans le domaine des matériaux pour analyser différents problèmes physiques. Les ingénieurs électroniciens utilisent les éléments finis pour résoudre les problèmes complexes et non linéaires électromagnétiques et pour traiter également le rayonnement ElectroMagnétique 3D. Les problèmes vectoriels en 3D nécessitent beaucoup plus de ressources informatiques que ceux en 2D, scalaires [HUB91].

La première étape de la méthode des éléments finis consiste à découper la géométrie à étudier en petits éléments : en 2D des triangles et en 3D des tétraèdres par exemple. Un maillage par éléments finis sur une structure hybride de puissance est illustré sur la figure 2.1.

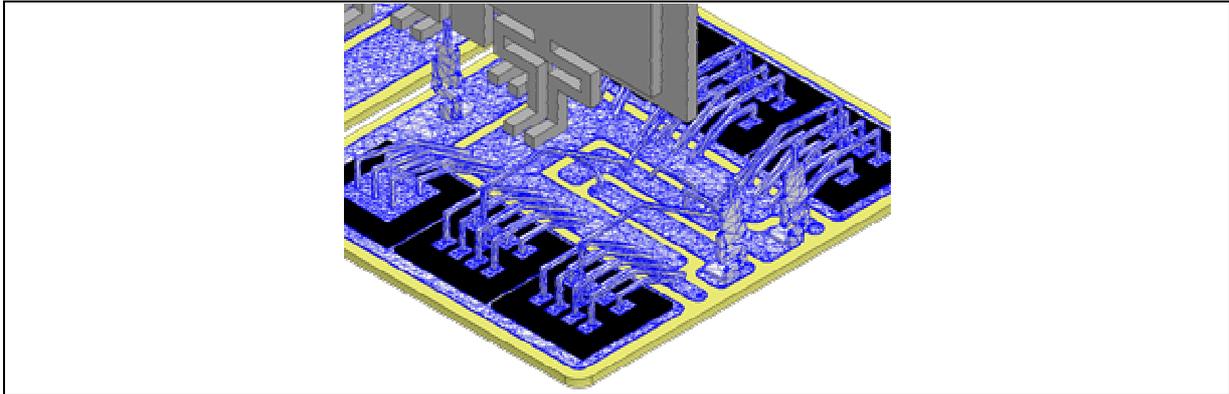


Fig. 2.1 : Maillage en tétraèdres d'une structure tridimensionnelle selon la méthode des éléments finis [BAT07]

Le modèle décrit contient toutes les informations géométriques du système à étudier, les constantes physiques des matériaux, les excitations électriques ou électromagnétiques ainsi que les conditions aux limites. La plupart des méthodes par éléments finis disposent d'un maillage adaptatif : les zones à géométrie complexe ou confinée sont décrites avec des éléments plus petits, tandis que les zones larges ont un maillage plus grossier. Dans chaque élément fini, on suppose qu'il y a une variation simple (souvent linéaire) de la valeur du champ. Les coins des éléments sont appelés des noeuds et le but de la méthode est de déterminer les valeurs de champ en chacun de ces noeuds.

La plupart des méthodes par éléments finis sont des méthodes dites variationnelles. Elles convergent vers un résultat en minimisant ou en maximisant une expression que l'on sait stationnaire à l'approche de la solution exacte. En général c'est l'expression de l'énergie,  $F$ , que l'on cherche à minimiser. Cette expression décrit toute l'énergie associée à la structure étudiée :

$$F = \int_v \left( \frac{\mu |H|^2}{2} + \frac{\varepsilon |E|^2}{2} - \frac{J \cdot E}{2j\omega} \right) dv \quad (11)$$

Les deux premiers termes représentent respectivement l'énergie stockée dans les champs magnétiques et électriques, le troisième terme est l'énergie dissipée par les courants de conduction.

En exprimant  $H$  en fonction de  $E$ , en cherchant la dérivée de la fonction avec  $E=0$ , on obtient une expression de la forme  $f(J, E)=0$ . Si on réalise une approximation d'ordre  $k$  de l'expression de  $f$  en chacun des  $N$  noeuds et que l'on applique les conditions aux limites, on obtient le système d'équations suivant :

$$\begin{bmatrix} J_1 \\ J_2 \\ \cdot \\ \cdot \\ J_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} y_{11} & y_{12} & \cdot & y_{1m} \\ y_{21} & y_{22} & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ y_{n1} & \cdot & \cdot & y_{nm} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} E_1 \\ E_2 \\ \cdot \\ \cdot \\ E_n \end{bmatrix} \quad (12)$$

Les valeurs  $J_n$  de cette équation sont les termes source. Ils représentent l'excitation que l'on applique au système. Les éléments de la matrice  $Y$  dépendent de la géométrie du problème et des conditions aux limites appliquées. Les termes  $E_n$  à droite de l'équation représentent le champ électrique inconnu en chaque noeud du maillage par éléments finis. Les autres paramètres, comme le champ magnétique, les courants induits ainsi que les pertes électriques sont obtenus à partir des valeurs du champ électrique.

Afin d'obtenir une solution unique au problème, il est nécessaire de contraindre les valeurs du champ à tous les noeuds. Par exemple, pour un conducteur en cuivre, la conductivité des métaux étant très élevée, on impose que la composante tangentielle du champ électrique soit nulle en chaque noeud de la frontière entre le cuivre et les autres matériaux. Une des faiblesses de la méthode des éléments finis concerne les configurations « ouvertes » (celles où les champs ne sont pas connus en chaque noeud d'une frontière close) qui sont difficiles à modéliser. Ces techniques ont fait leurs preuves en 2D, mais ne sont pas très précises pour les problèmes de rayonnement électromagnétique en 3D.

- La méthode des différences finies dans le domaine temporel

La méthode des différences finies dans le domaine temporel (FDTD) est une résolution directe des équations de Maxwell dépendant du temps (équation 13). Elle fait appel à de simples approximations pour évaluer les dérivées spatiales et temporelles.

La Figure 2.2 représente le réseau de calcul de la FDTD. La grille élémentaire alterne les noeuds où seront calculés les champs électriques et magnétiques.

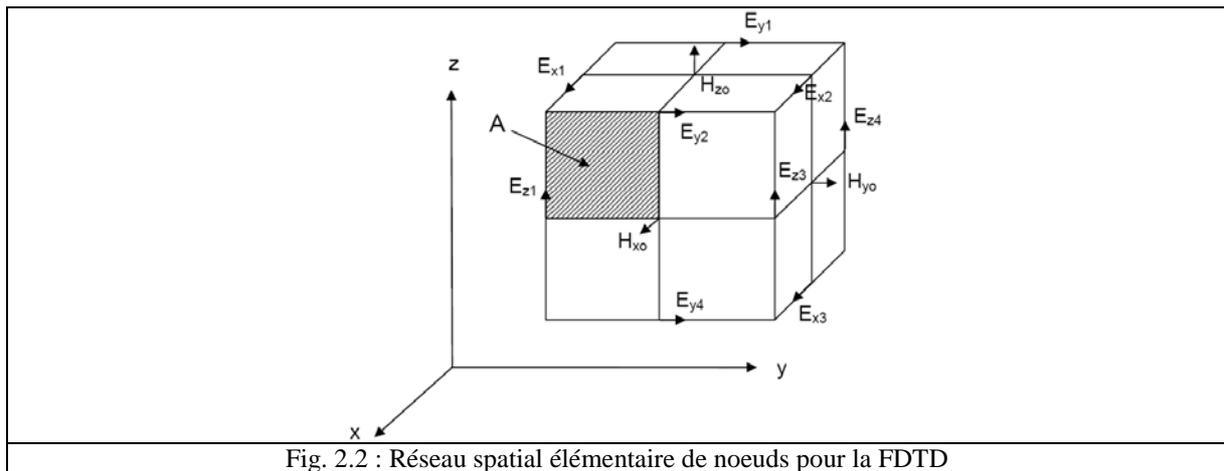
Chaque noeud  $H_{nm}$  ( $n=1, 2, 3$  en 3D) est directement voisin de quatre composantes du champ électrique  $E_{nm}$ . Une approximation du premier ordre peut être exprimée :

$$\frac{1}{A} [E_{z1}(t) + E_{y2}(t) + E_{z3}(t) - E_{y4}(t)] = -\frac{\mu_0}{2\Delta t} [H_{x0}(t + \Delta t) - H_{x0}(t - \Delta t)] \quad (13)$$

$A$  représente l'aire d'une face voisine de la cellule (Figure 2.2).

La résolution s'effectue avec le pas de temps  $\Delta t$ . Les valeurs de champ connues en  $t$  sont utilisées pour calculer les valeurs en  $t+\Delta t$ . Les valeurs de  $H$  et de  $E$  sont calculées alternativement, à chaque pas de calcul, puis le champ EM est diffusé en dehors de la cellule élémentaire aux autres cellules voisines, jusqu'à l'obtention d'une solution stationnaire.

Les propriétés des matériaux,  $\sigma$ ,  $\epsilon$ ,  $\mu$ , sont prises en compte dans chaque cellule lors de la propagation de la solution, ce qui permet à cette méthode de traiter les problèmes de configurations anisotropes et de modéliser les matériaux non linéaires.



L'aspect cubique du réseau de mailles élémentaires impose aux surfaces courbes de la géométrie initiale un découpage en marches d'escalier. Les configurations qui renferment des arêtes aigües, ou des conducteurs très fins, vont générer un maillage très fin de cubes, donc un très grand nombre de mailles. Cela peut considérablement augmenter le volume de ressources informatiques nécessaires au calcul. D'autres techniques de maillage ont été développées pour coller le plus fidèlement à la géométrie d'origine, en utilisant des mailles élémentaires non cubiques, et ont conduit ces travaux vers la méthode des volumes finis (FVTD).

Ces méthodes et leurs algorithmes de résolution se prêtent bien à la parallélisation des calculs. De nombreux problèmes EM volumineux, comme les calculs d'antennes, ont été résolus en utilisant une mise en réseau de ressources informatiques importantes. Cette méthode reste toutefois intéressante et efficace mais est très coûteuse en ressources informatiques et en temps de calcul.

En conclusion, on remarque la complémentarité de toutes les méthodes citées précédemment. L'une macroscopique, le calcul des équations intégrales, tend vers le microscopique et les autres, par calcul des équations locales, partent de considérations microscopiques pour tendre vers des résultats plus globaux.

### 1.1.3. Le logiciel Maxwell et les matrices d'impédance [10]

Nous nous intéressons ici à un outil permettant la validation et l'établissement précis des comportements des conducteurs et de leur environnement électromagnétique. Un premier noyau du logiciel que nous allons décrire permet de calculer et de représenter les champs E et H en deux ou trois dimensions selon le problème traité. Le second noyau de calcul extrait les paramètres électriques équivalents à l'aide du concept des éléments partiels, et d'une résolution des équations de Maxwell dans un espace discrétisé, de type éléments finis.

Différents solveurs et post-processeurs sont utilisés :

- le solveur électrostatique (calcul des capacités)
- le solveur magnétostatique (calcul des inductances)
- le solveur de conduction volumique (résistance)
- le solveur de conduction surfacique (impédance et effet de peau)

Seul le solveur électrostatique nous intéressera dans le cadre de notre étude. Il permet le calcul du potentiel électrique statique  $\Phi$ , dû aux distributions de charges stationnaires et aux potentiels appliqués sur les conducteurs, ainsi que celui du champ électrique E selon les équations :

$$\nabla(\epsilon_r \epsilon_0 \nabla \Phi) = -\rho \quad (14)$$

$$E = -\nabla \Phi \quad (15)$$

Le solveur extrait également les capacités propres et mutuelles entre les conducteurs du problème, connaissant la répartition des charges ( $Q_i$ ) et les tensions appliquées ( $V_i$ ) :

$$[Q_i] = [C].[V_i] \quad (16)$$

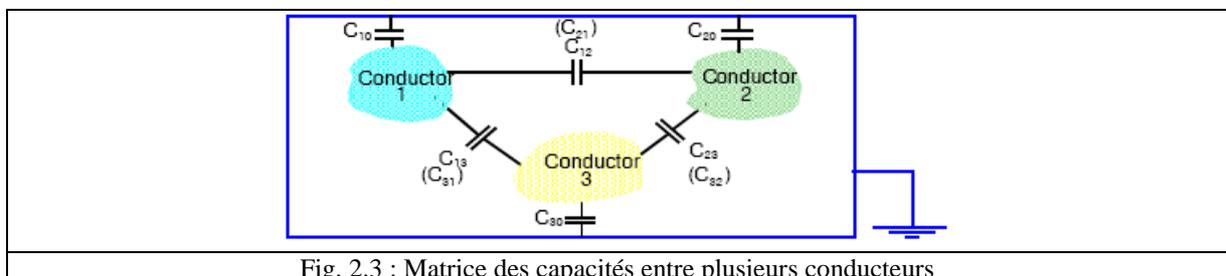


Fig. 2.3 : Matrice des capacités entre plusieurs conducteurs

Si les variations de tensions en fonction du temps sont connues on obtient la matrice de capacités avec :

$$[I_i] = [C] \left[ \frac{dV_i}{dt} \right] \quad (17)$$

La figure 2.4 représente la simulation électrostatique d'un substrat DBC formé par une céramique en AlN et de deux métallisations de cuivre. La répartition des charges dans les deux conducteurs soumis à des différences de potentiel est à l'origine du phénomène capacitif.

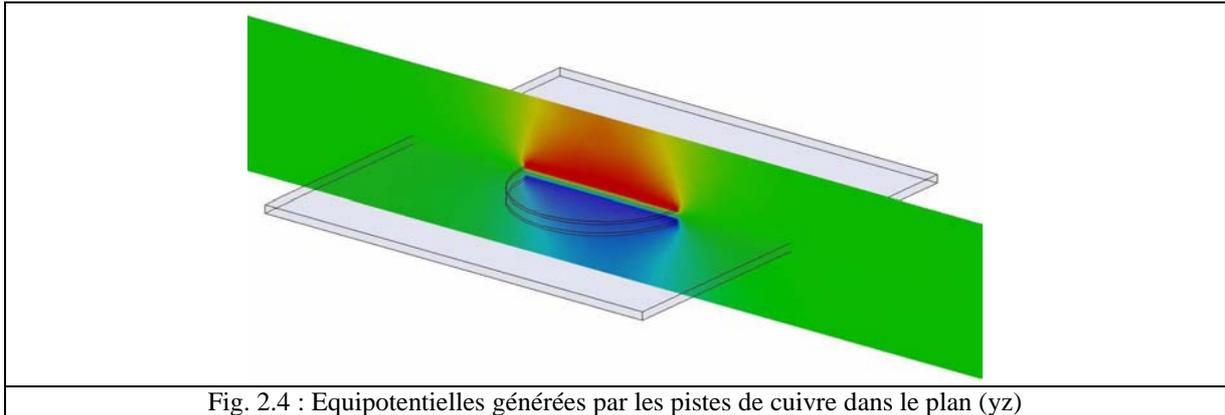


Fig. 2.4 : Equipotentiels générées par les pistes de cuivre dans le plan (yz)

## 1.2. Hypothèses et équations de départ

### 1.2.1. Matériau capacitif linéaire

Par définition, un matériau capacitif est tel que la composante résistive soit négligeable devant la composante capacitive. Si le matériau est idéal, c'est-à-dire en l'absence de charge d'espace et de charges aux interfaces, la densité volumique des charges est négligeable, donc  $\rho_v \approx 0$ . La répartition du potentiel est alors gouvernée par l'équation de Laplace :

$$\Delta V = 0 \quad (18)$$

En plus de l'équation de Laplace, la répartition du champ est régie par les relations de continuité des champs à l'interface entre deux diélectriques (1 et 2). Il y a d'une part la relation de conservation de la composante tangentielle :

$$E_{t2} = E_{t1} \quad (19)$$

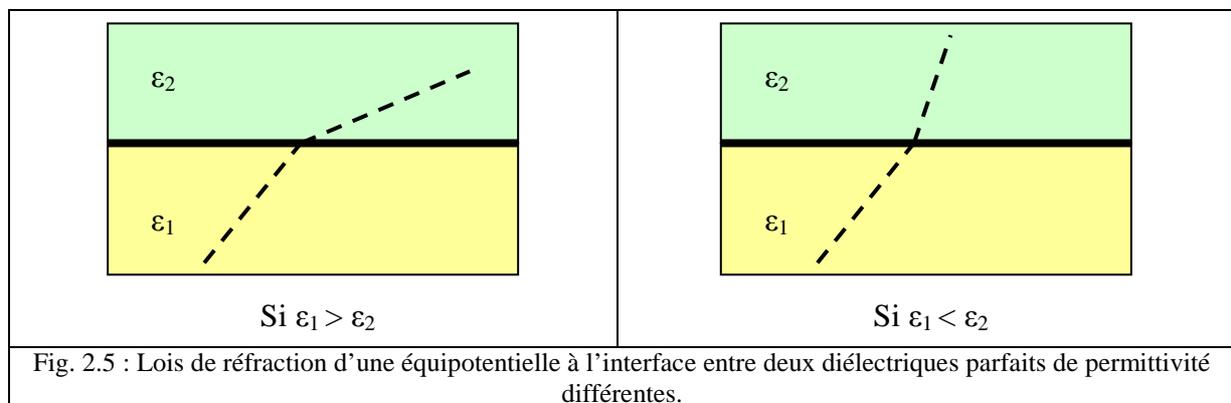
provenant de l'annulation du rotationnel du champ électrique, et d'autre part la relation de discontinuité de la composante normale :

$$\epsilon_0 \times (\epsilon_2 E_{n2} - \epsilon_1 E_{n1}) = \sigma_s \quad (20)$$

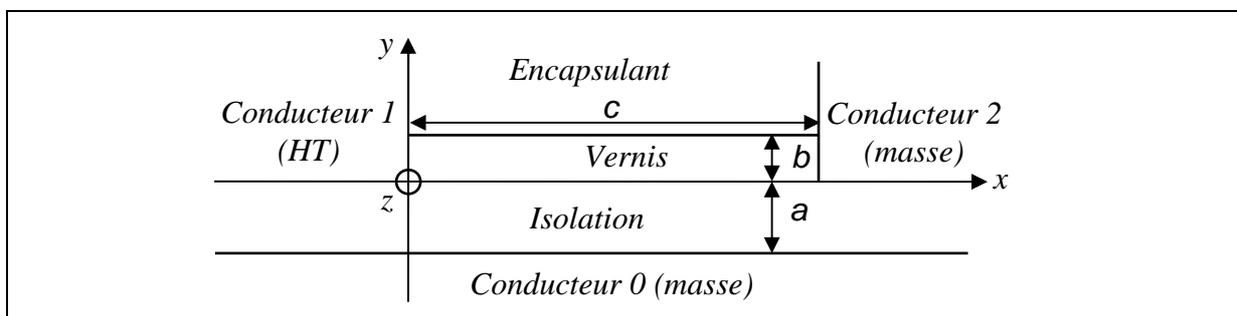
Où  $\sigma_s$  est la densité superficielle des charges à l'interface, (théorème de Gauss). Lorsque  $\sigma_s \approx 0$ , le rapport des composantes normales du champ électrique dans chacun des deux milieux devient égal au rapport des permittivités de ce milieu [RIV98] :

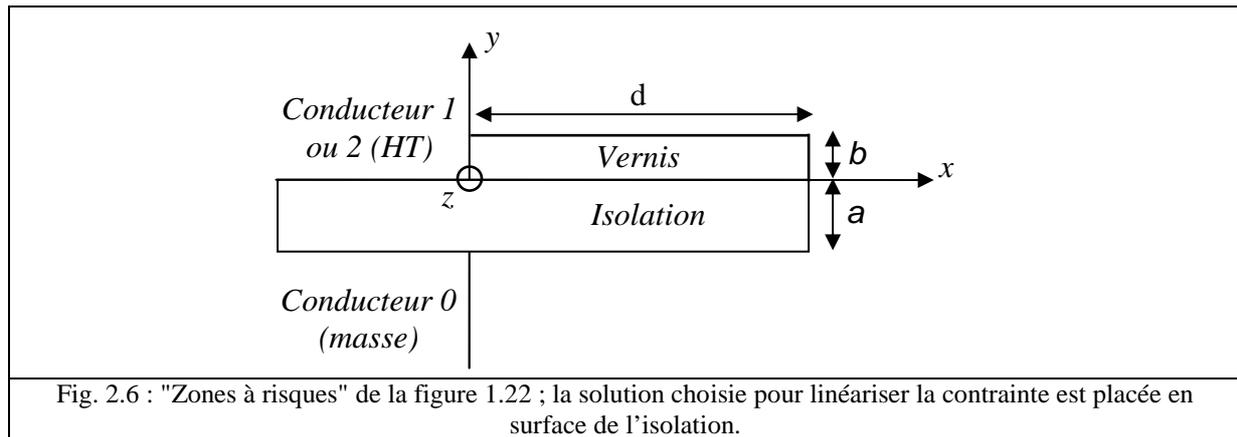
$$\frac{E_{n2}}{E_{n1}} = \frac{\epsilon_1}{\epsilon_2} \quad (21)$$

Cette propriété correspond à la réfraction des équipotentiels et des lignes de champ à l'interface. Selon que  $\epsilon_2$  est supérieur ou inférieur à  $\epsilon_1$ , les équipotentiels se réfractent différemment en accord avec les schémas de la figure 2.5 suivante.



Le "modèle" que nous proposons d'étudier est présenté sur la figure 2.6. Il correspond aux régions considérées à "risques" de la figure 1.23 (cf. chapitre I). L'axe des abscisses est positionné sur la surface de l'isolation, l'origine se situant au niveau de l'extrémité verticale du conducteur 1. Les épaisseurs de l'isolation et du vernis sont désignées respectivement par  $a$  et  $b$  ;  $c$  représente l'espacement entre les conducteurs 1 et 2.





Nous avons commencé par résoudre le problème le plus simple pour lequel le milieu entre les deux électrodes supérieures est assimilé à un milieu homogène unique.

### 1.2.2. Etude Préliminaire : cas d'un milieu homogène dans l'espace inter - électrodes

Nous présentons ci-dessous les résultats obtenus lors de simulation par logiciel de calcul par éléments finis (CEF) Maxwell 3D. Les conditions de simulation sont les suivantes :

- Maillage de la géométrie de test : 17000 triangles. Maillage adaptatif avec renforcement du maillage autour du point triple z ;
- Nombre de points de calcul sur le long de l'interface  $c$  : 200 ;
- Précision du calcul (erreur) : 0,5% ;
- Distance entre les conducteurs 1 et 2 :  $c = 2\text{mm}$  ; épaisseur de la céramique :  $a = 1\text{mm}$
- Nature des matériaux : Céramique : AlN ( $\epsilon_a = 8,8$ ) ; Conducteurs 1, 2, 3 : Cuivre ( $\sigma_c = 5,8 \cdot 10^7 \text{ S/m}$ ) ; Région : Air ( $\epsilon_r = 1,006$ )
- Tension d'alimentation :  $V_a = 6,5\text{kV}$  ; tracé de la répartition des équipotentiels tous les 500V.

La figure 2.7 donne la répartition des équipotentiels obtenue à l'aide du logiciel CEF. La solution de ce problème obéit à l'équation de Laplace donnée par (18). La figure 2.8 suivante présente la répartition du potentiel  $V(x)$  et du champ électrique  $E(x)$  sur l'interface  $c$ .

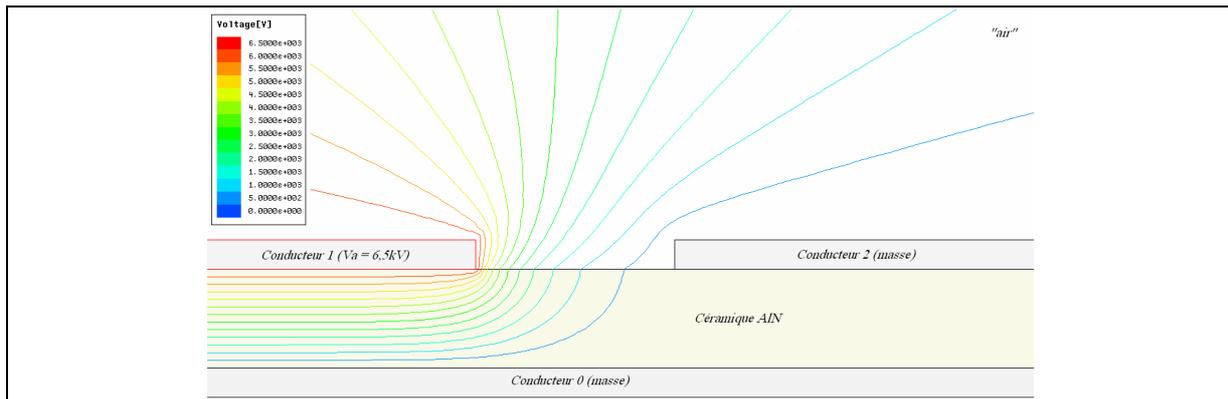


Fig. 2.7 : Répartition des équipotentiels entre pistes donnée par logiciel de calcul CEF Maxwell 3D en AC50Hz lorsque le milieu entre les deux électrodes est assimilé à l'air.

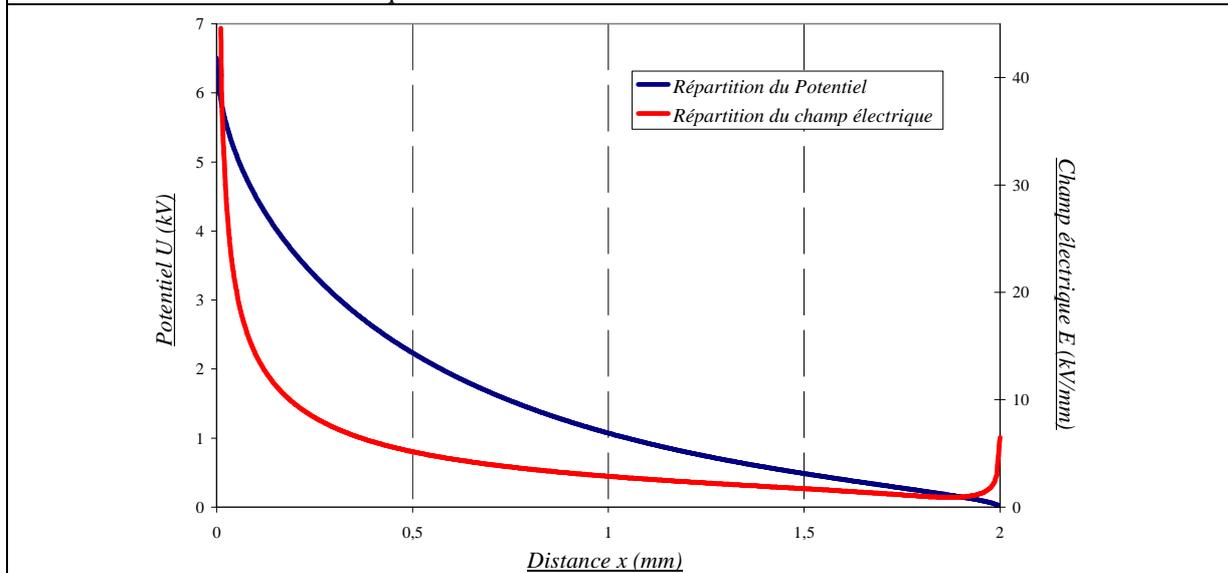


Fig. 2.8 : Répartition du potentiel  $U(x)$  et du champ électrique  $E(x)$  calculées par logiciel CEF Maxwell 3D sur l'interface c.

La répartition du potentiel à la surface de la céramique indique que le potentiel décroît de  $2/3$  dans le premier quart de l'espace inter électrode passant donc de 6,5kV à 2,2kV pour une distance de 0,5mm. Autrement dit, les trois quarts de l'espace d'isolation restant ne servent qu'à répartir ces derniers 2,2kV. En ce qui concerne le champ électrique, 90% du champ électrique est concentré sur le premier quart de la céramique. Il faut aussi remarquer un autre renforcement du champ au niveau du conducteur 2, de l'ordre de 7kV/mm, valeur qui reste bien inférieure à celle existant au point triple proche du conducteur 1.

La figure 2.9 présente la répartition des équipotentiels obtenue à l'aide du logiciel CEF quand on considère maintenant le contournement de la céramique. La figure 2.10 suivante, présente la répartition du potentiel  $V(x)$  et du champ électrique  $E(x)$  sur l'interface d.

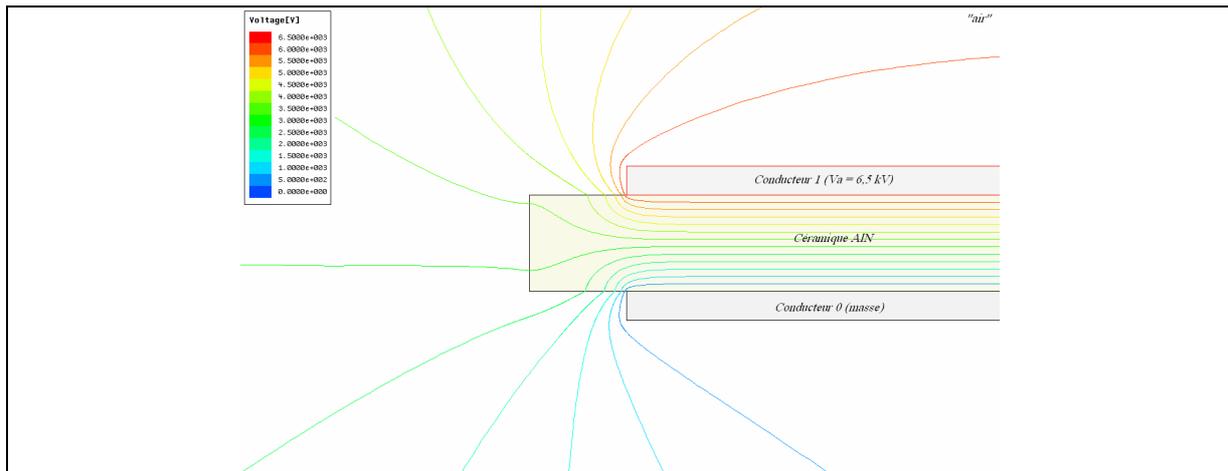


Fig. 2.9 : Répartition des équipotentielles en contournement donnée par logiciel de calcul CEF Maxwell 3D en AC50Hz lorsque le milieu entre les deux électrodes est assimilé à l'air.

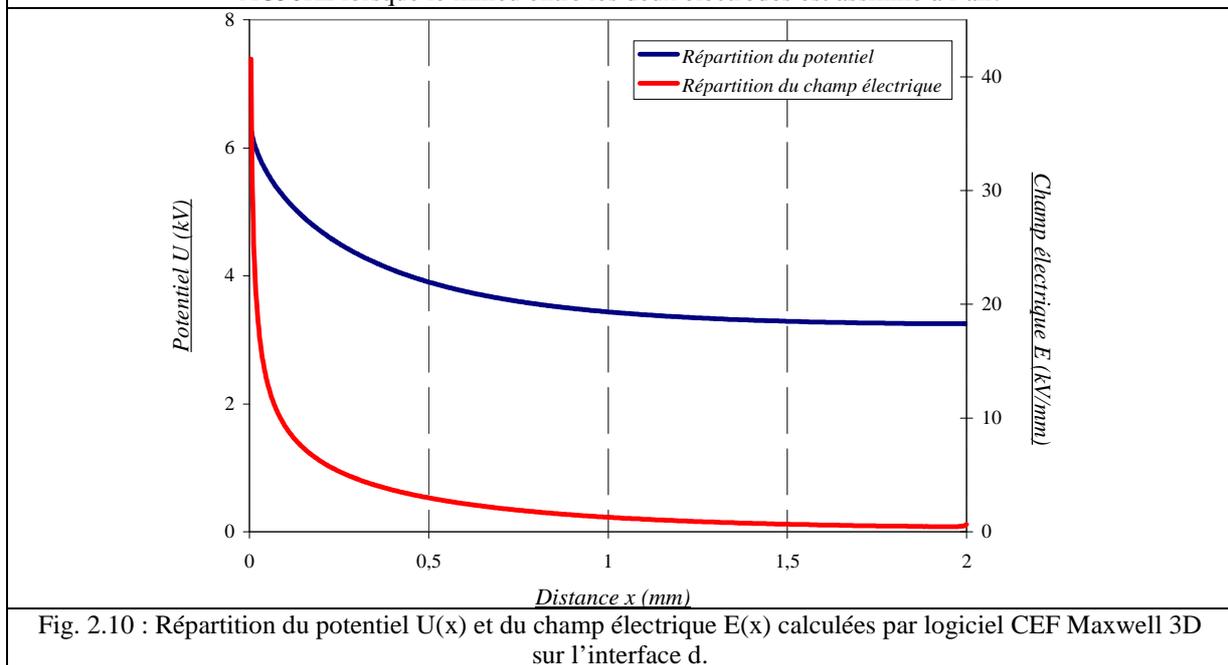


Fig. 2.10 : Répartition du potentiel  $U(x)$  et du champ électrique  $E(x)$  calculées par logiciel CEF Maxwell 3D sur l'interface d.

La répartition du champ électrique en contournement est proche de celle observée entre pistes sur la figure 2.7. La distance de contournement étant plus importante, la valeur du champ à 0,5 mm est légèrement plus faible (3 kV/mm) mais l'allure générale reste la même.

La configuration en contournement ne représente pas exactement l'étude précédente où l'environnement des trois conducteurs provoque un point triple important. Ici, la céramique est placée entre deux conducteurs formant une structure de test plus « classique » équivalente à des structures de tests de type pointe / pointe.

Le potentiel à la surface de la céramique est représenté sur la distance  $d$ , et ne prend donc pas en compte tous les points de potentiel du contournement. Cependant, cela permet d'effectuer une comparaison avec la répartition entre pistes sur une distance de 2 mm. Dans ce cas, la

contrainte est bien sur moins importante puisqu'elle se répartit de 6,5 kV au début du conducteur 1 jusqu'à 3,3 kV sur l'arrête supérieure de l'AIN.

### 1.3. Rôle d'une interface sur la répartition de la contrainte

Dans le cas de deux milieux différents (et a fortiori trois) dans l'espace inter électrodes, la répartition de la contrainte électrique est bien évidemment différente de celle obtenue dans un milieu homogène unique. La figure 2.11 représente la répartition de potentiel calculée par le logiciel CEF dans le cas de deux milieux différents. On peut ainsi observer l'influence de l'interface  $y = 0$  sur la distribution du potentiel.

Les courbes de la figure 2.12 présentent les modifications de la répartition  $U(x)$  et du champ électrique  $E(x)$  en  $y = 0$  due à cette interface.

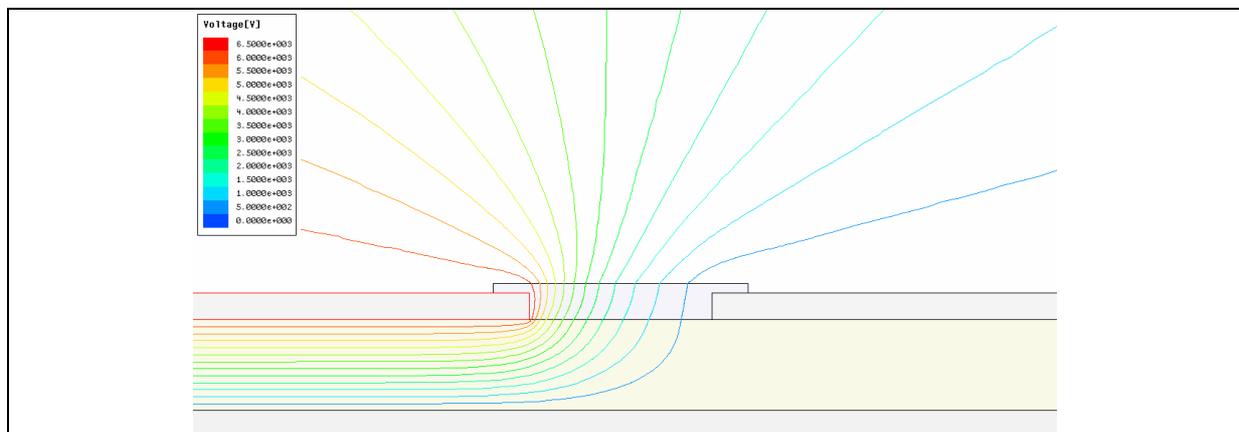
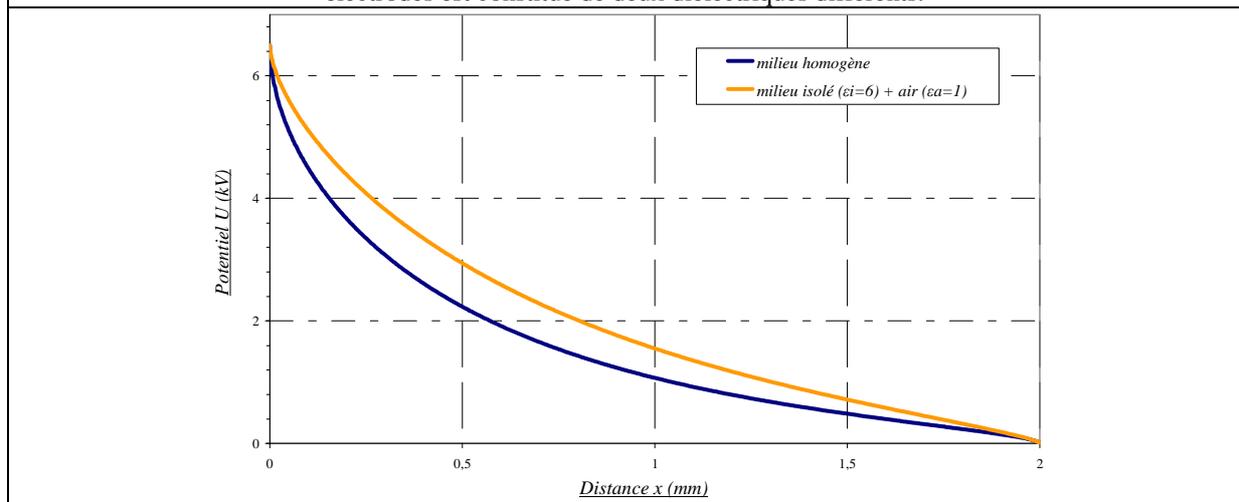
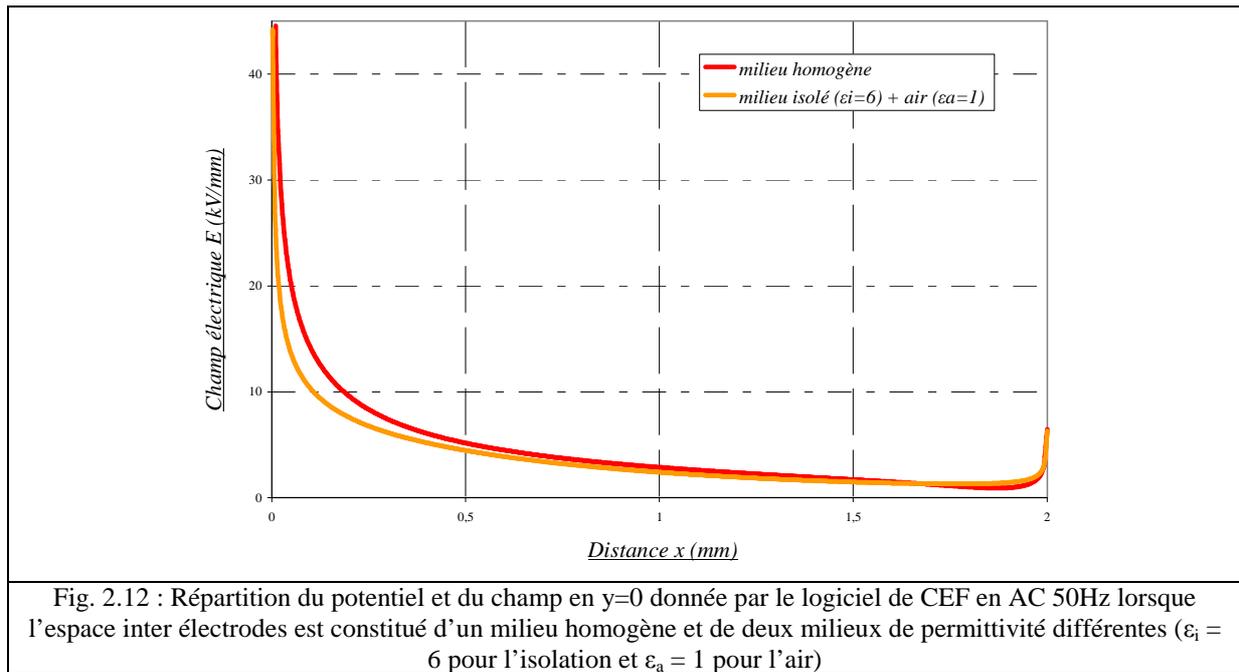


Fig. 2.11 : Répartition des équipotentielles donnée par le logiciel de CEF en AC 50Hz lorsque l'espace inter électrodes est constitué de deux diélectriques différents.





## 2) Effet de l'impact du dimensionnement sur la contrainte électrique

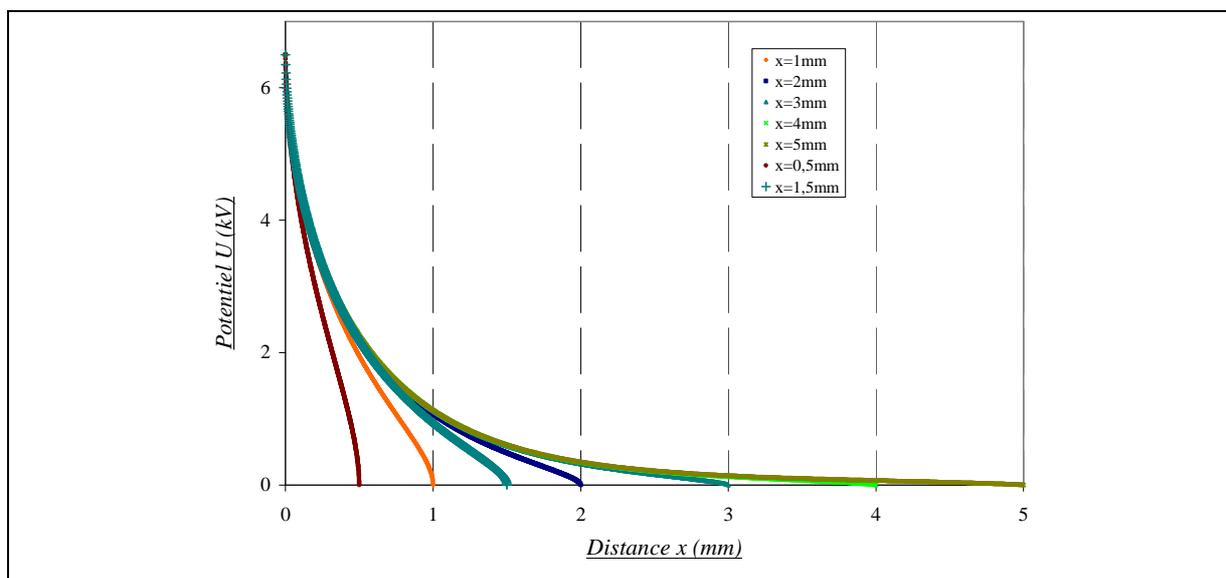
### 2.1. Influence de la distance entre piste

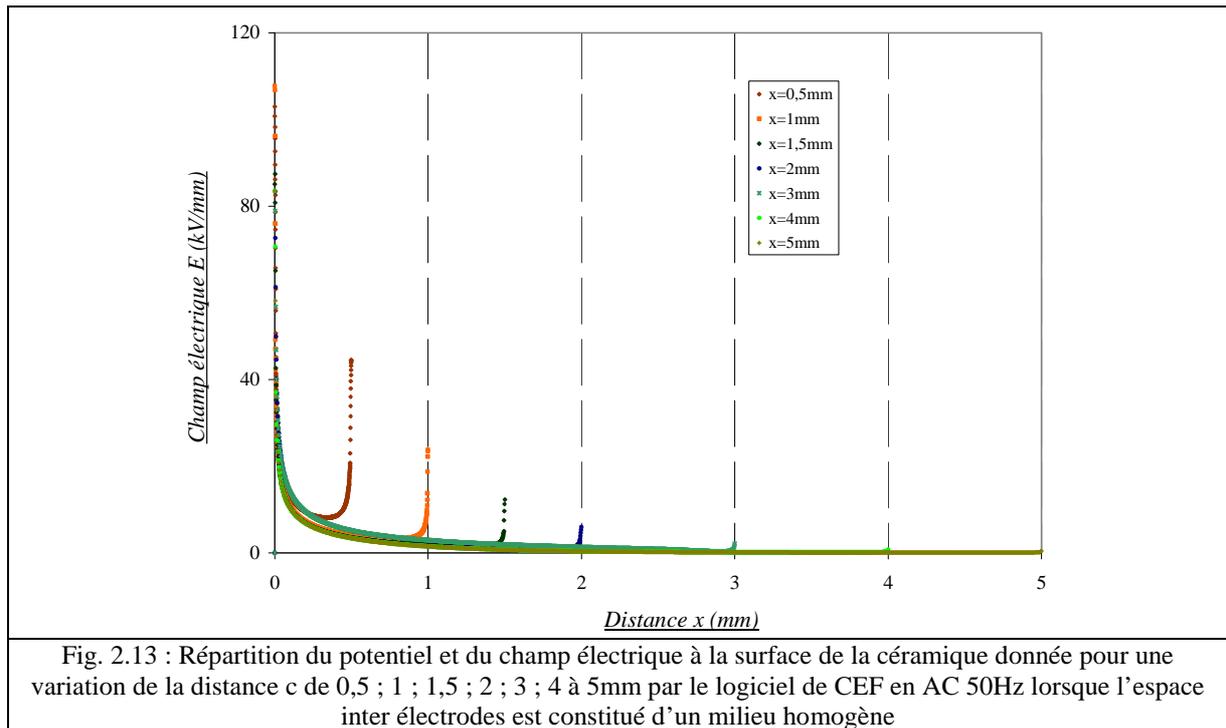
Dans cette configuration, la structure d'étude reste identique aux simulations précédentes. L'espace inter – électrodes ( $c$ ) n'est plus fixé à 2mm, mais est considéré comme une variable. Dans un premier temps, on relève donc la répartition du potentiel et du champ électrique pour une variation de  $c$  allant de 1mm à 5mm par pas de 1mm.

Cette première variation permet de constater que le potentiel en surface de la céramique reste la même pour des distances de 3mm, 4mm, 5mm. En effet, dans ces trois cas la distribution du potentiel ne varie que de 180V, ce qui reste faible compte tenu de la tension appliquée à la géométrie (6,5kV). Une variation plus importante commence à être observée pour une distance entre pistes de 2 mm pour laquelle le décrochage s'effectue autour de 650V (10% de la tension d'alimentation). A 1mm, l'écart est plus marqué et les répartitions de potentiel ne suivent plus la même tendance à partir de 4,3kV ce qui se répercute bien évidemment sur les courbes du champ électrique pour lesquelles les pics de champ observés augmentent fortement.

Une observation plus fine de cette évolution pour des valeurs de la distance  $c$  allant de 500 $\mu$ m à 2mm par pas de 500 $\mu$ m, montrent clairement l'évolution des pentes de gradation.

Le champ électrique est fortement augmenté à l'interface  $y=0$  autour du point triple, mais on observe également un accroissement du champ électrique autour de l'électrode 2 qui restait minime jusqu'à un écartement de 2mm.





Par la suite, nous veillerons donc à ne pas diminuer l'écartement en dessous d'une valeur de 1,5mm – 2mm, faute de quoi la validité de notre étude pourrait être compromise. En effet, pour des distances supérieures, nous sommes désormais assurés de travailler avec des contraintes du même ordre. En revanche, il semble qu'une diminution supplémentaire des dimensions du substrat conduise la structure à endurer des valeurs du champ électrique bien supérieures à celles rencontrées aujourd'hui et qui sont déjà très contraignantes.

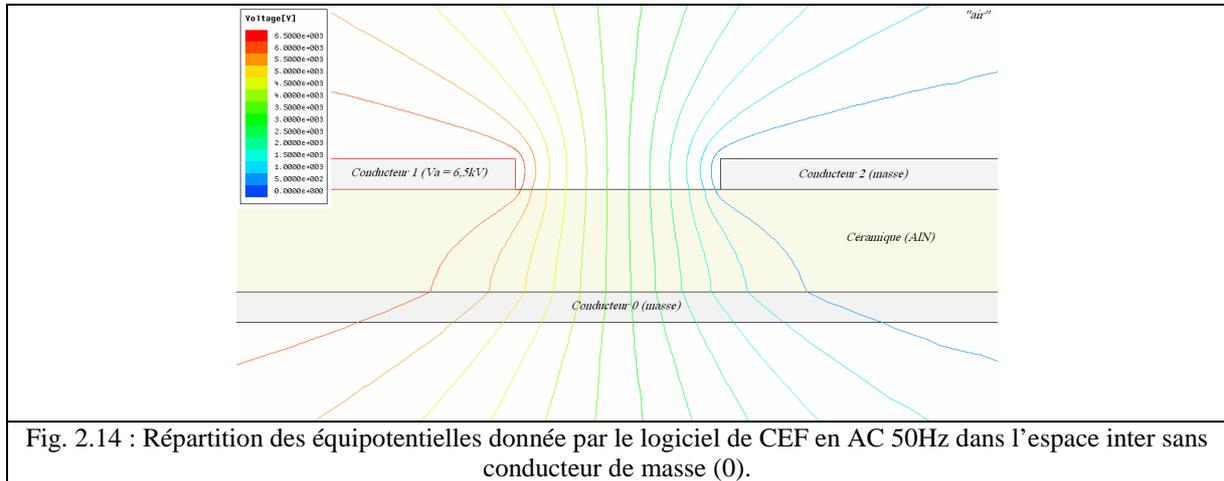
## 2.2. Influence de la contre – électrode de masse sur la contrainte électrique

Jusqu'ici nous assimilons la contrainte électrique à un point triple formé à l'interface entre conducteur et la céramique par le resserrement des équipotentiels provoqués par la combinaison des trois conducteurs.

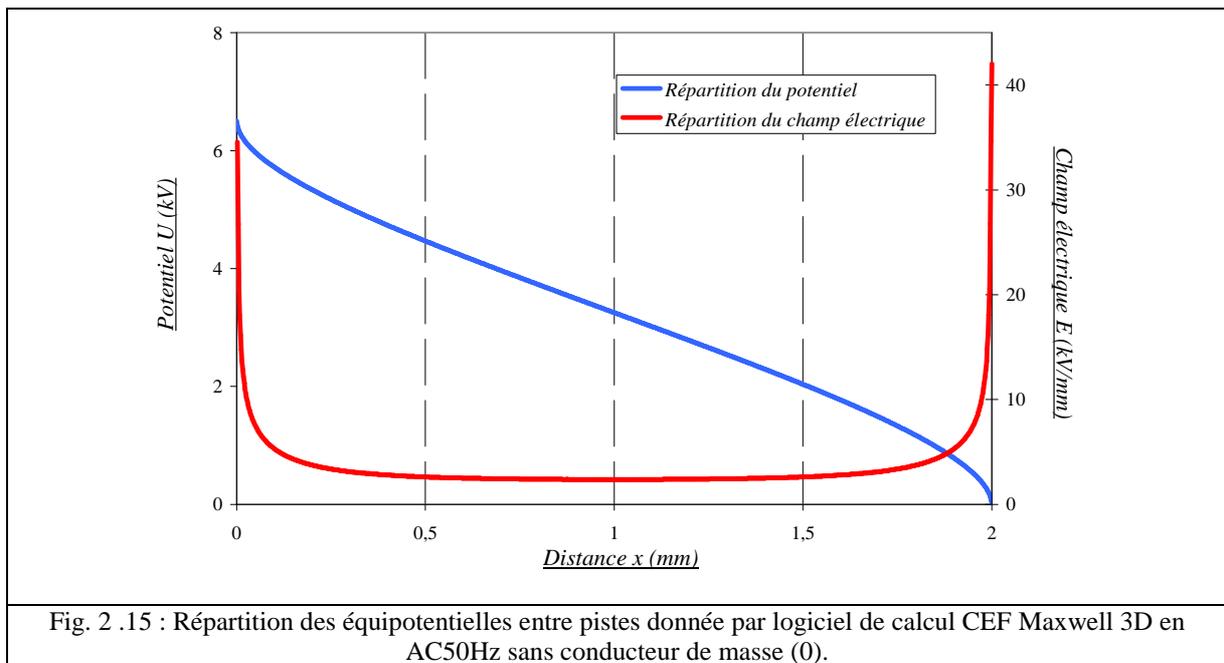
Nous allons étudier maintenant l'effet du conducteur "0", porté jusqu'ici à un potentiel nul (la masse) afin d'évaluer son action sur le point triple. Pour cela, l'objet « conducteur 0 » est considéré comme étant de l'air. Sur la figure 2.14, est représentée la répartition des équipotentiels dans l'espace inter électrodes en AC50Hz dans laquelle on observe clairement la modification de la répartition des lignes de potentiel.

Jusqu'alors cette répartition s'effectuait verticalement suivant l'axe  $y$  dans la céramique avant de se resserrer autour du point triple et de se réfracter à l'interface  $y=0$ .

Dans ce cas, les équipotentielles se répartissent de façon homogène dans l'espace inter électrodes. Le point triple n'existe quasiment plus, si ce n'est par l'effet de réfraction qui perdure par la présence de la céramique. Au final ce cas d'étude n'est plus du tout identique au notre puisque la contrainte se comporte presque comme dans une structure de type plan / plan.



La figure 2.15 présente la répartition du potentiel  $V(x)$  et du champ électrique  $E(x)$  sur l'interface c. Comme nous l'évoquions, la répartition de potentiel est devenue pratiquement linéaire et se rapproche d'un comportement en  $V/d$  caractéristique des géométries plan – plan. La contrainte électrique est ainsi la même de part et d'autre des conducteurs 1 et 2.



Toutefois, cette configuration si elle nous permet de valider nos simulations, n'a que peu d'intérêt dans le cadre de notre étude car il n'est malheureusement pas possible d'envisager de ne pas avoir un plan de référence en face inférieure du substrat.

### 3) Optimisation de la contrainte électrique par matériaux répartiteurs de potentiel

#### 3.1. Matériaux capacitifs linéaires

##### 3.1.1. Influence de la permittivité

Afin d'approfondir notre étude et d'apporter des éléments d'ordre plus quantitatif, nous avons considéré le cas de vernis dits "capacitifs" de permittivité constante. Ce problème peut être résolu facilement via un logiciel de CEF puisque sa difficulté majeure consiste à trouver une solution unique satisfaisant aux conditions aux frontières de chaque milieu.

La répartition du potentiel ainsi que celle du champ électrique dans le volume de vernis capacitifs de permittivités différentes et de conductivité nulle ont donc été calculées. L'isolation est assimilée à un diélectrique parfait de permittivité  $\epsilon_i = 6$  et de conductivité nulle, tandis que les propriétés de l'air sont  $\epsilon_a = 1$  et  $\sigma_a = 0$ .

Sur la figure 2.16 sont représentés les écarts (en %) entre la répartition du potentiel et du champ électrique calculé en l'absence de vernis et celle avec un vernis de permittivité constante ( $\epsilon_v = 2, 4, 6, 8, 10$ ). Sur le second plan, la répartition du champ au voisinage sur l'interface c est également représentée.

Ces résultats nous conduisent aux observations suivantes :

- L'analyse générale de ces allures révèle que, pour la gamme de permittivité étudiée, la répartition de la contrainte est peu modifiée par rapport au cas où aucun vernis ne se trouve en surface de l'isolation. La réduction du champ électrique induite par ce type de vernis est donc faible. Il existe notamment une zone au voisinage du point triple dans laquelle le champ électrique est fortement augmenté comme nous avons déjà pu le voir précédemment (cf. §1.2.2).
- Une analyse plus fine de la répartition du champ électrique au voisinage du point triple révèle que plus la permittivité est élevée, plus le champ électrique devient faible. Ceci est en accord avec le cas (théorique) d'un vernis de permittivité 1 qui tendrait à se rapprocher d'une situation sans vernis.

- La distance pour laquelle le champ électrique devient identique quel que soit le matériau considéré est de  $500\mu\text{m}$  pour un champ de  $3\text{kV/mm}$  environ (seuil d'ionisation de l'air).
- Ainsi, nous pouvons considérer de manière arbitraire que cette distance correspondant à  $\frac{1}{4}$  de la distance inter électrode,  $c$ , est la longueur "utile" du vernis c'est à dire celle où celui-ci permet d'obtenir un effet gradateur intéressant.

Le résultat de cette deuxième observation peut s'interpréter en considérant que deux effets interviennent dans la répartition de la contrainte. Il y a, d'une part la réfraction des équipotentielles à l'interface, qui dépend du saut de permittivité entre la céramique et le vernis, lorsque les équipotentielles tendent à s'écarter les unes des autres, le champ diminue ; d'autre part, la répartition de potentiel est différente selon les valeurs relatives des impédances capacitives des milieux en présence et notamment de celle du vernis.

Ces deux phénomènes se conjuguent de telle sorte que plus le vernis a une permittivité élevée, plus la valeur maximale prise par le champ dans la zone à risque est faible.

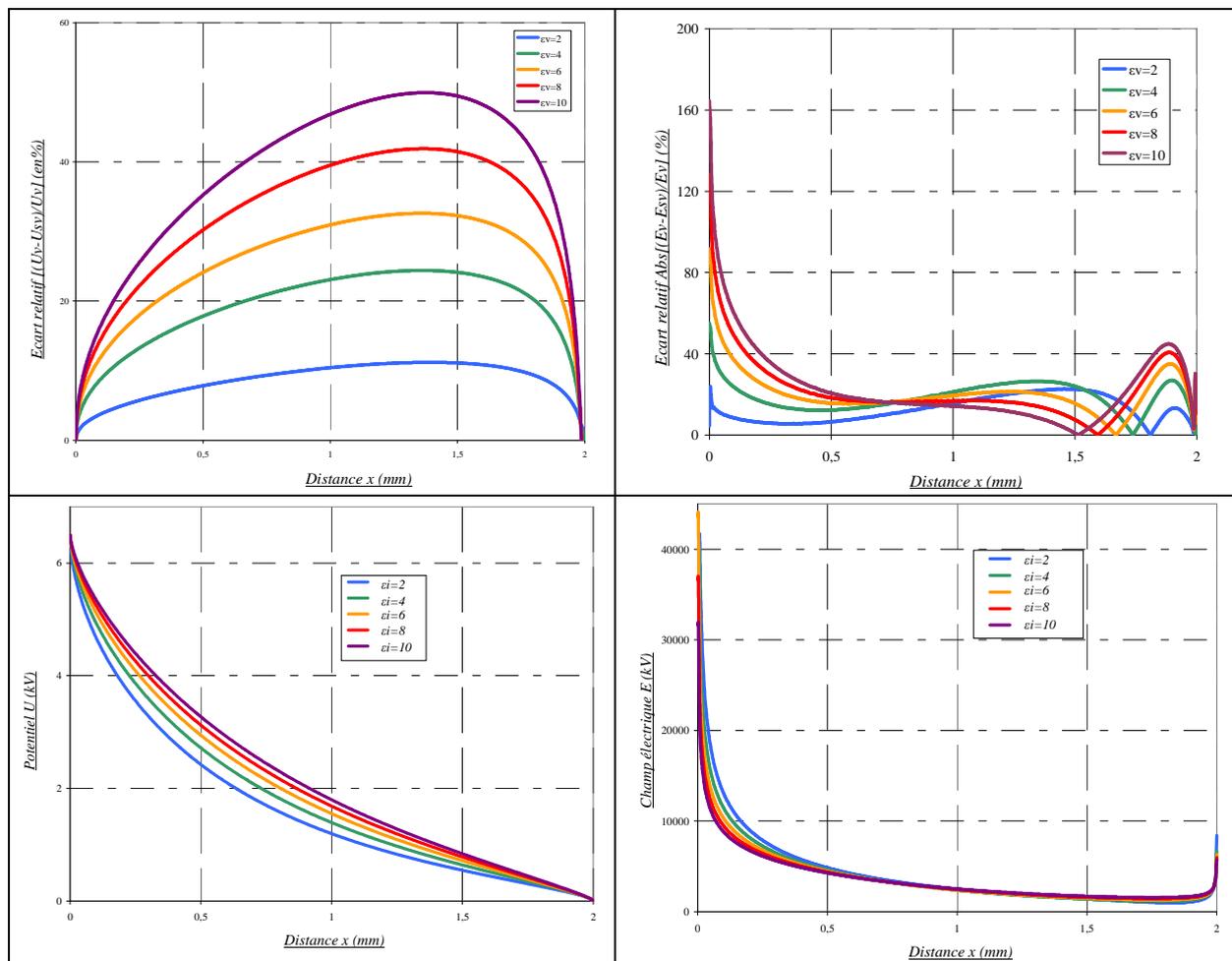


Fig. 2.16 : Répartition du potentiel et du champ électrique à la surface en AC 50Hz calculée par logiciel de CEF pour différentes valeurs de permittivité  $\epsilon_v = 2, 4, 6, 8, 10$ . Ecart relatif entre le profil du potentiel  $U (\epsilon_{sv})$  et du champ électrique  $E (\epsilon_{sv})$  calculé en l'absence de vernis et celui calculé avec un vernis de permittivité constante  $U (\epsilon_v)$  et  $E (\epsilon_v)$ .

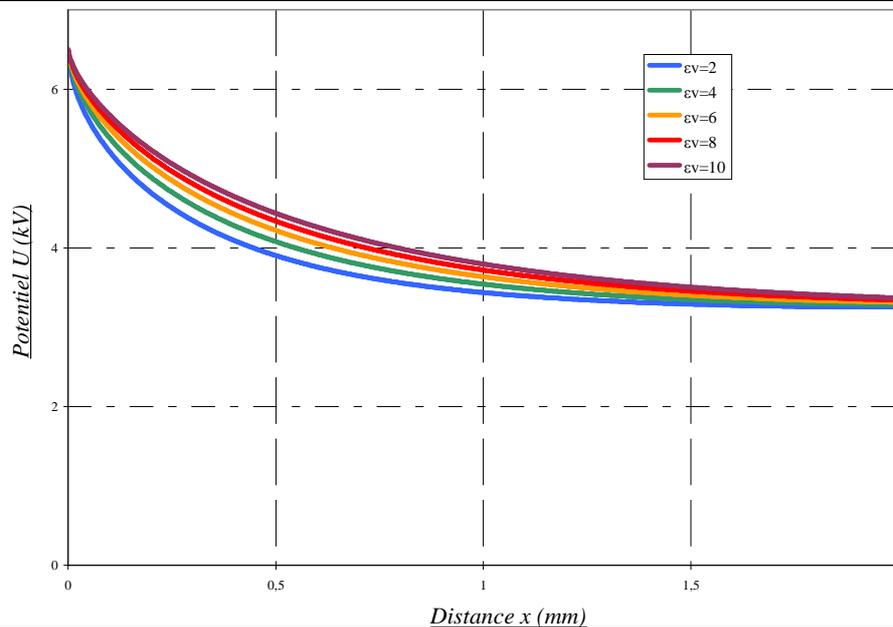


Fig. 2.17 : Répartition du potentiel de surface en contournement entre le conducteur 1 et conducteur 0 en AC 50Hz calculée par logiciel de CEF pour différentes valeurs de permittivité  $\epsilon_i = 2, 4, 6, 8, 10$

### 3.1.2. Analyse des résultats et discussion

Si l'on considère un matériau de permittivité homogène, on s'attend à ce que la répartition du champ soit plus faible que dans le cas d'un vernis à gradient de permittivité. En effet, le coefficient de réfraction à l'interface entre l'isolation et le vernis est le même en tout point, et les équipotentielles sont partout réfractées avec le même coefficient. Si la permittivité est correctement choisie, celles – ci tendent à être mieux espacées sur toute la longueur et le champ est réduit.

Il semble donc qu'un matériau à permittivité constante conduise à un abaissement du champ plus marqué qu'un matériau non – linéaire puisque dans ce dernier cas la réfraction est plus marquée. En outre, il est possible que dans le cas d'un matériau à gradient de permittivité, les valeurs de  $\epsilon$  suivent à 50Hz les variations de la tension, et que la répartition de la tension soit elle – même modifiée au cours du temps.

Un autre argument, d'ordre pratique cette fois, donne également un avantage au matériau linéaire. Le profil  $\epsilon(E)$ , qu'il faudrait pouvoir estimer quantitativement, n'est à priori pas facile à déterminer. On peut ainsi se demander si un matériau possédant ce type de propriété est réalisable en pratique. Certaines céramiques ferroélectriques, comme le titanate de

baryum, sont connues pour leurs propriétés de décroissance de la capacité lorsque la tension augmente. Mais ce n'est pas ce comportement qui est recherché (c'est même le dual) [DEJ98] [LUH94].

D'un point de vue expérimental, la solution la plus « raisonnable » semble donc passer par l'utilisation d'un vernis capacitif dont les propriétés soient constantes, à condition de choisir judicieusement la permittivité du matériau par rapport à celle de l'isolation. En effet, dans le cas contraire, la réfraction des équipotentiels serait telle que la concentration du champ serait maintenue, voire aggravée.

## 3.2. Matériau résistif

### 3.2.1. Influence de la conductivité électrique

Les effets de la conduction et en particulier des charges libres  $\rho_v$  étant négligeables dans des matériaux de cette nature, on estime que la répartition du potentiel n'est gouvernée que par l'équation de Poisson :

$$\Delta U = \frac{-\rho_v}{\epsilon^*} \quad (22)$$

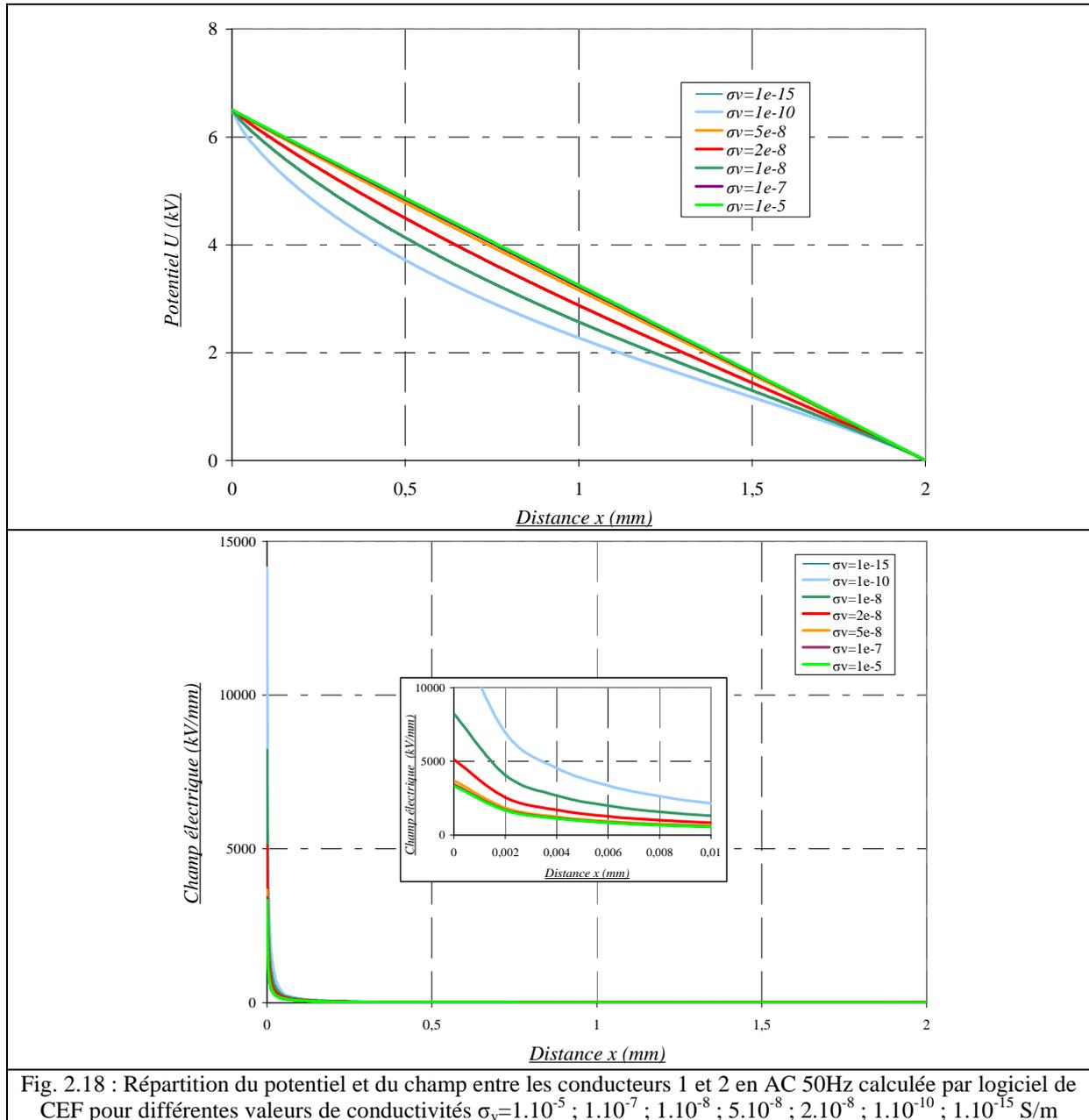
Nous présentons les résultats que nous avons obtenus lors de simulation par éléments finis (CEF) Maxwell 3D. Les conditions de simulation sont les suivantes :

- Maillage de la géométrie de test : 17000 triangles. Maillage adaptatif avec renforcement du maillage autour du point triple z ;
- Nombre de points de calcul sur le long de l'interface c : 200 ;
- Précision du calcul (erreur) : 0,5 % ;
- Distance entre les conducteurs 1 et 2 : c=2mm ; épaisseur de la céramique : a=1mm
- Nature des matériaux : céramique : AlN ( $\epsilon_a = 8,8$ ) ; conducteurs 1, 2, 3 : cuivre ( $\sigma_c = 5,8.10^7$ ) ; région : Air ( $\epsilon_r = 1,006$ )
- Tension d'alimentation :  $V_a = 6,5\text{kV}$  ; répartition des équipotentiels tous les 500V.

Pour identifier la contrainte électrique dans une large plage de conductivité couvrant ainsi la majeure partie des isolants connus, nous avons décidé d'observer les évolutions de la répartition de potentiel et du champ électrique pour une conductivité du vernis  $\sigma_v$  constante et

successivement égale à  $1.10^{-5}$ ,  $1.10^{-7}$ ,  $1.10^{-8}$ ,  $5.10^{-8}$ ,  $2.10^{-8}$ ,  $1.10^{-10}$ ,  $1.10^{-15}$  S/m. Les résultats de ces simulations sont données dans la figure 2.18.

Un zoom montrant l'évolution du champ électrique pour les plus faibles distances (0 à 10 $\mu$ m) de la répartition dans le vernis est également présentée.



### 3.2.2. Analyse des résultats et discussion

A partir des figures précédentes, nous pouvons constater que :

- Plus  $\sigma_v$  est grand, plus le potentiel est linéarisé dans l'espace inter électrodes, et par conséquent plus le champ électrique est réduit.
- Les matériaux ayant une conductivité égale ou supérieure à  $\sigma_v=1e-5$  S/m conduisent à un effet de répartition homogène de la contrainte tel que le champ n'excède en aucun point une valeur maximale de 3,25kV/mm.

Cette dernière observation permet d'apporter des éléments de compréhension supplémentaires. En effet, on note que dans le cas où les équipotentielles sont très rapprochées, la montée de potentiel s'effectue de manière très abrupte, le champ étant alors très intense localement. C'est le cas de matériaux à conductivité élevée pour lesquels la contrainte électrique se comporte quasiment comme dans le cas où le milieu environnant est un isolant parfait (l'air étant le cas extrême) et où l'effet de pointe, intrinsèque à la géométrie est très marqué.

Il est également important de noter que d'un point de vue temporel, les représentations de l'amplitude du potentiel et du champ en fonction de la distance  $x$  ne donnent pas une image directe de la contrainte électrique réelle. Elles correspondent aux instants pour lesquels le vernis est soumis à la contrainte la plus sévère et sont donc représentatives lorsqu'il s'agit de dimensionner un matériau.

Ils doivent cependant être interprétés avec prudence lorsqu'il existe des déphasages notables entre les tensions : ils ne constituent pas une photographie, c'est-à-dire une représentation de l'état du système à un instant donné, mais la répartition de la contrainte maximale.

### 3.3. Comparaison entre matériau capacitif et résistif

Les résultats auxquels nous sommes parvenus en simulant le comportement d'un matériau résistif sont encourageants, notamment vis-à-vis de la réduction du champ. Toutefois, nous n'avons pas comparé jusqu'ici les deux types de matériaux (résistifs et capacitifs). Nous allons donc, dans ce qui suit, présenter ces résultats avec le même modèle utilisant les méthodes de résolution par éléments finis.

Nous simulons deux matériaux en choisissant leurs caractéristiques électriques de telle sorte qu'à 50Hz, l'un soit capacitif et l'autre soit résistif. Ainsi, les caractéristiques sont :

- $\sigma_v=1e-5$  S/m,  $\epsilon_v = 2$  pour le premier vernis, et  $\sigma_v=1e-10$  S/m,  $\epsilon_v = 2$  pour le second vernis ;
- $\sigma_v=1e-15$  S/m,  $\epsilon_v = 6$  pour l'isolation.

La composante capacitive des deux vernis à 50Hz vaut :  $\omega\epsilon_0\epsilon_v = 5,5.10^{-9}$  S/m. Ainsi, la composante résistive du premier vernis est  $\sigma_v=1.10^{-5}$  S/m ; par conséquent  $\sigma_v > \omega\epsilon_0\epsilon_v$ , et en accord avec les équations de départ (cf. §I.3.2), ce matériau est dit résistif à 50Hz.

De même, la composante résistive du second vernis est  $\sigma_v=1e-10$  S/m ; par conséquent  $\sigma_v < \omega\epsilon_0\epsilon_v$  et ce matériau est à priori capacitif à 50Hz.

Dans les simulations qui suivent, le cas « sans vernis » correspond à la simulation du cas où les propriétés du vernis s'assimilent à celle de l'air, soit  $\sigma_v = 0$ ,  $\epsilon_v = 1$ .

La figure 2.19, présente la répartition de l'amplitude du champ électrique dans l'air en surface du vernis dans le cas du matériau résistif et capacitif.

Deux remarques peuvent être faites pour le cas du vernis résistif :

- La réduction du champ induite par la présence du vernis est très significative. Le champ est globalement constant sur la surface inter – électrodes (le potentiel est donc homogène) et n'excède pas une valeur autour de 3,3 kV/mm.
- Ce résultat n'est pas surprenant, dans la mesure où il concorde avec les observations faites dans la partie précédente.

En ce qui concerne le vernis capacitif, les observations sont différentes :

- La répartition du champ en présence du vernis se rapproche de celle observée sans vernis, et le champ maximal mesuré dépasse largement la précédente valeur obtenue avec le vernis résistif.
- Ce résultat, tout comme précédemment, n'est pas mauvais au vu de ce qui a été démontré lors de l'étude de l'influence de la conductivité du vernis. La réduction du champ étant très faible avec un matériau résistif de faible conductivité, il n'est pas surprenant que cette réduction soit moindre avec un vernis capacitif de conductivité encore plus faible.

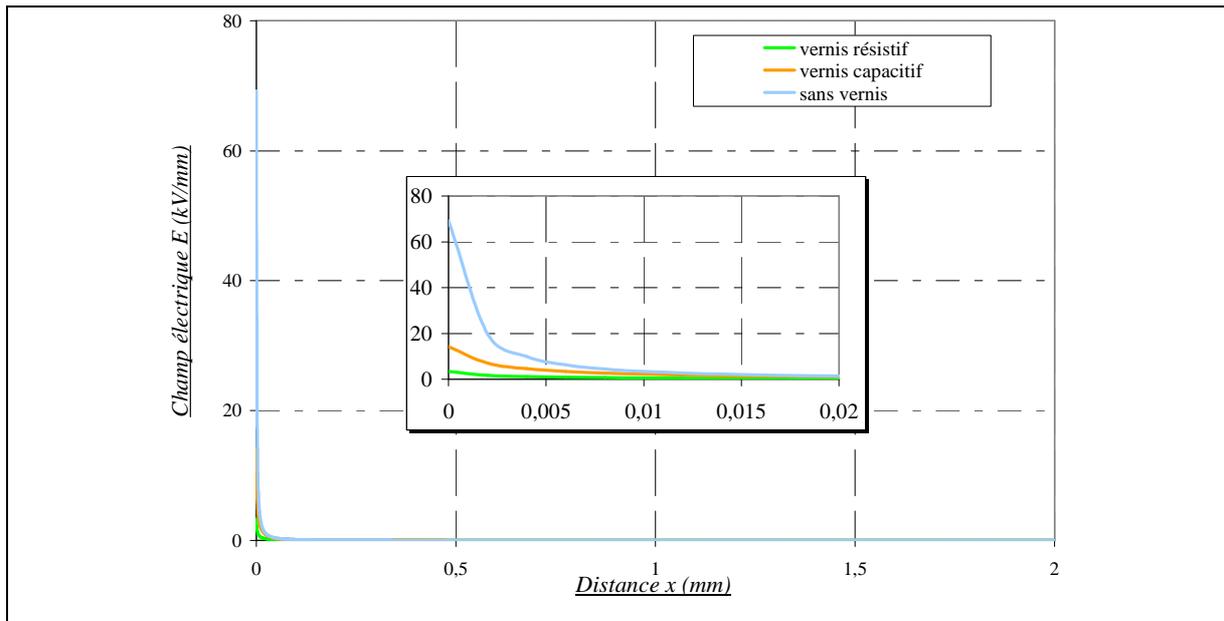


Fig. 2.19 : Répartition de l'amplitude du champ électrique entre les conducteurs 1 et 2 en AC 50Hz calculée par logiciel de CEF à partir d'un matériau résistif ( $\sigma_v=1e^{-5}$  S/m) et capacitif ( $1e^{-10}$  S/m)

Les figures 2.20 et 2.21 représentent les répartitions des équipotentielles obtenues lors de l'utilisation de vernis pour des conductivités respectives de  $\sigma_v=1e^{-5}$  S/m et  $\sigma_v=1e^{-10}$  S/m.

Ces deux représentations montrent l'évolution de la réfraction des lignes de potentiel à l'interface du vernis ainsi que sa répartition sur l'interface inter – électrodes c.

Dans le premier cas, on constate que la répartition du champ est globalement homogène. La structure peut raisonnablement être considérée localement comme un condensateur plan.

En revanche, dans le second cas, la distorsion du champ reste fortement marquée au niveau du conducteur 1 et on ne peut pas considérer la structure comme un condensateur plan, même localement.

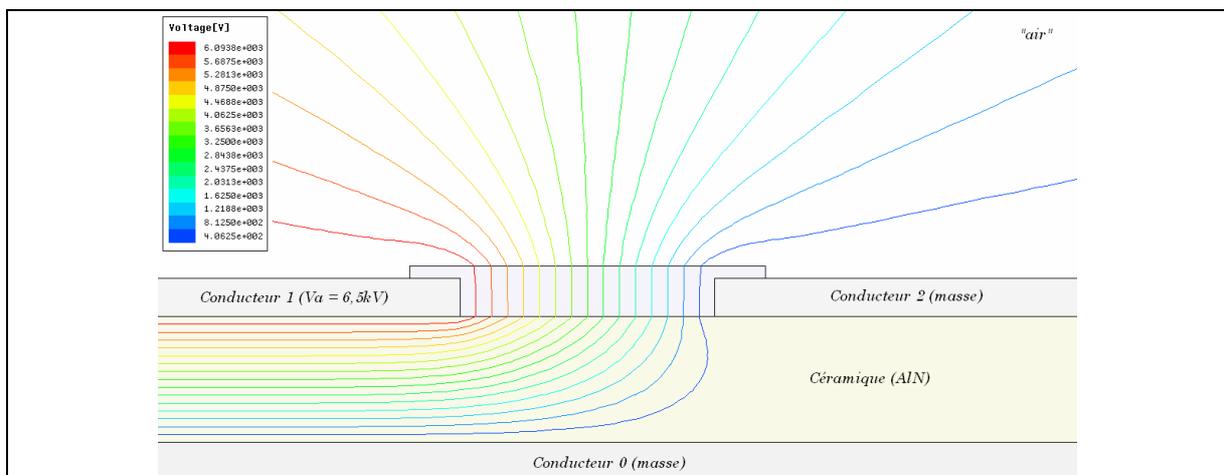


Fig. 2.20 : Répartition des équipotentielles donnée par le logiciel de CEF en AC 50Hz pour une conductivité  $\sigma_v=1e^{-5}$  S/m

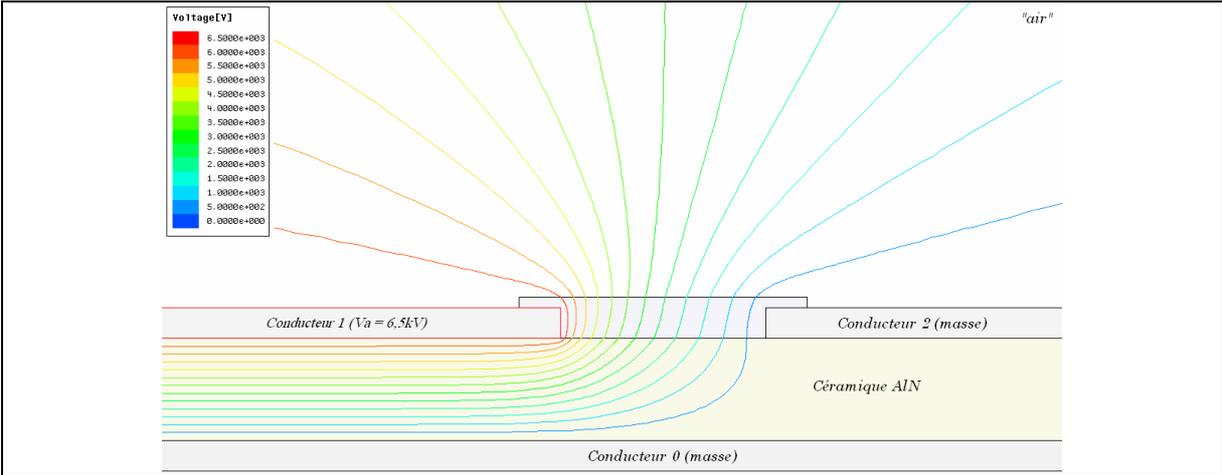


Fig. 2.21 : Répartition des équipotielles donnée par le logiciel de CEF en AC 50Hz pour une conductivité  $\sigma_v=1e^{-10}$  S/m

## 4) Bilan et conclusion

A l'issue de ce chapitre, nous avons mis en évidence quatre points fondamentaux. Les deux premiers portent sur les mécanismes principaux mis en jeu dans la répartition de la contrainte électrique, que nous avons tenté de clarifier. Les deux autres portent sur les éléments que nous jugeons essentiels dans le choix du dimensionnement d'un matériau destiné à remplir une fonction de linéarisation de la contrainte.

- Dans le cas d'un vernis capacitif où les milieux sont tous isolants, nous avons établi que les répartitions du champ et du potentiel sont peu différentes de celles observées en l'absence de vernis. En particulier, si un effet de pointe existe dans une géométrie donnée, cet effet tend à perdurer avec un vernis capacitif lorsqu'on considère pour ce matériau des valeurs usuelles de permittivité (entre 2 et 10).

Toutefois, une réfraction des équipotentiels et une redistribution de celles – ci se produisent à l'interface entre les deux milieux (l'isolation et le vernis) de permittivités différentes. Il est donc possible de réduire légèrement le champ électrique en jouant sur l'indice de réfraction.

En outre, il semble que, d'un point de vue qualitatif, un vernis à gradient de permittivité permette d'obtenir une réfraction graduelle des équipotentiels sur la partie inférieure du vernis, donc des lignes de potentiel équidistantes et un potentiel homogène en surface de celui-ci. En revanche, ce matériau ne conduit pas nécessairement à un abaissement optimal du champ.

- Dans le cas d'un vernis résistif, nous avons montré que la présence de ce milieu de conductivité supérieure à celle du milieu isolant induit un étalement non négligeable des équipotentiels, aussi bien dans le vernis que dans le volume de l'isolant, allant dans le sens d'une homogénéisation du potentiel et d'une réfraction significative du champ.

Cette redistribution dépend essentiellement de la conductance du vernis, dans la mesure où cet étalement l'emporte sur l'effet de réfraction qui n'intervient donc pas au sens défini dans le cas des matériaux capacitifs. Une illustration de ce phénomène a été donnée à travers la comparaison des équipotentiels obtenues avec un vernis capacitif et résistif [WEE96].

- Nous avons montré que dans les conditions simulées, un vernis de conductivité autour de  $\sigma_v=1e^{-5}$  S/m permettait d'avoir un abaissement significatif du champ électrique.
- De plus, nous n'avons pas considéré le comportement des matériaux résistifs à propriétés non – linéaires, c'est-à-dire tels que leurs conductivités varient en fonction du champ électrique. Nous sommes néanmoins parvenus à un abaissement du champ.

Par conséquent, ceci tendrait à remettre en cause le fait que la variation non – linéaire de la conductivité en fonction du champ électrique soit une condition nécessaire pour obtenir un effet optimal de la répartition homogène de la contrainte.

- Enfin, nous avons pu constater que la structure de test et plus particulièrement son dimensionnement, pouvait influencer fortement le positionnement de la contrainte électrique.

Ainsi, l'utilisation de la masse inférieure sur un substrat provoque l'apparition du point triple. Le renforcement du champ électrique passant d'une configuration plan / plan à une configuration pointe / plan.

Le changement de comportement du champ électrique, observé pour des distances inter électrodes inférieures à 2mm, montre que l'étude de vernis gradateurs de potentiel ne pourra se faire par la suite que dans une géométrie de test bien particulière respectant cet espacement.

Dans ce chapitre, nous avons étudié la majeure partie des aspects fondamentaux que nous souhaitons aborder. Dans ce qui suit nous avons donc entrepris une approche expérimentale dans le but de fournir une validation à l'approche théorique développée jusqu'ici.

**CHAPITRE III :  
ETUDE EXPERIMENTALE DE LA GRADATION  
PAR MATERIAUX REPARTITEURS DE  
POTENTIEL**

## 1) Conditions expérimentales

Dans la majeure partie des études portant sur les vernis dits "gradateurs" de potentiel, la mesure des caractéristiques courant – tension est effectuée afin d'identifier parmi différents matériaux ceux susceptibles de répartir de façon homogène la contrainte électrique [BIR97] [GOF94].

Dans le chapitre précédent, nous nous sommes essentiellement intéressés d'un point de vue théorique à la répartition du potentiel et du champ en surface de la géométrie d'étude par rapport aux coordonnées spatiales x et y.

Dans ce chapitre, ces matériaux sont étudiés en réalisant des relevés directs de ces grandeurs sur des échantillons représentatifs de notre étude. Ceci est en particulier réalisé à travers des mesures du potentiel de surface par sonde à champ nul ou par des mesures de décharges partielles.

### 1.1. Géométrie d'étude représentative

Des mesures sur des systèmes réels tels que les modules de puissance 6,5kV sont coûteuses et délicates à mettre en œuvre. Aussi une géométrie recréant une contrainte électrique haute tension non – uniforme a-t-elle été développée à partir d'un substrat d'AlN métallisé avec deux électrodes et une contre électrode de cuivre nickelé, figure 3.1.

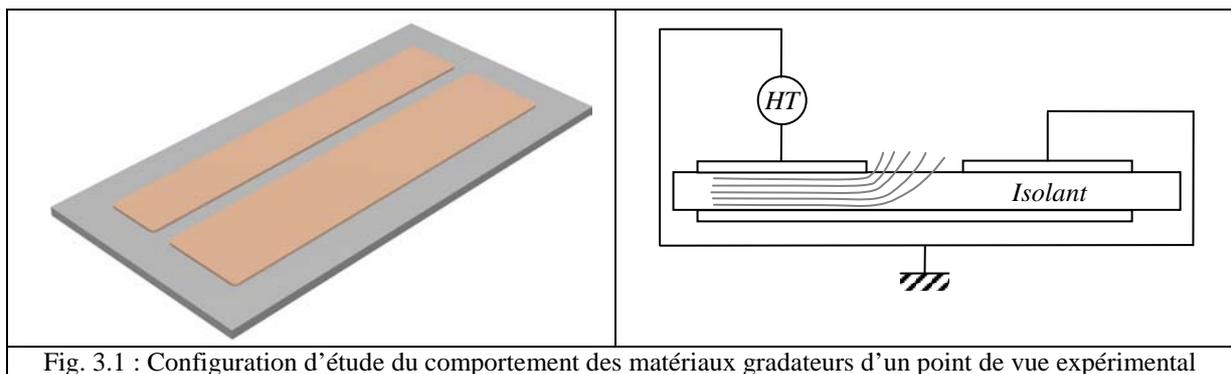


Fig. 3.1 : Configuration d'étude du comportement des matériaux gradateurs d'un point de vue expérimental

Le substrat est métallisé par un procédé DBC. Ses dimensions sont les suivantes :

- Longueur et largeur de la céramique AlN :  $L = 50\text{mm}$  ;  $l = 25\text{mm}$
- Longueur et largeur de la première métallisation :  $L = 42\text{mm}$  ;  $l = 6\text{mm}$
- Longueur et largeur de la seconde métallisation :  $L = 42\text{mm}$  ;  $l = 9\text{mm}$
- Longueur et largeur de la contre électrode :  $L = 48\text{mm}$  ;  $l = 23\text{mm}$
- Rayon des pistes : 0,5 mm

- Epaisseur de la céramique : 1mm
- Epaisseur des métallisations : 300 $\mu$ m

Une des deux électrodes est portée à la haute tension tandis que la deuxième électrode ainsi que la contre électrode située sur la face inférieure sont reliées à la masse : une concentration du champ électrique se produit donc au voisinage de l'électrode HT. Cette géométrie est utilisée pour caractériser les matériaux gradateurs déposés en surface de l'isolation entre les deux électrodes supérieures [DUC07].

Ce dispositif reprend les configurations présentées dans les chapitres précédents, et notamment les simulations. Afin de justifier l'utilisation de cette configuration, nous présentons, en préambule, sa caractérisation afin de garantir sa représentativité pour la validation des matériaux gradateurs.

## 1.2. Critères d'études retenus

Compte tenu de l'objectif visé lors de l'emploi de ces matériaux gradateurs, c'est-à-dire une répartition homogène du potentiel pour des contraintes électriques alternatives, le cahier des charges que nous nous sommes fixés est le suivant :

Nous considérons que la linéarisation du potentiel, et donc la réduction du champ électrique, n'est efficace que si le champ est diminué de manière significative, en tout point, de la géométrie par rapport à la répartition obtenue sans ce matériau. Dans tous les cas, l'observation d'un renforcement de la contrainte électrique obtenue par l'utilisation de l'un de ces vernis l'éliminerait évidemment de notre choix.

A partir de cet objectif, nous considérons les critères d'étude suivants qui nous paraissent les plus pertinents pour pouvoir ensuite apprécier la qualité des différents matériaux étudiés :

- La représentativité de la géométrie de test consiste à vérifier qu'un matériau qui satisfait (ou non) au cahier des charges dans un cas réel, le fait aussi dans la géométrie de test ;
- D'un point de vue expérimental, les mesures de potentiel de surface sont plus aisées à mettre en œuvre en DC qu'en AC50Hz. Par conséquent, une comparaison préalable doit être effectuée afin de déterminer si l'étude d'un matériau sous contrainte DC est suffisante ou si les propriétés de celui-ci diffèrent foncièrement de son comportement en alternatif.

- Dans le cas où une étude en AC s'avère obligatoire, seule la mesure du potentiel de surface est utilisée.

## 1.3. Choix des matériaux

### 1.3.1. Les matrices isolantes

Nous décrirons, dans cette partie, les matériaux isolants qui seront utilisés par la suite pour l'étude des matériaux hybridés. Ces matériaux ont été choisis, entre autres, pour leurs bonnes caractéristiques électriques. Par la suite, nous donnerons donc les caractéristiques principales des matériaux que nous avons sélectionnés tant dans les familles de gel silicone que dans celles des colles. L'objectif est de réaliser entièrement des matériaux hybrides performants pour une utilisation comme matériaux gradateurs de potentiel.

#### 1.3.1.1. Définition

La matière de base pour une matrice isolante est souvent composée d'un élastomère, soit à base de caoutchouc naturel, soit de caoutchouc de synthèse. Les élastomères contiennent de 50% à 60% de caoutchouc et sont souvent appelés simplement « caoutchouc ». Le reste est composé de charges, d'agents de vulcanisation, d'accélérateurs, de produits retardant le vieillissement et d'autres additifs qui permettent de modifier la matière première afin de répondre aux exigences de l'application.

Les silicones sont habituellement classées en fonction de leur mode de réticulation :

- Les HTV (*High Temperature Vulcanisation*), silicones réticulant à chaud (de 110°C à 160°C) au moyen de peroxyde.
- Les RTV (*Room Temperature Vulcanisation*), silicones réticulant à froid, molécules de bas poids moléculaire.

On peut trouver les silicones sous forme de monocomposant ou de bicomposant. Dans les monocomposants se trouve un inhibiteur de polymérisation évitant au produit de se transformer pendant le stockage ; cet inhibiteur va s'évaporer pendant la polymérisation. La phase monomère est séparée du catalyseur de polymérisation.

1.3.1.2. Nature des matrices

Le gel silicone a la capacité de conserver ses propriétés physiques à des températures extrêmes de -66°C à 280°C. Il demeure flexible à ses températures extrêmes et présente une faible déformation résiduelle après compression.

Ce sont de très bon isolants électriques et leur résistance aux ultraviolets, à l’ozone et aux intempéries est excellente mais ils peuvent avoir une tendance à l’hydrolyse aux hautes pressions de vapeur et en l’absence d’oxygène aux hautes températures

Propriétés	Unités	Valeurs
<b>Thermiques</b>		
Gamme de température d’utilisation	°C	-70 à +280
CTE	ppm.°C <sup>-1</sup>	> 300
Conductivité thermique	W.°C <sup>-1</sup> .m <sup>-1</sup>	0,16
<b>Mécaniques</b>		
Résistance à la traction	MPa	6,5
Allongement à la rupture	%	580
<b>Electriques</b>		
Rigidité diélectrique	kV.mm <sup>-1</sup>	14 à 20
Constante diélectrique		2,7

Tab.3 : Tableau récapitulatif des propriétés des silicones [MAT06]

Les gels permettent l’encapsulation des architectures les plus complexes (creux, profondeurs, relief,...) de part leur très faible viscosité avant polymérisation. C’est un des principaux avantages qu’ils détiennent par rapport aux colles silicones qui restent extrêmement visqueuses même avant la polymérisation. Après cette étape de polymérisation, les gels et les colles ont quasiment la même viscosité.

	RTV 6156	TSE 3051	DC 732	RT 705	TSE322	Q3 -6611
	gel silicone GE	gel silicone GE	colle Dow Coarning	colle Elastosil	colle GE	colle Dow Coarning
Viscosité (mPa.s)	750	700	120	100	150	85
Rigidité diélectrique (kV.mm <sup>-1</sup> )	-	18	21,6	20	19,7	21

Résistivité volumique ( $\Omega.cm$ )	$10^{15}$	$10^{15}$	$1,5 \times 10^{15}$	$1 \times 10^{14}$	$1 \times 10^{14}$	$4 \times 10^{14}$
Constante diélectrique	2,8 ( $10^3$ Hz)	2,8 (60 Hz)	2,8 (100 à $10^3$ Hz)	3 (50Hz)	3,1 (50Hz)	3,07 ( $10^3$ Hz)
Facteur de dissipation ( $\tan\delta$ )	$10 \times 10^{-4}$ ( $10^3$ Hz)	$10 \times 10^{-4}$ (60 Hz)	0,0015 (100 à $10^3$ Hz)	0,001 ( $10^3$ Hz)	0,006 (50Hz)	0,0014 ( $10^3$ Hz)

Tab.4 : Tableau comparatif des propriétés des différents gels et colles silicone sélectionnées

### 1.3.2. Les céramiques à comportements non linéaires en tension

#### 1.3.2.1. Définition

De nombreux matériaux présentent une variation non – linéaire de leur conductivité en fonction de la tension mais dans les applications de matériaux hybridés, des varistances à base de carbure de silicium ou d’oxyde de zinc voire, dans de plus faibles proportions, de noir de carbone sont utilisées.

Le mot varistance est issu de la contraction des mots « variable » et « résistance ». On les retrouve sous diverses appellations anglo-saxonnes : VDR pour « *Voltage Dependant Resistor* » ou MOV « *Metal Oxyde Varistor* »

Les premiers travaux de mise en évidence de l’effet non – linéaire des matériaux à base de ZnO sont attribués à M.Matsuoka [MAT71], à qui l’on doit une description détaillée de la mise en œuvre des varistances à base de ZnO.

Pour ce qui nous concerne, retenons que les varistances à base d’oxyde de zinc ou de carbure de silicium sont des céramiques polycristallines réalisées à partir d’oxydes métalliques.

#### 1.3.2.2. Propriétés des varistances

La caractérisation des varistances suivant la norme standard IEEE C62 33-1982, repose en premier lieu sur le tracé de leurs caractéristiques courant – tension I(V) [BLE00].

Nous décrirons, par la suite, plus en détail, le principe de cette mesure pour l’obtention des caractéristiques I(V) des matériaux hybridés sous contraintes AC et DC (cf. III.2.2.2)

Connaissant les caractéristiques géométriques des matériaux (surface des électrodes et épaisseur), il est possible de tracer des courbes I(V) du type de la figure 3.2 suivante :

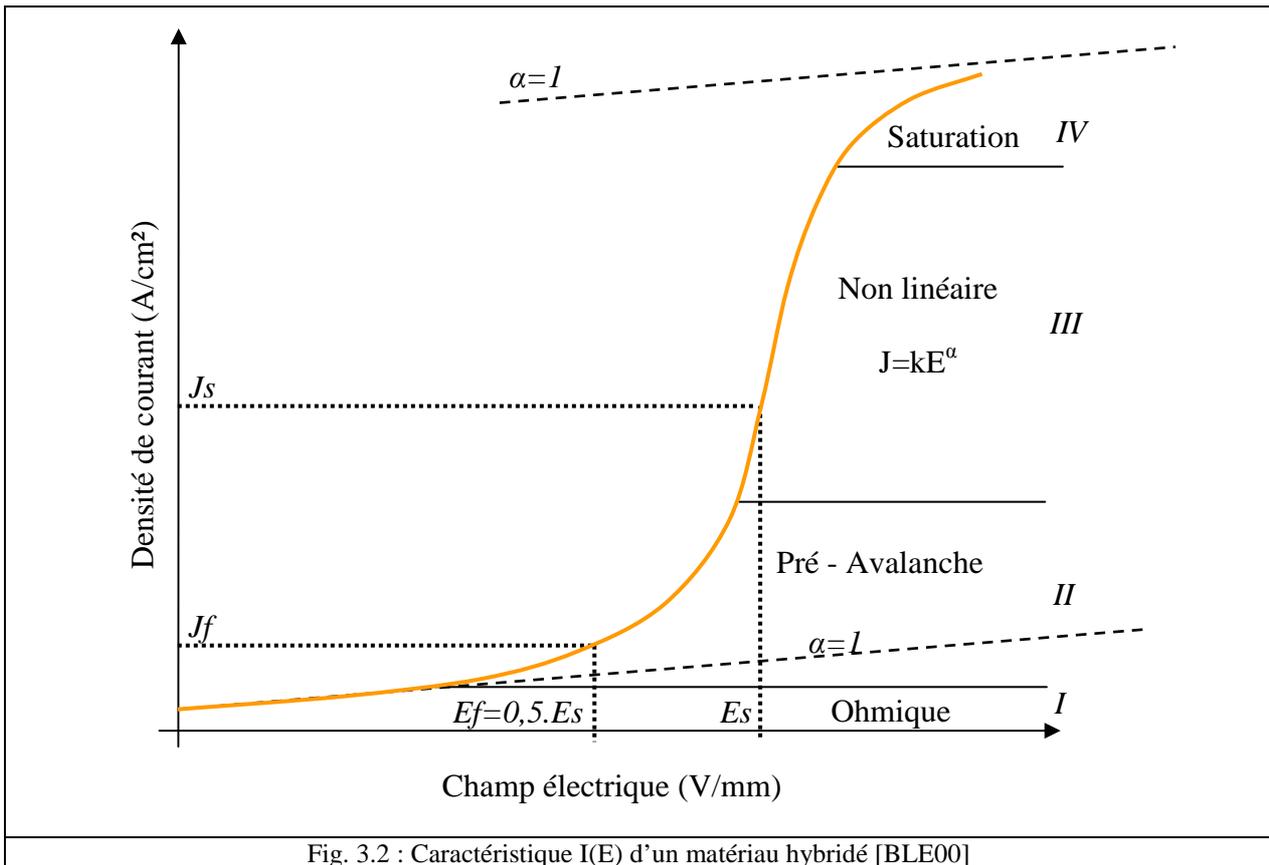


Fig. 3.2 : Caractéristique I(E) d'un matériau hybridé [BLE00]

Cette caractéristique permet de représenter de manière globale le comportement de la varistance sous deux types de contraintes bien spécifiques. En revanche, elle ne rend compte que de façon générale du comportement complexe des matériaux non – linéaires.

Sur la caractéristique courant – tension des varistances, on observe quatre zones distinctes correspondant à différents régimes de conduction.

L'étendue des ces quatre zones caractéristiques des varistances est généralement variable suivant leur origine. Elle dépend généralement du type de dopage de l'oxyde de zinc par les oxydes qui entrent dans la composition de la céramique.

### 1.3.3. Mise en œuvre

Dans ce paragraphe, nous reprendrons les différents matériaux décrits dans ce chapitre afin de donner chronologiquement les étapes nécessaires à la réalisation et la polymérisation d'un matériau hybride sur un substrat DBC.

A partir du synoptique donné dans la figure 3.4, nous allons décrire les trois grandes étapes nécessaires à l'obtention de cet échantillon gradateur :

- Préparation des éléments et brasage (Etape 1)

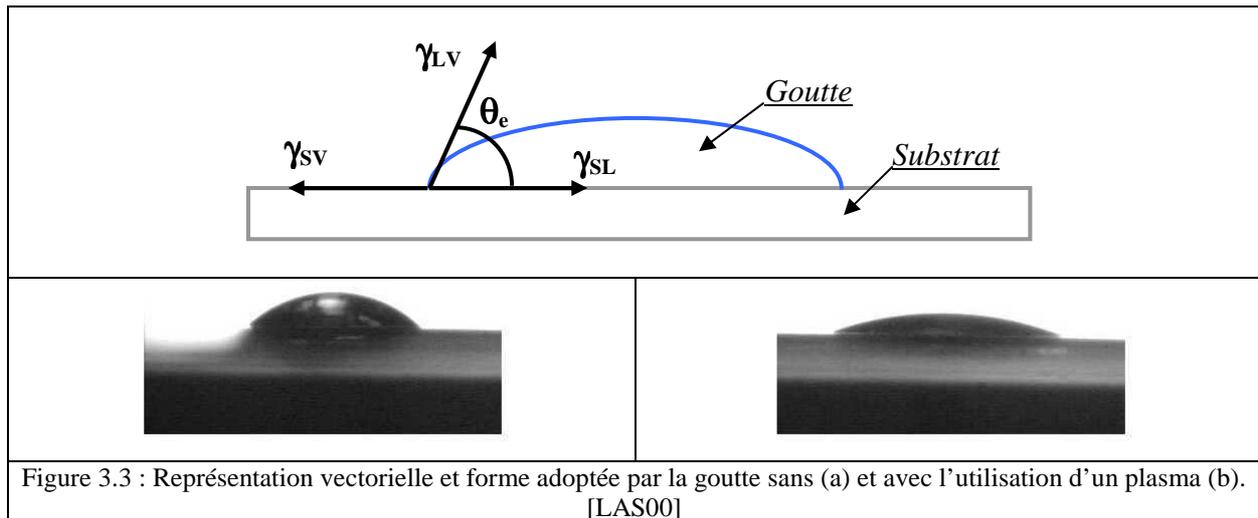
La phase la plus importante correspond surtout au brasage des éléments de connexions (picots) qui serviront ensuite aux tests diélectriques. Le brasage étant un facteur important de pollution, il est obligatoire de le réaliser avant le processus de nettoyage par bain ultra - son et plasma.

**Le brasage** est un procédé métallurgique qui permet d'assembler deux composants (une puce sur un substrat, la plupart du temps) sans aucun échange de matière entre les deux éléments. Le principe consiste à insérer un alliage de brasure à l'interconnexion. Ainsi, lors de la fusion, l'alliage se liquéfie et "mouille" chacun des deux matériaux. Il forme ainsi un joint de brasure par action de capillarité.

**Le flux** dans les alliages de brasage est utilisé pour faciliter la mouillabilité et la formation du joint brasé. Il a trois fonctions : chimique (le rôle principal du flux est de nettoyer la surface des contaminants, qu'il protège de toute réoxydation) ; thermique (aide par conduction au transfert de chaleur de la source vers le cœur de la brasure) ; physique (les produits réactifs doivent être chassés de la surface à braser, afin que cette dernière et l'alliage de brasage soient en contact intime).

- Hybridation des matériaux et préparation des substrats (Etape 2)

Après nettoyage dans un **bain à ultra** son pour éliminer les traces de flux et les dernières particules aux interfaces entre les métallisations et la céramique du substrat, l'échantillon est ensuite placé dans une **enceinte à plasma** afin d'augmenter la mouillabilité du substrat avant le dépôt du matériau hybride. En effet, lorsque l'on dépose une goutte de liquide sur un solide, celle-ci adopte une configuration particulière, reflétant les interactions se produisant entre le solide et le liquide. La forme adoptée par la goutte à l'équilibre thermodynamique correspond à l'énergie libre minimale du système substrat solide/goutte en présence du milieu gazeux environnant. La figure 3.3 donne une représentation vectorielle des forces agissantes (proposée par Young). L'angle de contact à l'équilibre thermodynamique  $\theta_c$  traduit la mouillabilité du solide par le liquide. L'adhésion sera forte pour un bon mouillage, c'est-à-dire pour un angle  $\theta_c$  qui tend vers ou est égal à zéro.



La réalisation du matériau répartiteur s'effectue par un mélange des poudres de varistances avec la matrice isolante. Le taux de **chargement** de ces particules variera en fonction de l'application visée, des propriétés diélectriques de la matrice isolante et des caractéristiques souhaitées pour ce matériau hybride. C'est ce que nous détaillerons par la suite.

- Dépose et polymérisation des matériaux (Etape 3)

**La dépose** du matériau sur le substrat DBC s'effectue via une dispenseuse à seringue préprogrammée au gabarit de l'échantillon. Cette étape peut aussi s'effectuer manuellement, directement avec une seringue ou un pinceau, mais nous avons choisi ce procédé afin de garantir la bonne homogénéité des particules de varistances dans la matrice isolante en tout point du substrat.

Pour réduire la probabilité de présence de bulle d'air dans le matériau hybride, on effectue ensuite trois cycles de **dégazage sous vide** en passant donc par trois fois de la pression atmosphérique (1013hPa) à une pression de 600hPa pour revenir à nouveau à la pression atmosphérique. Ces trois cycles garantissent une bonne extraction des bulles d'air du matériau.

Enfin, **la polymérisation** va figer le matériau hybride sur le substrat. Cette polymérisation dépend de la matrice isolante préalablement choisie. Pour ce qui est des gels et des colles silicones, un cycle de 2h à 120°C est réalisé pour cette polymérisation. En revanche, en ce qui concerne les vernis répartiteurs (8001 ou 8002), un simple passage sous hotte aspirante durant 2h permet de fixer le matériau mais on peut accélérer la réticulation par un passage en étuve à 100°C pendant 30min.

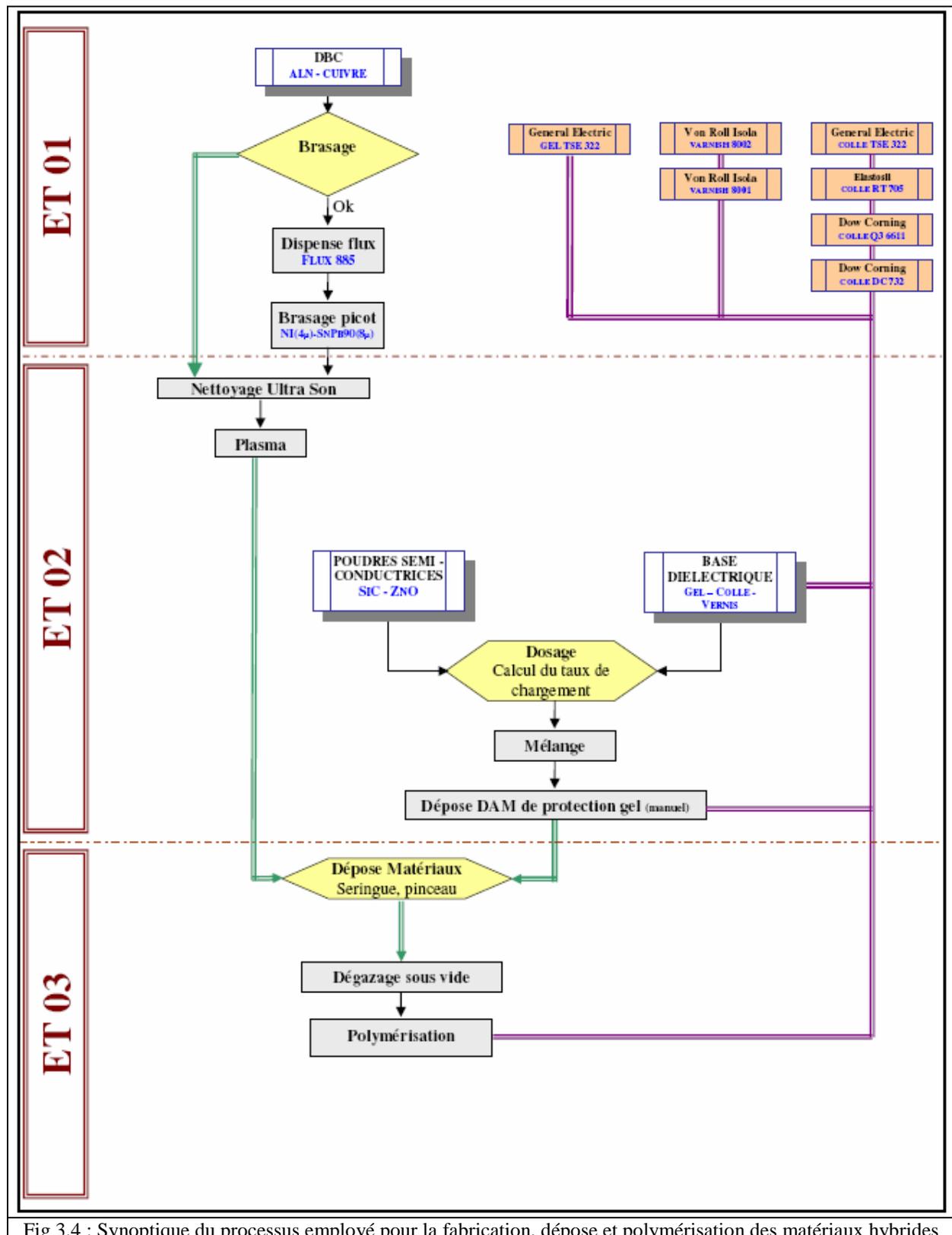


Fig 3.4 : Synoptique du processus employé pour la fabrication, dépose et polymérisation des matériaux hybrides

Afin de comprendre, dans un premier temps, les mécanismes liés à la gradation de potentiel, nous avons sélectionné deux vernis commerciaux, développés par la société VonRoll Isola. Les applications de ces vernis et les résultats obtenus ont été présentés dans le premier

chapitre (cf. § 5.2.3). Ils sont référencés sous les terminologies 8001 et 8002 et nous les désignerons par la suite comme les " vernis A et B". Leur composition est la suivante :

- Le vernis A est composé en fraction massique de 57% de particules semi – conductrices de SiC et 43% de résine phénolique comme matrice isolante. En proportion volumique, le vernis A est composé de 34% de particules SiC et 66% de résine phénolique.
- Le vernis B est composé de la même manière de 57% de particules semi – conductrices de SiC mais sa matrice isolante est composé de 43% de résine alkyde.

Les deux vernis commencent à polymériser à l'air ambiant au bout de 30min et le constructeur assure une réticulation complète au bout de 10h.

Pour déposer les vernis sur le substrat métallisé, nous avons choisi d'utiliser une dispenseuse à seringue afin d'assurer une répartition homogène du matériau. La figure 3.5 montre un échantillon ainsi obtenu. Les vernis sont insérés directement sur le substrat isolant en AlN entre les métallisations représentant les pistes "collecteur" et "émetteur". Afin de bien assurer le contact électrique, on assure un débordement de 1 à 2mm sur chaque piste.



Fig. 3.5 : Echantillon vernis et réticulé à l'air ambiant

## 2) Méthodes de mesures

### 2.1. Mesure du potentiel de surface par sonde électrostatique

#### 2.1.1. Principe de la mesure

On appelle voltmètre (ou sonde) électrostatique, tout instrument qui permet de mesurer un potentiel sans qu'il y ait transfert de charges entre la surface étudiée et l'instrument de mesure [TRE06] [VOS88]. Ce point est fondamental car tout transfert de charges, aussi minime soit il, fausserait la mesure en détruisant l'information disponible au départ. En outre, la mesure ainsi opérée est non destructive vis-à-vis du système étudié. Les deux méthodes de fonctionnement de ce type d'appareil reposent sur une variation, dans un cas de la capacité, et dans l'autre de la tension.

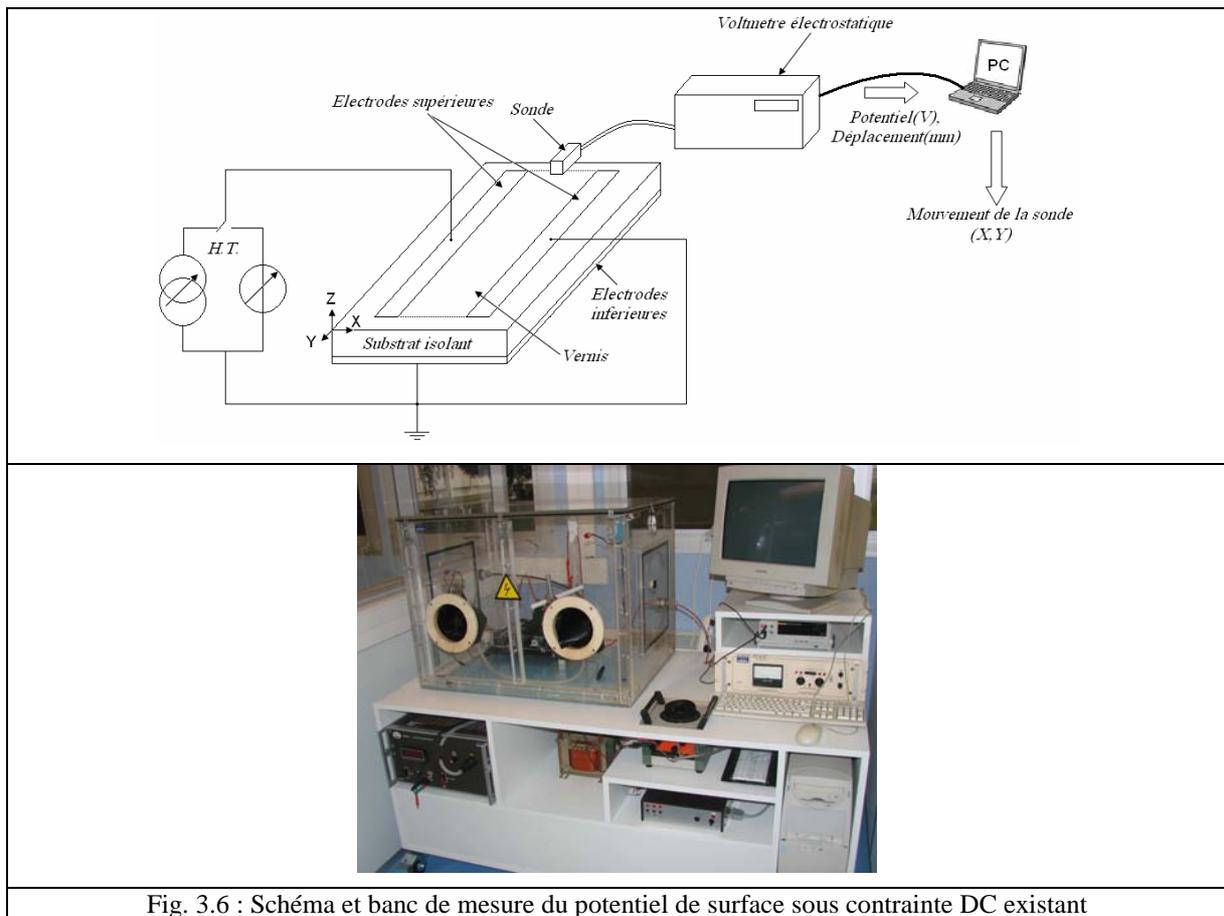
Deux caractéristiques principales définissent le domaine d'utilisation du voltmètre électrostatique :

- La nature (DC ou AC) et la tension maximale que peut délivrer le générateur haute tension intégré au voltmètre ;
- La vitesse de réponse du système. Bien que cette information ne soit pas explicitement fournie par le constructeur, c'est elle qui constitue la différence essentielle entre un voltmètre électrostatique ne fonctionnant que pour une tension continue et un voltmètre permettant la mesure de tension AC dans un domaine de fréquence donné. Dans ce dernier cas, le temps de réponse est tel que la sonde à le temps de « suivre » l'évolution de la tension au cours d'une alternance.

L'appareil que nous avons utilisé est un voltmètre électrostatique TREK341, avec sa sonde associée, permettant d'effectuer des mesures sous tensions DC jusqu'à une tension de 20kV. La mesure s'effectue à champ nul, ce qui signifie que la sonde est portée au potentiel à mesurer et que le résultat de la mesure est quasi-indépendant de la distance entre la sonde et la surface de l'échantillon si cette distance est inférieure à 1cm.

Des mesures comparatives entre le « *slew-rate* » de l'appareil et la pente maximale d'une sinusoïde à 50Hz ont permis de supposer que des mesures à cette fréquence étaient envisageables [RIV99]. La figure 3.6 représente le banc de mesure du potentiel de surface.

Une alimentation stabilisée délivre une tension continue jusqu'à 20kV, le courant étant limitée à 5mA.



L'échantillon à caractériser est déposé sur un chariot métallique mobile, relié à la masse. Le déplacement en x et en y est assuré par des moteurs pas à pas et le pilotage s'effectue à l'aide d'un PC. Une bonne calibration du déplacement des moteurs permet de couvrir la totalité de la surface du chariot.

Ce banc de mesure n'étant pas prévu au départ pour effectuer la cartographie du potentiel en AC, il est nécessaire de rajouter au dispositif existant, des éléments permettant d'effectuer des caractérisations sous contraintes de ce type.

### 2.1.2. Observation expérimentale du comportement du voltmètre et de la sonde à 50Hz

Dans ces travaux de thèse, J.Rivenc a, dans un premier temps, réalisé une observation du comportement de la sonde lors de l'application d'une tension alternative sur l'échantillon.

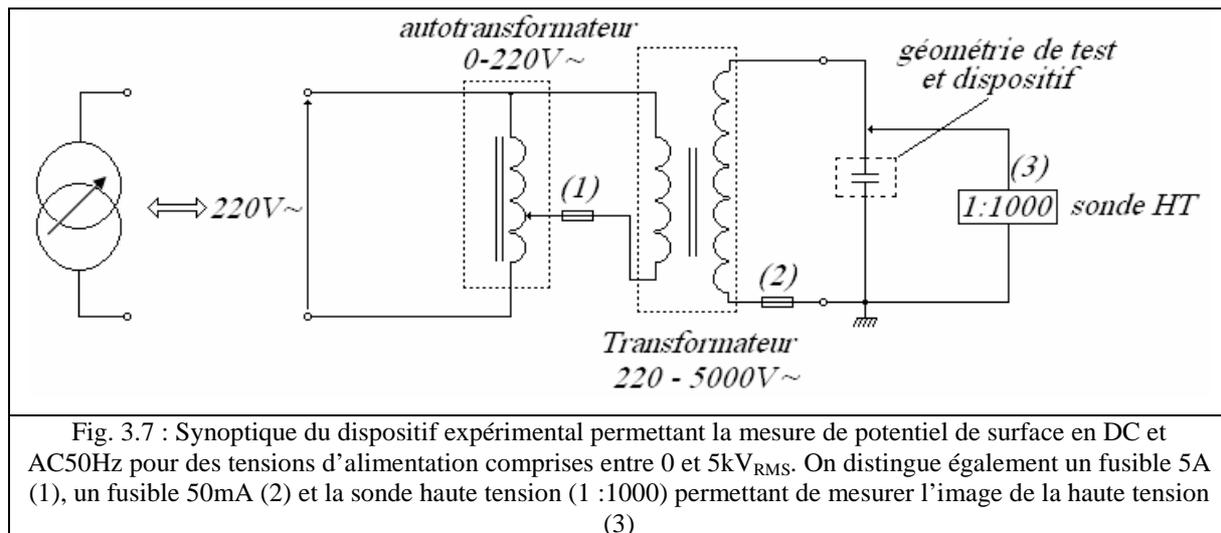
Les signaux prélevés ensuite sur la sortie du voltmètre électrostatique (1:1000) ont été observés sur oscilloscope et ont permis de tirer les conclusions suivantes :

- En ce qui concerne l'évolution du signal aux bornes de la sonde (Ss), en fonction de la fréquence du signal assigné sur l'échantillon (Sa) : lorsque la fréquence de Sa est inférieure à 10Hz, le signal Ss est en phase avec Sa et a la même amplitude. Ensuite, plus la fréquence augmente, plus ce signal est atténué en amplitude et retardé en phase. Néanmoins jusqu'à 200Hz environ, le système a une réponse linéaire, c'est-à-dire que Ss reste proportionnel à Sa.
- Dans un second temps un fil relie la haute tension à une électrode de la surface diélectrique, ainsi on relève le potentiel à 50Hz. L'amplitude du signal Ss est égale à celle de la haute tension lors du passage de la sonde au dessus de l'électrode ; La sonde peut donc rendre compte de la perturbation induite par la tension d'alimentation à cette fréquence.
- Toutefois, le système ne semble pas pouvoir permettre de mesurer le potentiel dans des conditions de champ nul en alternatif 50Hz. En effet, la valeur de crête de Ss varie avec la variation de la hauteur de la sonde. Plus la sonde est éloignée, plus le signal s'affaiblit, ce qui n'était quasiment pas le cas en continu.

Deux possibilités pouvaient donc être envisagées pour mesurer de façon correcte la valeur crête du potentiel : augmenter la fréquence d'échantillonnage de la carte ou redresser le signal aux bornes de la sonde. N'ayant pas d'éléments suffisants pour déterminer la fréquence d'échantillonnage qui permettrait à la carte de reconstituer fidèlement le signal de la sonde, l'insertion d'un montage redresseur entre la sortie du voltmètre et la carte a donc été préférée.

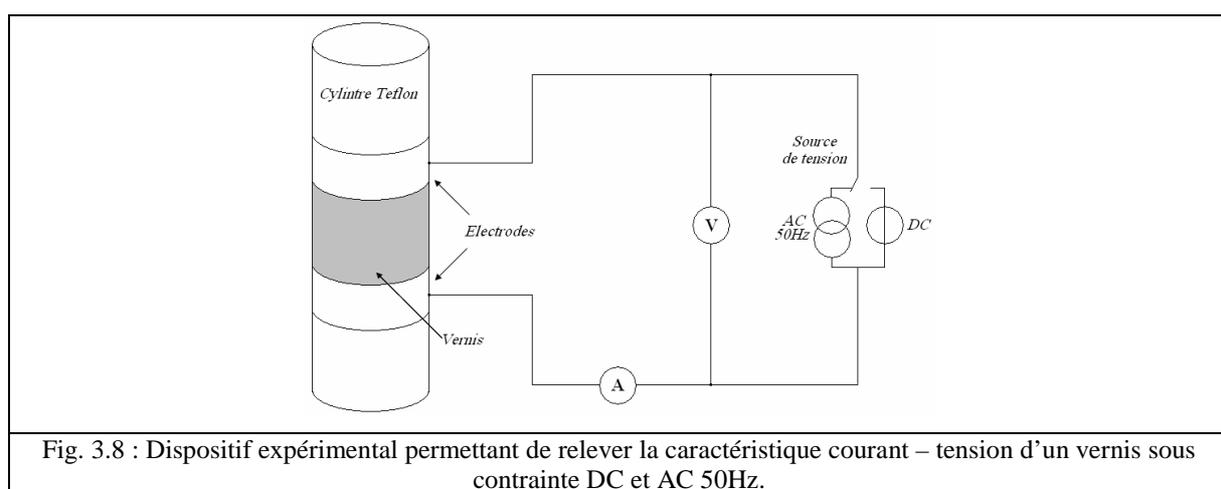
### 2.1.3. Modification et transposition du banc de mesure à l'AC50Hz

La figure 3.7, présente le synoptique de l'alimentation haute tension du banc de mesure initiale adaptée à des caractérisations en 50Hz : un autotransformateur délivrant une tension maximale de 220V est relié au primaire d'un transformateur délivrant à son secondaire une tension de 5kV. La protection du dispositif est assurée par deux fusibles respectivement de 5A pour le primaire et de 50mA pour le secondaire. Une sonde de tension (1 :1000), en parallèle avec l'échantillon permet de relever l'image de la tension d'alimentation.



## 2.2. Mesure des caractéristiques courant – tension

La figure 3.8 représente le dispositif expérimental utilisé pour la mesure des caractéristiques courant – tension. Ces mesures ont été proposées initialement par H.W. Vanderschueren et al. [BIR97] [WAR97]. Deux électrodes de forme cylindrique sont déposées sur un cylindre Téflon ; le vernis est déposé par une dispenseuse à seringue directement sur le cylindre en prenant soin de laisser dépasser une fine couche sur les électrodes afin d'assurer un bon contact électrique. La source de tension électrique est un transformateur 220-5000V déjà utilisé pour le montage de potentiel de surface. Sa valeur est mesurée à l'aide d'une sonde haute tension 1 :1000 et le courant est relevé par l'intermédiaire d'une résistance placée en série avec l'échantillon.



La caractéristique « courant – tension » a été préalablement mesurée avant l'application du vernis. Par la suite, les caractéristiques obtenues lors de l'utilisation des différents vernis ont

toujours été différentes de cette caractéristique initiale. C'est donc bien les propriétés du matériau qui sont mesurées.

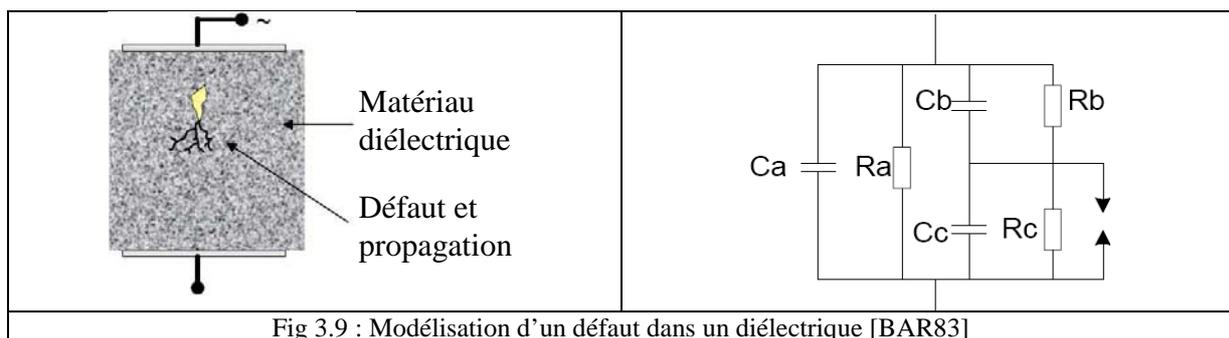
Dans chacun des cas étudiés, nous avons relevé l'évolution du courant pour différentes tensions appliquées et cela sous tension DC et AC 50Hz.

### 2.3. Mesure des seuils d'apparition et d'extinction des décharges partielles

Lorsqu'une tension est appliquée à un système d'isolation électrique comportant des défauts dans son volume ou présentant des interfaces multiples, on peut constater l'apparition de décharges. Afin d'expliquer les phénomènes liés aux décharges partielles (DP) nous considérons tout d'abord un défaut du type de celui décrit dans la figure 3.9.

L'une des modélisations couramment employée pour traiter des décharges partielles repose sur l'association de cellules (R, C). La partie saine du diélectrique en parallèle sur le défaut est modélisée par le réseau (Ra, Ca). La partie saine du diélectrique en série avec le défaut est modélisée par un réseau (Rb, Cb). Le défaut est modélisé par le réseau (Rc, Cc) (dont les caractéristiques dépendent également du gaz présent dans le défaut) et par un éclateur en parallèle.

La tension se répartit alors suivant le rapport entre les permittivités et les résistivités. Lorsque la tension aux bornes du défaut dépasse la tension de rupture du gaz dans le défaut, la décharge s'amorce. La décharge est dite partielle car elle ne court-circuite pas les deux électrodes.



On définit alors deux seuils qui caractérisent la décharge : le seuil d'apparition des décharges partielles, communément appelé  $V_{div}$  (Discharge Inception Voltage) et le seuil d'extinction des décharges  $V_{dev}$  (Discharge Extinction Voltage) (figure 3.10). Le niveau de tension nécessaire aux bornes d'un défaut contenant un gaz pour produire des décharges partielles est

donné en champ uniforme par la courbe de Paschen. Cette courbe représentée figure 3.11, indique la tension de rupture de l'air, en fonction du produit pression – distance [BRE03].

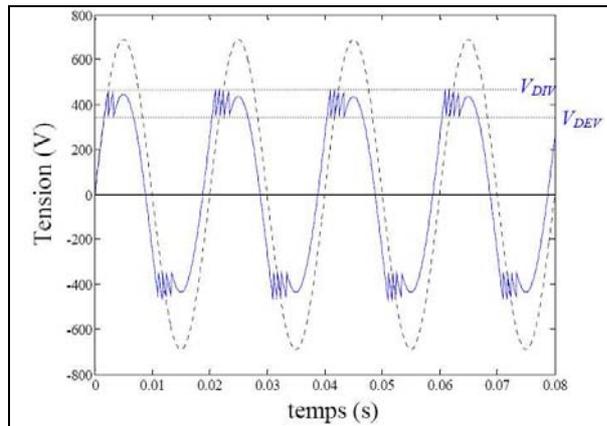


Fig. 3.10 : Tension aux bornes du défaut en présence de décharges partielles

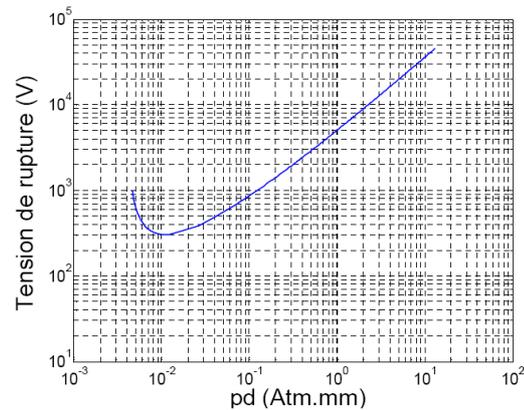


Fig. 3.11 : Courbe de Paschen pour l'air

Dans la majorité des cas, l'accès aux caractéristiques (dimensions, pression, nature du gaz) du ou des défauts est impossible. Il est alors nécessaire de mesurer ces seuils d'apparition et d'extinction des DP. Pour ce faire, différentes méthodes existent et peuvent être divisées en deux grandes catégories, en fonction de la grandeur que l'on souhaite mesurer :

- par détection de grandeurs non électriques,
- par détection électrique.

La mesure de ces différentes grandeurs présente des sensibilités différentes pour la détection des décharges. Dans ce qui suit, nous décrivons brièvement, dans un premier temps, les méthodes de mesure des DP par la détection de grandeurs non électriques avant de revenir plus en détail sur la détection par grandeur électrique.

### 2.3.1. Mesures des DP par la détection de grandeurs non électriques

Les décharges partielles induisent différents phénomènes "non électriques" perturbateurs dans l'environnement voisin du défaut. Parmi ces phénomènes, on relève :

- l'augmentation de la température,
- l'existence d'émissions sonores et ultra sonores,
- l'émission de rayons UV et visibles.

Le principal avantage de l'ensemble des méthodes "non électriques" est qu'elles permettent, sous certaines conditions, la localisation des décharges. En revanche, leur sensibilité est

fonction du mécanisme physique qu'elles détectent et peut donc être soit nettement moins efficace, soit bien meilleure que les méthodes électriques.

### 2.3.2. Mesures des DP par grandeurs électriques

La détection des décharges partielles par mesure électrique repose sur la mesure de la charge apparente. L'activation de la décharge entraîne la mise en mouvement de charges. C'est la détection de ces charges dans un circuit dont la bande passante se situe dans le domaine des hautes fréquences qui permet de mesurer les décharges partielles.

Deux configurations électriques sont utilisables pour réaliser ce circuit de mesures. Le principe reste identique dans les deux cas. La capacité de couplage ( $C_k$ ), associée à l'impédance de mesures ( $Z_m$ ) présente de très faibles impédances à haute fréquence ce qui permet de dériver l'impulsion liée à la décharge partielle.

Une mesure de tension est ainsi réalisée aux bornes de l'impédance de mesures. Le circuit électrique est décrit sur la figure 3.12.

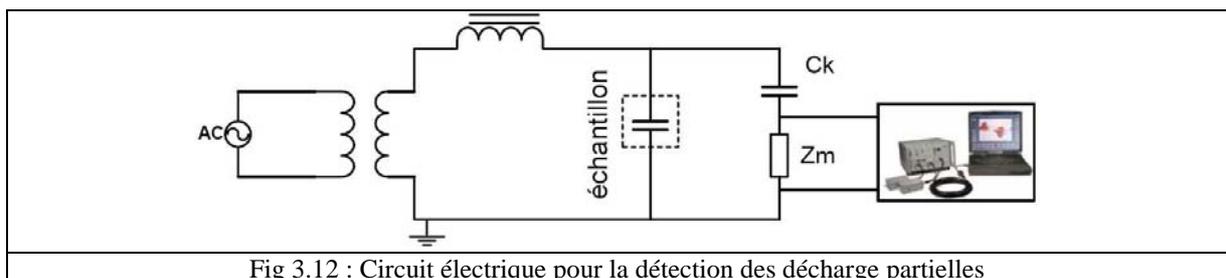


Fig 3.12 : Circuit électrique pour la détection des décharge partielles

Le choix de la configuration électrique s'effectue ensuite en fonction de la possibilité de relier ou non l'échantillon à la terre.

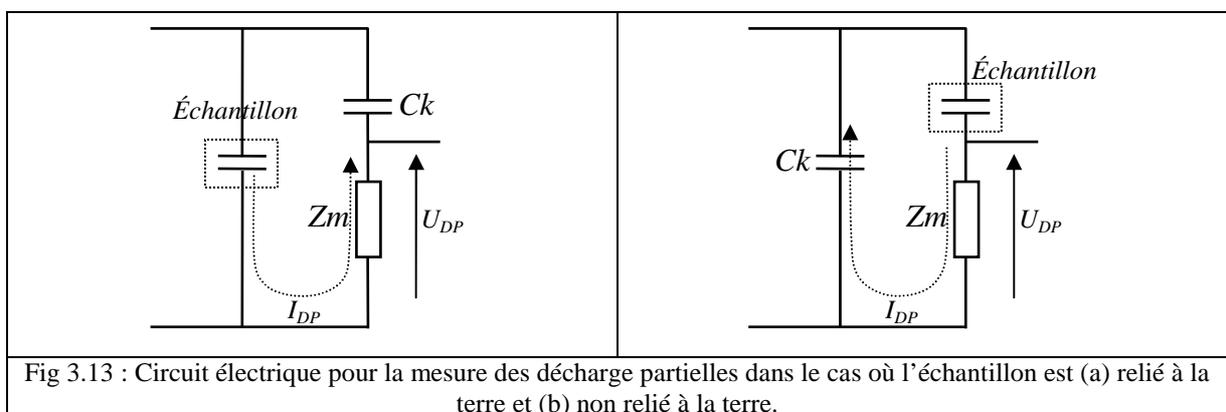


Fig 3.13 : Circuit électrique pour la mesure des décharge partielles dans le cas où l'échantillon est (a) relié à la terre et (b) non relié à la terre.

## 2.4. Mesure de la rigidité diélectrique

La détermination de la rigidité diélectrique d'un matériau isolant se fait au travers d'un essai destructif. Il consiste à augmenter la tension jusqu'à détecter un courant de 10mA dans l'échantillon. Le protocole de mesures est décrit dans la norme ASTM D 149-64 [AST64].

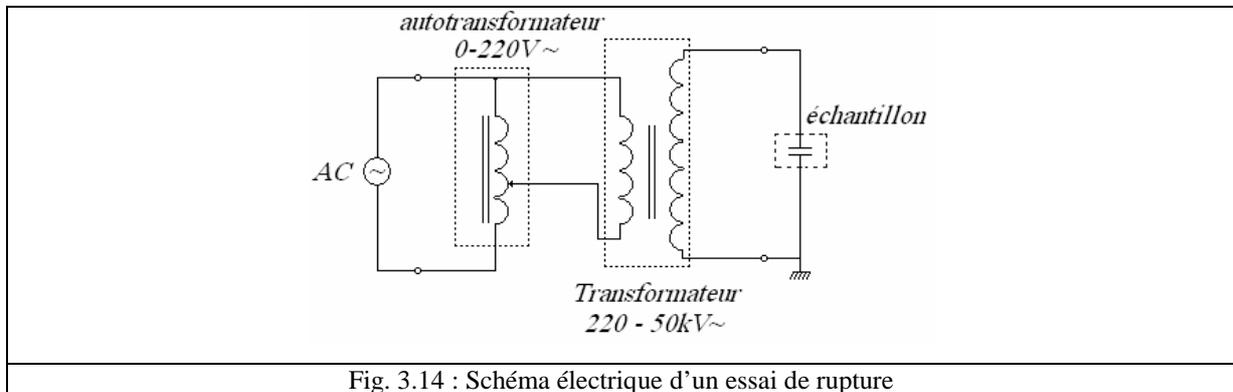


Fig. 3.14 : Schéma électrique d'un essai de rupture

Cet essai peut être réalisé dans différentes configurations de tension, d'électrodes, de température, d'épaisseur d'échantillons. La tension peut être, soit alternative, soit continue. L'essai peut être réalisé soit dans une configuration plan / plan ; dans ce cas on considère que l'essai est réalisé en champ homogène ; soit dans une configuration sphère / sphère où le champ peut en fonction des rayons de courbure des électrodes et de l'épaisseur de l'échantillon être considéré comme divergent.

Rappelons que le champ en configuration plan / plan est simplement :

$$E_p = \frac{U}{d} \quad (23)$$

Où U représente la tension appliquée en V et d la distance entre électrodes en m.

En revanche, dans le cas d'une configuration sphère / sphère, le champ en pointe est donné par l'équation suivante [LEB89] :

$$E_s = \frac{2 \times U}{r \times \ln \left( \frac{2d \left( 1 + \frac{2d}{R} \right)}{r} \right)} \quad (24)$$

### 3) Résultats et discussions

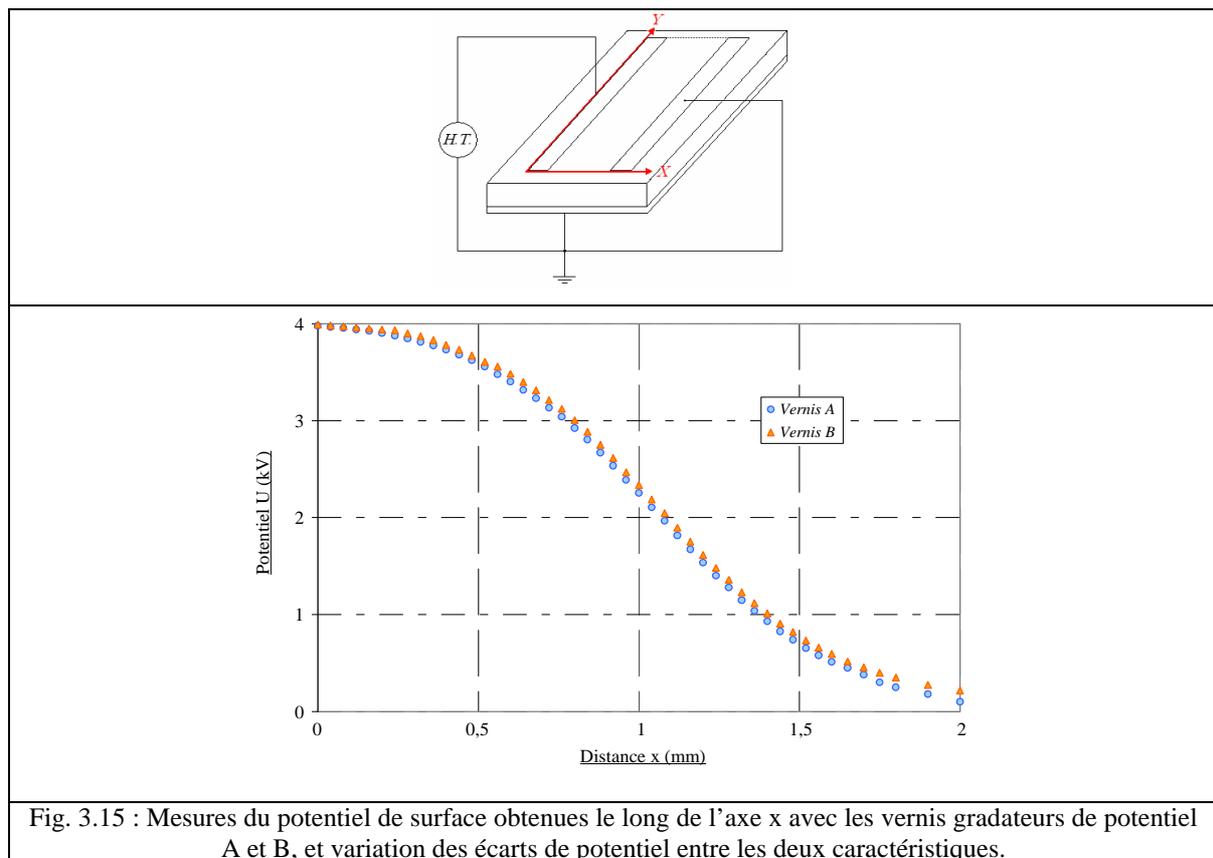
#### 3.1. Mesures du potentiel de surface et caractéristiques I(V)

##### 3.1.1. Résultats des mesures de potentiel de surface effectuées sur des vernis commerciaux

La figure 3.15 représente les cartographies du potentiel de surface obtenues en DC avec l'emploi de deux vernis gradateurs à base de résine phénolique (vernis A) et de résine alkyde (vernis B) chargés à 52% de particules SiC.

Sur ces premières caractéristiques du potentiel de surface, mesurées suivant l'axe x pour une tension d'alimentation de 4kV, on remarquera que les allures des deux courbes restent très proches l'une de l'autre.

Avant de réaliser un comparatif entre échantillons vernis et non vernis, nous pouvons d'ores et déjà supposer que nous aurons un comportement identique lors de l'utilisation de ces deux matériaux dans la structure d'étude.



La figure 3.16 représente les mesures de potentiel de surface obtenues avec et sans vernis gradateurs pour des tensions appliquées de 1, 2, 3 et 4kV. Dans les deux cas de figure,

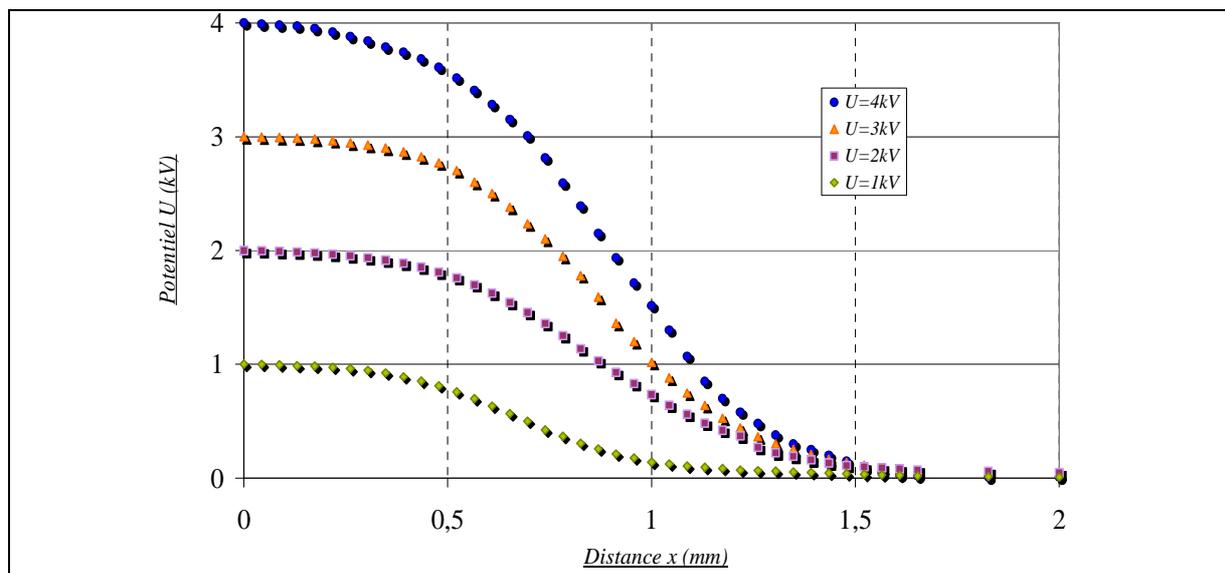
l'augmentation de la tension appliquée ne modifie pas la gradation de potentiel qui se répartit de la même façon.

On note à l'inverse, une linéarisation du potentiel lors de l'application du vernis confirmant ainsi l'intérêt de l'emploi de ces matériaux dans la structure d'étude. Dans le tableau qui suit, différents points de mesures remarquables ont été repris afin de mieux quantifier l'effet de cette gradation :

Distance (mm) / Potentiel (V)	$U_{4v}$	$U_{4sv}$	$U_{3v}$	$U_{3sv}$	$U_{2v}$	$U_{2sv}$	$U_{1v}$	$U_{1sv}$
0,5	3640	3280	2670	2530	1850	1625	975	634
1	2250	1410	1610	880	1300	640	780	125
1,5	700	305	580	140	480	120	360	40
2	140	10	60	12	50	8	5	1

Tab.5 : Tableau comparatif des tensions mesurées avec et sans vernis à 1kV, 2kV, 3kV et 4kV. Les indices représentent la tension appliquée et si l'échantillon est verni (v) où non vernis (sv).

On remarque que l'effet gradateur est quantifiable dès l'entame de la métallisation, puisque des écarts de potentiel significatifs sont déjà observés pour  $x = 0,5\text{mm}$ . Les écarts les plus remarquables sont en revanche mesurés à 1mm, ce qui représente la moitié de l'espace inter électrode de notre géométrie d'étude. Cette observation va dans le sens de notre objectif de linéarisation du potentiel et donc d'homogénéisation du champ électrique sur toute la distance inter – électrodes. En revanche, la tension de rupture relevée dans la même configuration de test reste dans l'ensemble plutôt basse puisque dans le cas du vernis A, on relève une tension de rupture du vernis autour de 4,8kV et 5,2kV dans le cas du vernis B.



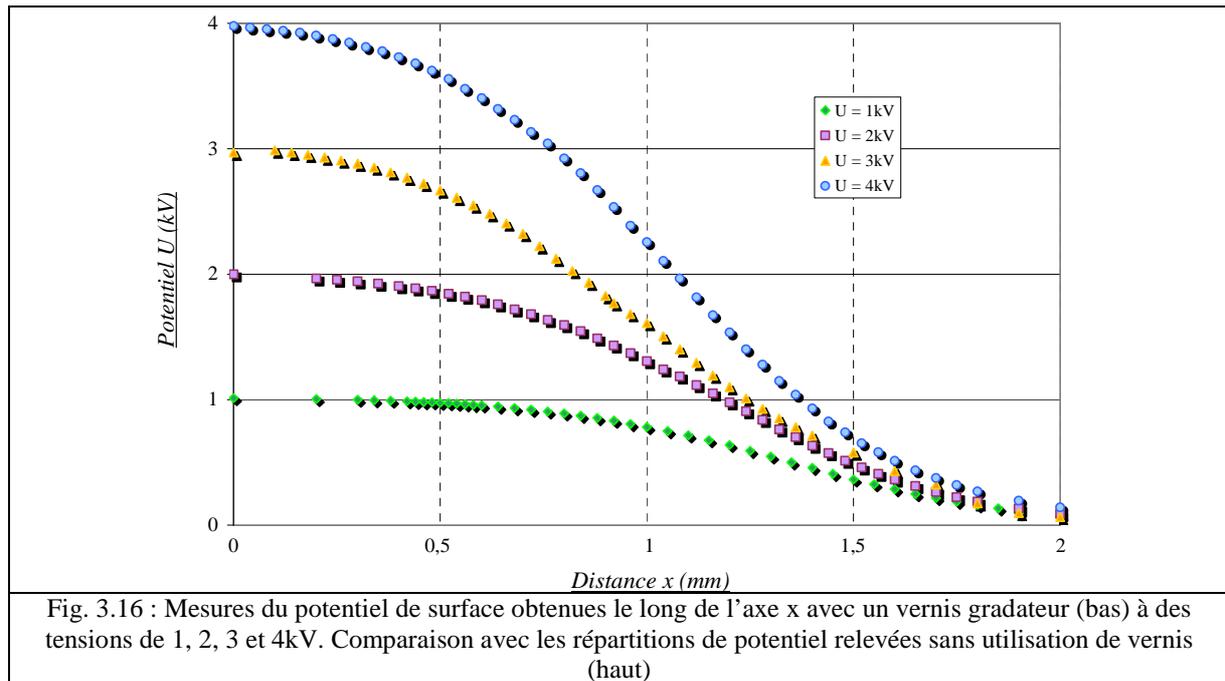


Fig. 3.16 : Mesures du potentiel de surface obtenues le long de l'axe  $x$  avec un vernis gradateur (bas) à des tensions de 1, 2, 3 et 4kV. Comparaison avec les répartitions de potentiel relevées sans utilisation de vernis (haut)

### 3.1.2. Caractéristiques Courant – Tension des vernis étudiés

Comme nous avons pu le voir dans le chapitre I (cf. §3.3.2.3.), la plupart des auteurs s'accordent à penser que la non linéarité de la caractéristique courant – tension d'un vernis est directement révélatrice des effets de gradation du potentiel.

Sur la figure 3.17 sont respectivement représentées, les caractéristiques I/V des vernis A et B sous une contrainte AC 50Hz et DC.

Quelle que soit la contrainte (continue ou alternative), on remarque que les comportements des vernis A et B différent complètement. Le vernis A montre en effet un comportement complètement non linéaire. On distingue ainsi sur ses caractéristiques I(V), la zone ohmique jusqu'à des tensions de  $2.3kV_{RMS}$  ou  $3.3kV_{DC}$ . Dans cette zone, le courant mesuré est encore faible ( $25\mu A$ ) et la résistivité du matériau très élevée ( $1.32 \times 10^9 \Omega.cm$ ).

Vient ensuite la zone de non – linéarité. Dans cette zone, le courant varie brutalement de plusieurs décades. Entre les deux se situe la zone de pré – avalanche, attribuée à l'effondrement des barrières de potentiel formées aux joints de grains.

A l'inverse, le comportement du vernis B, est linéaire. Ici on ne distingue que la zone fortement ohmique du matériau jusqu'à des valeurs de tension de  $2.8kV_{RMS}$  et  $4.1kV_{DC}$ . Tout comme pour le vernis A, le courant dans cette zone est encore faible. Ainsi on relève pour  $25\mu A$  une résistivité équivalente au premier matériau ( $0.92 \times 10^9 \Omega.cm$ ).

On observe sur les relevés I(V) en DC, l'entame de la zone de pré – avalanche, mais bien loin de la zone de non – linéarité du matériau.

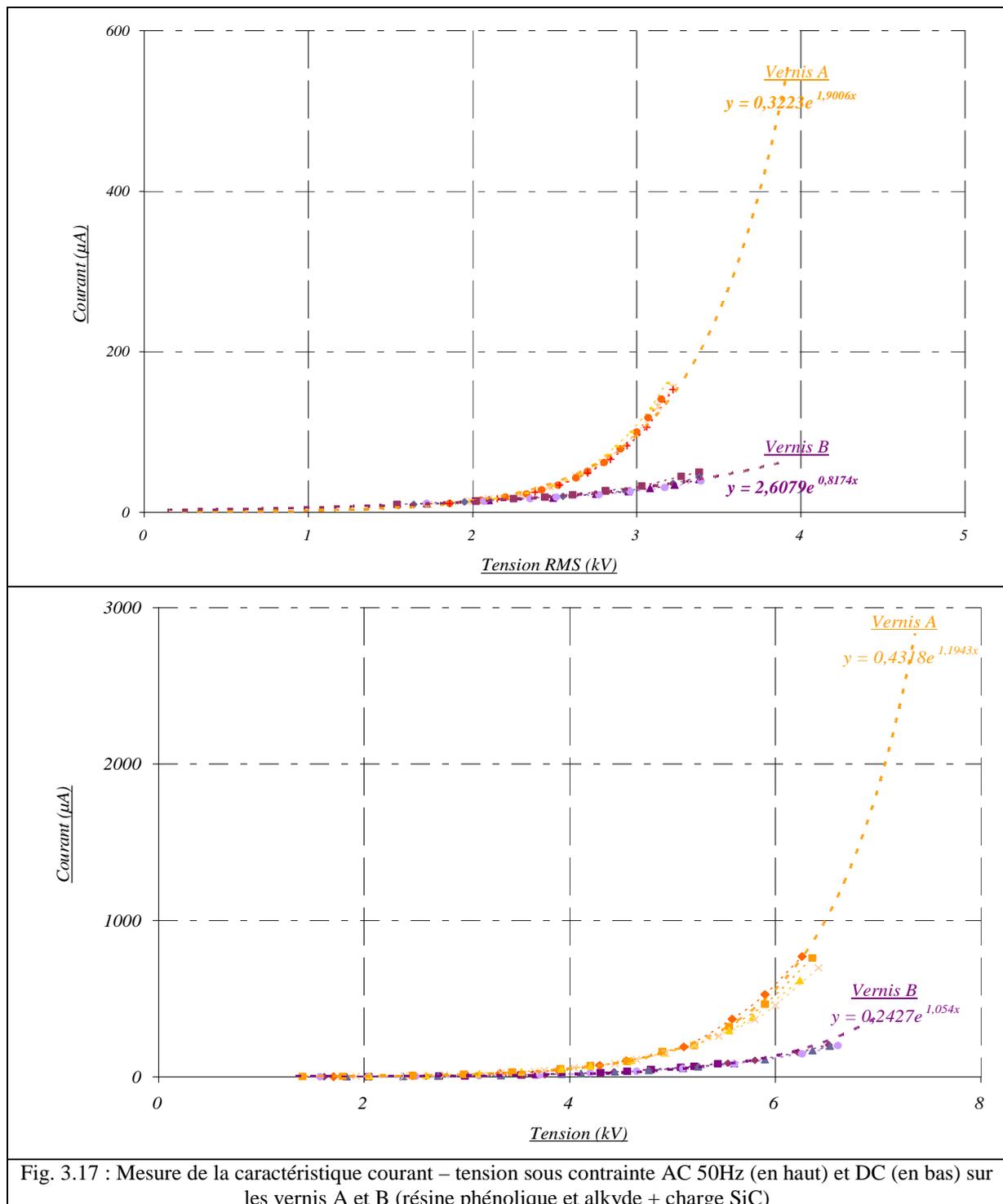


Fig. 3.17 : Mesure de la caractéristique courant – tension sous contrainte AC 50Hz (en haut) et DC (en bas) sur les vernis A et B (résine phénolique et alkyde + charge SiC)

Sur la figure 3.18, sont présentés les résultats montrant l'influence du taux de chargement en particules semi – conductrices sur les caractéristiques I – V du vernis A. La résine phénolique qui servait jusqu'ici de base au vernis A, avec 38% ; 60% ; 64% ; et 72%, de particules semi – conductrices SiC.

Le taux de chargement influence énormément les caractéristiques I – V du vernis. Ainsi les zones caractéristiques du fonctionnement d’un matériau hybride sont complètement modifiées. La zone ohmique est ainsi réduite lorsque le taux de chargement est plus important et c’est principalement la zone de pré – avalanche qui bénéficie de cette augmentation. La résistivité du matériau est ainsi affectée par cette augmentation et à fortiori, la tenue diélectrique du vernis sera réduite. Enfin la zone de non linéarité apparaît pour des tensions beaucoup plus faibles que celle observée dans le cas du vernis initial. En revanche, la gradation de potentiel, figure 3.19, n’est pas affectée et l’on retrouve les mêmes caractéristiques de potentiel de surface, quel que soit le pourcentage de charges employé.

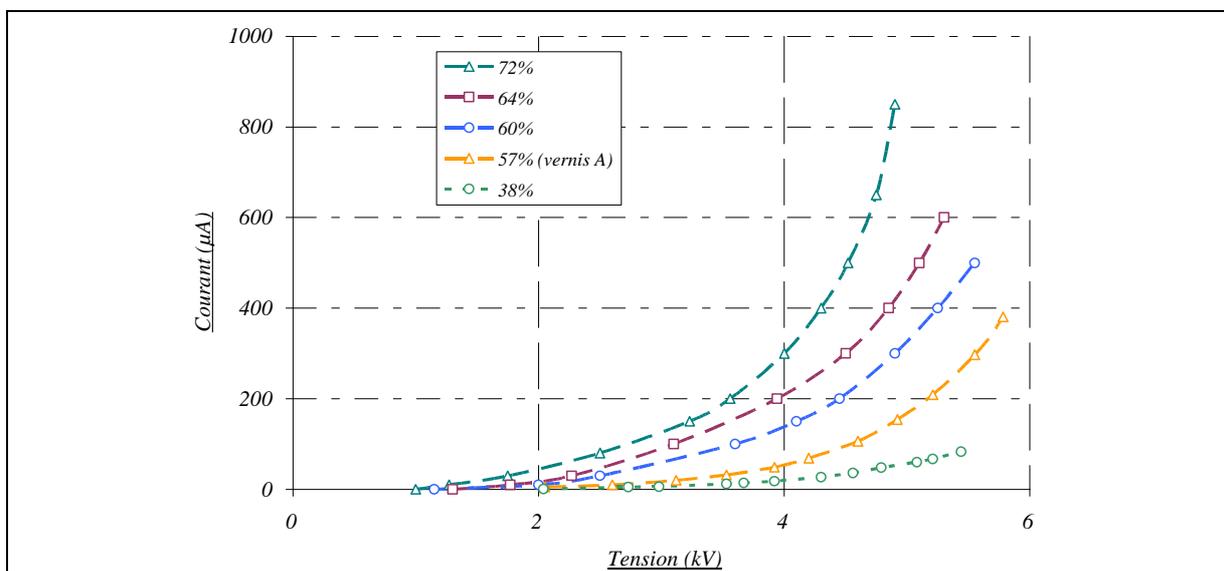


Fig. 3.18 : Mesure sous contrainte DC de la caractéristique courant – tension sur des matériaux hybrides résine + charges SiC : 38% ; 57% ; 60% ; 64% ; 72% obtenues à partir du vernis A.

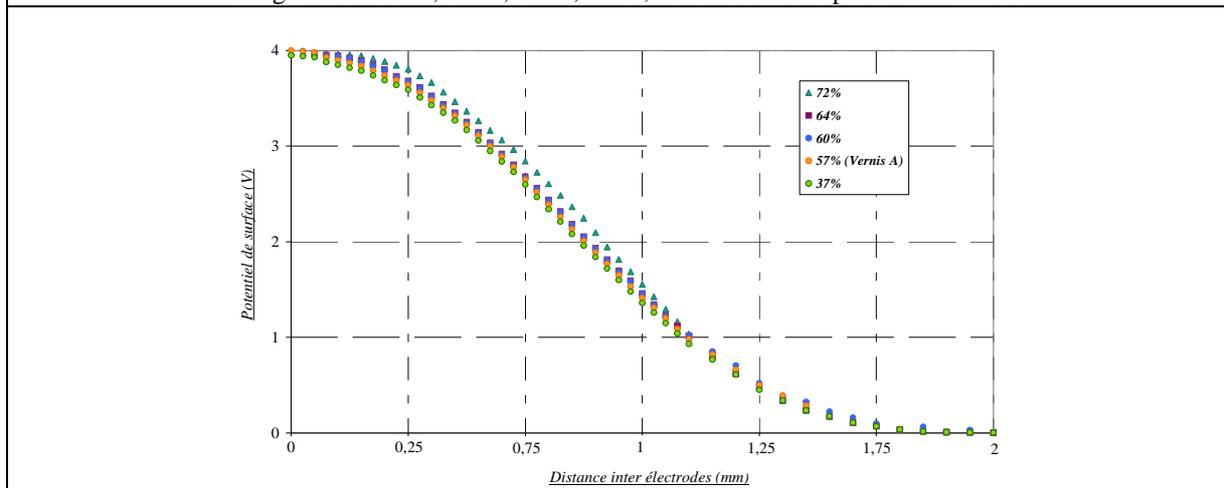


Fig. 3.19 : Mesures du potentiel de surface obtenues le long de l’axe x avec matériaux hybrides résine + charges SiC : 38% ; 57% ; 60% ; 64% ; 72% obtenues à partir du vernis A.

### 3.2. Discussion sur l'intérêt de la non – linéarité des matériaux testés

Relativement aux mesures de potentiel de surface, nous avons pu voir que tous les matériaux testés conduisaient à une gradation du potentiel de surface et donc à un déplacement de la contrainte électrique pour obtenir, dans un cas idéal, une répartition homogène de la contrainte. De plus nous avons pu voir que le niveau de tension utilisé ne modifiait en rien la capacité des matériaux à être gradateurs.

Relativement aux mesures des caractéristiques « courant – tension » aussi bien en alternatif qu'en continu, le type de contrainte ne modifie pas la réponse de ces matériaux. Le vernis A, fortement linéaire sous tension AC50Hz, l'était aussi sous une tension DC et de la même façon, le vernis B, caractérisé par une zone ohmique plus importante en AC 50 Hz, réagissait de la même façon en DC.

Trois remarques peuvent donc être faites sur les mécanismes liés à la gradation de potentiel :

- La tension appliquée sur le vernis, ne modifie pas son aptitude à grader le potentiel. Un vernis fortement non linéaire (vernis A) montre ce type d'aptitude quel que soit le niveau de tension. Ainsi, à 1kV dans la zone ohmique du matériau, la caractéristique du potentiel de surface montrait un effet gradateur du potentiel, tout comme à 3kV dans la zone de pré – avalanche ou à 4kV dans la zone de non – linéarité.
- Mais un vernis dont la caractéristique  $I(V)$  est linéaire pour les mêmes niveaux de tensions, conduit aux mêmes résultats en terme de gradation du potentiel.
- Le taux de chargement en particules semi conductrices agit donc sur la résistivité, sur la rigidité diélectrique, ainsi que sur les allures des zones de fonctionnement de la courbe "courant – tension" du matériau mais n'affecte pas la capacité de gradation du vernis.

Autrement dit, le caractère non linéaire de la caractéristique courant - tension d'un matériau n'est pas une condition nécessaire et suffisante pour expliquer les mécanismes liés à la gradation de potentiel.

Compte tenu des observations faites ci-dessus, nous pensons, en revanche, que c'est bien l'adjonction de particules semi conductrices au liant organique du matériau qui est responsable de la gradation du potentiel.

Par conséquent, nous avons donc envisagé d'utiliser différemment ces particules. Leur insertion dans un liant organique, présentant une meilleure tenue diélectrique, devrait nous permettre d'obtenir une gradation de potentiel plus fiable et ce pour des niveaux de tension plus élevés.

### 3.3. Elaboration de nouveaux matériaux répartiteurs à l'aide de particules semi-conductrices

#### 3.3.1. Procédés d'élaboration des matériaux hybridés

Pour concevoir des matériaux hybridés, capables de grader le potentiel de manière efficace, nous avons sélectionné des matériaux polymères utilisés dans le domaine du ferroviaire. Ils présentent une bonne tenue diélectrique autour de 20kV et des constantes diélectriques proches des vernis précédemment caractérisés (autour de 3).

Ces différentes matrices isolantes ont donc toutes été hybridées par le même pourcentage de particules semi – conductrices, à base de carbure de silicium.

Chaque matériau est donc composé de 18 %, en fraction massique, de particules semi – conductrices SiC et de 82 % de la matrice isolante polymère.

La figure 3.20 représente les mesures du potentiel de surface obtenues le long de l'axe x sur le substrat de test avec et sans matériaux hybridés et qui seront désignées par la suite avec le nom de leurs matrices isolantes d'origine : *RT705*, *TSE322*, *Q3-6611*, *DC732*.

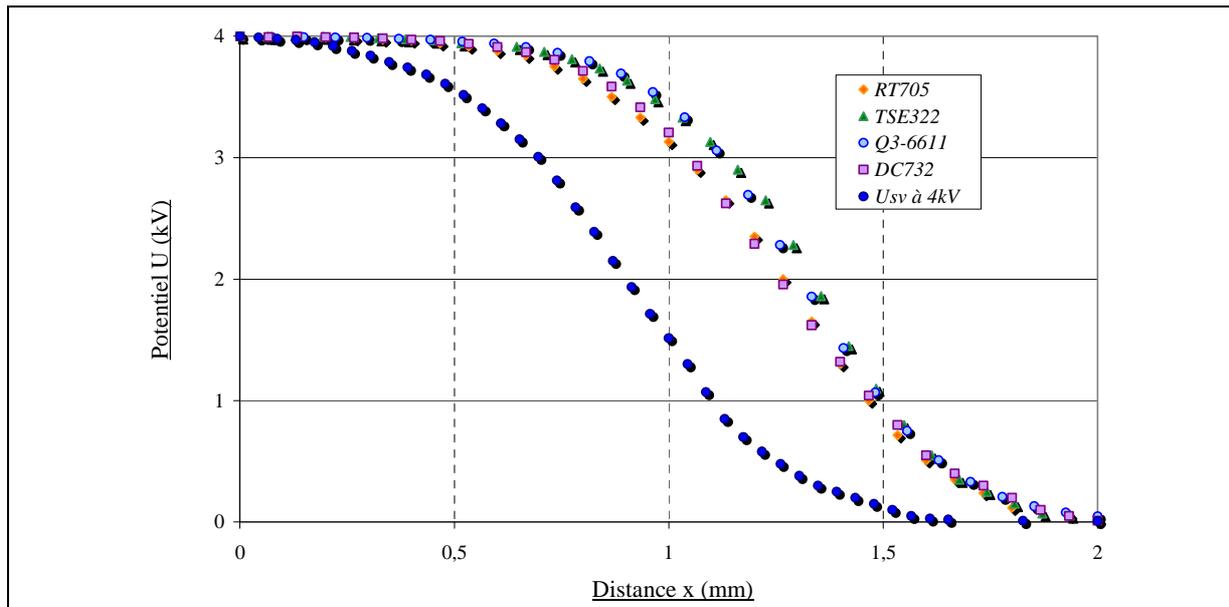


Fig. 3.20 : Mesures du potentiel de surface le long de l'axe x avec des matériaux hybridés RT705, DC732, TSE322, Q36611 par 18 %<sub>M</sub> de particules semi – conductrices SiC. Comparaison avec les répartitions de potentiel relevées sans utilisation de vernis ( $U_{sv}$ ).

Comme nous le supposons, le chargement de ces polymères permet de rendre les matériaux hybrides, ainsi obtenus, gradateurs de potentiel. Ce résultat permet aussi d'envisager une utilisation supplémentaire des matériaux polymères dans les modules de puissance. En effet, l'ajout de particules de ce type, aux matériaux d'encapsulation pourrait permettre d'associer à leur fonction d'isolant diélectrique, une propriété de gradation du potentiel dans l'ensemble du module de puissance.

Cette utilisation est différente de celle imaginée pour les vernis gradateurs. Ceux - ci étant choisis pour être déposés dans une zone de fonctionnement bien précise, identifiée comme potentiellement "dangereuse" en terme de renforcement local du champ.

### 3.3.2. Modification du procédé de caractérisation I - V des matériaux

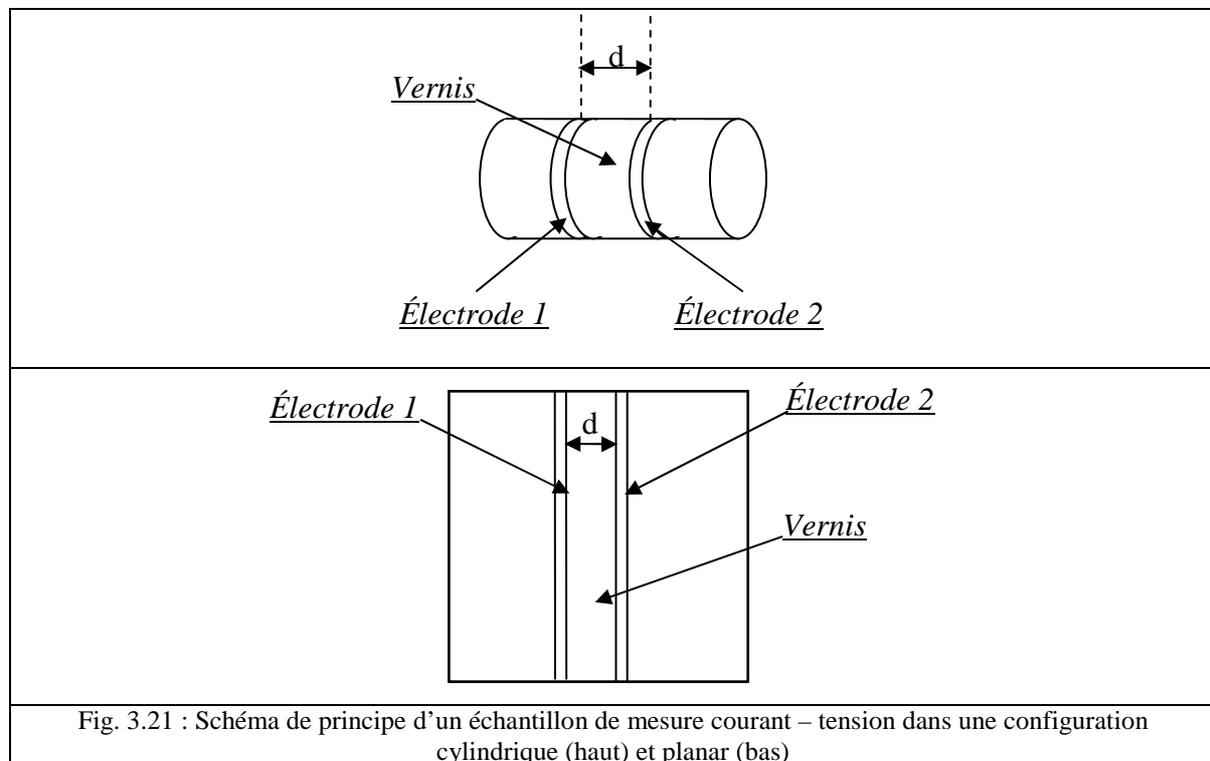
Le principe de mesure des caractéristiques « courant – tension » utilisé pour les vernis gradateurs et présenté précédemment (cf. §2.2), consistant à déposer le matériau sur un tube téflon est très bien adapté à ce type de matériaux. En effet, la rapidité de leur polymérisation directement à température ambiante facilite leur prise sur l'ensemble du tube téflon et conduit à une répartition homogène des particules.

Dans le cas des polymères sélectionnés, leur forte viscosité et leur dilatation liées aux températures nécessaires à leur polymérisation (2h à 100°C par exemple) nous ont conduits à repenser le procédé de mesure I / V.

Sur la mesure initiale, décrite figure 3.8, le vernis est déposé par une seringue sur l'ensemble du tube téflon de façon à assurer un contact entre les deux électrodes de cuivre. Nous avons donc décidé de recréer cette mesure sur une surface plane et dans laquelle chaque électrode placée en parallèle, aura la même longueur que celles employées sur le tube de téflon. La figure 3.16 résume ce principe.

L'échantillon planar permet de déposer les polymères fortement visqueux plus facilement et l'homogénéité du matériau n'est pas modifiée lors de la polymérisation.

Afin d'observer les différences obtenues entre ces deux mesures, nous avons comparé les caractéristiques des vernis A et B sous contraintes DC et AC 50Hz présentées sur la figure 3.13 aux nouvelles données, relevées lors de l'utilisation de la structure planar.

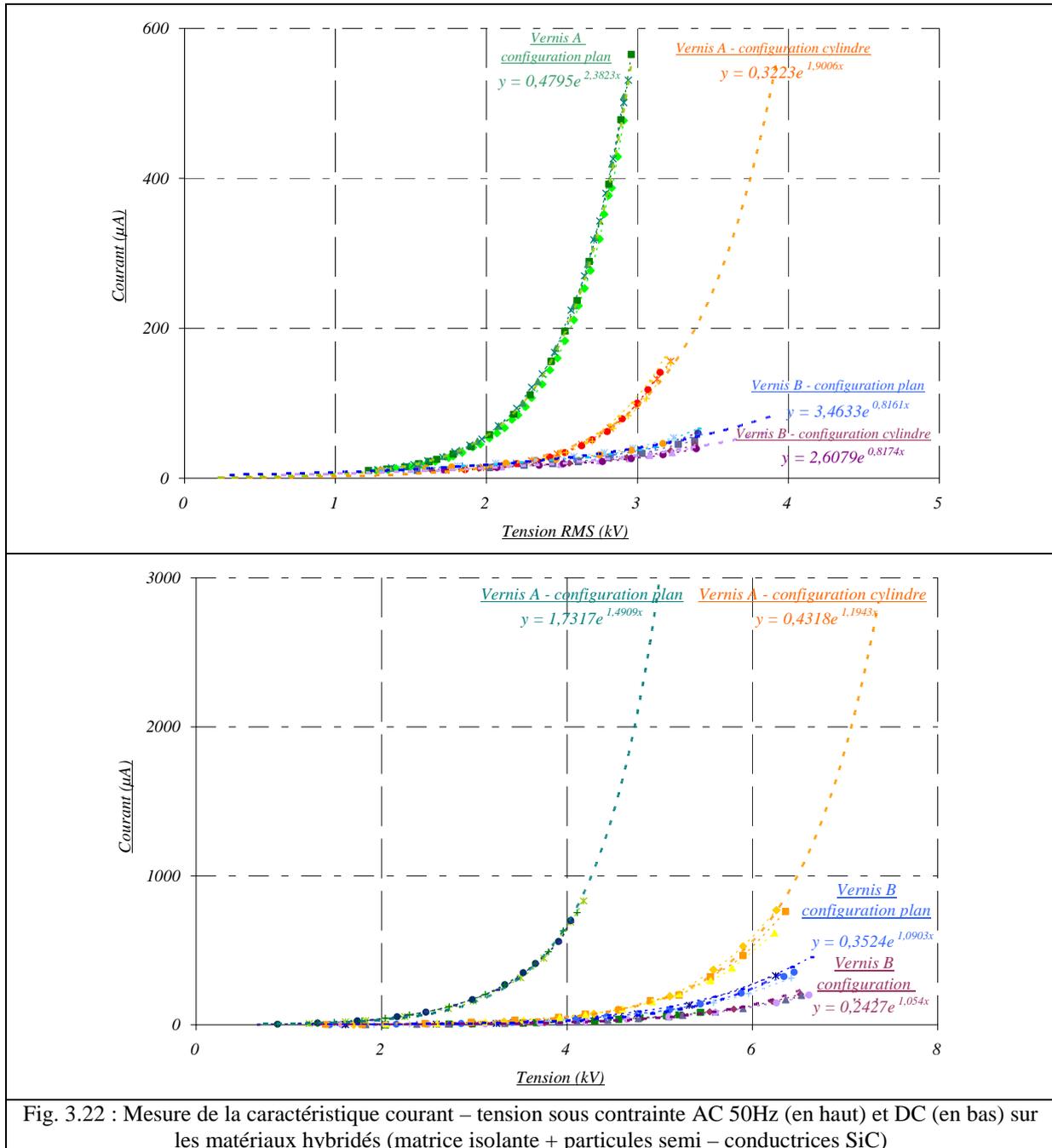


La figure 3.22 présente les caractéristiques I/V des vernis dans une configuration cylindrique et planar sous contraintes AC 50Hz et DC.

A partir de ces caractéristiques, nous pouvons faire les observations suivantes :

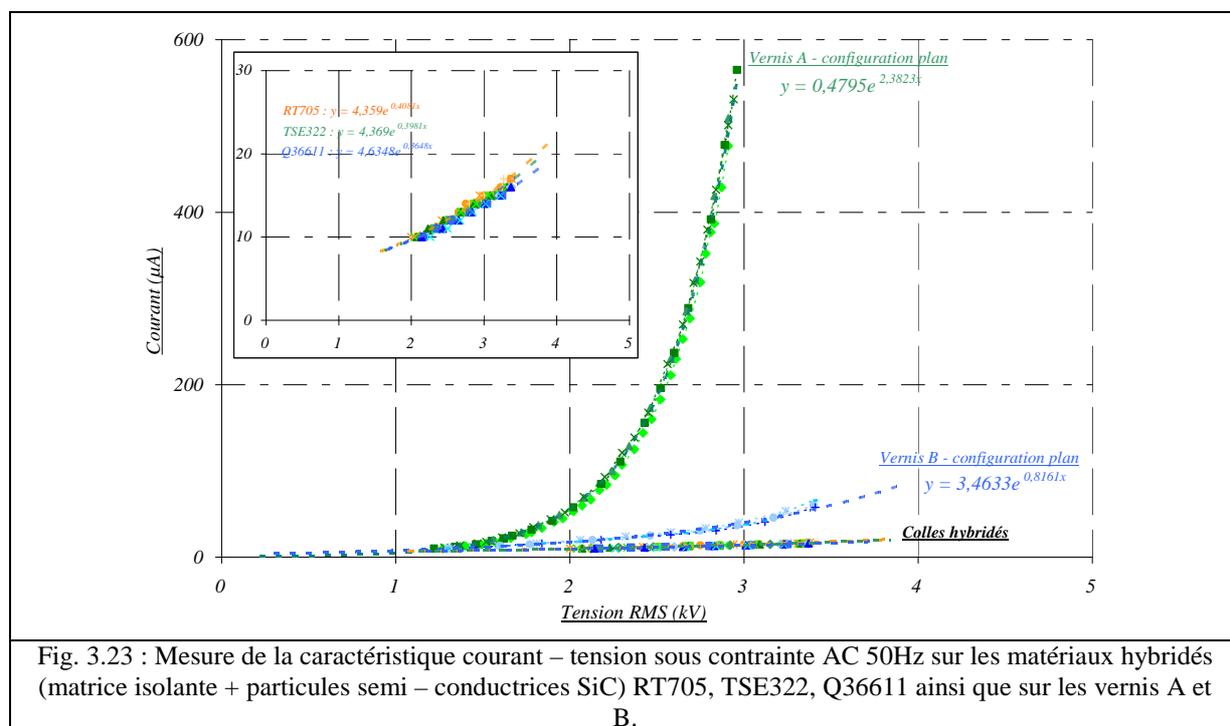
- Les allures des caractéristiques « courant – tension » restent les mêmes ;
- Le courant de fuite reste globalement le même dans les deux configurations et pour les deux vernis dans la majeure partie de la zone ohmique ;

- En revanche, la zone de pré – avalanche et la zone de non – linéarité sont modifiées. On observe cette différence plus particulièrement sur le vernis A, où la fin de la zone ohmique se situe à  $2,3\text{kV}_{\text{RMS}}$  dans le cas d’une configuration cylindrique. Pour la configuration planar, cette tension passe à  $1,7\text{kV}_{\text{RMS}}$ .



Dans l’ensemble, on note que la configuration planar augmente le "coude" formé par la zone de pré – avalanche. Par la suite, nous utiliserons donc les mesures effectuées dans cette configuration planar pour comparer les polymères au vernis A et B.

La figure 3.23 représente donc les caractéristiques « courant – tension » des polymères hybridés.



Malgré l’augmentation liée à la structure planar, les matériaux hybridés ont un courant de fuite extrêmement faible qui ne dépasse pas une valeur de 30μA. Tout comme le vernis B, leur comportement linéaire n’empêche pas qu’ils soient aussi gradateurs de potentiel.

De plus, les valeurs des tensions de rupture mesurées sont bien plus élevées que dans le cas des vernis A et B. Le tableau 6 récapitule les tensions de rupture mesurées pour tous les matériaux gradateurs.

Matériaux / Vernis	Tension de rupture diélectrique (kV)
Vernis A	4,8
Vernis B	5,2
RT705	11,6
TSE322	12,2
Q36611	12,5
DC732	11,7

Tab.6 : Tableau comparatif des tensions de rupture mesurées avec les vernis répartiteurs et matériaux hybridés dans la géométrie de test

### 3.4. Conclusion

Dans ce paragraphe, nous avons étudié des vernis gradateurs de potentiel soumis à des valeurs de tensions d'alimentation différentes afin d'étudier leurs comportements. L'utilisation de ces vernis nous a permis d'obtenir, dans tous les cas, une gradation du potentiel et une diminution de la contrainte électrique.

Dans un second temps, nous avons caractérisé les deux vernis par des mesures de leurs caractéristiques  $I(V)$  et donc de leur non - linéarité. Ces résultats ont révélé respectivement la nature linéaire de l'un des vernis et celle non - linéaire de l'autre. Ni la variation de leur comportement, ni celle du taux de chargement ne conduisent à des modifications de la répartition du potentiel.

Cet ensemble de résultats nous a permis de conclure que la nature linéaire ou non linéaire de la caractéristique courant - tension des matériaux gradateurs n'était pas responsable du mécanisme de répartition du potentiel observé, rejoignant ainsi les conclusions de J.Rivenc [RIV99].

Nous avons ensuite réalisé un matériau hybride consistant dans le chargement d'un matériau polymère présentant une forte rigidité diélectrique par des particules semi - conductrices SiC. Cette opération a révélé qu'un chargement de la sorte permettait de rendre ce type de matériaux gradateurs de potentiel.

Enfin des mesures de courant - tension ont permis d'observer une diminution du courant de fuite en comparaison avec les vernis répartiteurs commerciaux.

Dans ce qui suit, nous caractériserons les vernis et les matériaux hybridés étudiés jusqu'ici. Pour cela, nous réaliserons des mesures de décharges partielles dans notre structure d'études ; avec et sans l'emploi de ces vernis. En parallèle, nous mènerons des mesures sur les modules de puissance Eupec 6,5kV afin d'effectuer un comparatif. Pour cela, nous réaliserons ces caractéristiques suivant la norme IEC 1287 mais également avec la nouvelle structure de tests proposée par F.Breit [BRE03].

## 4) Approche diélectrique des modules de puissance

### 4.1. Caractérisation actuelle des modules IGBT

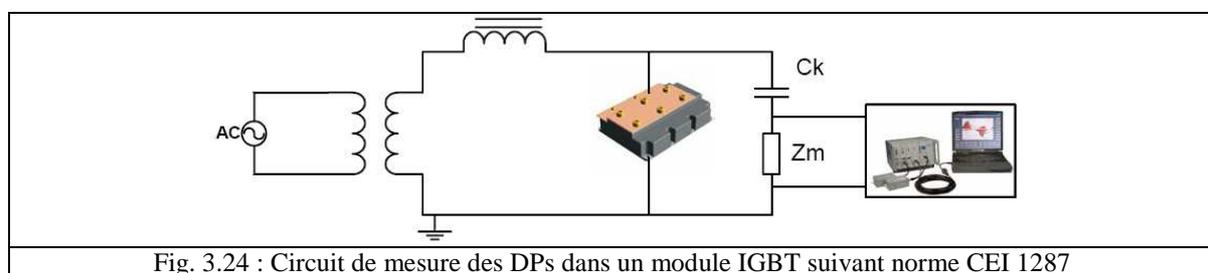
Les techniques utilisées actuellement pour la détection des décharges partielles dans les modules de puissance IGBT suivent principalement deux normes, la norme CEI 270 [CEI00] concernant les techniques d'essais haute tension et la norme CEI 1287 [CEI95] portant sur les convertisseurs de puissance embarqués dans le matériel ferroviaire.

#### 4.1.1. Mesure des seuils d'apparition et d'extinction des décharges partielles

##### 4.1.1.1. Mesure des décharges partielles suivant le test normalisé CEI 1287

De nombreuses publications traitent de la détection et de la localisation des décharges partielles dans les modules IGBT. D'après les études de G.Mitic et al. [MIT02], la principale source de décharges dans les modules IGBT est l'interface entre le gel silicone et les bords du substrat. Ces travaux ont permis de corréliser des mesures électriques avec une détection optique et ont ensuite été confirmés par M.T.DO et al. [DOM07]. Il apparaît alors clairement que les bords des métallisations sont des zones de renforcement de la contrainte électrique et donc le siège de décharges partielles.

Nous avons réalisé une mesure du seuil d'apparition des décharges partielles en suivant la configuration décrite par la norme CEI 1287 [CEI95] sur des modules 6,5kV Mitsubishi et Eupec. Lors de ces mesures, les potentiels collecteurs : émetteurs et grille sont reliés ensemble. La tension est ensuite appliquée entre ce potentiel commun et la semelle du module. Le circuit de mesure est présenté figure 3.24.



Les seuils d'apparition des DP ont été relevés à **7 kV** pour le module Eupec et **7,7 kV** pour le module Mitsubishi. La signature de ces décharges est présentée sur la figure 3.25.

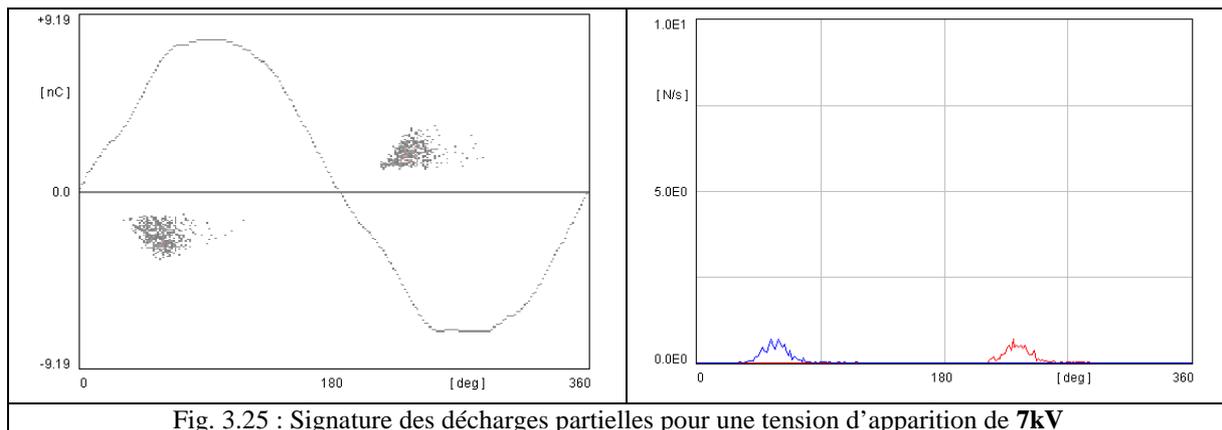


Fig. 3.25 : Signature des décharges partielles pour une tension d'apparition de **7kV**

De telles signatures sont, en général, considérées comme des décharges internes se produisant dans un défaut. On estime, en effet, que lorsque la signature est purement symétrique la décharge se produit dans une cavité dont les parois sont de même nature (diélectrique homogène, gel, céramique). En revanche, lorsqu'une différence existe entre le nombre de décharges au cours des deux demi-périodes, la décharge se produit plutôt dans une cavité dont les parois sont de natures différentes (interface gel / céramique). Le cas extrême se retrouve lorsque la décharge est dissymétrique et se produit dans une cavité dont les limites sont un diélectrique et un métal.

Dans ces deux derniers cas, le comportement dissymétrique est associé à la différence de coefficient d'émission secondaire entre le métal et le diélectrique, n'injectant pas la même quantité d'électrons et d'ions dans le plasma de la décharge [LOE39].

Ces mesures montrent que le régime de décharges partielles apparaît pour des tensions supérieures à la tension de service. Rappelons qu'actuellement ces modules fonctionnent à 3,3kV.

Cependant dans la réalité, les pistes collectrices et émettrices sont portées à des potentiels différents. Ainsi la répartition du champ électrique au sein du module est bien différente de celle imposée par la norme IEC 1287. Il en résulte que certaines parties de l'isolation du module ne sont jamais testées vis-à-vis des décharges partielles.

Pour remédier à cela, F.Breit a développé une structure de tests permettant de mesurer directement les seuils de décharges sur les isolants [BRE03].

#### 4.1.1.2. Nouvelle structure de test de DP's pour module de puissance

Comme nous avons pu le voir en détail dans les chapitres précédents, l'analyse de la structure des modules de puissance montre que la fonction isolation est réalisée en associant différents types de matériaux. Ces différentes associations sont autant d'interfaces qui sont donc des

points faibles de l'isolation au sein du module. Suite à cette analyse, il est apparu primordial de tester l'association de ces matériaux vis – à vis des décharges partielles pour évaluer ensuite l'influence des matériaux gradateurs dans la même structure de tests.

Pour ce faire, nous avons réalisé une mesure des DP sur des modules IGBT à l'état bloqué, en suivant le test développé et breveté par F.Breit pour la mesure de DP concernant des modules de puissance 3,3kV.

L'application directe du protocole usuellement employé (norme CEI 1287) n'est pas possible puisque les modules IGBT sont réalisés en associant des puces IGBT avec des diodes en anti-parallèles. L'application directe d'une tension sinusoïdale aux bornes d'un module IGBT conduirait à la mise en conduction de la diode sur chaque alternance négative.

De plus, la récurrence des décharges étant bien plus faible sous tension continue que sous tension alternative, le choix a été d'appliquer une tension sinusoïdale à valeur moyenne non nulle. Ainsi, la figure 3.26 donne le banc de tests développé permettant de tester les modules IGBT à l'état bloqué.

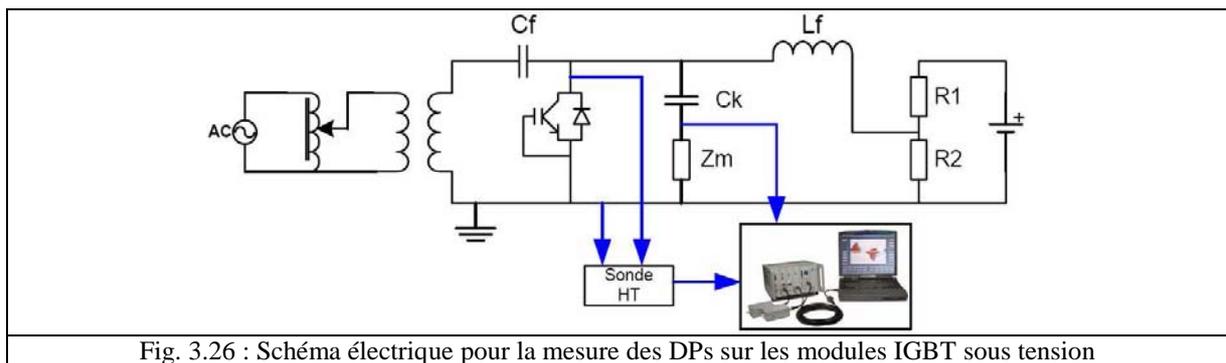


Fig. 3.26 : Schéma électrique pour la mesure des DP sur les modules IGBT sous tension

Ce banc génère une tension sinusoïdale 50Hz d'amplitude variable avec une tension "d'offset" également variable. Cette configuration permet d'appliquer aux bornes d'un module IGBT, une tension variable toujours positive. Ainsi la diode n'est jamais dans sa phase de conduction et l'IGBT n'est pas sollicité pour bloquer une tension négative. Avant chaque mesure la calibration a été réalisée aux bornes du module bloqué ( $V_{ge}=0V$ ). Ces mesures sont calibrées à 5pC.

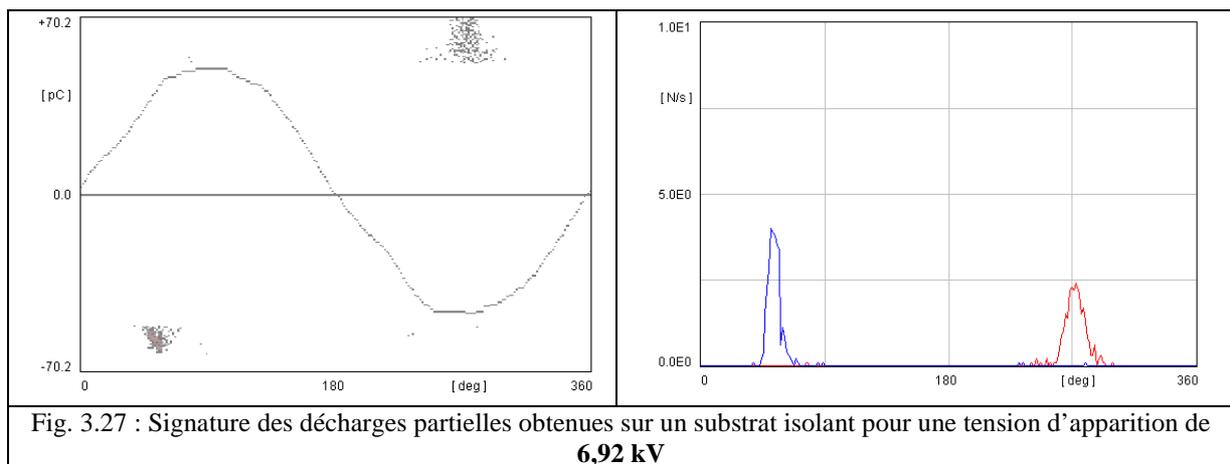
Nous présentons dans ce qui suit les résultats obtenus avec les deux types de structures de test de DP présentées précédemment. Dans un premier temps, ces relevés concerneront les cas de substrats isolants seuls puis, dans un second temps, nous évaluerons les effets des matériaux et vernis gradateurs sur ces mêmes substrats. Enfin, nous étudierons le cas de modules de

puissance 6,5kV et nous comparerons les différents résultats obtenus par les deux principes de mesures.

#### 4.2. Mesure des seuils d'apparition et d'extinction des DPs dans la structure d'étude

Les mesures sont ici réalisées suivant la norme CEI 1287 sur substrats nus puis sur des substrats avec les vernis et enfin sur des substrats utilisant les matériaux hybridés précédemment caractérisés. Quel que soit l'échantillon, il est toujours plongé dans un liquide diélectrique (le FC72, Liquide Fluorinert 3M – 15kV/mm) qui pour les échantillons "nus" représentera la meilleure imprégnation que l'on puisse réaliser et pour les autres échantillons garantira l'absence de problèmes associés à la connexion haute tension. Dans ce qui suit, sauf mention contraire, la calibration est réalisée à 5pC.

La figure 3.27 montre la signature de la décharge obtenue substrat nu. Le tableau 7 reprend les mesures effectuées sur 5 échantillons dans les mêmes conditions de test.



Echantillon	Vap <sub>MAX</sub> (kV)	Vex <sub>MAX</sub> (kV)
1	<b>7,2</b>	<b>6,8</b>
2	<b>7</b>	<b>6,6</b>
3	<b>6,8</b>	<b>6,8</b>
4	<b>7,2</b>	<b>6,7</b>
5	<b>7</b>	<b>6,7</b>

Tab.7 : Tableau Récapitulatif des tensions d'apparition (*Vap*) et d'extinction (*Vex*) obtenues sur 5 échantillons.

Le tableau 8 récapitule les résultats obtenus lorsque le substrat utilise les vernis et la figure 3.28 représente les signatures PRPD.

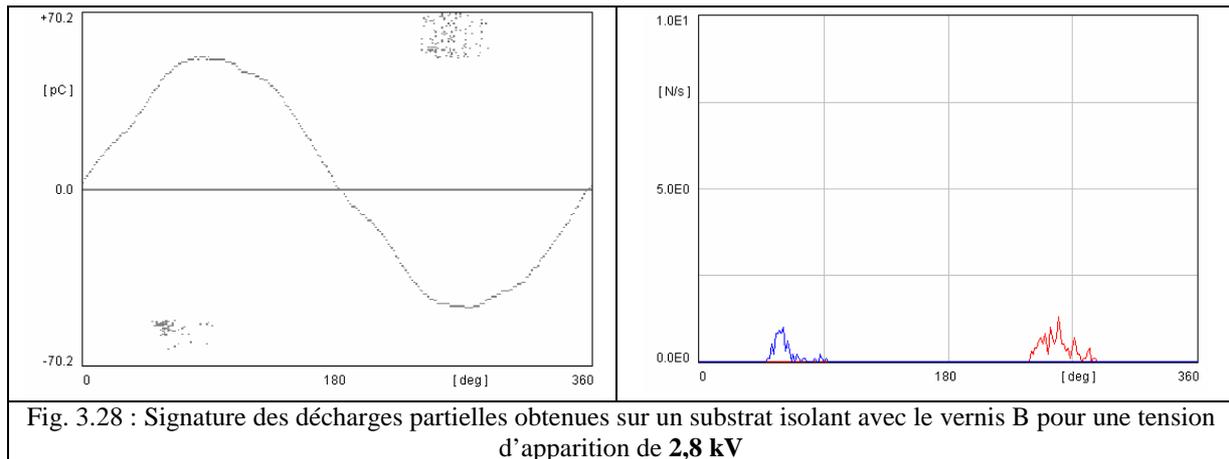


Fig. 3.28 : Signature des décharges partielles obtenues sur un substrat isolant avec le vernis B pour une tension d'apparition de **2,8 kV**

Echantillon n°	Vernis A		Vernis B	
	Vap <sub>MAX</sub>	Vex <sub>MAX</sub>	Vap <sub>MAX</sub>	Vex <sub>MAX</sub>
1	<b>2,5</b>	<b>2,3</b>	<b>2,6</b>	<b>2,5</b>
2	<b>2,6</b>	<b>2,4</b>	<b>2,6</b>	<b>2,4</b>
3	<b>2,5</b>	<b>2,3</b>	<b>2,7</b>	<b>2,6</b>
4	<b>2,7</b>	<b>2,5</b>	<b>2,8</b>	<b>2,5</b>
5	<b>2,6</b>	<b>2,4</b>	<b>2,8</b>	<b>2,6</b>

Tab.8 : Tableau Récapitulatif des tensions d'apparition (*Vap*) et d'extinction (*Vex*) en kV obtenues sur 5 échantillons avec vernis A et B

Les seuils d'apparition des décharges sont globalement les mêmes pour les deux vernis. Ils varient autour de **2,5 kV** pour le vernis A et **2,8 kV** pour le vernis B. On observe également, dans les deux cas, les mêmes types de décharges. Cependant, ces seuils d'apparition sont bien plus faibles que ceux obtenus dans le cas d'un substrat nu immergé dans le FC72. Ceci n'est que peu surprenant dans le sens où, comme nous l'avons déjà dit, l'imprégnation est moins bonne avec un solide qu'avec un liquide.

Les figures 3.29 à 3.32 présentent les signatures des décharges obtenues avec les 4 matériaux hybridés par 18% en masse de particules semi-conductrices SiC. Le tableau 9 présente les seuils d'apparition des décharges partielles pour ces 4 matériaux.

Ces seuils sont différents pour les quatre matériaux. En ce qui concerne les matériaux RT705 et DC732, leur valeur se situe entre **4,4kV** et **5,4kV**, ce qui est toujours plus faible que les valeurs obtenues pour le substrat nu immergé dans le FC72 mais bien supérieur aux valeurs mesurées dans le cas de l'application des deux vernis.

Le matériau TSE322 donne un seuil d'apparition autour de **6,7kV**, ce qui le place au niveau du substrat nu dans le FC72 qui constitue notre référence. Enfin le seuil du matériau Q36611 est le plus élevé de tous avec un seuil de **8kV** environ.

Les matériaux TSE322 et Q36611 sont donc les seuls à répondre favorablement à notre attente en présentant des seuils d'apparition suffisants.

Les seuils d'apparition des DP peuvent aussi être qualitativement reliés aux allures des répartitions du potentiel obtenues dans les différents cas.

En effet, les matériaux RT705 et DC732 présentent quasiment les mêmes allures de gradation de potentiel. Ils réduisent ainsi la contrainte électrique globalement de la même façon autour des points triples. Une meilleure gradation étant obtenue avec les matériaux TSE322 et Q36611, cela semble se répercuter sur les seuils d'apparition des décharges partielles qui sont les plus élevés. La contrainte est donc mieux répartie, ce que nous souhaitons démontrer.

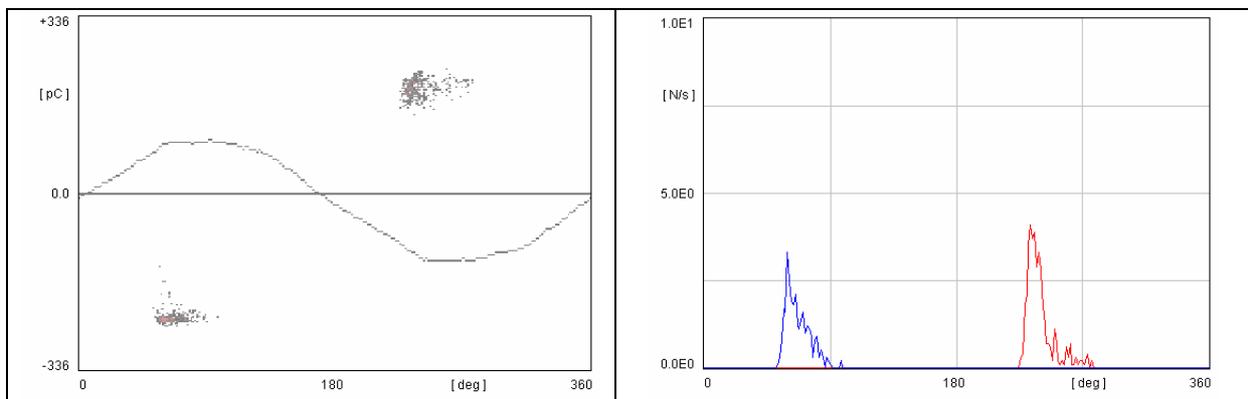


Fig. 3.29 : Signature des décharges partielles obtenues sur un substrat isolant avec le matériau hybridé RT705 à **5kV**

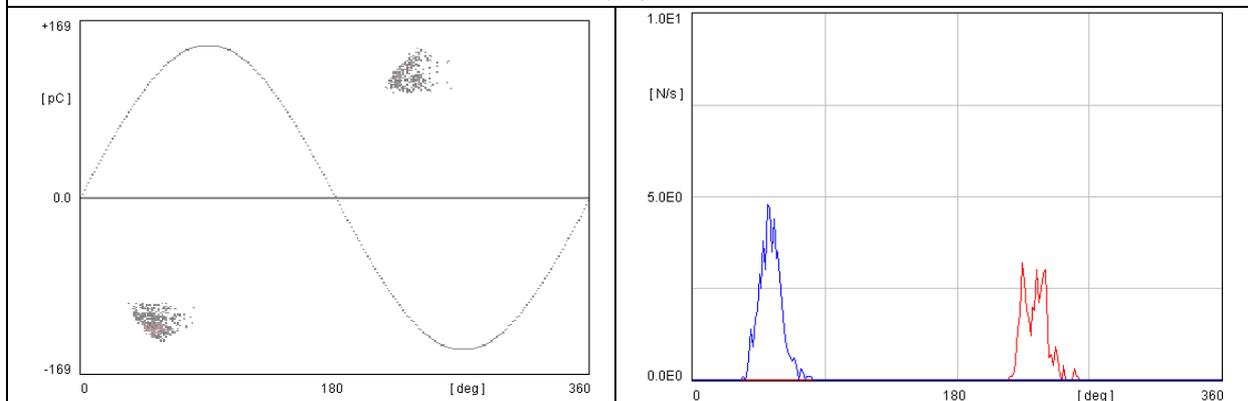


Fig. 3.30 : Signature des décharges partielles obtenues sur un substrat isolant avec le matériau hybridé TSE322 à **6,7kV**

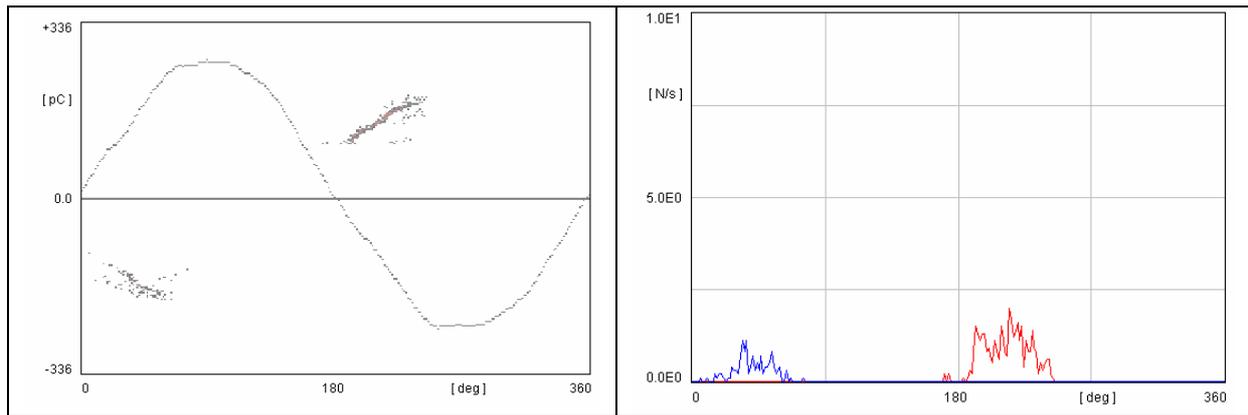


Fig. 3.31 : Signature des décharges partielles obtenues sur un substrat isolant avec le matériau hybridé Q36611 à **7,9kV**

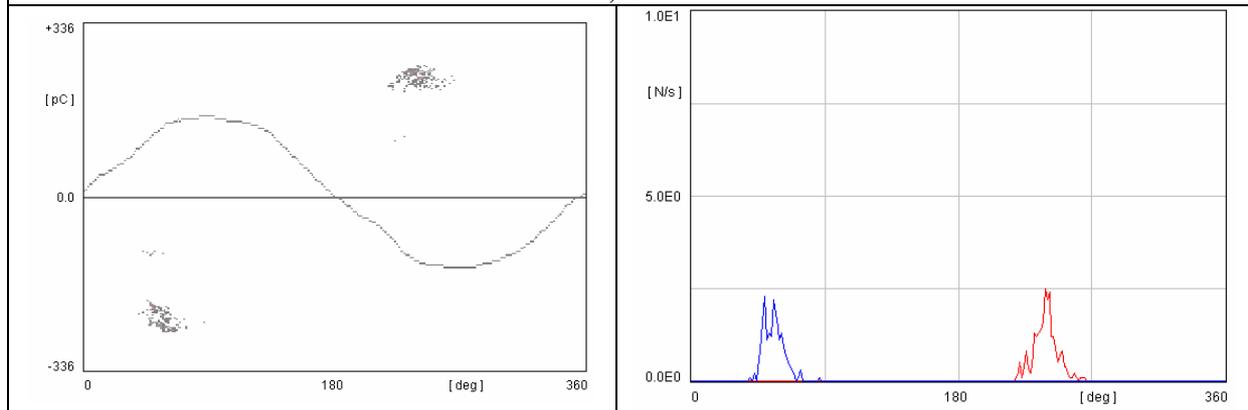


Fig. 3.32 : Signature des décharges partielles obtenues sur un substrat isolant avec le matériau hybridé DC732 à **4,7kV**

Echantillon	RT705	TSE322	Q36611	DC732
1	<b>5,4</b>	<b>7,1</b>	<b>8,2</b>	<b>4,3</b>
2	<b>5,2</b>	<b>6,5</b>	<b>8,1</b>	<b>4,7</b>
3	<b>5,1</b>	<b>6,7</b>	<b>7,9</b>	<b>4,5</b>
4	<b>5</b>	<b>6,6</b>	<b>7,8</b>	<b>4,4</b>
5	<b>5,4</b>	<b>6,8</b>	<b>7,8</b>	<b>4,2</b>

Tab.9 : Tableau Récapitulatif des tensions d'apparition ( $V_{ap}$ ) en kV obtenues sur 5 échantillons avec les matériaux hybridés RT705, TSE322, Q36611, DC732

### 4.3. Application aux modules de puissance commerciaux

Dans une première étape, nous avons tenté d'utiliser des modules de puissance à IGBT 6,5kV/600A du constructeur EUPEC pour tester dans des structures réelles nos différentes solutions. Pour ce faire, les substrats ont dans un premier temps été "désencapsulés" puis les connectiques et les puces de puissance IGBT et diodes ont été « débrasées ».

Après cette opération, deux nouvelles puces IGBT et deux puces Diodes 6,5kV du constructeur Dynex ont été brasées et les reports de connectiques nécessaires aux tests ont été réalisés. La figure 3.33 montre un des substrats utilisé pour les tests de DP.

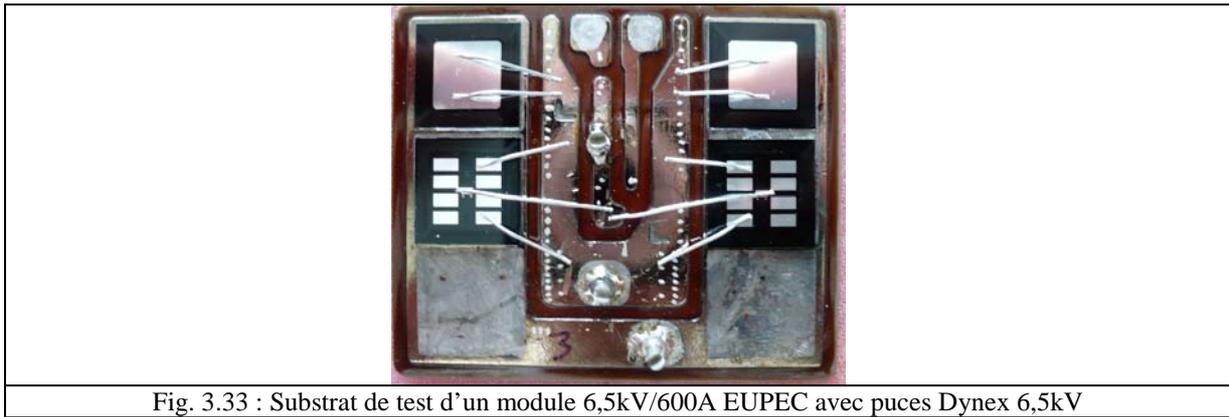


Fig. 3.33 : Substrat de test d'un module 6,5kV/600A EUPEC avec puces Dynex 6,5kV

#### 4.3.1. Mesures des seuils d'apparitions des décharges partielles : Norme CEI 1287

La mesure des seuils d'apparition est réalisée sur 3 échantillons du même type (figure 3.34). Le niveau de calibration est dans ce cas de 10pC. Les valeurs obtenues sont données dans le tableau 10 suivant.

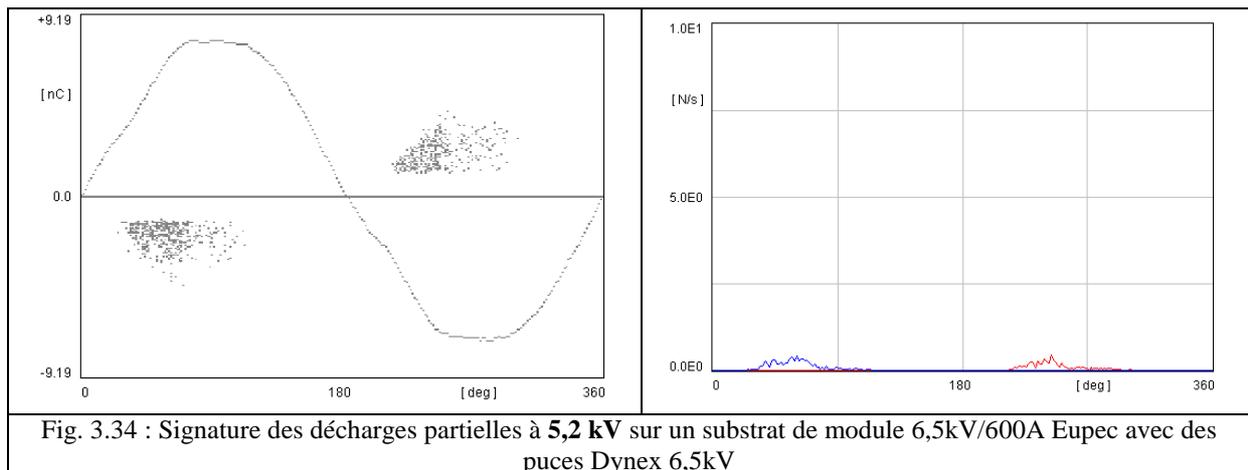


Fig. 3.34 : Signature des décharges partielles à 5,2 kV sur un substrat de module 6,5kV/600A Eupec avec des puces Dynex 6,5kV

Substrat Eupec + Puces Dynex 6,5kV	Seuil d'apparition des décharges : norme IEC 1287
1	5,5
2	4,8
3	5,2

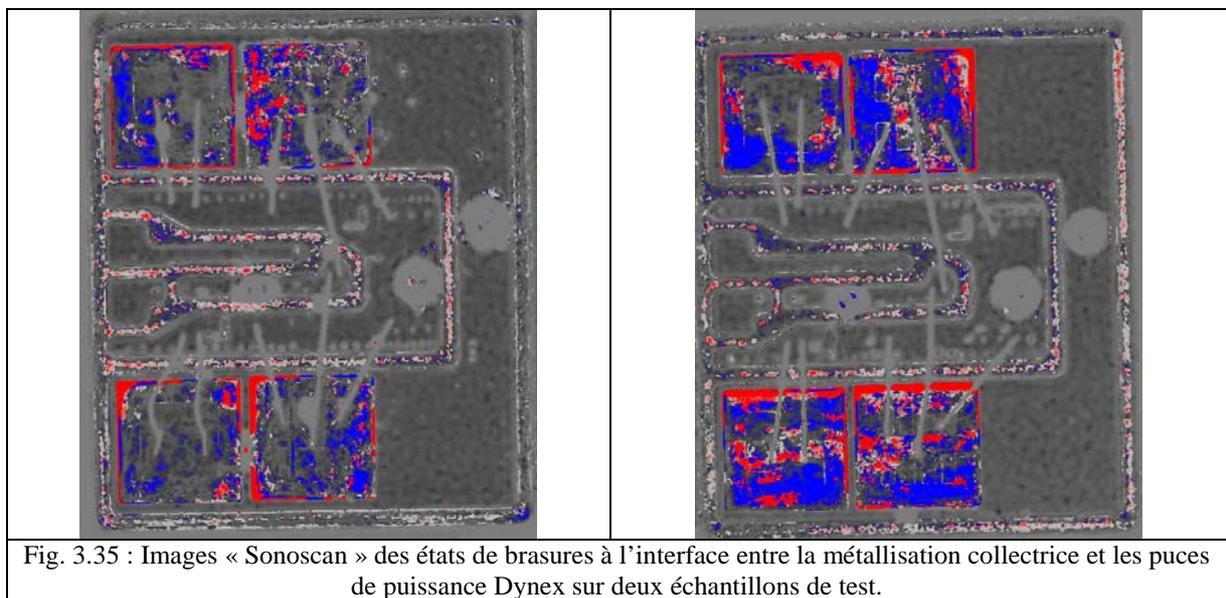
Tab.10 : Tableau récapitulatif des tensions d'apparition en kV obtenues sur 3 échantillons sur substrat de test et puces 6,5kV Dynex

Les seuils obtenus dans cette configuration semblent ne pas correspondre à ceux mesurés dans le cas d'échantillons nus ou d'un module complet Eupec.

En effet, la comparaison des mesures réalisées sur le module et sur les échantillons de tests sans puces de puissance conduisent à des valeurs quasi – identiques de l'ordre de **7kV**, alors que le substrat testé, présente un seuil d'apparition des DP beaucoup plus faible.

Nous pensons que ces différences sont susceptibles d'être liées aux étapes technologiques de la mise en œuvre des échantillons tant lors du "démontage" que lors des étapes de nettoyage et de brasage réalisées sur le substrat pour la dépose des puces Dynex 6,5kV.

Les différentes couches du substrat de test et des puces Dynex peuvent être observées en microscopie ultra sonore. L'interface entre les pistes métallisées et les puces IGBT et diodes peut notamment être analysée précisément. La figure 3.35, présente cette interface sur deux des échantillons de tests. Les zones rouges représentent les zones délaminées des puces IGBT et diodes, et les zones bleues montrent les zones de brasages « réelles » où l'accroche entre les matériaux s'est effectuée de manière correcte.



Sur ces images, nous pouvons observer de manière qualitative l'état des brasures des puces Dynex. Ainsi, même si l'échantillon de droite semble avoir des zones d'accroche bien meilleures que le premier échantillon, l'interface entre les puces et les métallisations est bien trop mauvaise pour garantir un test fiable . De plus, le nombre trop important des zones de délamination peut être une des raisons des valeurs relativement faibles des seuils d'apparition. Parmi les nombreuses possibilités susceptibles d'expliquer la mauvaise qualité de brasure, nous pensons que le nettoyage des échantillons à l'aide d'un solvant (Panasolve) pendant 1h à 60°C laisse une fine couche de gel autour des métallisations qui gêne fortement la dépose de la brasure.

Comme il nous a semblé difficile d'obtenir une qualité de surface meilleure en utilisant ce "reverse engineering", nous avons décidé de réaliser par nous mêmes les échantillons. Les dimensions du substrat isolant ont donc été reprises scrupuleusement, puis les puces IGBT et

diodes, Dynex 6,5kV ont été brasées. Un exemple d'échantillon ainsi obtenu est présenté dans la figure 3.36.

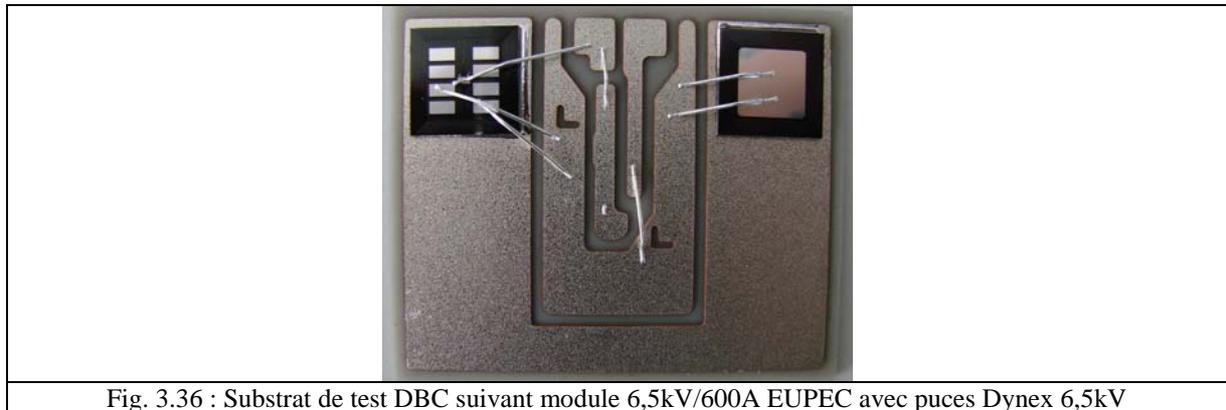


Fig. 3.36 : Substrat de test DBC suivant module 6,5kV/600A EUPEC avec puces Dynex 6,5kV

La figure 3.37 représente la signature des décharges et les valeurs obtenues sur 5 échantillons sont représentées dans le tableau 11.

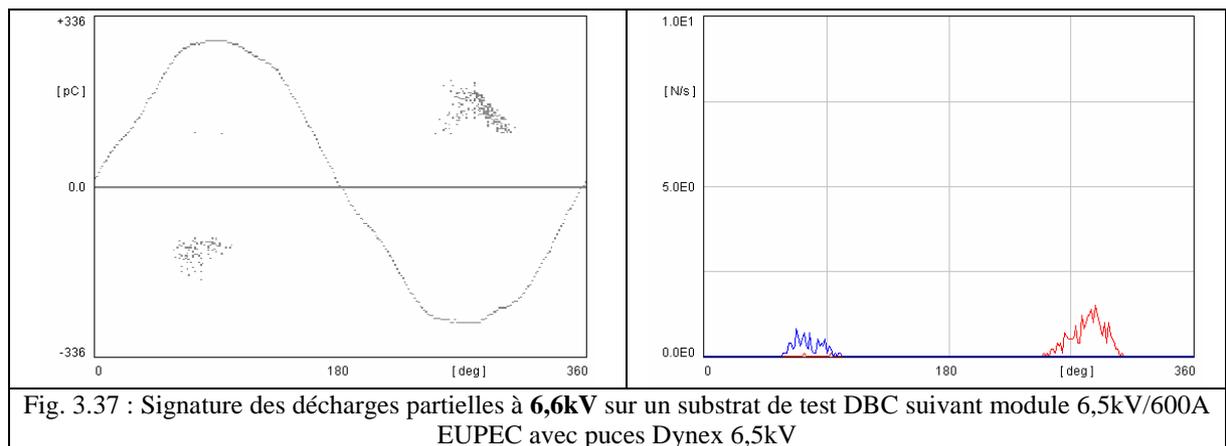


Fig. 3.37 : Signature des décharges partielles à **6,6kV** sur un substrat de test DBC suivant module 6,5kV/600A EUPEC avec puces Dynex 6,5kV

Substrat Eupec + Puces Dynex 6,5kV	Seuil d'apparition des décharges : norme IEC 1287
1	<b>6,6</b>
2	<b>6,5</b>
3	<b>6,6</b>
4	<b>6,8</b>
5	<b>6,6</b>

Tab.11 : Tableau récapitulatif des tensions d'apparition en kV obtenues sur 5 échantillons sur un substrat DBC suivant motif Eupec et puces 6,5kV Dynex

Les valeurs relevées ici correspondent bien à celles attendues suite aux précédents tests. Ainsi, nous pouvons désormais estimer que le seuil d'apparition des DP's pour le test normalisé IEC 1287 correspond à une valeur comprise entre **6,6kV** et **6,8kV**.

Ces échantillons vont donc pouvoir être utilisés pour tester les solutions hybrides retenues dans une configuration de test du type de celle proposée F.Breit dans ces travaux.

### 4.3.2. Mesures des seuils d'apparition des décharges partielles : Nouvelle structure de test

La figure 3.39 reprend en détail le schéma de principe du brevet adapté à notre échantillon de test. Le test est effectué entre les potentiels collecteurs et émetteurs de l'échantillon.

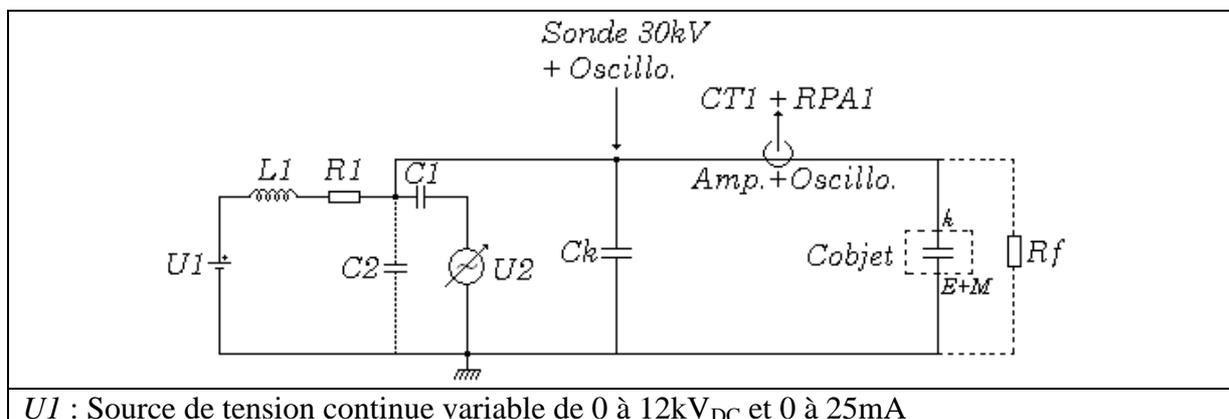
La première étape de notre investigation a consisté à appliquer seulement une tension continue aux bornes du substrat. Cet essai n'a pas permis de détecter des décharges. De plus, à partir d'une tension continue de 1kV, le courant de fuite dans l'objet est trop important et ne permet pas de monter plus en tension. On relève alors, sur la résistance de fuite  $R_f$ , les mesures présentées sur le tableau 12.

$I_f$ (mA)	0,1	0,3	0,5	0,8	1,4	2,3	4,4	6,4
$U1$ (V)	380	440	470	480	490	500	510	520

Tab. 12 : Evolution du courant de fuite de l'échantillon,  $I_f$ , en fonction de la tension d'alimentation continue  $U1$

Pour s'affranchir de la résistance d' $1M\Omega$  placée entre la source DC et AC pour protéger l'alimentation continue, nous avons envisagé d'insérer une capacité supplémentaire ( $C2$ ) en parallèle avec la capacité filtre,  $C1$ , et l'alimentation alternative  $U2$ .

Le type de signature obtenu, sous tension alternative, à valeur moyenne non nulle, est présenté figure 3.34 et les résultats de ces mesures sont présentés dans le tableau 13. Ainsi les seuils d'apparition des DP relevés entre 2,5kV et 3,5kV montrent qu'il peut exister des décharges dans la gamme de fonctionnement du module IGBT. De plus l'intensité mesurée des décharges (pC) est bien supérieure au niveau imposé par la norme IEC 1287. Notons que la signature obtenue est bien différente des signatures classiques. Tout d'abord cette signature est dissymétrique dans la phase. De plus nous relevons des décharges de polarité différentes dans la même phase, tout comme F.Breit l'avait observé dans ses travaux, mais qui n'avait jusque là jamais été décrite dans la littérature.



$U_2$  : Source de tension alternative 0 – 15kV 50Hz  
 $C_1$  : Capacité filtre à huile 660nF  
 $L_1$  : inductance filtre avec une isolation huile 1mH  
 $R_1$  : 1M $\Omega$   
 $C_k$  : Capacité de couplage 1nF / 25kVeff  
 $CTI + RPA1$  : Système de détection des décharges partielles (ICM System) avec impédance de mesure  $Z_m$   
 $Sonde\ 30kV$  : Sonde haute tension Tektronix

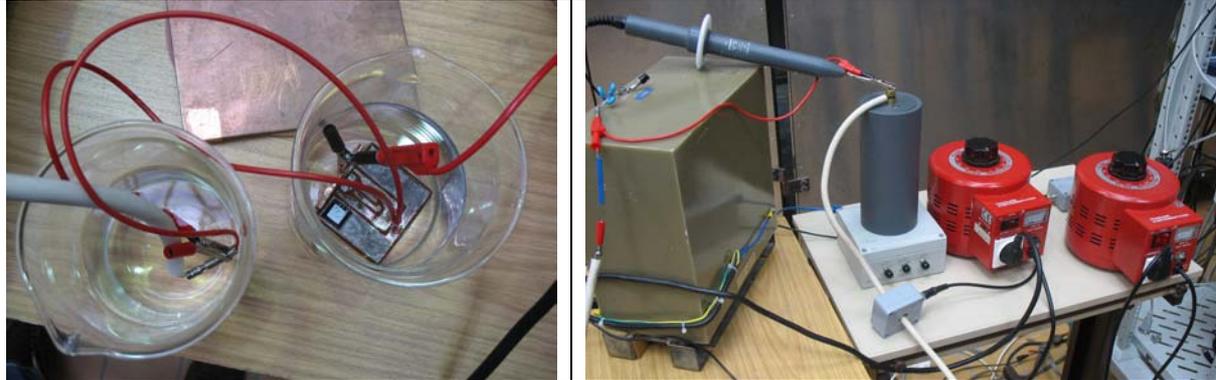


Fig. 3.38 : Montage de mesure des seuils d'apparition des DP suivant Brevet de F.Breit et conditions d'utilisation.

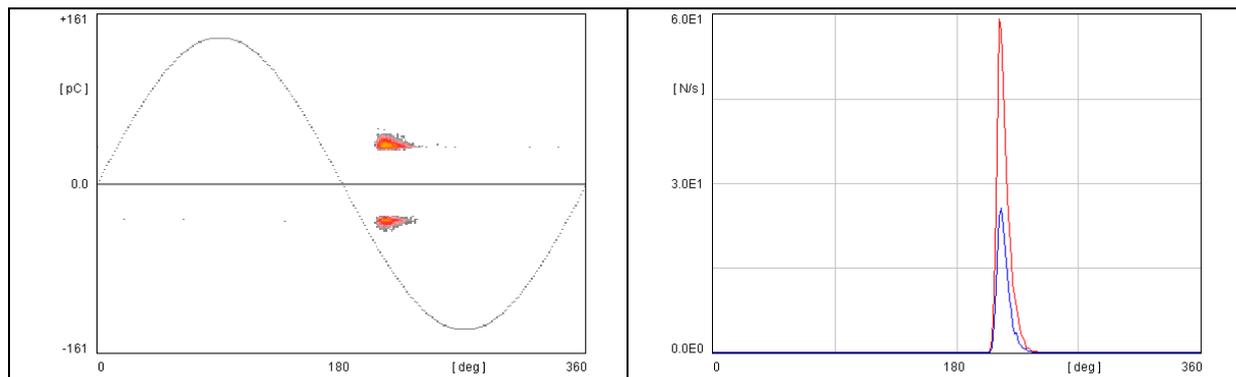


Fig. 3.39 : Signature des décharges partielles sous 1,5kV<sub>DC</sub> et 2,5kV<sub>AC</sub> crête sur un substrat de test DBC suivant module 6,5kV/600A EUPEC avec puces Dynex 6,5kV

Substrat Eupec + Puces Dynex 6,5kV	$U_{DC}$ (kV)	$U_{AC}$ (kV)
1	<b>1,5</b>	<b>2,44</b>
2	<b>2,21</b>	<b>3,5</b>
3	<b>1,7</b>	<b>2,6</b>
4	<b>1,84</b>	<b>2,72</b>
5	<b>2,05</b>	<b>3,1</b>

Tab.13 : Tableau Récapitulatif des tensions d'apparition des DP.  $U_{DC}$  représente la composante moyenne continue et  $U_{AC}$  et la valeur crête relevées pour 5 échantillons sur un substrat DBC suivant motif Eupec et puces 6,5kV Dynex.

Les problèmes technologiques que nous avons rencontrés ne nous ont pas permis de réaliser ces derniers tests de décharges partielles sur des matériaux gradateurs. Toutefois, nous pourrions toujours envisager de faire ces tests par la suite. Au quel cas, ces résultats serviraient évidemment de base à ces mesures.

## 4.4. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons caractérisé des vernis gradateurs de potentiel. Tous ont donné lieu à une répartition homogène de la tension pour une plage de fonctionnement allant de 1kV à 4kV. L'étude des caractéristiques  $I(V)$  de ces vernis a révélé des comportements différents en fonction du matériau employé. De plus, la variation du taux de chargement en particules semi – conductrices dans la matrice isolante a provoqué une modification des allures  $I(V)$  des vernis sans en modifier l'allure de la gradation qui est restée linéaire quel que soit le pourcentage du chargement.

De ces observations, nous avons ainsi pu conclure qu'il n'existait pas de lien entre la non – linéarité des caractéristiques  $I(V)$  d'un matériau et sa capacité à être gradateur de potentiel. De plus, en insérant ces particules semi – conductrices à l'intérieur de base isolante à forte tenue diélectrique, nous avons obtenu des matériaux hybridés gradateurs de potentiel.

Ces matériaux à faibles courant de fuite et forte tenue diélectrique ont ainsi été caractérisés par l'application de la norme IEC 1287 portant sur les convertisseurs de puissance embarqués dans le matériel ferroviaire. Ainsi en comparant les seuils d'apparition des décharges partielles sur des substrats initiaux avec des échantillons associés à des matériaux hybrides, nous avons extrait deux candidats qui répondant favorablement à cette norme.

De plus en caractérisant des modules de puissance Eupec 6,5kV par une structure brevetée, nous avons relevé des seuils d'apparition des DPs plus bas que dans le cas de la norme IEC 1287. Nous avons donc maintenant des solutions concrètes à proposer pour la gradation du potentiel à l'aide de matériaux hybrides.

**CHAPITRE IV :  
ETUDE DE LA GRADATION DU POTENTIEL PAR  
LIGNES FLOTTANTES**

## 1) Conditions expérimentales

Dans ce chapitre, nous abordons une technique de répartition du potentiel que nous désignerons par le terme de gradation par lignes à potentiel flottant, ou plus simplement « lignes flottantes ». Cette technique est inspirée des méthodes de gradation par plaques de champs ou anneaux de gardes utilisées au niveau des puces de puissance, et décrites dans le chapitre I (cf. §3.1.2). Elle consiste en l'utilisation de lignes conductrices placées dans l'espace inter - électrodes (entre les conducteurs 1 et 2). Ces lignes sont à des potentiels flottants car elles ne sont jamais fixées à un des potentiels de la structure. Dans cette étude, nous tenterons tout d'abord de démontrer leur intérêt dans les structures qui sont les nôtres puis d'optimiser leur positionnement dans l'espace inter - électrodes.

### 1.1. Géométrie d'étude représentative

La géométrie de test est identique à celle utilisée lors de l'étude des matériaux gradateurs (cf. §1.1). La figure 4.1 présente le schéma de principe de ce type de structure. Nous tentons tout d'abord d'optimiser par des simulations électrostatiques le nombre, la position et l'épaisseur de ces lignes pour qu'elles permettent la meilleure linéarisation possible. Dans un second temps, nous détaillons les résultats expérimentaux obtenus grâce à cette technique sur des substrats isolants métallisés par un procédé DBC. Les seuils d'apparition et d'extinction des décharges partielles ainsi que la tenue diélectrique sont mesurés dans différents cas et ces résultats sont comparés à ceux obtenus sur des échantillons « classiques ».

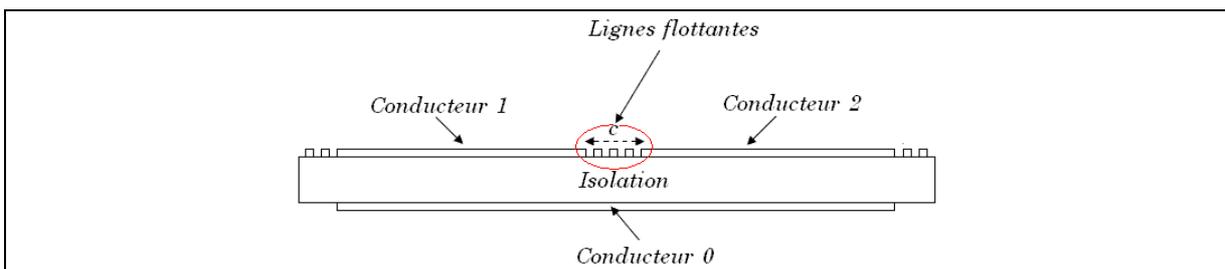


Fig. 4.1 : Schéma de principe de la gradation par lignes flottantes

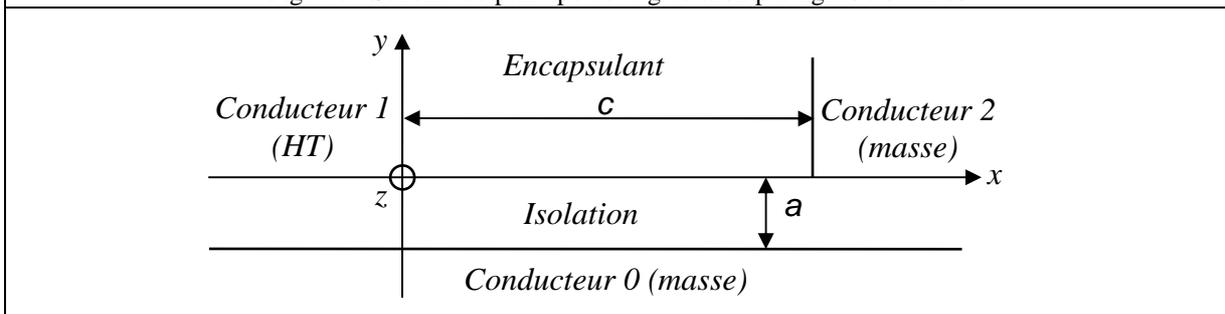


Fig. 4.2 : "Zones à risque" de la figure 1.25 ; la solution choisie pour linéariser la contrainte est placée en surface de l'isolation.

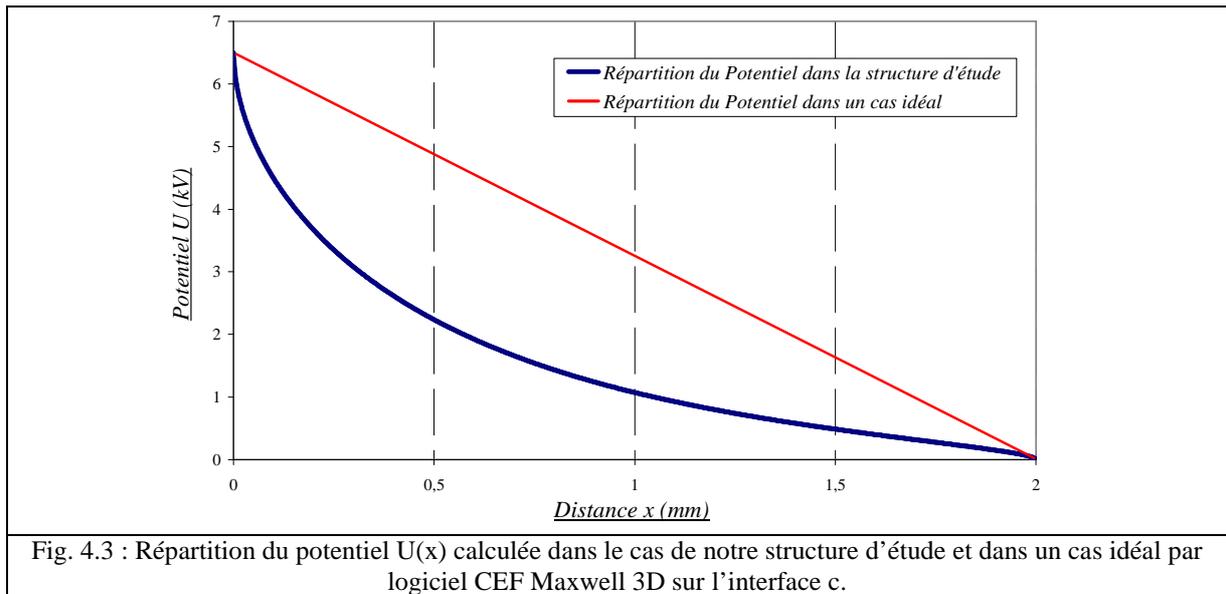
## 1.2. Recherche de la répartition optimale de la contrainte électrique

Afin de démontrer puis d'optimiser la répartition du potentiel de manière la plus efficace possible, considérons tout d'abord les phénomènes de gradation suite à la présence entre les pistes collecteurs et émetteurs d'une ligne puis de deux et enfin de trois lignes conductrices à potentiel flottant. Dans un second temps, nous étudierons l'influence des dimensions géométriques sur cette gradation (largeur et position) dans l'espace inter – électrodes.

Enfin, les allures obtenues seront généralisées à  $n$  lignes flottantes.

Les simulations précédentes permettent de connaître la répartition du potentiel suite à l'existence d'un point triple. Cette répartition est donnée sur la figure 4.3. Les limites entre lesquelles la répartition obtenue avec la ou les ligne(s) flottante(s) doivent se situer sont ainsi connues. Les conditions de simulation sont alors les suivantes :

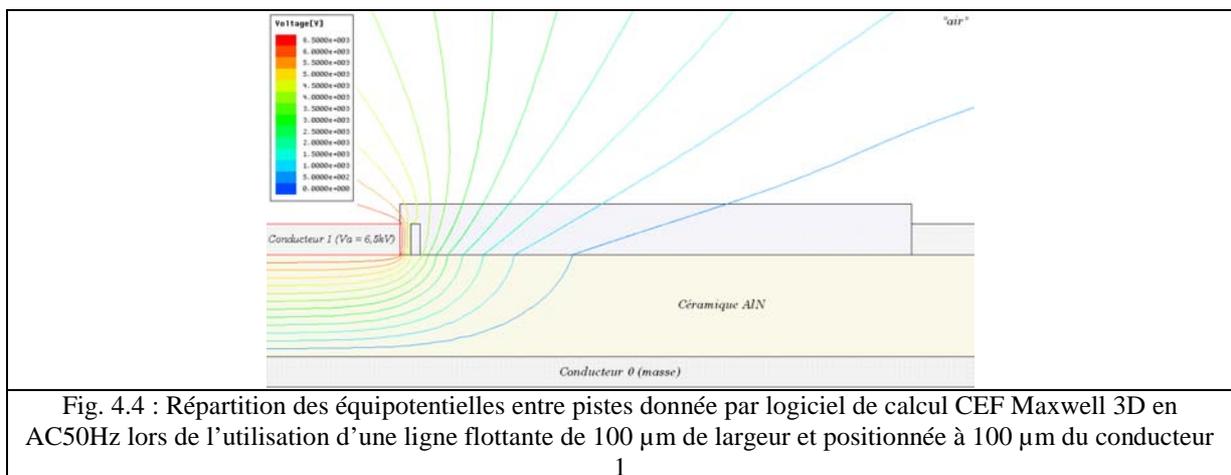
- Maillage de la géométrie de test : 17000 triangles. Maillage adaptatif avec renforcement du maillage autour du point triple  $z$  ;
- Nombre de points de calcul sur le long de l'interface  $c$  : 200 ;
- Précision du calcul (erreur) : 0,5% ;
- Distance entre les conducteurs 1 et 2 :  $c = 2\text{mm}$  ; épaisseur de la céramique :  $a = 1\text{mm}$
- Nature des matériaux : céramique : AlN ( $\epsilon_a = 8,8$ ) ; conducteurs 1, 2, 3 : cuivre ( $\sigma_c = 5,8.10^7 \text{ S/m}$ ) ; région : Air ( $\epsilon_r = 1,006$ )
- Tension d'alimentation :  $V_a = 6,5\text{kV}$  ; répartition des équipotentielles tous les 500V.



### 1.2.1. Optimisation du renforcement électrique dans l'espace inter – électrode

#### 1.2.1.1. Position et largeur : cas à une seule ligne flottante

Dans cette première étape, nous présentons les résultats obtenus par l'utilisation d'une seule ligne flottante dans l'espace inter – électrodes c. La figure 4.4 représente la répartition du potentiel pour une tension d'alimentation de 6,5 kV et une ligne de 100  $\mu\text{m}$  de largeur, située à 100  $\mu\text{m}$  du conducteur 1. La figure 4.5 suivante donne, quant à elle, la répartition du potentiel pour une variation du positionnement de la ligne allant de  $X+50 \mu\text{m}$ ,  $X+100 \mu\text{m}$  à  $X+500 \mu\text{m}$  par pas de 100  $\mu\text{m}$ . X représentant le bord du conducteur 1 porté à la haute tension.



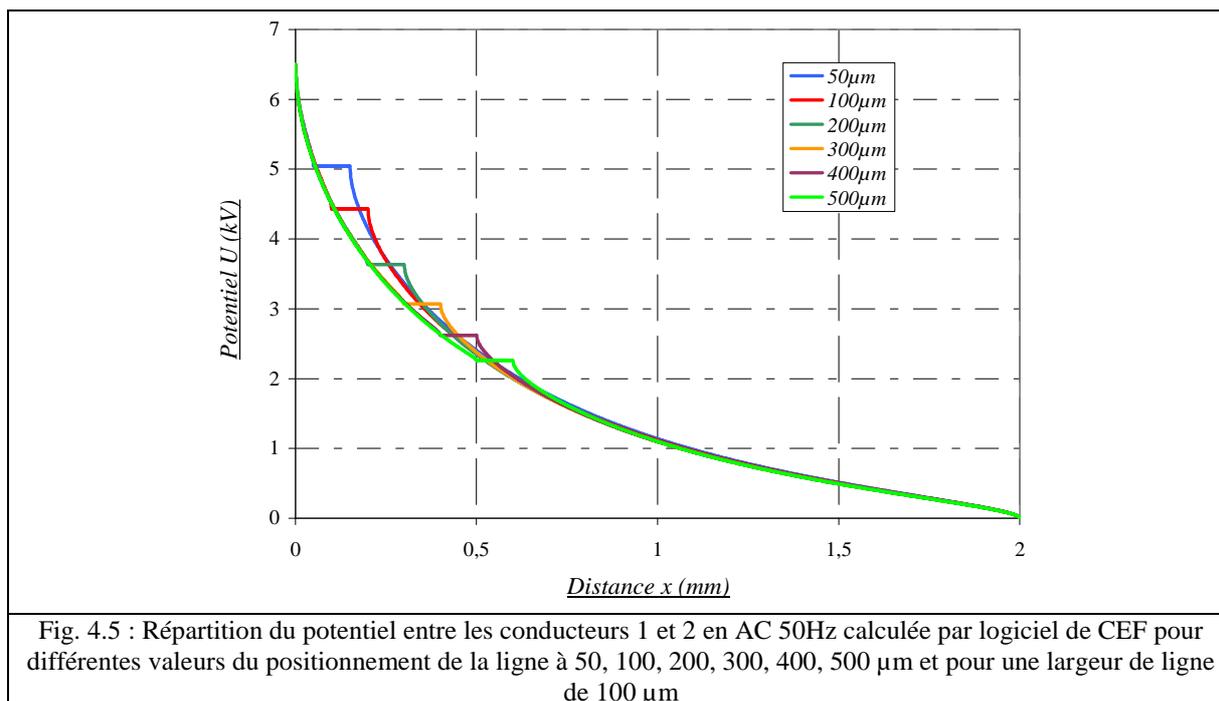


Fig. 4.5 : Répartition du potentiel entre les conducteurs 1 et 2 en AC 50Hz calculée par logiciel de CEF pour différentes valeurs du positionnement de la ligne à 50, 100, 200, 300, 400, 500 µm et pour une largeur de ligne de 100 µm

Cette première simulation montre l'impact d'une ligne à potentiel flottant sur la répartition du potentiel. Ainsi, cette première ligne de 100 µm de largeur placée à 50µm du conducteur 1 se porte au potentiel du point précis, en l'occurrence, si l'on se reporte à la répartition de potentiel d'origine (figure 4.3), il s'agit de la ligne au potentiel de 5 kV. Cette équipotentielle est alors déplacée de la largeur du conducteur conduisant ainsi à une première étape de la gradation du potentiel. On est déjà en droit de penser que, de manière identique, si d'autres lignes sont utilisées, leur potentiel va se fixer au potentiel initialement présent en ce point et décalé de  $n-1$  fois la largeur des lignes précédentes présentes, à l'origine sur le point de leurs positionnements, et réaliser une gradation. Le tableau 14 récapitule les données relevées pour une gradation effectuée à l'aide d'une seule ligne dont la position varie.

Position de la ligne flottante (µm)	Paliers de gradation (kV)
50	5,05
100	4,43
200	3,63
300	3,06
400	2,62
500	2,26

Tab.14 : Tableau Récapitulatif des paliers de gradations obtenues par l'ajout d'une ligne flottante de 100 µm à 50, 100, 200, 300, 400, 500 µm du conducteur 1.

La figure 4.6 représente la variation de la répartition de potentiel obtenue pour une tension d'alimentation de 6,5 kV pour une ligne de 200 µm de largeur positionnée à 50 µm du

conducteur 1. La figure 4.7 représente la répartition du potentiel pour une variation du positionnement de cette ligne allant de  $X+50 \mu\text{m}$ ,  $X+100 \mu\text{m}$  à  $X+500 \mu\text{m}$  par pas de  $100 \mu\text{m}$ .

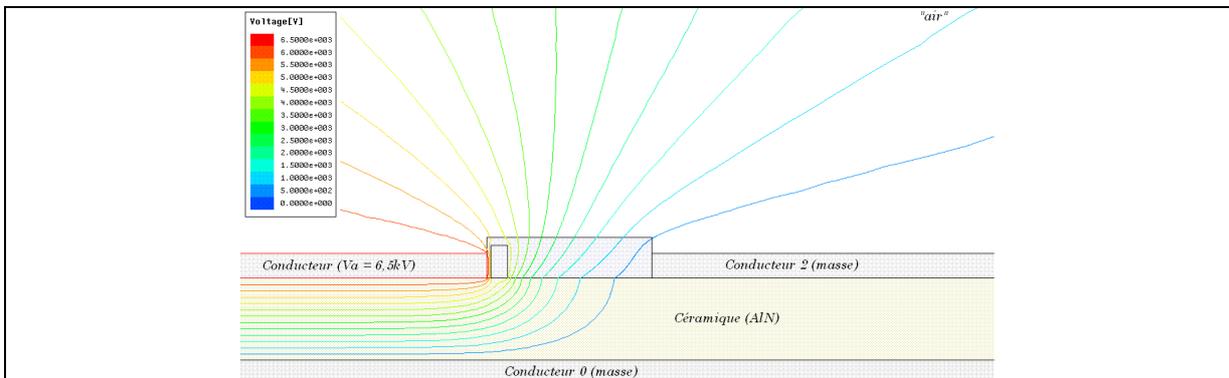


Fig. 4.6 : Répartition des équipotentielles entre pistes données par logiciel de calcul CEF Maxwell 3D en AC50Hz lors de l'utilisation d'une ligne flottante de  $200\mu\text{m}$  de largeur et positionné à  $50\mu\text{m}$  du conducteur 1

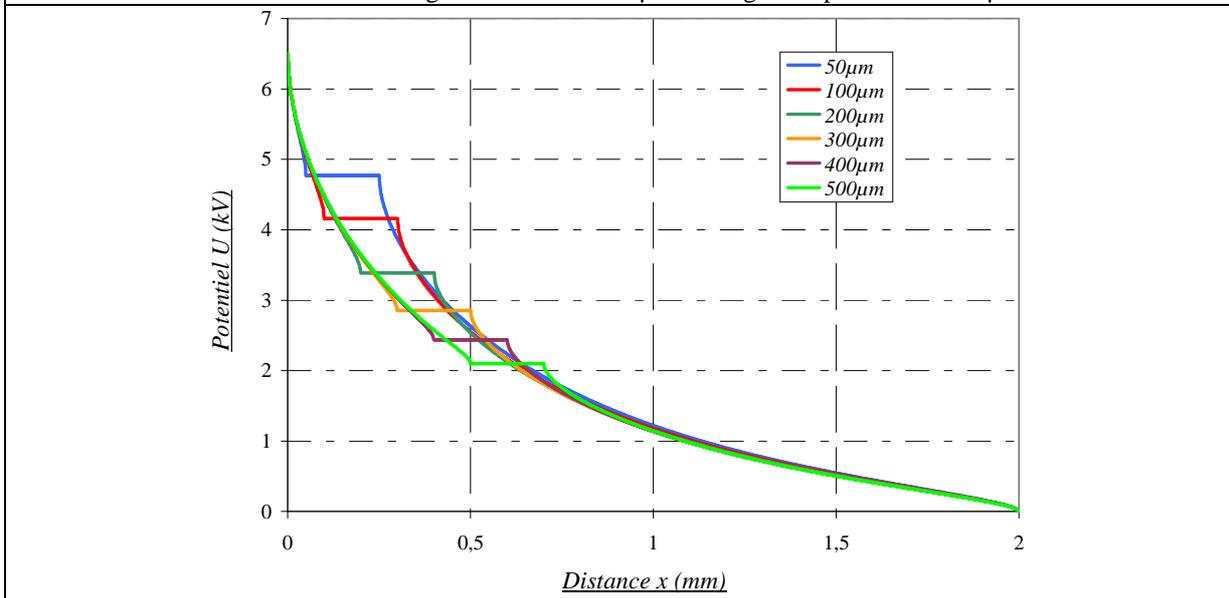


Fig. 4.7 : Répartition du potentiel entre les conducteurs 1 et 2 en AC 50Hz calculée par logiciel de CEF pour différentes valeurs du positionnement de la ligne à  $50, 100, 200, 300, 400, 500 \mu\text{m}$  et pour une largeur de ligne de  $200 \mu\text{m}$

Le principe évoqué précédemment est toujours valable, mais il semble que l'augmentation de la largeur de la ligne provoque un abaissement des paliers de potentiel et la pente est alors plus importante. Autrement dit, augmenter la largeur de la ligne se traduit par une diminution de la gradation. Les simulations pour une ligne de  $500 \mu\text{m}$  de largeur et pour les mêmes conditions de variation de sa localisation confirment ce dernier résultat (figure 4.8, figure 4.9).

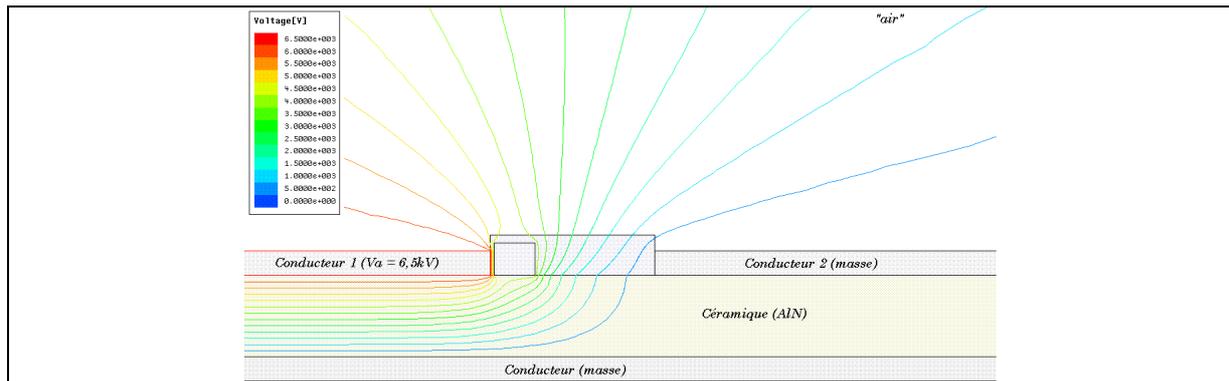


Fig. 4.8 : Répartition des équipotentielles entre pistes données par logiciel de calcul CEF Maxwell 3D en AC50Hz lors de l'utilisation d'une ligne flottante de 500 µm de largeur et positionnée à 100 µm du conducteur 1

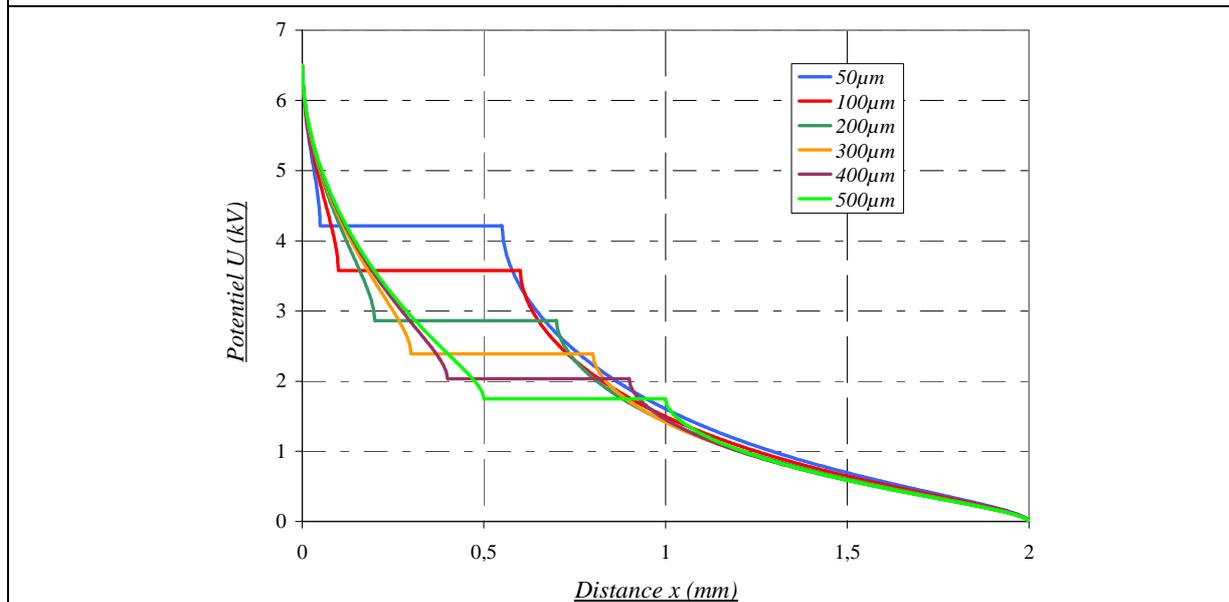


Fig. 4.9 : Répartition du potentiel entre les conducteurs 1 et 2 en AC 50Hz calculée par logiciel de CEF pour différentes valeurs du positionnement de la ligne à 50, 100, 200, 300, 400, 500 µm et pour une largeur de ligne de 500 µm

L'ensemble de ces résultats est résumé dans le tableau 15.

Position des lignes flottantes (µm)	Paliers de gradation en kV pour une ligne de 100 µm	Paliers de gradation en kV pour une ligne de 200 µm	Paliers de gradation en kV pour une ligne de 500 µm
50	5,05	4,73	4,2
100	4,43	4,16	3,58
200	3,63	3,4	2,86
300	3,06	2,8	2,39
400	2,62	2,44	2,03
500	2,26	2,1	1,74

Tab.15 : Tableau Récapitulatif des paliers de gradations obtenus par l'ajout d'une ligne flottante de 100, 200 et 500 µm à 50, 100, 200, 300, 400, 500 µm du conducteur 1.

La répartition du potentiel est donc différente suivant la position de la ligne entre les conducteurs 1 et 2. On peut en conclure que la nature de la répartition des équipotentielles est de deux types en présence de lignes conductrices entre les électrodes :

- Une première répartition est observée entre le conducteur 1 et la ligne flottante. Elle présente une allure proche de la répartition présentée dans le chapitre II, (figure 2.13) dans laquelle la répartition du potentiel est dépendante de la distance entre les électrodes.
- La seconde s'effectue entre la ligne flottante et le conducteur 2 porté à la masse et la répartition du potentiel suit l'évolution observée à l'origine sur un échantillon seul (cf. fig.4.3).

En conclusion, la première ligne flottante doit avoir une largeur la plus faible possible, ceci dans la limite des capacités de gravure des procédés technologiques (DBC ou AMB dans notre cas).

Son positionnement doit être le plus proche possible du conducteur 1 pour réduire le potentiel à proximité du point triple.

Dans les simulations qui suivent nous nous proposons de combiner et d'observer les effets de la présence d'une seconde ligne (positionnement et largeur) sur la gradation de potentiel, la première ligne de largeur 100  $\mu\text{m}$  étant positionnée à 50  $\mu\text{m}$  du conducteur 1 .

#### 1.2.1.2. Impact de la position et de la largeur : cas de plusieurs lignes flottantes

La figure 4.10 présente la variation de la répartition du potentiel pour une tension d'alimentation de 6,5 kV lorsqu'une seconde ligne de 100  $\mu\text{m}$  de largeur est située à 50  $\mu\text{m}$  de la ligne 1.

Comme nous avons pu le voir, la largeur de la ligne jouant sur les paliers de potentiel, cette largeur sera constante et égale à 100  $\mu\text{m}$  dans tout ce qui suit.

La figure 4.11 donne la répartition du potentiel lorsque la position de la 2<sup>nd</sup> ligne varie de X+50  $\mu\text{m}$ , X+100  $\mu\text{m}$  à X+500  $\mu\text{m}$  par pas de 100  $\mu\text{m}$ . X représentant le bord de la première ligne flottante.

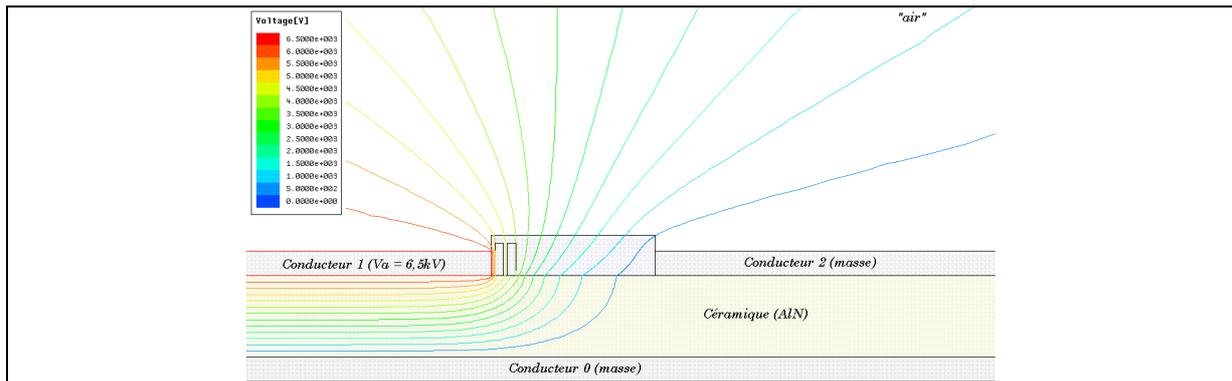


Fig. 4.10 : Répartition des équipotentielles entre pistes donnée par logiciel de calcul CEF Maxwell 3D en AC50Hz lors de l'utilisation de 2 lignes flottantes de 100 µm de largeur et positionnées à 50 µm du conducteur 1 pour la première ligne et 50 µm de la ligne 2 pour la seconde

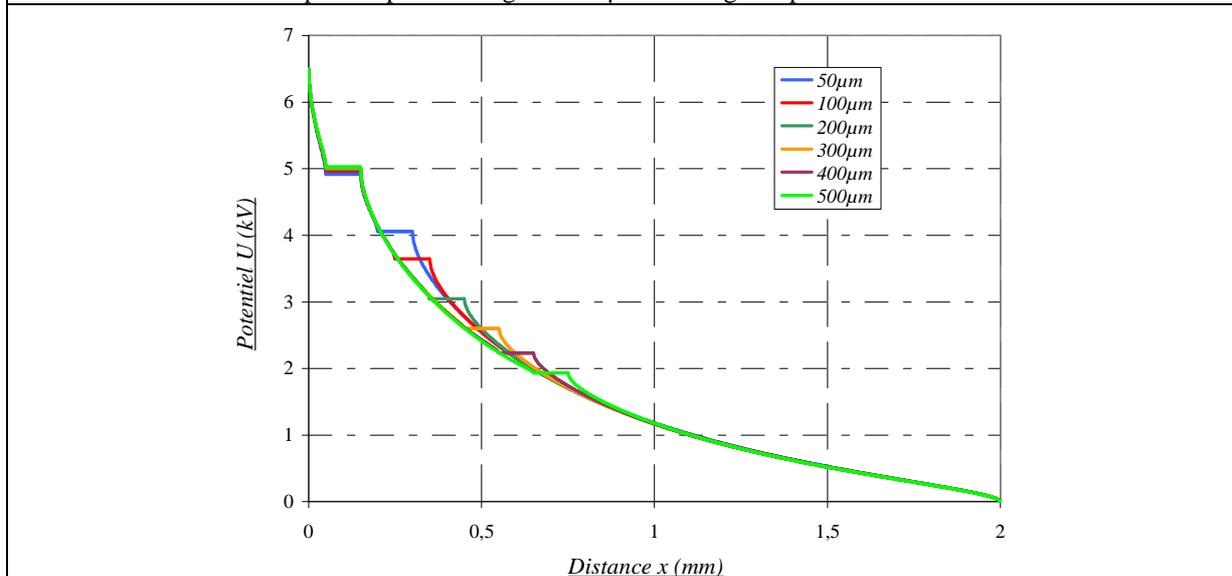


Fig. 4.11 : Répartition du potentiel entre les conducteurs 1 et 2 en AC 50Hz calculée par logiciel de CEF pour différentes valeurs du positionnement de la ligne à 50, 100, 200, 300, 400, 500 µm et pour une largeur de ligne de 100 µm

Comme prévu, la valeur du potentiel des lignes flottantes suit la décroissance de potentiel déjà présentée sur la figure 4.3.

La position de la seconde ligne flottante doit donc être la plus proche possible de la première afin d'être au potentiel le plus élevé.

Le cas à trois lignes flottantes est alors envisagé. Les deux premières lignes sont respectivement positionnées à 50 µm du conducteur 1 et de la première ligne flottante.

Les variations de la répartition du potentiel dans ces conditions et pour les positions de X variant de 50 µm à 500 µm par pas de 100 µm sont données respectivement dans les figures 4.12 et 4.13

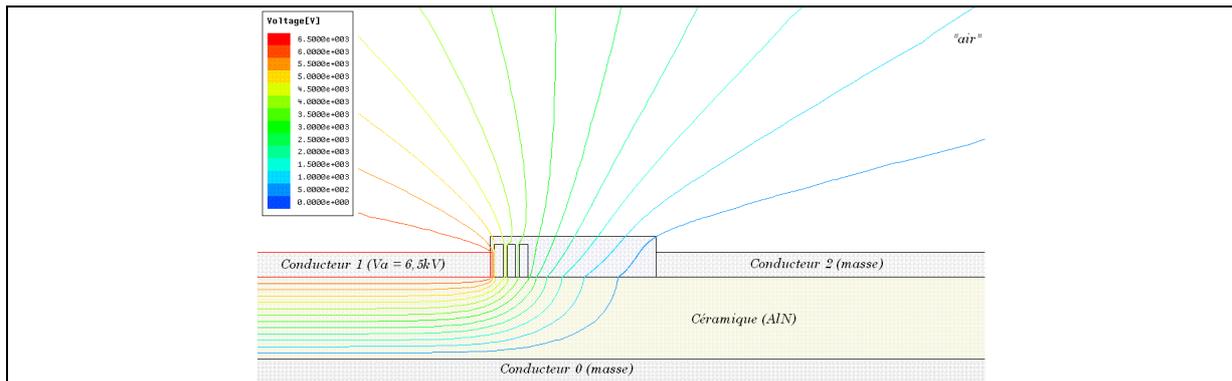


Fig. 4.12 : Répartition des équipotentielles entre pistes données par logiciel de calcul CEF Maxwell 3D en AC50Hz lors de l'utilisation de 3 lignes flottantes de 100 µm de largeur et positionnées à des écartements de 50 µm

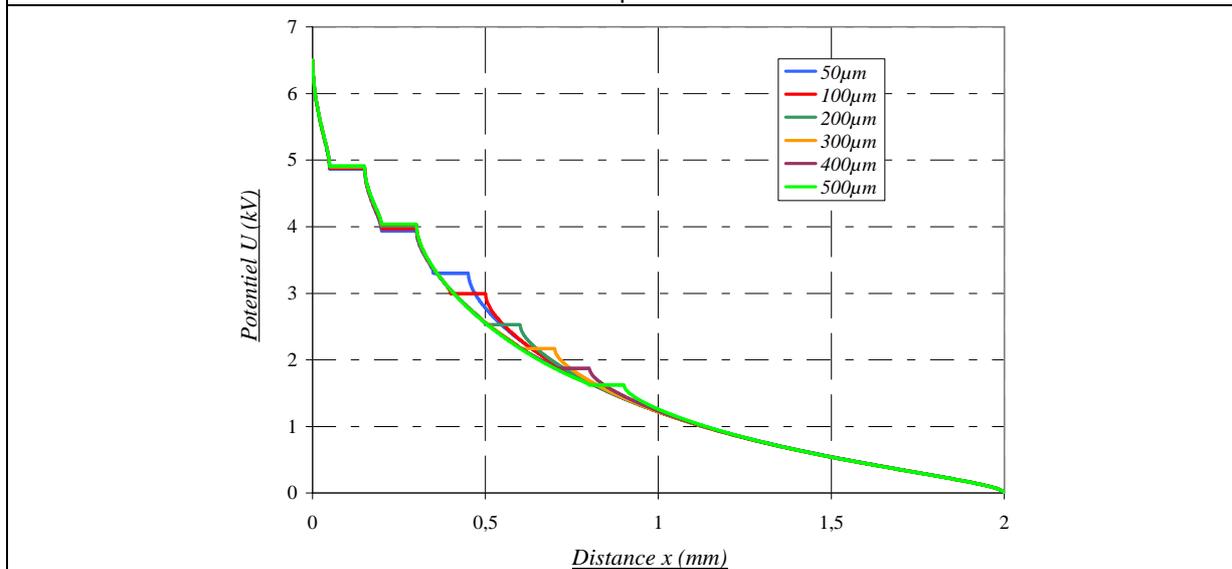


Fig. 4.13 : Répartition du potentiel entre les conducteurs 1 et 2 en AC 50Hz calculée par logiciel de CEF pour différentes valeurs du positionnement de la ligne à 50, 100, 200, 300, 400, 500 µm et pour des lignes de 100 µm de largeurs

Les conclusions de cette dernière simulation sont identiques aux précédentes et nous permettent de tirer les règles suivantes :

- Le positionnement des lignes flottantes ne peut s'effectuer que sur la base d'une connaissance précise la courbe représentant la répartition du potentiel dans la géométrie d'étude initiale.
- La largeur des lignes flottantes doit être la plus faible possible, des largeurs trop importantes modifiant la valeur du palier de potentiel.
- La répartition de la tension la plus homogène possible sera obtenue par l'insertion entre les conducteurs 1 et 2, d'un maximum de lignes.

Le nombre optimal de lignes conductrices doit toutefois être déterminé.

La figure 4.14 représente la variation de la répartition du potentiel pour une tension d'alimentation de 6,5 kV suite à l'utilisation de 13 lignes flottantes de 100  $\mu\text{m}$  de largeur et espacées de 50  $\mu\text{m}$  entre elles.

La figure 4.15 donne quant à elle la répartition du potentiel lors de l'utilisation de 13 lignes flottantes dans l'espace inter – électrodes c.

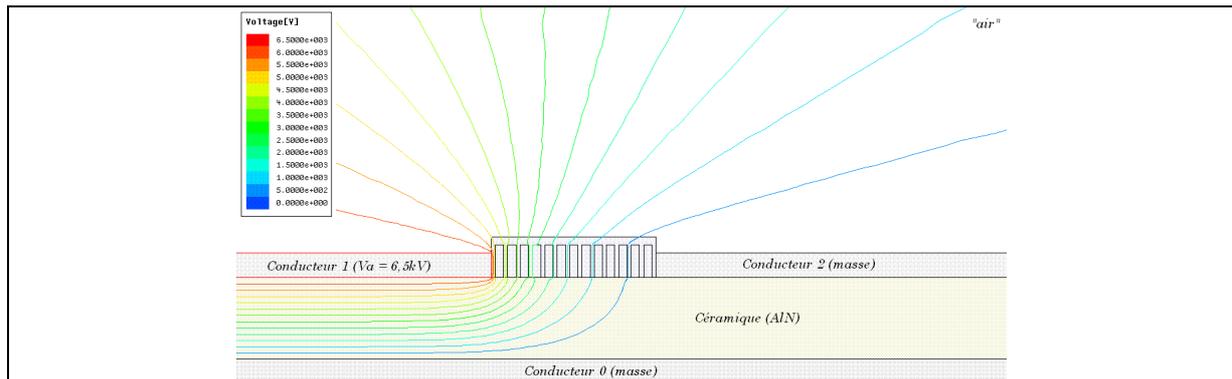


Fig. 4.14 : Répartition des équipotentielles entre pistes données par logiciel de calcul CEF Maxwell 3D en AC50Hz lors de l'utilisation de 13 lignes flottantes de 100  $\mu\text{m}$  de largeur et positionnées à des écartements de 50  $\mu\text{m}$

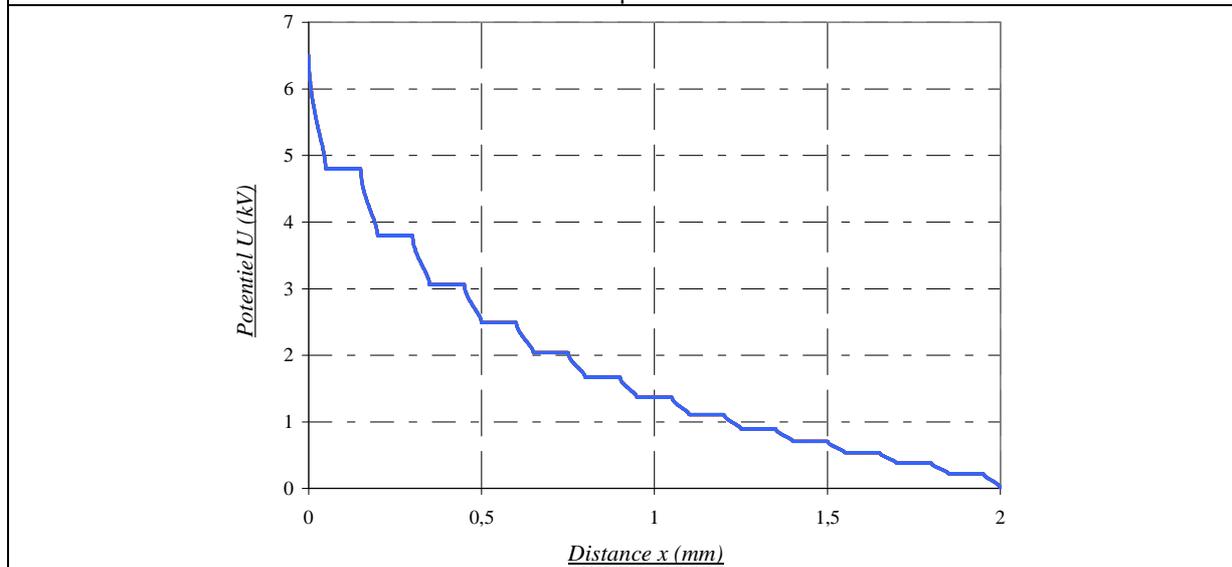


Fig. 4.15 : Répartition du potentiel entre les conducteurs 1 et 2 en AC 50Hz calculée par logiciel de CEF pour 13 lignes flottantes de 100  $\mu\text{m}$  de largeurs et positionnées entre elles à 50  $\mu\text{m}$

La gradation de potentiel est fortement améliorée suite à l'augmentation du nombre de lignes. Il faut toutefois noter que la contrainte électrique se répartit sur les premiers 500  $\mu\text{m}$  qui suivent le conducteur 1. C'est dans cet espace que l'impact de l'utilisation des lignes flottantes doit être le plus efficace possible.

La dernière simulation présentée ici consiste donc à décaler l'ensemble des lignes flottantes vers le conducteur 1 de 40  $\mu\text{m}$  et ajouter 5 lignes flottantes supplémentaires. Son résultat est donné sur les figures 4.16 et 4.17 représentant respectivement la variation de la répartition du potentiel dans des conditions identiques aux précédentes.

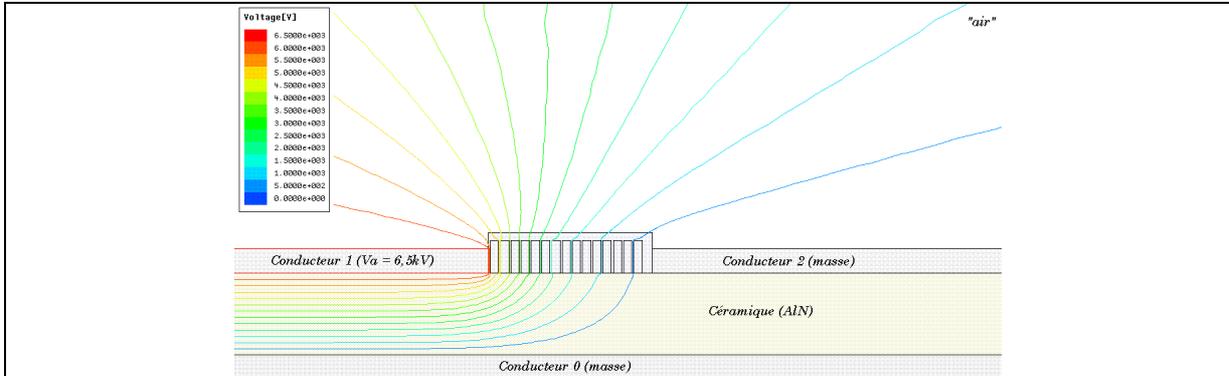


Fig. 4.16 : Répartition des équipotentielles entre pistes données par logiciel de calcul CEF Maxwell 3D en AC50Hz lors de l'utilisation de 15 lignes flottantes de 100  $\mu\text{m}$  de largeur et positionnées à des écartements de 25  $\mu\text{m}$

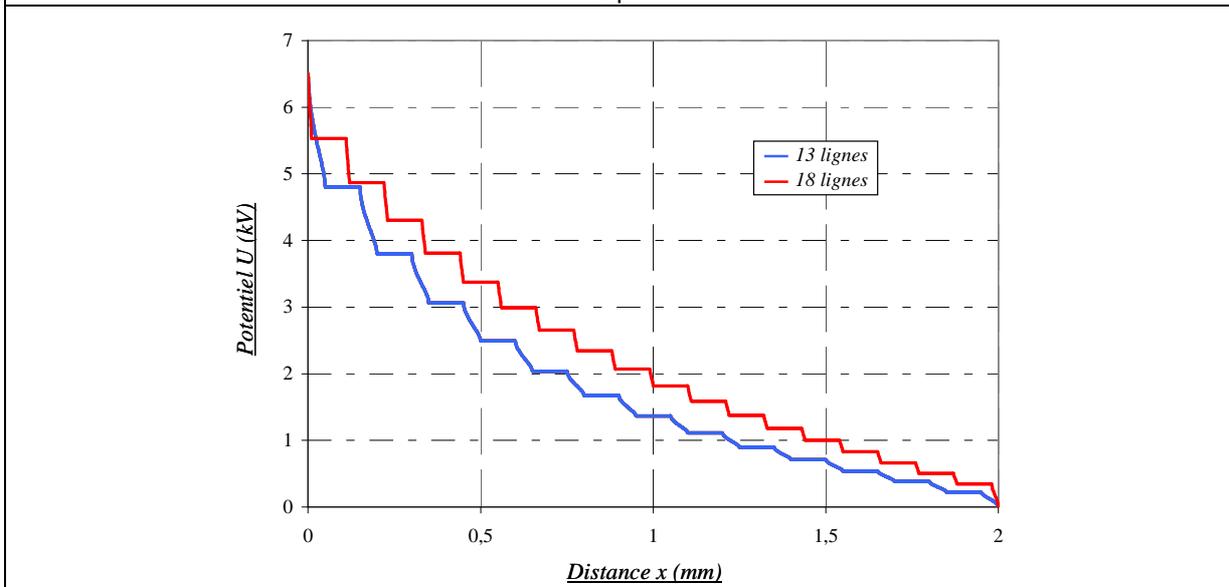


Fig. 4.17 : Répartition du potentiel entre les conducteurs 1 et 2 en AC 50Hz calculée par logiciel de CEF pour 13 et 18 lignes flottantes de 100  $\mu\text{m}$  de largeurs et positionnées entre elles à 25  $\mu\text{m}$

L'augmentation du nombre de lignes et la réduction de la distance les séparant permet d'obtenir la meilleure répartition du potentiel et la contrainte autour du point triple diminue. Cette technique nous semble donc appropriée à notre contexte dans les limites autorisées par les procédés technologiques de gravures utilisés.

### 1.2.2. Critères d'étude retenus

Bien que séduisante, à priori, l'utilisation des lignes flottantes se heurte aux limites des procédés technologiques mis en jeu pour l'obtention de substrats métallisés qu'ils soient issus de la voie "DBC" ou "AMB". Les distances de gravure minimum sont en effet les suivantes :

- épaisseur de gravure entre chaque piste doit être de 300  $\mu\text{m}$  minimum ;
- Largeur minimale des pistes : 200  $\mu\text{m}$ .

Ces dimensions sont très contraignantes, nous étudierons donc par la suite toutes les combinaisons qu'il est possible d'insérer dans la géométrie de test choisie, pour une distance inter – électrode de 2 mm. Toutefois, afin de parvenir à observer les effets des paramètres tels que le nombre, l'écartement et la largeur des lignes flottantes, nous allons caractériser expérimentalement des échantillons présentant des distances inter électrodes de 1,5 mm, 3 mm, 4 mm et 5 mm. Cette approche expérimentale nous permettra de confirmer les résultats de nos simulations et de proposer des règles de dimensionnement réalistes.

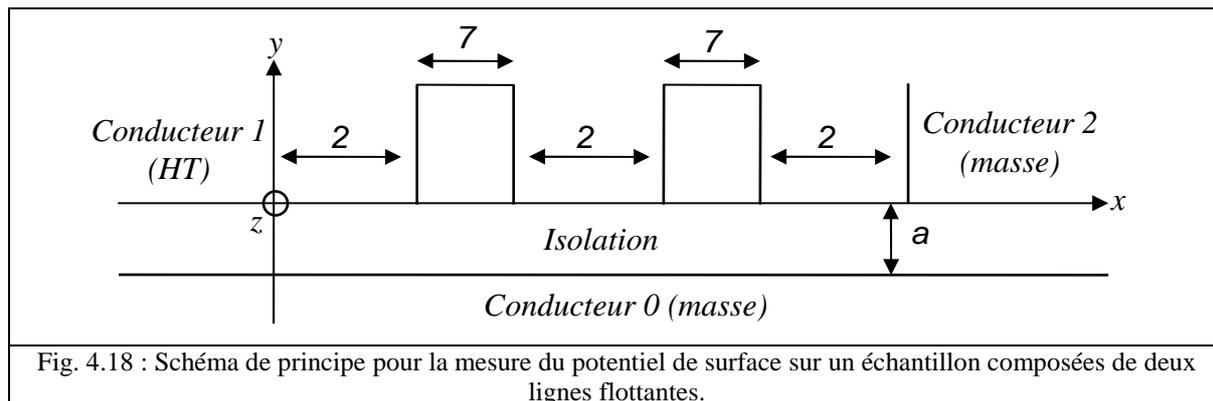
### 1.2.3. Pertinence de la mesure par sonde électrostatique

La caractérisation de matériaux répartiteurs de potentiels par une technique de mesure du potentiel de surface à l'aide d'une sonde à champ nul est sans doute la plus appropriée pour visualiser les effets de gradation. Toutefois, dans le cas de lignes flottantes, le problème de la sensibilité de la sonde se pose.

En effet, le constructeur garantit son efficacité pour des déplacements de 500  $\mu\text{m}$  minimum. Malgré la démultiplication du déplacement par vis micrométrique, il semble difficile d'employer cette technique pour la caractérisation de nos substrats dans leurs dimensions actuelles.

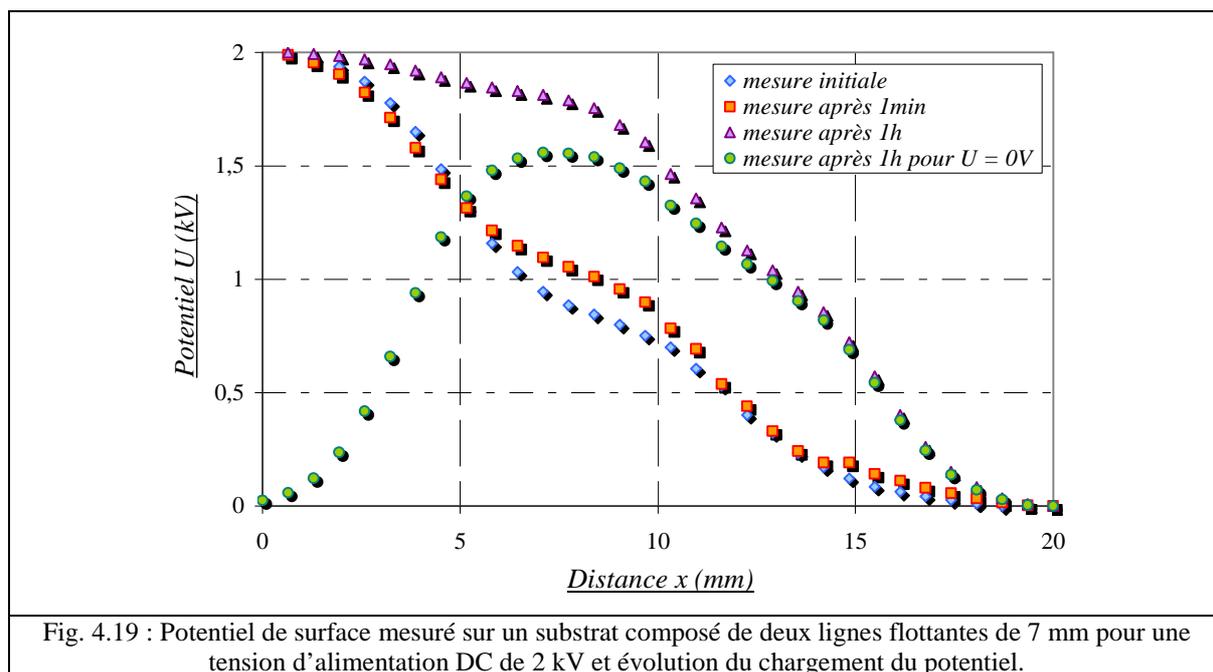
Aussi, nous avons décidé dans un premier temps de tester à la fois notre technique de gradation par lignes flottantes et la mesure de potentiel de surface sur une structure de test "surdimensionnée".

Sur un substrat d'Alumine, nous avons donc déposé des pistes de cuivre présentant un écartement de 20 mm (soit un facteur 10 par rapport à la structure initiale). Deux autres pistes de cuivre de 7 mm de largeur ont été insérées entre ces deux électrodes. Ces lignes sont espacées de 2 mm. La face arrière de l'alumine est entièrement métallisée par du cuivre de 300  $\mu\text{m}$  d'épaisseur. La figure 4.18 représente le schéma de principe de cet échantillon.



Comme précédemment, les électrodes supérieures (conducteurs 1 et 2) sont alimentées sous tension continue. La masse est connectée aux conducteurs 0 et 2.

La figure 4.19 représente la mesure du potentiel de l'échantillon pour une tension d'alimentation de 2 kV<sub>DC</sub>. Dans ce cas, le potentiel de surface est relevé à t=0, puis t+1 min et t+1 h. Enfin, le potentiel est mesuré après coupure de l'alimentation continue (U<sub>DC</sub>=0V) afin d'observer l'effet du « chargement » entre les lignes flottantes.



La structure se comportant comme des condensateurs plans en série, et le test étant effectué sous une contrainte continue, le potentiel entre les deux lignes ne s'annule jamais tant qu'aucune des lignes n'est reliée à la masse, ce qui permet d'observer l'effet du "chargement" de la structure et par conséquent, l'augmentation du profil U(x) au cours du temps. On voit donc dans ce cas que les conducteurs 1 et 2 sont tous les deux à 0 V et le potentiel maximal relevé se situe alors entre les deux lignes, où l'on trouve un potentiel de 1,6 kV. La

décroissance du potentiel retrouve ensuite le profil observé juste avant la coupure de l'alimentation (c'est-à-dire la courbe correspondant aux mesures prises à  $t+1h$  à  $2kV_{DC}$ ).

Afin de tenter de palier au problème du dimensionnement des pistes sur les substrats métallisés DBC, nous avons envisagé la création d'une mesure secondaire obtenue par deux pistes de cuivre qui permettent de délivrer une image de la valeur réelle du potentiel de surface. La figure 4.20, représente le principe de cette mesure. Deux lignes conductrices supplémentaires sont connectées aux lignes pour permettre la mesure du potentiel de surface via la sonde à champ nul, assurant ainsi une mesure "déportée" (figure 4.21).

Dans un premier temps, on ne connecte pas les deux pistes secondaires. Puis dans un deuxième temps, nous mesurons le potentiel sur le montage initial mais en connectant les deux pistes de report de mesures secondaires. Les deux mesures sont effectuées pour une tension de  $4kV_{DC}$ .

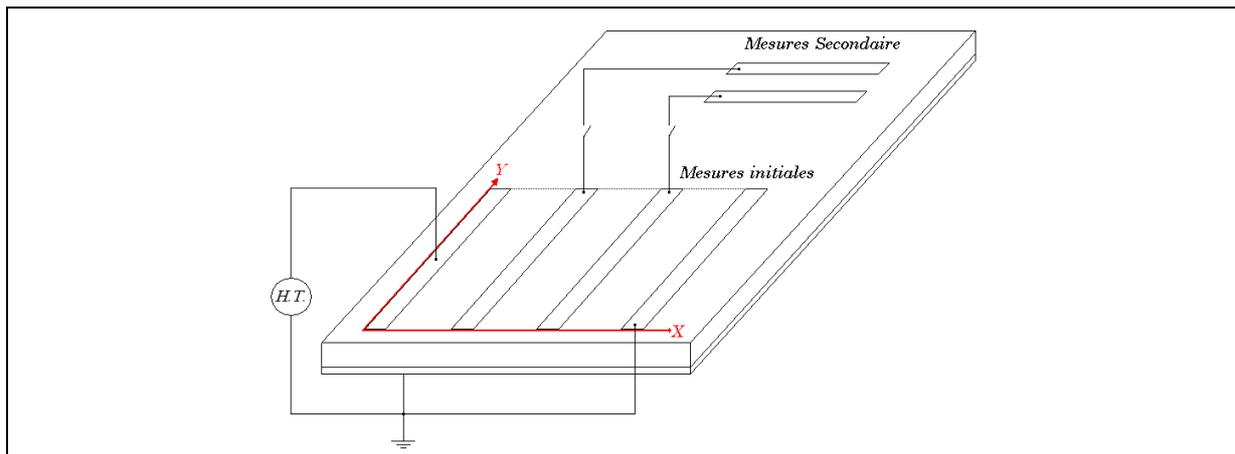


Fig. 4.20 : Schéma de principe de la mesure par pistes secondaires

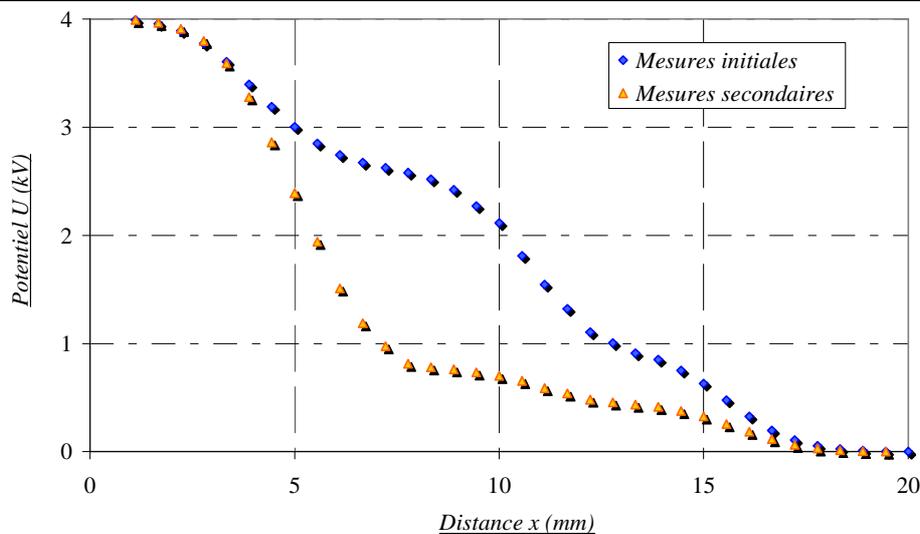


Fig. 4.21 : Potentiel de surface mesuré sur un substrat composé de deux lignes flottantes de 7mm pour une tension d'alimentation DC de 2kV et mesure du potentiel par lignes secondaires.

Dans le premier cas, les résultats sont identiques à ceux obtenus précédemment (figure 4.19), mais pour une tension de  $4kV_{DC}$ . On observe ici l'allure générale de la répartition du potentiel, notamment la présence de "paliers" de potentiel caractéristiques de cette méthode de gradation. Trois pentes sont ainsi visibles entre le conducteur 1 et 2 :

- de  $4kV$  à  $2,5kV$ , entre le conducteur 1 et la première ligne flottante,
- de  $2,5kV$  à  $1kV$ , entre les deux lignes flottantes,
- de  $1kV$  à  $0V$ , entre la deuxième ligne flottante et le conducteur 2.

A l'inverse, le résultat obtenu lors de l'utilisation des pistes secondaires est très différent de la mesure initiale. Le palier de potentiel créé entre les deux lignes flottantes est diminué de  $2kV$ . Cet effet est simplement lié à la mise en parallèle des lignes initiales d'un condensateur plan supplémentaire. Une approche grossière permettant d'expliquer ce résultat est que l'impédance équivalente, vue entre ces deux pistes, étant deux fois plus grande, on peut estimer que la tension sera divisée par deux à cet endroit.

### 1.3. Conclusion

Le principe "global" de fonctionnement d'une technique de gradation, utilisant des lignes dites « flottantes » entre les conducteurs 1 et 2 de notre structure d'étude, a été validé par simulation et ses principaux paramètres (largeur, position, et nombre de lignes) ont été étudiés.

Cependant, l'état actuel de certains verrous technologiques (comme les procédés de métallisations des céramiques) ne permettent pas d'envisager un écartement trop faible entre les lignes flottantes limitant ses potentialités. Compte tenu de ces limitations et de celles liées à la mesure du potentiel par voltmètre électrostatique, nous avons toutefois démontré le bien fondé de cette approche mais sur des échantillons "surdimensionnés".

Le principe de mesure par "image" n'ayant pu être validé, nous envisagerons par la suite d'utiliser d'autres techniques pour la caractérisation de ce principe de gradation sur des substrats DBC plus proches de la réalité. Pour cela, des mesures de ruptures diélectriques et de décharges partielles seront envisagées.

## 2) Résultats et discussion : cas de substrats réels

Notre objectif est maintenant d'évaluer l'effet d'une gradation de ce type sur des substrats réels. Pour ce faire, ces substrats seront tout d'abord caractérisés par des mesures de rigidité diélectrique et par la détermination de leurs seuils d'apparition des décharges partielles.

### 2.1. Mesure de la rigidité diélectrique

Dans cette première étape, nous envisageons le cas d'un substrat du type de celui de la figure 4.22 présentant plusieurs distances inter – électrodes de 2 mm, 3 mm, 4 mm, 5 mm, 7 mm, 8 mm et 10 mm.

La figure 4.23 donne les différents points de rupture diélectrique entre les pistes supérieures de l'échantillon, relevés lorsque l'échantillon est placé dans l'air, dans un gel encapsulant et dans un liquide diélectrique FC72.

La limite supérieure de ces valeurs étant bien entendu imposée par la tenue diélectrique de la céramique d'AlN (qui se situe autour de 21kV).

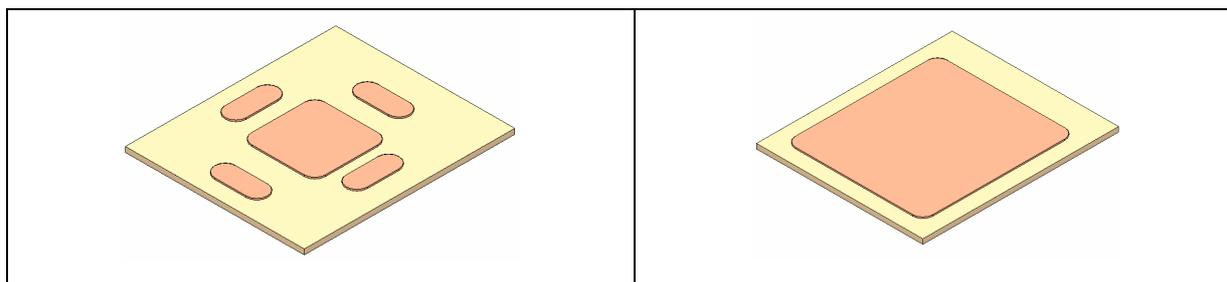


Fig. 4.22 : Vues avant et arrière de l'échantillon de test permettant la mesure de la rigidité diélectrique pour des distances inter électrodes de 2, 3, 4, 5, 7, 8 et 10mm

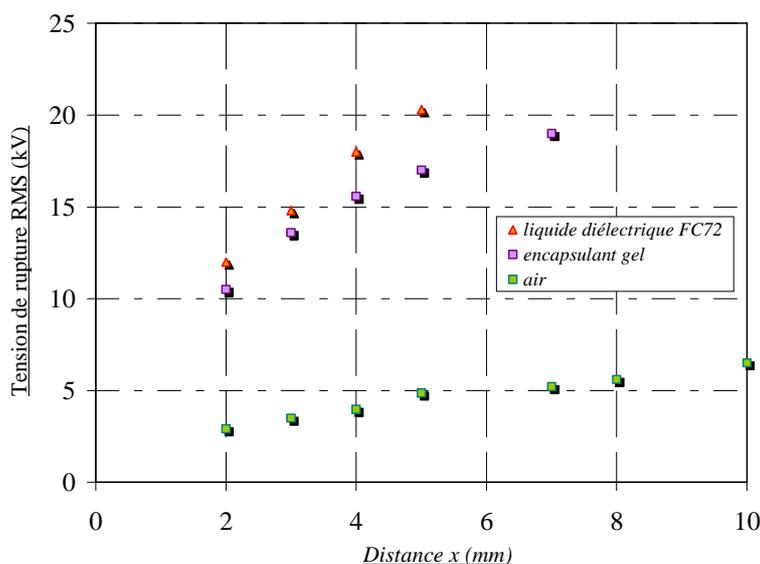


Fig. 4.23 : Tension de rupture entre pistes pour trois environnements air, gel et FC72 pour des distances, x, allant de 2mm à 10mm

## 2.2. Caractérisation diélectrique de la structure de test initiale

Afin de compléter les mesures précédentes, les seuils d'apparition des décharges partielles sont mesurés. .

La figure 4.24 présente les signatures des décharges obtenues lorsque les échantillons sont placés dans un liquide diélectrique (FC72). La figure 4.28 donne quant à elle les mesures du seuil d'apparition des décharges partielles pour des distances inter – électrodes de 2, 3, 4, 5, 7, 8 et 10mm.

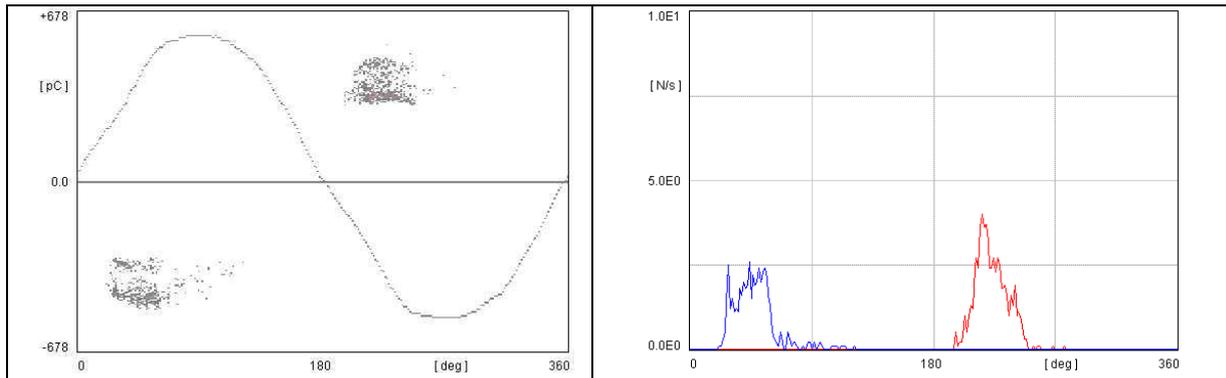


Fig. 4.24 : Signatures des décharges obtenues pour un espace inter - électrodes de 2mm. Tension d'apparition des DPs **6,7kV** dans un liquide diélectrique FC72.

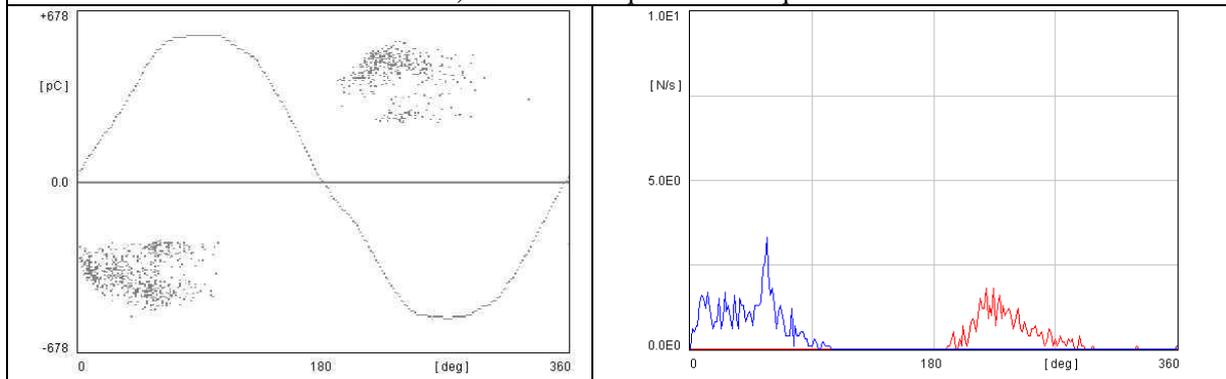


Fig. 4.25 : Signatures des décharges obtenues pour un espace inter - électrodes de 4mm. Tension d'apparition des DPs **9,2kV** dans un liquide diélectrique FC72.

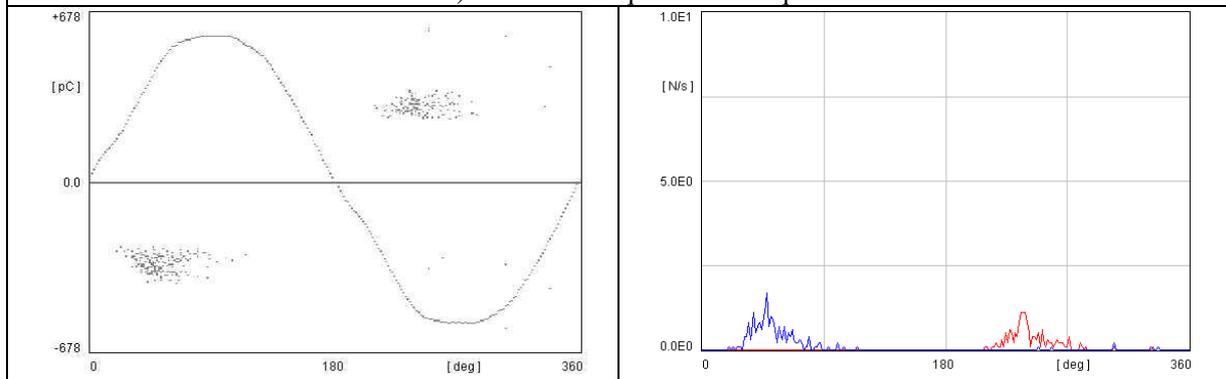


Fig. 4.26 : Signatures des décharges obtenues pour un espace inter - électrodes de 8mm. Tension d'apparition des DPs **13,4kV** dans un liquide diélectrique FC72.

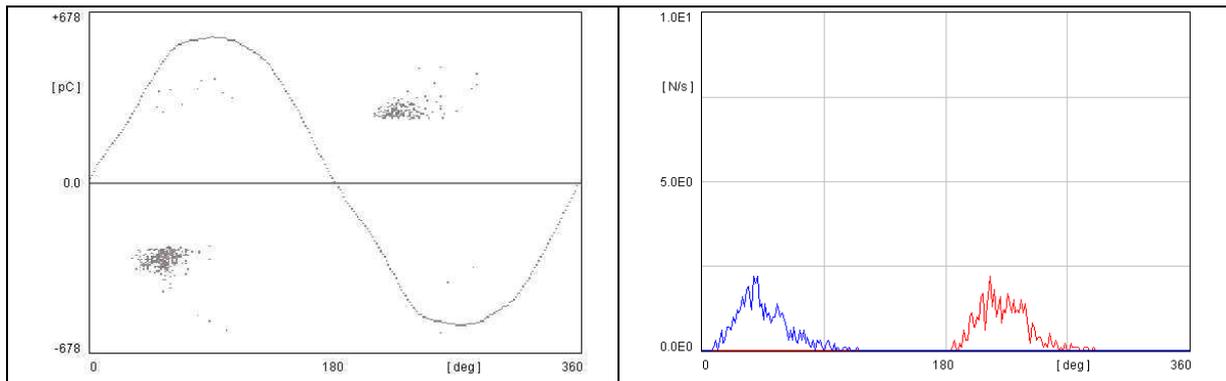


Fig. 4.27 : Signatures des décharges obtenues pour un espace inter - électrodes de 10mm. Tension d'apparition des DPs à **14,4kV** dans un liquide diélectrique FC72.

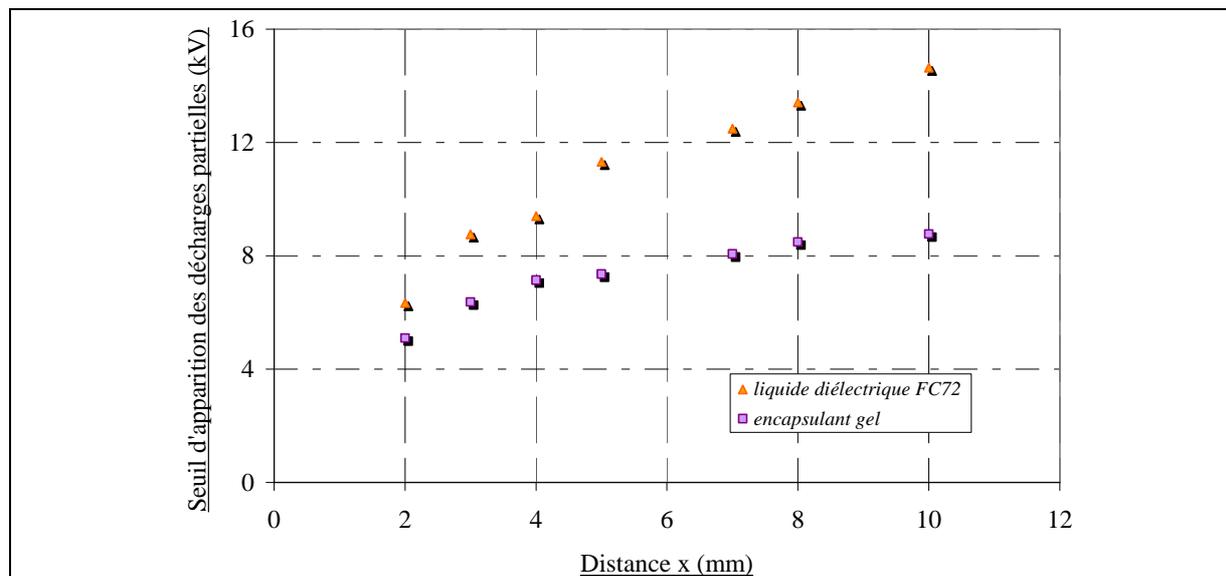


Fig. 4.28 : Seuil d'apparition des décharges partielles entre pistes pour trois environnements air, gel et FC72 pour des distances, x, allant de 2mm à 10mm

La très bonne mouillabilité de notre substrat par un liquide comme le FC 72 est une fois de plus démontrée. Par ailleurs, l'effet de « bullage » existant toujours après polymérisation dans un gel (malgré plusieurs cycles de dégazage à vide), il est normal que cela se répercute sur les seuils d'apparition qui semblent tendre dans ce cas vers une valeur de **14,5 kV** pic. Notons qu'on retrouve pour une distance de 2mm les valeurs déjà mesurées au chapitre III.

Compte tenu de leur différence de comportement avec la distance, il nous semble délicat de comparer les résultats obtenus lors des mesures de rupture à ceux concernant la détermination des seuils d'apparition.

Par la suite, nous nous référons donc uniquement aux relevés des seuils d'apparition des DPs afin d'estimer l'intérêt de cette technique de gradation, les essais étant, de plus, non destructifs.

## 2.3. Démonstration de la gradation de potentiel par lignes flottantes

### 2.3.1. Conditions expérimentales

Le nombre, l'épaisseur, et la largeur des lignes sont choisis compte tenu des limitations technologiques. Les dimensions seront donc de 1,5mm, 2mm, 3mm, 4mm et 5mm. La figure 4.29 représente un des échantillons utilisés pour la mesure du seuil d'apparition des décharges partielles. Il se compose de quatre pistes centrales. Les lignes flottantes sont déposées entre ces pistes pour obtenir différentes configurations ; celles – ci sont données dans le tableau 16 pour les 5 espaces inter – électrodes souhaités. La distance en rouge représente la largeur des lignes flottantes et en noir l'écartement entre les lignes, le premier correspondant à l'écartement entre le conducteur 1 et la ligne 1 et le dernier, l'écartement entre la ligne n et le conducteur 2.

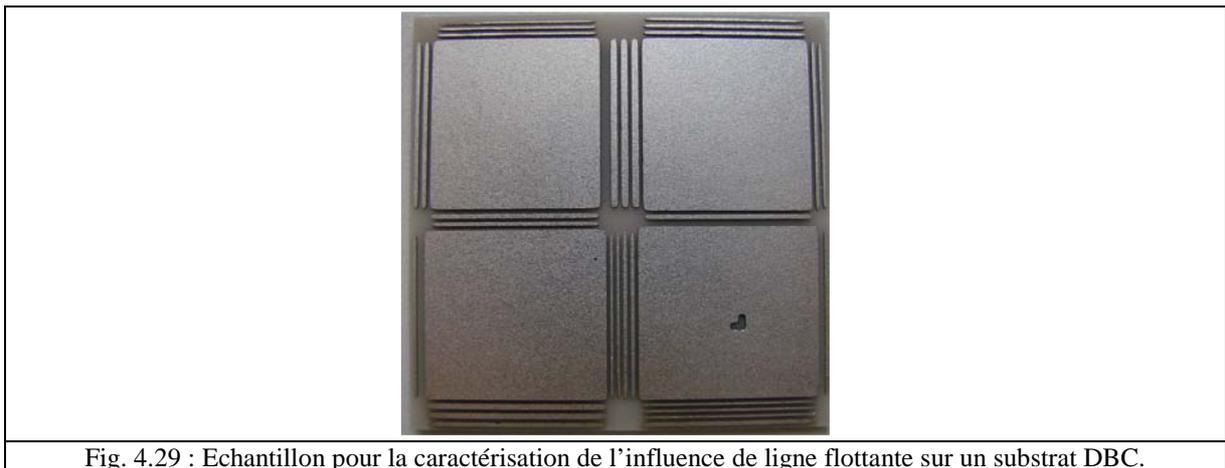


Fig. 4.29 : Echantillon pour la caractérisation de l'influence de ligne flottante sur un substrat DBC.

Configuration	Distances inter électrodes (mm)	Espacement et épaisseur (mm)
1	1,5	0,7 / <b>0,4</b> / 0,4
2	1,5	0,5 / <b>0,5</b> / 0,5
3	1,5	0,6 / <b>0,3</b> / 0,6
4	2	0,5 / <b>0,4</b> / 0,4 / <b>0,3</b> / 0,4
5	2	0,4 / <b>0,4</b> / 0,4 / <b>0,4</b> / 0,4
6	2	0,5 / <b>0,3</b> / 0,4 / <b>0,3</b> / 0,5
7	2	0,3 / <b>0,2</b> / 0,4 / <b>0,2</b> / 0,4 / <b>0,2</b> / 0,3
8	3	0,5 / <b>0,3</b> / 0,5 / <b>0,4</b> / 0,5 / <b>0,3</b> / 0,5
9	3	0,5 / <b>0,4</b> / 0,4 / <b>0,5</b> / 0,4 / <b>0,4</b> / 0,4
10	3	0,4 / <b>0,2</b> / 0,4 / <b>0,2</b> / 0,4 / <b>0,3</b> / 0,4 / <b>0,3</b> / 0,4
11	4	0,4 / <b>0,6</b> / 0,4 / <b>0,6</b> / 1
12	4	0,5 / <b>0,4</b> / 0,5 / <b>0,4</b> / 0,5 / <b>0,4</b> / 0,5 / <b>0,4</b> / 0,4
13	4	0,3 / <b>0,2</b> / 0,4 / <b>0,2</b> / 0,4

14	5	0,3 / 0,2 / 0,3 / 0,2 / 0,3 / 0,2 / 0,3 / 0,2 / 0,3 / 0,2 / 0,3 / 0,2 / 0,3 / 0,2 / 0,3 / 0,2 / 0,3 / 0,2 / 0,5
----	---	---

Tableau 16 : Récapitulatif des mesures réalisées sur des substrats DBC avec des lignes flottantes pour différents espaces inter – électrodes (1,5mm, 2mm, 3mm, 4mm, 5mm)

### 2.3.2. Mesures des seuils d’apparition des DPs

Le tableau 16 donne les seuils d’apparition et d’extinction des décharges obtenues pour une distance inter électrodes de 1,5mm dans les 3 configurations choisies. Ces mesures ont été réalisées dans du FC72, pour une calibration de 5pC. La figure 4.30 reprend la signature relevée dans la configuration 1 pour un seuil d’apparition des décharges de **10,5kV**.

Configuration	Tension max d’apparition	Tension max d’extinction
1	10,9	8,7
2	10,6	8,9
3	10,6	8,7

Tableau 17 : Mesures des seuils d’apparition et d’extinction des décharges partielles (en kV) pour un écartement de 1,5mm et pour les configurations 1 à 3

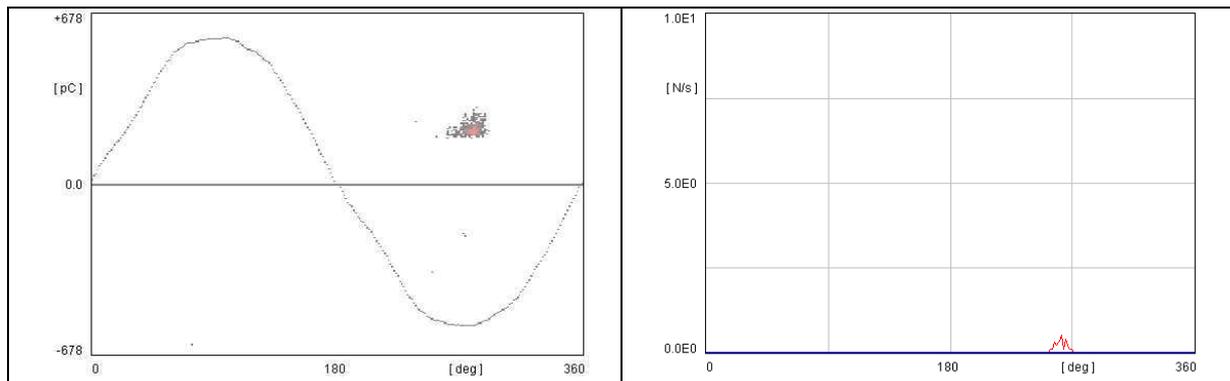
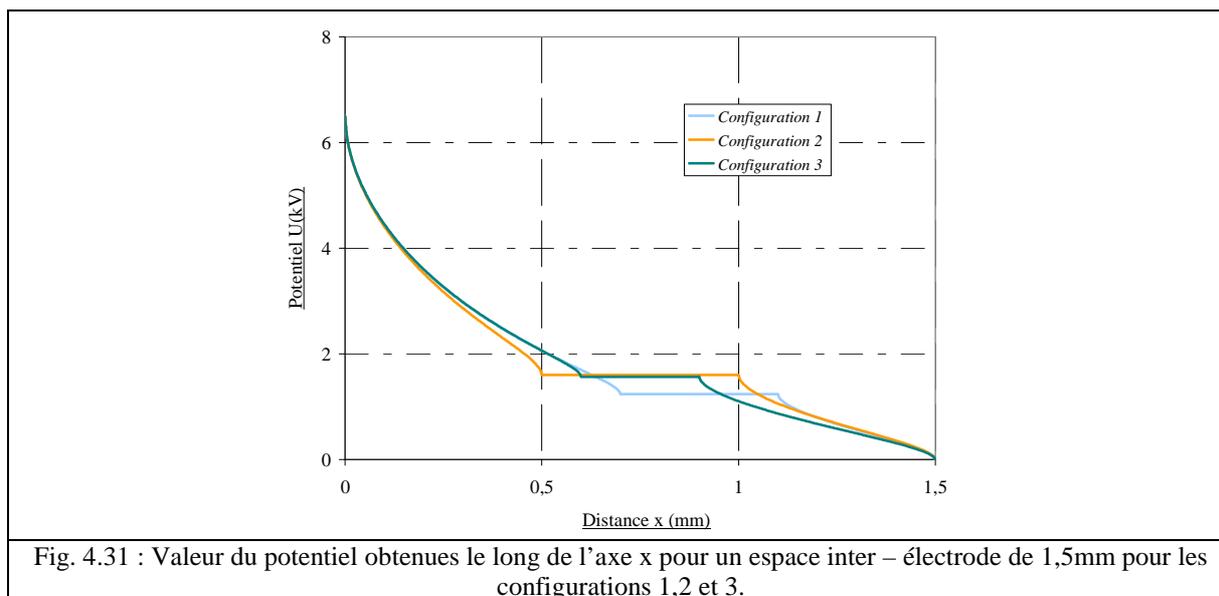


Fig. 4.30 : Signature des décharges obtenues dans un liquide diélectrique FC72 pour des distances de 1,5mm dans le cas de la configuration 1 à une tension de 10,5kV.

Les valeurs des seuils d’apparition relevées pour un écartement de 1,5mm sont très proches les unes des autres et ne permettent pas vraiment de conclure sur l’importance d’un des paramètres en particulier sur la répartition de la contrainte électrique. La simulation de la figure 4.31 représente la répartition du potentiel pour ces trois configurations.

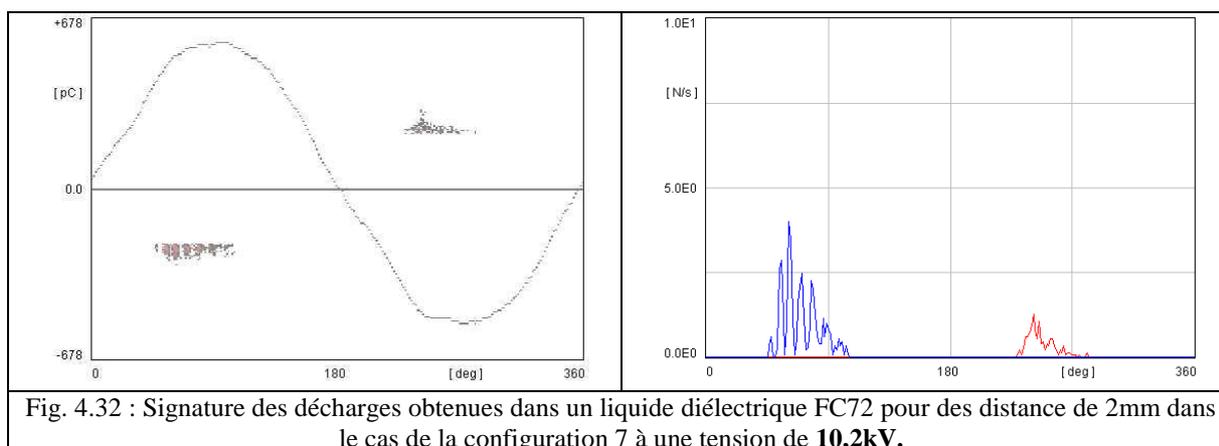
En comparant les trois allures, on comprend d’autant mieux les faibles différences observées. En effet, la contrainte électrique se répartit quasiment de la même manière dans les trois cas. Le "palier" de potentiel créé par la ligne flottante se situant à 1,8kV environ pour les configurations 2 et 3 et légèrement plus bas à 1,5kV, pour la configuration 1. Les faibles variations de pente ne permettent pas de réduire suffisamment les contraintes d'une structure à l'autre.



Le tableau 18 reprend les mesures correspondant aux configurations 4 à 7. Ces résultats sont importants pour la démonstration de l'intérêt des lignes flottantes et ils correspondent à la géométrie de notre structure de test initial puisque l'espacement entre conducteurs 1 et 2 est ici de 2mm. La "signature " des DP, représentée sur la figure 4.32, correspond à la configuration 7 pour une tension d'apparition des DP de **10,2kV**.

Configuration	Tension max d'apparition	Tension max d'extinction
4	10	8,7
5	9,8	8,6
6	10	8,7
7	10,5	8,6

Tableau 18 : Mesures des seuils d'apparition et d'extinction des décharges partielles (en kV) pour un écartement de 2mm et pour les configurations 4 à 6



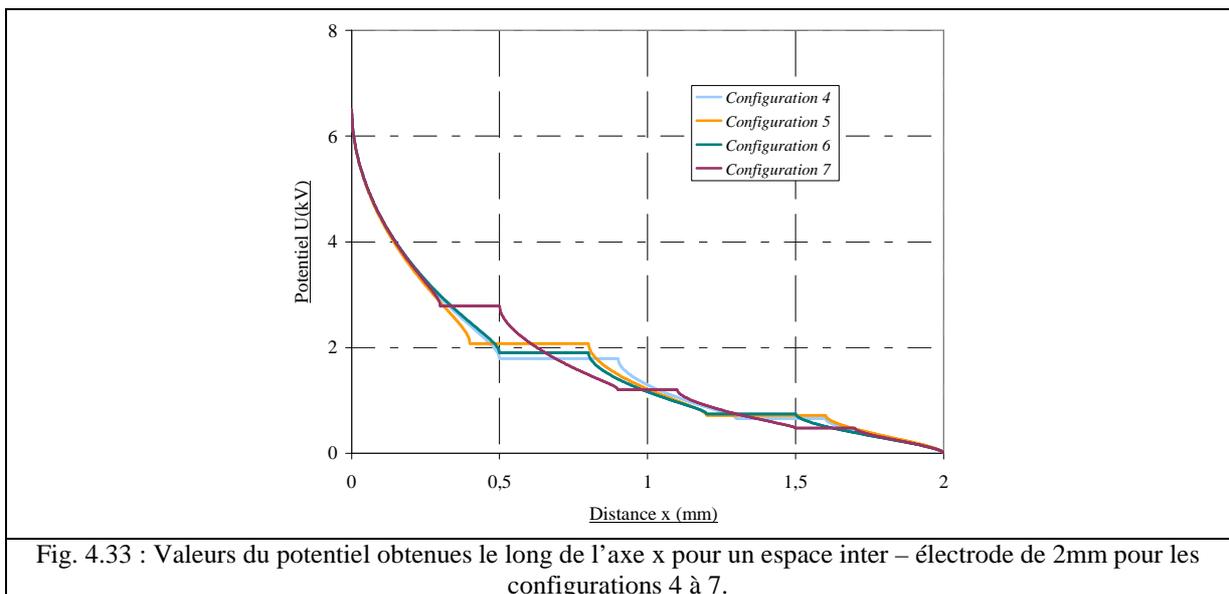
Dans ces relevés, la configuration 7 se détache des trois autres par un seuil d'apparition des DP plus élevé. En comparant ces résultats à l'allure de la répartition du potentiel obtenue par simulation, figure 4.33, on obtient également dans ce cas une gradation qui se démarque des

trois autres et qui semble par ailleurs beaucoup plus linéaire. Dans les autres configurations, la variation des écartements entre lignes flottantes où l'augmentation de la largeur des pistes n'a eu finalement que très peu d'influence sur la contrainte. Ce que nous nous attendions à trouver suite aux résultats des simulations précédentes.

C'est donc bien le nombre de lignes placées entre les conducteurs 1 et 2 qui influence le plus l'allure de la répartition du potentiel.

En considérant que la gradation soit modélisable par des capacités mis en série entre les conducteurs 1 et 2, une capacité représentant l'espace entre deux lignes ou entre un conducteur et une ligne, on comprend alors tout à fait que l'insertion d'une ligne flottante permette l'ajout d'un palier de potentiel supplémentaire et donc une amélioration de la répartition.

En ce qui concerne le seuil d'apparition des DPs dans les 4 configurations testées, le niveau obtenu est bien supérieur à celui relevé dans le cadre d'un échantillon sans lignes (pour rappel nous avons une tension d'apparition des DPs de 6,5kV). L'effet de l'utilisation de ces lignes flottantes est donc non négligeable.



Les mesures qui suivent ne font que confirmer ces résultats : la meilleure répartition du potentiel est obtenue par l'insertion d'une ligne flottante supplémentaire (configuration 10) qui provoque une augmentation de seuil d'apparition des DPs. On note également que dans les configurations 7 et 10 qui utilisent 3 lignes flottantes pour grader le potentiel, le seuil d'apparition des DPs est quasiment identique (autour de **10,5kV**).

De la même façon, sur une distance inter – électrodes plus importante (4mm), on obtient une valeur d'apparition des DP's supérieure pour une insertion de 3 lignes flottantes supplémentaires (configuration 14) avec un seuil de **11,5kV** environ.

Notons que l'effet des lignes flottantes n'a son importance que sur les distances les plus proches du point triple c'est-à-dire là où la contrainte électrique est la plus forte. En effet, comme le montre les configurations 11 à 12 de la figure 4.37, la gradation n'est principalement réalisée que par deux lignes et seulement trois lignes pour la configuration 14, ce qui reviendra à étudier le cas d'un espacement de 2 mm dans lequel les configurations sont similaires puisque nous utilisons dans ce cas 2 à 3 lignes flottantes.

Configuration	Tension max d'apparition	Tension max d'extinction
8	10,2	8,7
9	10	8,3
10	10,6	9

Tableau 19 : Mesures des seuils d'apparition et d'extinction des décharges partielles (en kV) pour un écartement de 3mm et pour les configurations 8 à 10

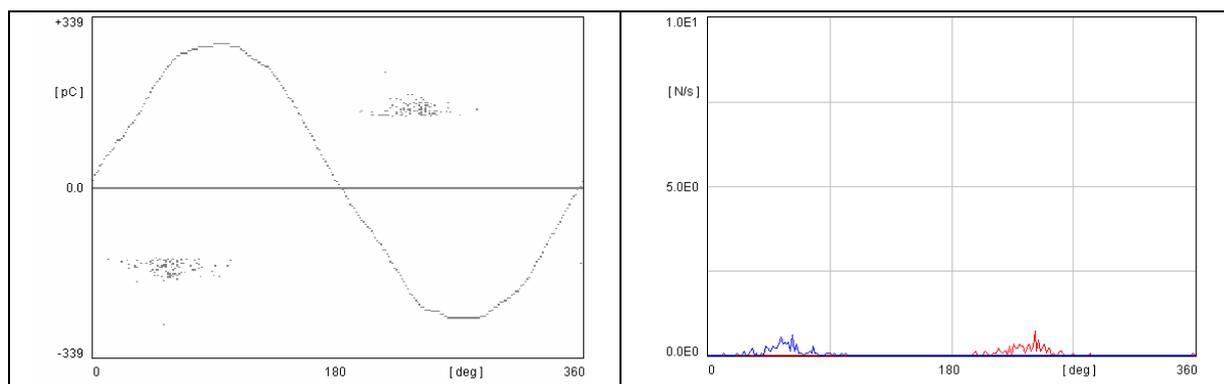


Fig. 4.34 : Signature des décharges obtenues dans un liquide diélectrique FC72 pour des distances de 3mm dans le cas de la configuration 8 à une tension de **10,2kV**.

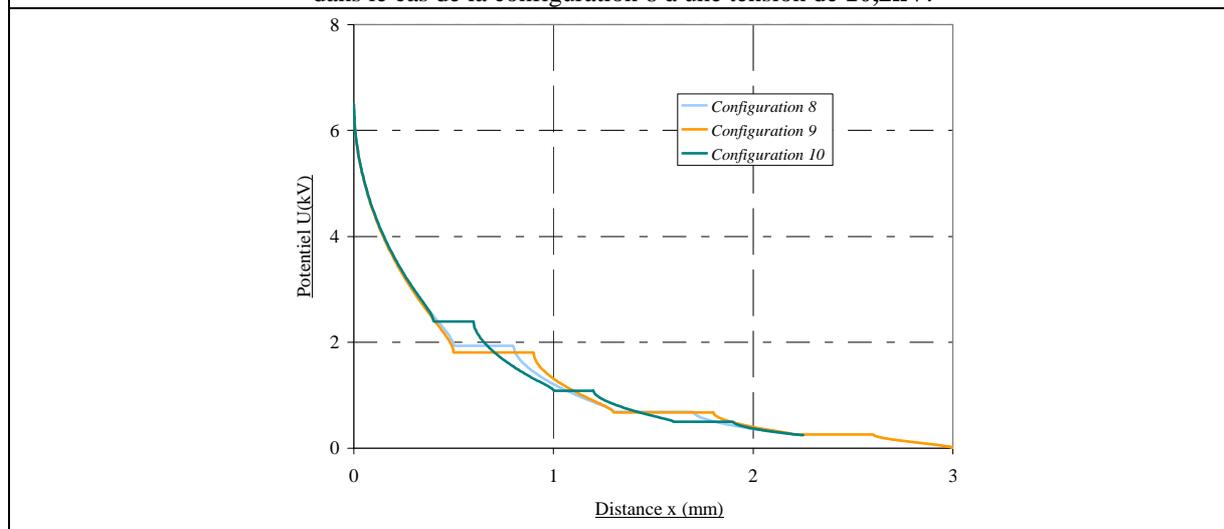


Fig. 4.35 : Valeurs du potentiel le long de l'axe x pour un espace inter – électrodes de 2mm pour les configurations 8 à 10.

Configuration	Tension max d'apparition	Tension max d'extinction
11	10,3	8,2
12	10,9	10,1
13	11,1	10,3

Tableau 20 : Mesures des seuils d'apparition et d'extinction des décharges partielles (en kV) pour un écartement de 4mm et pour les configurations 11 à 13

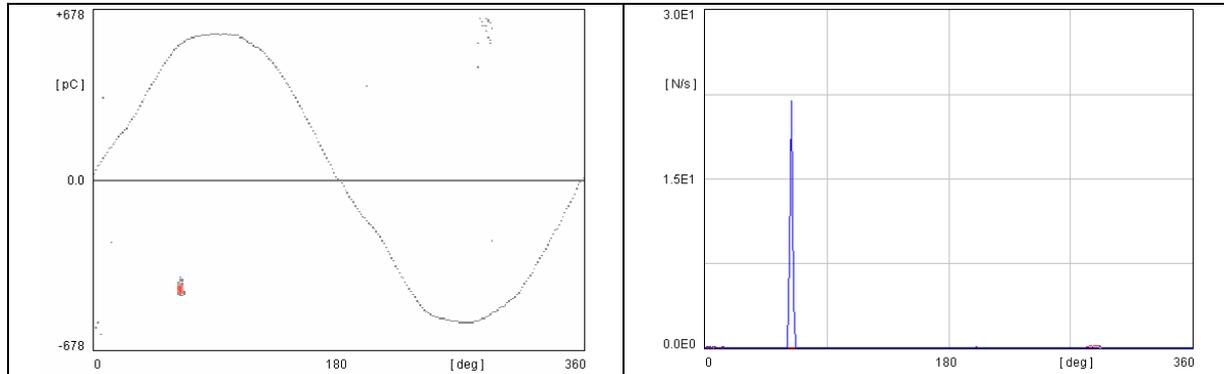


Fig. 4.36 : Signature des décharges obtenues dans un liquide diélectrique FC72 pour des distances de 4mm dans le cas de la configuration 12 à une tension de **10,9kV**.

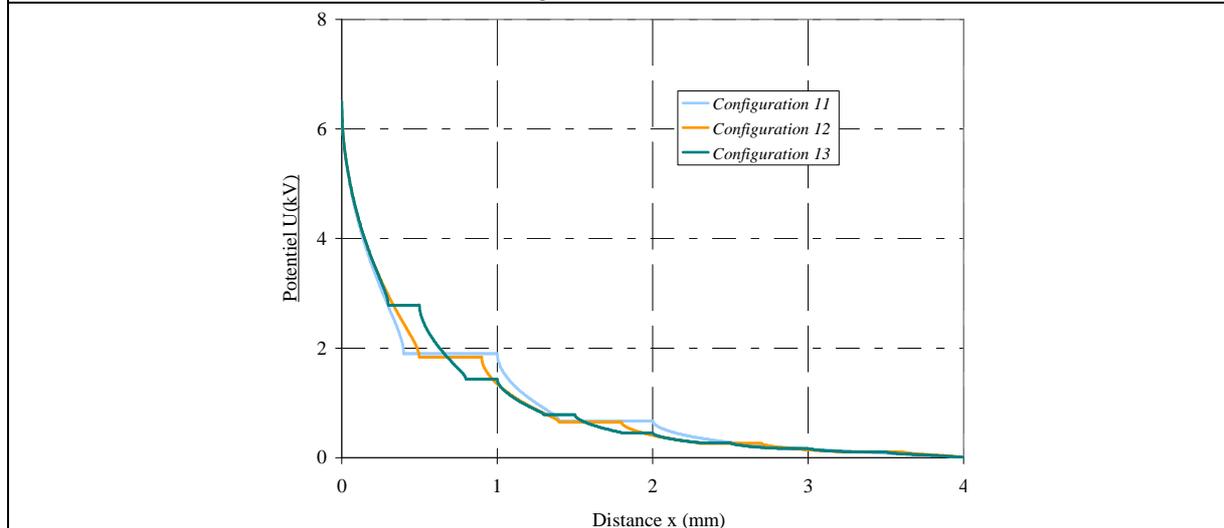


Fig. 4.37 : Valeurs du potentiel le long de l'axe x pour un espace inter – électrodes de 2mm pour les configurations 11 à 13.

Le tableau 21 donne les seuils d'apparition et d'extinction des DP pour la configuration 14 et pour une distance de 5mm. La figure 4.32 donne la signature des décharges obtenues pour la mesure du seuil d'apparition des DP à **11,5kV**. La figure 4.38, représente la répartition obtenue lors de l'utilisation de 9 lignes flottantes.

Configuration	Tension max d'apparition	Tension max d'extinction
14	11,5	10,5

Tableau 21 : Mesures des seuils d'apparition et d'extinction des décharges partielles (en kV) pour un écartement de 4mm et pour les configurations 14

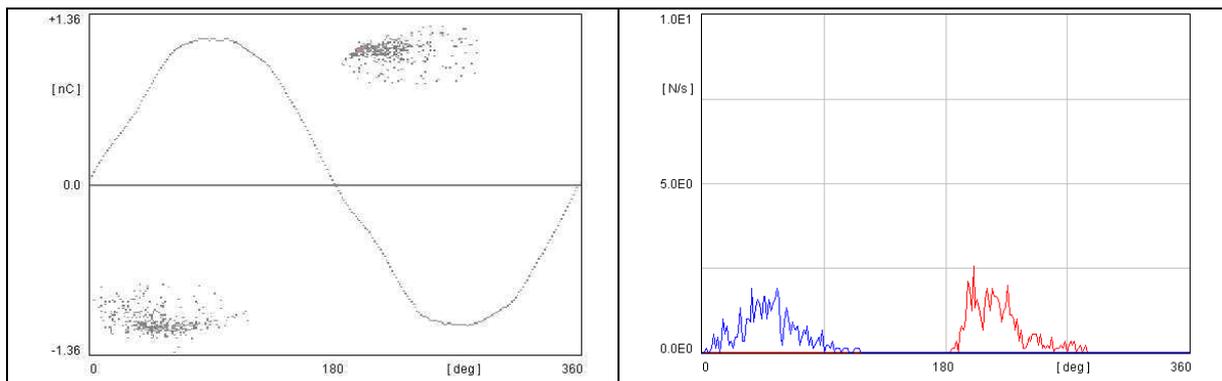


Fig. 4.38 : Signature des décharges obtenues dans un liquide diélectrique FC72 pour des distance de 5mm dans le cas de la configuration 14 à une tension de 11,5kV

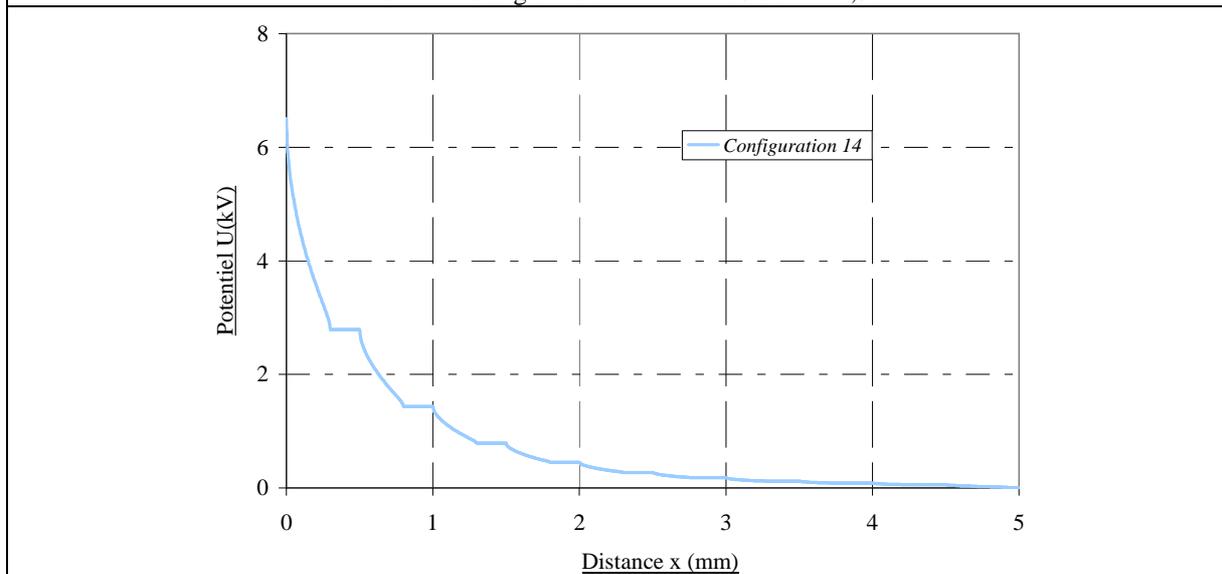


Fig. 4.39 : Valeurs du potentiel le long de l'axe x pour un espace inter-électrode de 2mm pour la configuration 14.

## 2.4. Bilan et conclusion

Dans ce chapitre, nous avons abordé le principe de la gradation à l'aide de lignes flottantes dont le principe est inspiré des techniques par plaques de champ ou par anneaux de gardes utilisés sur les puces de puissance IGBT et diode présentées dans le chapitre I.

Dans un premier temps, nous avons étudié par simulation, les paramètres dimensionnant ces lignes (largeur, position mais surtout nombre).

Ces observations recourent les conclusions faites par S.J. KIM et al. [KIM06] sur l'étude d'anneaux de garde sur des diodes appelées *Field Limiting Ring* (FLR) (cf. chapitre I §5.1.2). Après optimisation, l'auteur indique que le nombre et la largeur des anneaux de garde sont des éléments primordiaux pour garantir la meilleure tenue en tension possible et que l'espace inter-électrodes, qui n'est pas utilisé doit donc être occupé au maximum par des anneaux de garde tout en laissant un espacement minimum entre chacun d'entre eux.

D'une part, nous avons atteint d'un point de vue expérimental les limites de la mesure du

potentiel pour ce type de structure par une sonde à effet de champ, mais son utilisation sur des dimensions plus grandes nous a quand même permis d'observer directement l'effet gradateur induit par l'utilisation de pistes de cuivre flottantes.

La mesure des seuils d'apparition des décharges partielles sur des substrats "classiques" et pour différentes configurations de gradation par lignes flottantes, nous a permis de confirmer les conclusions précédentes.

L'utilisation de lignes flottantes modifiant la contrainte électrique autour du point triple, le seuil d'apparition des DP's est augmenté. De notre point de vue, il semble que le principe de gradation par ligne flottante soit donc validé ; reste à le mettre en œuvre aux échelles qui sont celles de l'intégration de puissance.



## CONCLUSION

L'objectif de notre travail était de concevoir des solutions capables de réduire les zones de renforcement du champ électrique autour des points triples présents sur des substrats isolants métallisés, utilisés dans le packaging des modules de puissance. Différentes méthodes de gradation du champ susceptibles d'être utilisées ont été étudiées. Il s'agit de l'utilisation de matériaux hybrides et de lignes conductrices portées à des potentiels flottants.

Concernant les matériaux hybrides, nous avons tout d'abord mis en évidence, à l'aide de simulations, les points fondamentaux permettant de comprendre les principaux mécanismes mis en jeu dans la répartition de la contrainte électrique. Ainsi, il est apparu que, dans le cas d'un vernis dit "capacitif", la répartition du potentiel était peu différente de celle observée en l'absence de vernis pour des valeurs usuelles de permittivité (entre 2 et 10). Toutefois, une réfraction des équipotentielles et une redistribution de celles-ci se produisent à l'interface entre les deux milieux isolants. Il est donc possible de réduire légèrement le champ électrique en jouant sur cet indice de réfraction.

Dans le cas d'un vernis dit "résistif", nous avons montré que la présence d'une conductivité supérieure à celle du milieu isolant induit un étalement non négligeable des équipotentielles. Nous avons ainsi montré que dans les conditions que nous avons simulées, un vernis de conductivité autour de  $\sigma_v=1e-5$  S/m permettait d'avoir un abaissement significatif du champ électrique.

La caractérisation électrique des différents types de matériaux hybrides a ensuite été entreprise sur une structure de test.

Nous avons ainsi observé, par une technique de mesure du potentiel de surface, les effets de répartition de la contrainte électrique lors de l'application des différents matériaux sur un substrat isolant. Nous avons mis en évidence qu'il n'existait pas de lien entre la non - linéarité des caractéristiques I(V) d'un matériau et sa capacité à être gradateur de potentiel. De plus l'insertion de particules semi – conductrices à l'intérieur de base isolante à forte tenue diélectrique, nous a permis d'obtenir des matériaux hybridés gradateurs de potentiel. Ces matériaux à faible courant de fuite et forte tenue diélectrique, ont ensuite été caractérisés par mesure de leur seuil d'apparition des décharges en suivant la norme IEC 1287 portant sur les convertisseurs de puissance embarqués dans le matériel ferroviaire. Ainsi, nous avons pu proposer deux candidats qui répondaient favorablement tant à nos besoins de gradation qu'à cette norme.

Enfin, nous avons abordé un principe de gradation par lignes flottantes inspiré des techniques par plaques de champ ou par anneaux de gardes.

Dans un premier temps, nous avons étudié par simulation les paramètres dimensionnant de ces lignes (largeur, position mais surtout nombre). Nous avons ainsi établi que le nombre et la largeur de ces lignes étaient les éléments primordiaux pour garantir la meilleure tenue en tension possible.

D'un point de vue expérimental, nous avons atteint les limites de la mesure du potentiel pour ce type de structure, mais, son utilisation sur un échantillon surdimensionné, nous a quand même permis d'observer directement l'effet gradateur induit par l'utilisation de pistes de cuivre flottantes. L'utilisation de la mesure des seuils d'apparition des décharges partielles sur des substrats "classiques" et pour différentes configurations de gradation par lignes flottantes, nous a permis de confirmer tout l'intérêt de ce type de structure pour grader la contrainte électrique.

## PERSPECTIVES

Concernant l'étude des matériaux gradateurs de potentiel, il est clairement apparu que la nature des particules semi – conductrices insérées dans la matrice isolante était responsable de la qualité des matériaux hybrides. Dans ses travaux, J.Rivenc a tenté de corréler ce phénomène aux seuils de percolation de particules ZnO. A partir de calculs utilisant le modèle de McLachlan, il a montré que le seuil de conduction suivait une fonction décroissante du champ. Ainsi le modèle numérique montre que le niveau de champ peut contribuer à augmenter le seuil de conduction d'un matériau de type « hôte isolant + inclusions conductrices » par effet d'injection de charges.

Le comportement non – linéaire d'un matériau hybride pourrait donc provenir de sa morphologie et non nécessairement du fait que la charge ait des propriétés intrinsèques de non – linéarité.

Il nous semblerait donc intéressant de poursuivre cet axe de travail et de confirmer ces résultats en travaillant, par exemple, sur les procédés d'insertion des particules. En modifiant les amas géométriques sur différents candidats (SiC, ZnO, graphite,...), il serait ainsi possible de mieux maîtriser les mécanismes liés à la gradation du potentiel [BEI08].

En terme d'application et compte tenu des résultats obtenus lors de l'inclusion de charges dans des matrices isolantes, il nous semble que ce procédé pourrait être étendu.

Ainsi, le chargement en particules semi-conductrices des encapsulants employés pour les modules de puissance pourrait constituer un axe de travail. Ceci permettrait de lier les avantages des encapsulants, gel silicone par exemple, aux effets de gradation du potentiel.

D'autres géométries complexes, comme les connecteurs haute tension employés pour relier les différents organes d'un système de traction et utilisant des matériaux polymères pour assurer leur fonction isolante, pourraient ainsi profiter de ce développement technologique.

Concernant l'utilisation de lignes flottantes pour la gradation de potentiel, nous avons montré que même s'il était possible d'obtenir une répartition de la contrainte électrique en utilisant les procédés utilisés pour la réalisation de substrat métallisé DBC, ces dernières possédaient des limitations qui ne permettaient pas d'obtenir le nombre optimal de lignes. En plus de cette limitation, nous avons atteint également celle de la mesure par potentiel de surface. Pour les besoins de notre étude, nous avons donc utilisé des mesures de DP pour observer indirectement l'effet de la gradation de potentiel sur la contrainte électrique. Par la suite, il semble nécessaire de poursuivre la miniaturisation des lignes pour atteindre les cas prédits

dans nos simulations. Pour ce faire, nous avons entamé l'étude de dépôt de poudres métalliques de  $100\mu\text{m}$  d'épaisseur et espacées de  $10\mu\text{m}$  à l'aide d'une technique dite « à jet d'encre » afin de réaliser la fonction de gradation par des lignes flottantes. De plus, nous envisageons de nouveau l'utilisation de la mesure directe du potentiel de surface par l'intermédiaire de "patches" métalliques du type de ceux présentés dans la figure 40.

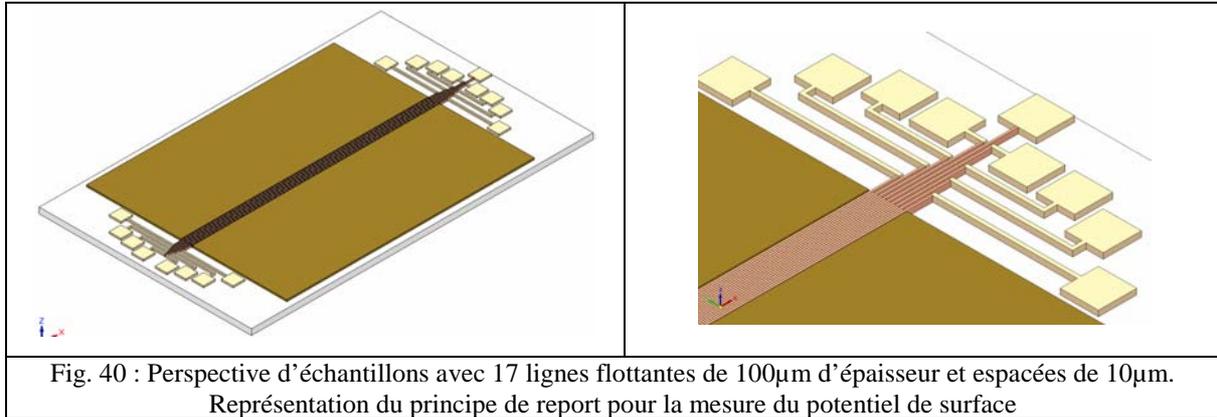


Fig. 40 : Perspective d'échantillons avec 17 lignes flottantes de  $100\mu\text{m}$  d'épaisseur et espacées de  $10\mu\text{m}$ .  
Représentation du principe de report pour la mesure du potentiel de surface

C'est, selon nous, suivant ces aspects que nous qualifierons de technologiques que doivent se poursuivre et être étendus les travaux que nous venons de présenter.

**ANNEXE :**  
**REFRACTION DES EQUIPOTENTIELLES A**  
**L'INTERFACE ENTRE DEUX DIELETRIQUES**

## 1) Champ électrique et dépendance de la forme

La loi de la circulation du champ électrique indique :

$$\vec{E} \cdot d\vec{l} = -dU \quad (25)$$

Où : E = champ électrique; U = potentiel; l = distance.

Entre deux électrodes parallèles et infinies, le champ E est donc égal à :

$$E = -\frac{U}{d} \quad (26)$$

Où : U est la différence de potentiel entre les électrodes; d la distance entre les électrodes.

Chaque matériau admet un champ disruptif maximum dont les ordres de grandeurs sont indiqués dans le tableau 22 suivant.

Matière	$\epsilon_r$	Tan $\delta$ ( $\cdot 10^{-3}$ )	Champ disruptif (kV/mm)
Air	1		3 – 3,1
Verre	3 - 6		15 – 20
Papier	4 - 7	20 - 100	30 – 60
Porcelaine	5 – 6,5	17 - 25	34 – 38
Résine Epaxi	2,8 - 5	3 - 10	20 – 40
Polyester	3,5 - 5	3 - 5	20 – 29
PVC	4 - 5	50 - 80	15 – 50
PE, XLPE	2,3 – 2,4	0,2 – 0,3	20 – 60
Mica	6 – 6,6		40 – 60
Caoutchouc	2,5 - 5	2 - 6	20 – 30
Huile minérale	2,2 – 2,6	<10	20 - 30

Tab.22 : Caractéristiques diélectriques de différents isolants

On rappelle également la loi de la conservation des charges, ainsi que celle du déplacement électrique D :

$$\vec{D} = \epsilon_0 \cdot \epsilon_r \cdot \vec{E} \quad (27)$$

Où :  $\epsilon_0$  est la permittivité du vide =  $8,854 \cdot 10^{-12}$  F/m et  $\epsilon_r$  est la permittivité relative du matériau.

Le théorème de Gauss est aussi souvent nécessaire; il exprime la variation du flux total du déplacement électrique à travers une surface fermée. Il est égal à la charge totale contenue à l'intérieur du volume considéré :

$$\oiint_S \vec{D} d\vec{S} = \iiint_v \delta_{ch} \cdot dv = \sum_v q \quad (28)$$

Où :  $\delta_{ch}$  = densité de charge dans le volume  $v$  [C/m<sup>3</sup>]

Appliquées aux formes couramment rencontrées en HT, ces lois aboutissent aux formules suivantes :

- à l'extérieur d'un conducteur :

$$E(r) = \frac{\frac{q}{l}}{2r\pi\epsilon}$$

- à l'extérieur d'une sphère :

$$E(r) = \frac{q}{r^2 4\pi\epsilon}$$

En appliquant la loi de la circulation du champ au long d'un rayon, on obtient pour le conducteur :

$$\vec{E}(r) \cdot d\vec{r} = -dU, \text{ donc, } dU = \frac{\frac{q}{l}}{2\pi\epsilon} \cdot \frac{dr}{r}$$

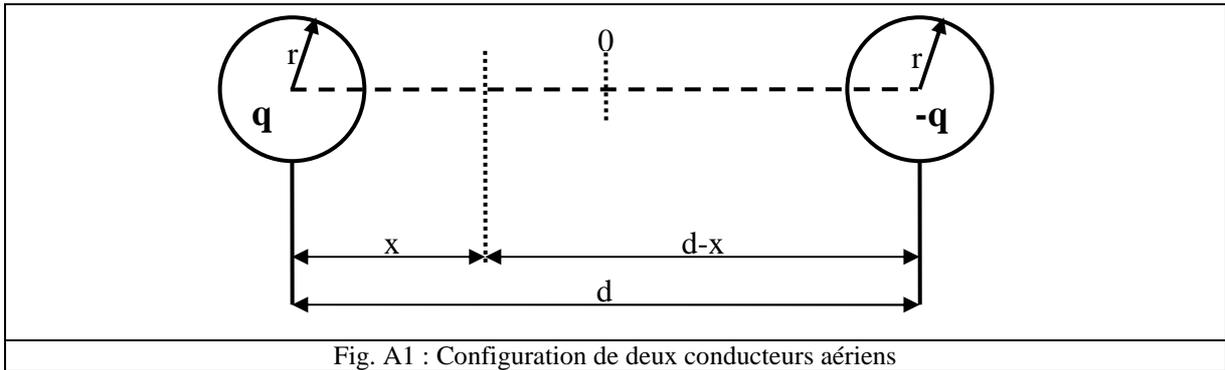
On obtient en intégrant :

$$U = K + \frac{\frac{q}{l}}{2\pi\epsilon} \cdot \ln r$$

Pour un conducteur coaxial (par ex. pour un câble), on peut tenir le même raisonnement que pour le conducteur extérieur. La différence de potentiel devient donc  $U_{ext} - U_{int}$ , les constantes d'intégration "K" s'annulent et on obtient :

$$E(r) = \frac{U}{r \cdot \ln\left(\frac{r_2}{r_1}\right)}$$

## 2) Champ électrique entre conducteurs :



Le champ électrique entre deux conducteurs est donné par :

$$E = \frac{1}{2\pi\epsilon} \left[ \frac{q}{x} - \frac{q}{d-x} \right] \quad (29)$$

On en tire alors le potentiel :

$$q = \frac{\pi \cdot \epsilon \cdot U}{\ln\left(\frac{d}{r}\right)} \quad (30)$$

Le champ maximum se situe à la périphérie du conducteur et le champ minimum dans son entreaxe; pour le champ maximum, on peut écrire :

$$E_{\max} = \frac{1}{2\pi\epsilon} \left[ \frac{q}{r} - \frac{q}{d-r} \right] \quad (31)$$

Et comme  $d \gg r$  :

$$E_{\max} \cong \frac{q}{2\pi\epsilon r}$$

Où on remplace q pour obtenir :

$$E_{\max} \cong \frac{U_c}{2r \cdot \ln\left(\frac{d}{r}\right)}$$

Jusqu'ici le système était considéré comme biphasé avec une tension  $U_c$  entre conducteur équivalente à  $U_c = 2 U_s$ . Si on exprime maintenant cette formule par rapport à la tension simple, on obtient :

$$E_{\max} = \frac{U_s}{r \cdot \ln\left(\frac{d}{r}\right)} \quad (32)$$

On remarquera que le champ maximum se trouve sur l'axe entre les deux conducteurs.

### 3) Contrôle du champ électrique

Augmenter l'épaisseur d'un isolant n'est souvent pas souhaitable (réduction de la fiabilité thermique, mécanique,...) et va de plus, comme nous l'avons déjà signalé, à l'encontre de la philosophie de l'intégration. C'est pour cela que l'on choisira donc en général un dimensionnement astucieux, utilisant des profils de métallisation et des matériaux spécifiques dans notre étude.

- Profil de Rogowski

Si le champ électrique est uniforme entre deux plaques, il ne l'est plus sur les bordures de ces géométries. Il est possible de s'affranchir de ce problème en utilisant un profil, appelé « profil de Rogowski », obtenu au moyen de la transformation conforme suivante :

$$\text{Plan complexe } w = u + jv$$

En admettant que le champ est uniforme dans le plan  $w$ , on transforme ensuite tous les points dans le plan  $z = x + jy$  au moyen de la formule suivante :

$$z = \frac{a}{\pi}(w + 1 + e^w) \quad (33)$$

En séparant les parties réelles et imaginaires, on obtient :

$$x = \frac{a}{\pi}(u + 1 + e^u \cos v)$$

$$y = \frac{a}{\pi}(v + e^u \sin v)$$

Le résultat graphique apparaît alors ainsi :

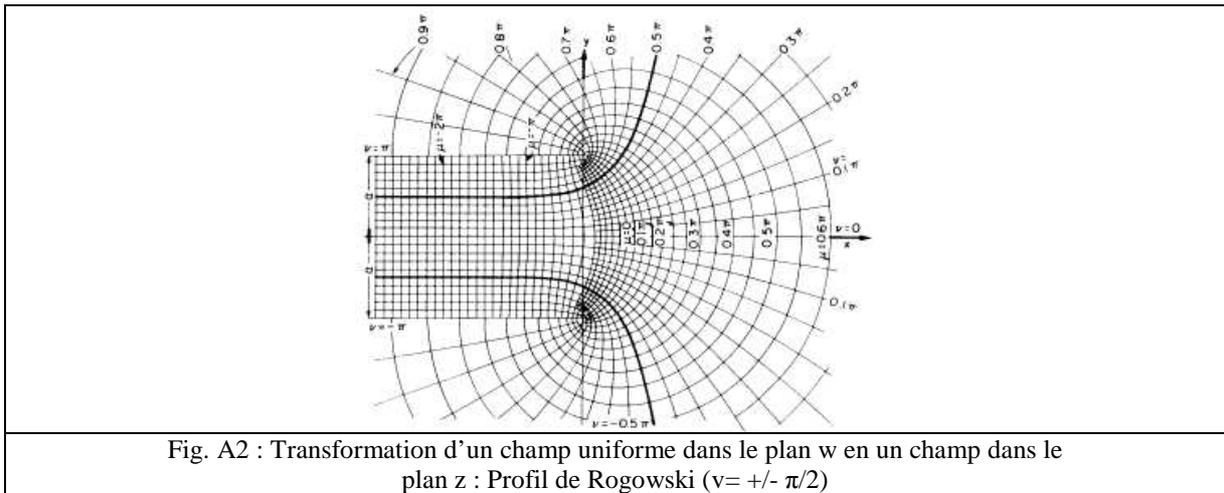


Fig. A2 : Transformation d'un champ uniforme dans le plan w en un champ dans le plan z : Profil de Rogowski ( $v = \pm \pi/2$ )

Sur cette transformation on constate que le champ électrique décroît régulièrement

- Utilisation de diélectriques composites

L'utilisation de diélectriques différents est souvent nécessaire pour des raisons mécaniques (par exemple papier + presspan + huile dans les transformateurs). L'utilisation de matériaux de permittivités différentes, si elle peut s'avérer utile pour la répartition du champ, peut également être très dangereuse si le processus de fabrication est mal contrôlé (comme par exemple la présence d'une bulle dans l'isolant ou une couche d'air entre des isolants en sandwich...).

- Répartition du champ

Considérons une région composée de deux diélectriques soumis à un champ uniforme (figure A3).

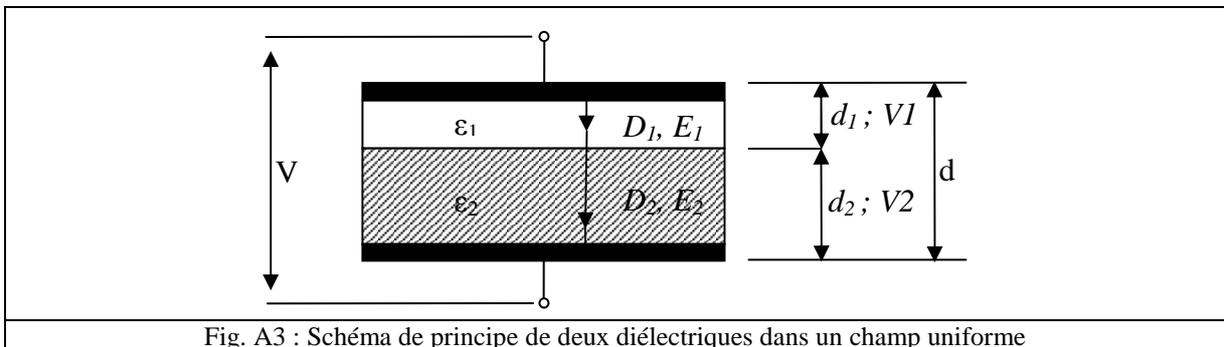


Fig. A3 : Schéma de principe de deux diélectriques dans un champ uniforme

Cette configuration représente deux capacités en série dont les caractéristiques diffèrent d' $\epsilon_1$ ,  $d_1$  et  $\epsilon_2$ ,  $d_2$ . Le déplacement électrique  $D = \epsilon E$  est identique pour les deux couches. On en déduit :

$$\varepsilon_1 E_1 = \varepsilon_2 E_2$$

D'autre part, la différence de potentiel aux bornes du système est :  $U = E_1 d_1 + E_2 d_2$

- La réfraction diélectrique

Lorsque le déplacement électrique  $D$  rencontre la surface d'un isolant de permittivité  $\varepsilon$  différent, et que les surfaces ne sont pas perpendiculaires au champ électrique, la direction du vecteur de déplacement va changer. Les angles d'incidence et de réfraction obéissent alors à la relation suivante :

$$\frac{\tan \alpha_1}{\tan \alpha_2} = \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_2} \quad (34)$$

L'effet est illustré sur la figure A4 :

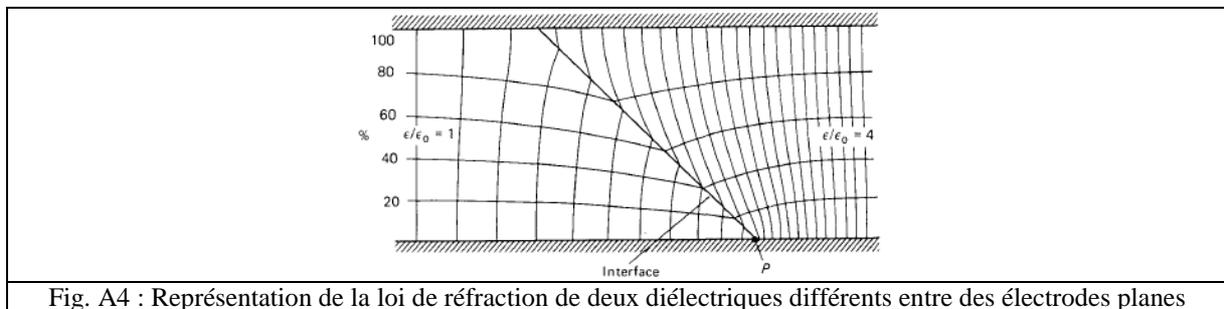


Fig. A4 : Représentation de la loi de réfraction de deux diélectriques différents entre des électrodes planes

## 4) Méthodes d'évaluation du champ électrique

Grâce à l'utilisation de méthodes numériques, différents logiciels informatiques (Maxwell3D, Flux 2D, Ansys Electrostatique,...) permettent d'obtenir une résolution précise des problèmes de champs électriques dans les matériaux. Malgré tout, il convient de rappeler les différentes méthodes permettant la mesure des phénomènes électrostatiques :

- Méthodes expérimentales

Cette méthode est généralement utilisée pour des vérifications dans un contexte d'étude réelle, et il faut prendre garde à ce que la mesure ne déforme en aucun cas le champ électrique existant sur l'objet. Elle est donc en général réalisée au moyen d'un voltmètre électrostatique (ou de sondes à effet de champ), déplacé sans contact aux alentours de l'objet sous tension.

- Méthodes analogiques

Les plus connues sont :

- Les méthodes graphiques, par lesquelles on trace un ensemble de lignes orthogonales.
- La cuve électrolytique; des électrodes ayant la forme de l'objet sont immergées dans un liquide semi-conducteur. L'objet est mis sous tension ( $\leq 50V$ ), la cuve à la terre et les champs sont relevés au moyen de sondes haute tension.

- Méthodes analytiques et numériques

- Transformations conformes; méthodes utilisant des passages d'un plan complexe, dans lequel les champs sont simples, à un autre plan complexe représentant les champs réels. (cf. §2.5.2.3).
- Principe des charges fictives, fondé sur la simulation de la distribution superficielle de charges électriques à la surface des électrodes. La résolution implique le calcul de coefficients de potentiel, et donc des calculs matriciels.
- Différence finie ; méthode numérique fondée sur la dérivée du potentiel. Le système d'équation résultant est traité sous forme matricielle. Cette méthode n'est pas pratique ou peu précise lorsque les champs ne sont pas homogènes.
- Eléments finis : parente proche de la différence finie ; cette méthode consiste à "minimiser l'énergie" dans la région d'intérêt. Celle-ci est découpée en petits éléments (triangles, rectangles, tétraèdres ...) dans chacun desquels on admet une variation linéaire ou quadratique du champ, ce qui permet une résolution matricielle simple. Pour une bonne précision, il est cependant nécessaire de diviser une région comportant de grandes variations de champs en de plus nombreux éléments. Cette méthode est très utilisée, car les mêmes algorithmes sont valables pour toutes les familles de champs (électriques, magnétiques, thermiques, ...).

## BIBLIOGRAPHIE

[ALL00] – J.L.ALLISON, “Understanding the need for Anti-corona materials in High Voltage Rotating machines Proceedings of The 6th International Conference on Properties and Applications of Dielectric Materials”, IEEE Proceeding, pp. 860 – 863, 2000

[AND00] – H.ANDOH, S.NISHIWAKI, H.SUZUKI, S.BOGGS, J.KUANG, “Failure Mechanisms and recent improvements in ZnO Arrester Elements”, IEEE Electrical and Insulating Materials, vol.16, n°1, Jan-Feb 2000

[AST64] – ASTM, “Standart Methods of Test for Dielectric breakdown voltage and dielectric strength of electrical insulating materials at commercial power frequencies”, D 149-64

[BAT07] – E.BATISTA, A.CASTELLAZZI, J.M.DIENOT, M.MERMET - GUYENNET, M. CIAPPA, W.FICHTNER, “Accurate Mixed Electrical and Electromagnetic Model of a 6,5kV IGBT Module”, 7th International Conference on Power Electronics, Daegu, Korea, 2007

[BAR83] – R.BARTNIKAS, E.J.MCMAHON “Engineering dielectrics vol Ila: Electrical properties of solid insulating materials molecular structure and electrical behaviour” ASTM STP783, ASTM special technical publication, 1983

[BBM66] – J.BLANC, R.H.BUBE, H.E.MACDONALD “Properties of high resistivity Gallium Arsenide Compensated with Diffused Copper”, Journal of Applied Physics, n°32, 1964

[BCL06] – J.G.BAI, J.N.CALATA, G.Q.LU, “Discussion on the reliability Issues of Solder-Bump and Direct-Solder Bonded Power Device Packages Having Double-Sided Cooling Capability”, Journal of Electronic Packaging, Vol.128 n°3, pp208-214, September 2006

[BEI08] – J.BEIGBEDER, P.DEMONT, S.REMAURY, P.NABARRA, C.LACABANNE, “Development of a Flexible Solar Reflector for Geostationary Spacecraft”, 2008

[BER98] – M.BERTH, “Partial discharge behaviour of power electronic packaging insulation”, International Symposium on Electrical Insulating Materials, pp. 565 – 568, 1998

[BIR94] – M.BIRON, R.GOFFAUX, “Justification de l’emploi de vernis anti-effluves sur les développantes de grosses machines CA”, Revue AIM Liège, n°1-2, p.3, 1994

[BIR97] – M.BIRON, “Caractérisation électrique de composites non – linéaires haute tension utilisés comme répartiteurs de potentiel, travail de synthèse”, service de mesures électriques et instrumentation, université de Liège, Belgique, juillet 1997

[BLE00] – V.BLEY, “Etude de l’intégration des protections en électronique de puissance. Utilisation des varistances à base d’oxyde de zinc”, Thèse de l’Université Paul Sabatier, Toulouse, 2000

[BOE01] – B.BOETTCHER, G.MALIN, R.STROBL, “Stress control system for composite insulators based on ZnO-Technology”, IEEE transactions on Industry applications, pp.776 – 780, 2001

[BOI 85] – V. BOISSON, M. LE HELLEY, J. P. CHANTE, “Analytical Expression for the Potential of Guard Rings of Diodes Operating in the Punchthrough Mode” IEEE Transactions on electronics devices, Vol.32, N° 4, APRIL 1985

[BRE03] – F.BREIT, “Contribution à l’intégration hybride de puissance : Etude de l’environnement diélectrique des semi-conducteurs”, thèse de l’Université Paul Sabatier, Toulouse, 2003, pp 7-19

[BUR84] – K.G.BURNLEY, “The effect of temperature on the dielectric properties of high voltage stator bar insulation”, IEE 4<sup>th</sup> International Conference on Dielectric Materials, Measurements and Applications, pp.259-262, September 1984

[BYR 91] – D.J.BYRNE, M.S.TOWERS, K.BOARD, “Two-dimensional off-state modelling of high-voltage semiconductor devices with floating guard rings”, IEE Proceedings, vol.138, n°1, February 1991

[CAR05] – L.CARETTE, J.M.POUCHOL, “Les Silicones, Matières Thermodurcissables : monographie”, Les Techniques de l’ingénieur, Plastiques et composites, A3475, 2005

[CEI00] – CEI 60270, “Techniques des essais à haute tension – Mesures des décharges partielles”, Norme Internationale CEI 60270 – 1, 3<sup>ème</sup> édition, 2000

[CEI95] – CEI 1287, “Convertisseurs de puissance embarqués sur le matériel roulant ferroviaire”, Norme Internationale CEI 1287 – 1, 1<sup>ère</sup> édition, 1995

[CON05] – D.J.CONLEY, N.FROST, “Fundamentals of Semi-Conductive Systems for High Voltage Stress Grading”, IEEE Proceedings, pp.89 – 92, 2005

[DAG05] – S.DAGDAG, “Matériaux et Revêtement Céramiques Multifonctionnels par PECVD et SPS pour l’intégration de puissance Haute- Température Haute- Tension”, Ecole Nationale d’Ingénieurs, Tarbes, pp 8-15, n°ordre 2314, 2005

[DEJ98] – O.DEJEAN, T.LEBEY, A.LOUBIERE, BUI AI, “Permittivity versus electric field in barium titanate based capacitors”, Proceedings of Cimtec 98 Conference, p.93, 1998

[DUC07] – C.DUCHESNE, T.LEBEY, M.MERMET-GUYENNET, E.DUTARDE, S.DAGDAG, “Contribution to the Stress grading in integrated Power Modules”, 7<sup>th</sup> International Conference on Power Electronics, October 2007

[DUL07] – C.DUCHESNE, T.LEBEY, M.MERMET-GUYENNET, E.DUTARDE, S.DAGDAG, “Stress grading for integrated Power Modules”, 12th European Conference on Power Electronics and Applications, IEEE CNF, pp.1-9, September 2007

[DOM07] – M.T.DO, O.LESAINT, J-L.AUGE, “Partial discharges and streamers in silicone gel used to encapsulate power electronic components”, Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena, IEEE CNF, pp.155 – 158, October 2007

[EBK99] – T.EBKE, D.PEIER, K.TEMMEN, “Influence of Manufacturing Parameters on the PD-Behaviour of AlN-Substrates”, Eleventh International Symposium on High Voltage Engineering, London, Großbritannien, Vol.5, p.5.224-5.227, 1999

[EBK02] – T.EBKE, A.KHADDOUR, D.PEIER, “Degradation of Silicone Gel by partial Discharges Due to different Defects”, Dielectric Materials Measurements and Applications, n°473, pp 202-207, 2000

[ELK00] – H.KISHKY, W.HOOVER, B.NINDRA, “Electrostatic Field and Potential Distribution along Gradient Systems for High Voltage Machines”, Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena, pp.502 – 505, 2000

[EME 00] – F.T.EMERY, D.C.JOHNSON, “Voltage Grading Model for High Voltage Electric Generator Stator Coil End Turn Regions”, IEEE transactions on Industry applications, pp.589 – 592, 2000

[ESP06] – F. P. ESPINO-CORTES, Y. MONTASSER, S. H. JAYARAM, E. A. CHERNEY, “Study of Stress Grading Systems Working Under Fast Rise Time Pulses”, Conference Record, IEEE International Symposium on Electrical Insulation, pp. 380-383, 2006

[FRW91] – R.W. FRANCIS, W.L. WORRELL, “Lithium-Aluminium Electrode”, Journal of the Electrochemical Society, vol.123, n°3, pp. 430-433,1991

[GIE02] – S.GIERE, M.KURRAT, U.SCHUMANN, “HV Dielectric Strength of Shielding Electrodes in Vacuum Circuit-Breakers”, 20<sup>th</sup> International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum, pp.119-122, 2002

[GOF94] – R.GOFFAUX, M.KRECKE, “Contribution à l'étude des propriétés électriques des vernis anti-effluves pour machines haute tension à courant alternatif”, revue AIM de Lièges, n°1-2, pp.17-38, 1994

[GUI91] – J.GUINET, J.P.MICHELET, J.JARRIGE, J.MEXMAIN, ISHM Proceeding 8<sup>th</sup> European Hybrid Microelectronics Conference Rotterdam, Netherland, pp.503-513, 1991

[GUP90] – K.T.GUPTA, “Application of Zinc Oxide Varistors”, Journal of American Ceramic Society, pp. 1817-1840, 1990

[HAR01] - H.HARRIS, N.BISWAS, H.TEMKIN, S.GANGOPADHYAY, M.STRATHMAN, “Plasma enhanced metalorganic chemical vapor deposition of amorphous aluminium nitride, Journal of applied Physics”, vol. 90, n°11, pp. 5825-5831, 2001

[HAU83] – J.M.HAUSSONNE, J.Y.LETRAON, “Les matériaux composites en électronique et dans les télécommunications” L'écho des recherches, 4ème trimestre, n°114, pp. 35-48, 1983

[HAR68] – R.F.HARRINGTON, “Field computation by Moment Methods”, The Macmillan Co, New York, 1968

[HUB91] – T.H.HUBING, “Survey of numerical electromagnetic modelling techniques”, University of Missouri-Rolla, EMC Laboratory, Intel Corporation, September 1, 1991

[IAS85] – N.IWASE, K.ANZAI, K.SHINOZAKI, “Thick Film and Direct Bonded Copper Forming Technologies for Aluminium Nitride Substrate”, IEEE CHMT, vol. 8 n°2, June 1985

[IEC95] – IEC Standard, “Power convertors installed on board rolling stock – Part 1: Characteristics and tests methods”, Ed. 1.0, IEC 61287-1, 1995

[IVA05] – M.IVANOVA, “Conception et réalisation de fonctions thermiques intégrées dans le substrat de composants électroniques de puissance. Apport de la gestion des flux thermiques par des mini et micro caloducs”, Thèse de l'école doctorale EEATS, Grenoble, 2005

[IEC00] – IEC Standard, “High-voltage test techniques – Partial discharge measurements”, IEC – 60270, Ed. 3.0 – bilingual, 2000

[JMM93] – J.JARRIGE, J.P.MICHELET, J.MEXMAIN, “Natural Sintering of aluminium Nitride with yttrium oxide additives: Relations between microstructure, thermal conductivity, oxygen content, Silicates industries”, 9-10, pp 199 – 208, 1993

[KAZ84] – E.KAZUO, “Destruction mechanism of ZnO varistors due to high current”, Journal of Applied Physics, November 1984

[KIM90] – K.KIMURA, T.IWABUSHI, K.MOROOKA, Y.ISHIKAWA, “A useful index for estimated residual life of motor insulation”, IEEE Electrical Insulation Magazine, vol.6, n°2, pp.29 – 32, mars-avril 1990

[KUR92] – J.KURIHARA, S.TAKAHASHI, “Bonding mechanism between aluminium nitride substrate and Ag-Cu-Ti Solder”, IEEE CHMT, vol.15 n°3, June 1992

[LEB 06] – T.LEBEY, F.BREIT, D.MALEC, S.DINCULESCU, V.COSTAN, E.DUTARDE, “Partial Discharges Phenomenon in High Voltage Power Modules”, IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, Vol. 13, No. 4, 2006

[LEB98] – J.RIVENC, T.LEBEY, “Contribution à l'étude des matériaux répartiteurs de potentiel dans les dispositifs du génie électrique”, Revue Internationale de génie électrique, vol.1, n°2, pp.303 – 319, 1998

[LEB89] – T.LEBEY, “Phénomènes Pré-disruptifs dans les isolants solides Cas du Polyéthylène et du Polyépoxy”, thèse de doctorat de l'université Paul Sabatier, Toulouse, n°ordre 418, 1989

[LEL00] – A.J. LELIS, C.J.SCOZZIE, F.B. MCLEAN, B.R. GEIL, R.D. VISPUTE, T.VENKATESAN, “High Temperature Dielectrics for SiC MOS-controlled devices”, Proceeding of Government Microelectronics Applications Conference, vol. 338-342, pp.1137-1140, 2000

[LEF97] – G.LEFRANC, G.MITIC, “Untersuchung von AlN-Substraten für zukünftige Leistungshalbleitermodule”, VTE – Aufbau – und Verbindungstechnik in der Electronik, pp.246 – 252, 1997

[LET02] – P.LETURCQ, “Tenue en tension des semi-conducteurs de puissance”, Techniques de l'ingénieur, traité de génie électrique, D3104, 2002

[LOE39] – L.B.LOEB, “Fundamental processes of electrical discharge in gases”, Physical Revue n°73, p.426, 1939

[LUH94] – H.A.LU, L.A.WILLS, B.W.WESSELS, “Electrical properties and poling of BaTiO<sub>3</sub> thin films”, Applied Physics Letters, vol.64, n°22, pp.2973 – 2975, 1994

[KEL67] – A.KELEN, “On the theory of non-linear resistive field grading coatings and insulating surfaces”, Elteknik, pp. 109-112, 1967

[KIM 06] – S.J.KIM, D.J.OH, S.J. YU, Y.D.WOO, “Breakdown Voltage Characteristics of SiC Schottky Barrier Diode with Aluminium Deposition Edge Termination Structure”, Journal of the Korean Physical Society, vol.49, pp.768-773, December 2006

[KIT98] - C.KITTEL, “Introduction à la physique de l'état solide”, Ed. Dunod Université, ISBN 2-10-003267-4, 1998

[KOJ01] – W.KOJI, L.SUBHASH, “High thermal conductivity materials”, MRS publication, June 2001

[KYO01] – KYOCERA CORPORATION, “Kyocera Power Modules Substrate”, 2001

[MAE96] – T.MAEDA, K.HAGA, T.MAEDA, “Creepage Breakdown Characteristics of Printed Wiring Board in Silicone Gel”, IEEE annual report, CEIDP conference, pp 734-737, 1996

[MAG07] – R. DE MAGLIE, “Modélisation de différentes technologies de transistor bipolaires à grille isolée pour la simulation d'applications en électronique de puissance”, Université Paul Sabatier, Toulouse, 2007, pp 15-22

[MAT06] – M.MATET, “Technologies d'encapsulation pour modules de puissance embarqués fonctionnant à hautes températures”, Rapport de fin d'étude de l'Ecole Supérieure d'Ingénieurs de Luminy, pp. 20-24, 2006

[MAT71] – M.MATSUOKA, “Nonhomoc Properties of Zinc Oxyde Ceramics », Journal of Appllied Physics”, pp.736-737, 1971

[MIT02] – G.MITIC, T.LITCHT, G.LEFRANC, “IGBT Module Technology with High Partial Discharge Resistance”, IEEE Transactions on Industry applications, pp 175-180, Vol.38 n°1 January/February, 2002

[MIT99] – G.MITIC, G.LEFRANC, “Localisation of electrical insulation – and partial discharge failures of IGBT – modules”, IEEE industry Application Conference, 34<sup>th</sup> IAS Annual Meeting, Phoenix, Arizona, Vol.1, 1999

[MLL02] – G.MITIC, T.LITCHT, G.LEFRANC, “IGBT Module Technology with High Partial Discharge Resistance”, IEEE Transactions on Industry applications, pp 175-180, Vol.38 n°1 January/February, 2002

[NOS90] – S.VAN NOSTRAND, “Silicone adhesive sealants & adhesives in Handbook of Adhesives”, 3ème edition, 1990

[NOR99] – NORMES EN50-124, “Railway applications – Insulation coordination, Part I: Basic Requirements – Clearances and Creepage distances for all electrical and electronic equipment”, prEN 50124-1, 1999

[OHO89] – M.OKAMOTO, H.HARAKAWA, M.OHASHI, “Effect of Microstructure on thermal Conductivity of ALN Ceramics”, J.Ceram.Soc, vol.97, 1486-1493, 1989

[PEL96] – C.PELISSONNIER, “Approche thermique et microstructurale multi - échelles du nitrure d’aluminium polycristallin”, thèse de l’Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 1996

[POR94] – S.J.PORTER, J.F.DAWSON, “Electromagnetic modelling for EMC using finite methods”, IEE Proc. Science, Measurements & Technology, vol. 141, avril 1994

[PPR74] – J.PASTRNAK, S.PACESOVA, L.ROSKOVCOVA, “Optical absorption edge of AlN single crystals”, Journal of Physics, BP24, pp. 1149-1161, 1974

[PUR73] – E.M.PURCELL, “Electricité et Magnétisme”, Cours de physique, vol.2, Armand Colin, 1973

[QUI 90] – J.QUINCKS, “Novel Test Structures for the Investigation of Efficiency of Guard Rings Used for IO-Latch-Up Prevention”, Proceeding IEEE of International Conference on Microelectronic Test Structures, Vol. 3, March 1990

[RAB07] – F.RABIER, “Modélisation par la méthode des plans d’expériences des plans d’expériences du comportement dynamique d’un module IGBT utilisé en traction ferroviaire”, Institut National Polytechnique, Toulouse, pp. 19-34, 2007

[RIC65] – J.H.RICHMOND, “Digital computer solutions of the rigorous equations for scattering problems”, Proc. IEEE, vol 53, 1965

[RIV98] – J.RIVENC, “Etude de matériaux hybrides et de leurs applications dans la répartition homogène du potentiel”, thèse de l’université Paul Sabatier, Toulouse, n°ordre 3285, 1998

[RIV99] – J.RIVENC, T.LEBEY, “An Overview of Electrical Properties for Stress Grading Optimization”, IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, Vol. 6, No. 3, June 1999

[RIV98] – J.RIVENC, “Etude de matériaux hybrides et de leurs applications dans la répartition homogène du potentiel”, thèse de doctorat de l’université Paul Sabatier, Toulouse, n°ordre 3285, 1998

[ROB84] – A.ROBERTS, “The calculation of the increase in measured integrated energy and loss tangent slope value arising from the use of non-linear stress grading materials and the coils of high voltage AC rotating machines”, IEE 4<sup>th</sup> International Conference on Dielectric Materials, Measurements and Applications, pp.263-266, 1984

- [SAC90] – J.P.SACHET, “Optimisation d’un substrat AlN-SiC pour microélectronique hybride. Relation entre le comportement thermique et électrique local et la microstructure”, Thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, n°653, 1990
- [SCH08] – J.SCHULZ-HARDER, I.BAUMEISTER, A.ROTH, “Direct Copper Bonded Ceramic Substrates for use with Power LEDs”, IMAPS, Versailles, January 2008
- [SUG87] – Y.SUGAWARA, T.KAMEI, “Field Reduction Regions for Compact High-Voltage IC’s”, IEEE Transactions on electron Devices, vol.34, n°8, August 1987
- [SIB94] – I.SIBBALD, C.MORRIS, J.RICKMAN, “Characterization and advances to Epoxy Resin Impregnated Paper material in HV bushings over the past fifteen years”, 7<sup>th</sup> BEAMA International Electrical Insulation Conference, Brighton, pp.165-169, mai 1994
- [TAY04] – N.TAYLOR, H.EDIN, “Utilisation of voltage and frequency dependence of stress-grading materials in dielectric diagnostics”, Annual Report Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena, pp.178-181, 2004
- [TEU97] – W.TEULINGS, “Prise en compte du câblage dans la conception et la simulation des convertisseurs de puissance : performances”, thèse de Doctorat de l’INPG soutenue le 29 Avril 1997
- [TOS00] – F.U.TOSHIBA, “Electric Refractory Materials – AlN Sintered Polycrystal”, Kawasaki, Japan, pp 699 – 700, 2000
- [TRE06] – TREK, INC. “Electrostatic voltmeter 341B, High speed, High Voltage”, notices sur le fonctionnement des voltmètres électrostatiques TREK, 2006
- [TRE07] – D.TREMOUILLES, M.I.NATARAJAN, M.SCHOLZ, N.AZILAH, M.BAFLEUR, M.SAWADA, T.HASEBE, G.GROESENEKEN, “A Novel Method For Guard Ring Efficiency Assessment And Its Applications For ESD Protection Design and Optimisation”, IEEE 45th Annual International Reliability Physics Symposium, pp.606-607, 2007
- [TYH89] – J.U.TREFNY, M.YOUNG, J.L.HASTERT, Advances in Ceramics, vol.26, p.14, 1989
- [VOS88] – E.W.VOSTEEN, “A high speed electrostatic voltmeter technique”, Industry Applications Society Annual meeting, vol.2, pp. 1617-1619, 1988
- [WAR97] – M.BIRON, J.WARNANT, H.W.VANDERSCHUEREN, M.KRECKE, R.GOFFAUX, “Correlation between direct surface potential measurements by electrostatic voltmeter and indirect method based on an electrical transmission line with distributed parameters”, Journal of electrostatics, pp.421-425, n°6, vol.32, 1992
- [WEE96] – K.WEEBER, M.STUTT, J.DYMOND, R.REDHER, “Finite element field analysis of non uniform surface contaminations on high voltage windings of electric machines”, IEEE Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena, pp.40 – 43, octobre 1996

[WEN91] – A.D. WEESTWOOD, M.R. NOTIS, “Oxygen incorporation in aluminium nitride via extended defects: Part II. Structure of curved inversion Domain boundaries and defect formation”, Journal of Materials, pp 13-14, 1991

[YAM08] – Y.YAMANO, K.SHUTOH, “Impulse Withstand Voltage between Foil Conductors on Printed Wiring Board”, IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation”, Vol.15, n°2, April 2008

[YIL85] – H.YILMAZ, W.R.VAN DELL, “Floating Metal Rings (FMR), A novel High-Voltage Blocking Technique”, IEEE Electron Device letters, vol.6, n°11, November 1985

## TABLE DES FIGURES

<i>Fig 1.1</i>	Synoptique des convertisseurs	<b>10</b>
<i>Fig 1.2</i>	Éléments constitutifs d'une chaîne de traction	<b>11</b>
<i>Fig 1.3</i>	Répartitions des interrupteurs utilisés en fonction de la puissance et de la fréquence d'utilisation	<b>13</b>
<i>Fig 1.4</i>	Exemple de technologie Press Pack	<b>14</b>
<i>Fig 1.5</i>	Représentation d'un interrupteur élémentaire	<b>16</b>
<i>Fig 1.6</i>	Association parallèle des six interrupteurs élémentaires dans un module EUPEC	<b>17</b>
<i>Fig 1.7</i>	Module entier et isolé EUPEC avec circuit imprimé	<b>18</b>
<i>Fig 1.8</i>	Association parallèle des six interrupteurs élémentaires dans un module MITSUBISHI	<b>19</b>
<i>Fig 1.9</i>	Module entier et isolé MITSUBISHI	<b>19</b>
<i>Fig 1.10</i>	Architecture du module de Puissance 6,5kV EUPEC	<b>20</b>
<i>Fig 1.11</i>	Représentation du dépôt du vernis résistif autour de la céramique AlN	<b>21</b>
<i>Fig 1.12</i>	Onduleur avec mise à la terre par le potentiel –HT	<b>22</b>
<i>Fig 1.13</i>	Contraintes électriques MLI bipolaire (+3,3kV ; -3,3kV)	<b>23</b>
<i>Fig 1.14</i>	Quantité d'aluminates d'yttrium en fonction du pourcentage Y2O3	<b>26</b>
<i>Fig 1.15</i>	Influence de la conductivité thermique des céramiques en fonction de la température	<b>27</b>
<i>Fig 1.16</i>	Diagramme de phase Cuivre / Oxygène	<b>30</b>
<i>Fig 1.17</i>	Etape de fabrication s'un substrat Direct Bonded Copper	<b>31</b>
<i>Fig 1.18</i>	Etape de fabrication s'un substrat Active Metal Brazzing	<b>32</b>
<i>Fig 1.19</i>	Motif unitaire du silicone	<b>32</b>
<i>Fig 1.20</i>	Structure des polydimethylsiloxanes	<b>33</b>
<i>Fig 1.21</i>	Substrat DBC Eupec 6,5kV/600A (a). Vue du substrat avec les tensions assignées sur les potentiels collecteur, émetteur et puces (b)	<b>35</b>
<i>Fig 1.22</i>	Schéma d'un substrat DBC	<b>36</b>
<i>Fig 1.23</i>	Image MEB d'une coupe de substrat Cuivre/AlN/Cuivre élaboré par procédé DBC (a) et AMB (b)	<b>36</b>
<i>Fig 1.24</i>	Distribution du potentiel électrique dans la structure conventionnelle. Distribution du champ électrique dans une structure optimisée	<b>38</b>
<i>Fig 1.25</i>	Configuration 2D des électrodes pour test de rupture diélectrique (en $\mu\text{m}$ )	<b>39</b>
<i>Fig 1.26</i>	Relation entre la tension de rupture diélectrique (kV) et la distance inter électrodes ( $\mu\text{m}$ ). t : épaisseur de la céramique, s : épaisseur des métallisations	<b>39</b>
<i>Fig 1.27</i>	Tension de claquage fonction de la distance inter électrodes (L1) sur un substrat d'épaisseur 1mm, sans (type A) et avec (type B), contre électrodes	<b>40</b>
<i>Fig 1.28</i>	Principe des anneaux diviseurs de champ avec un seul anneau (a) et à anneaux multiples (b)	<b>41</b>

## Liste des figures et tableaux

<i>Fig 1.29</i>	Principe de la plaque de champ et localisation des zones de fort champ électrique	<b>42</b>
<i>Fig 1.30</i>	Jonction de transistor bipolaire avec anneaux diviseurs de champ (a) et distribution du potentiel dans la zone de déplétion (b)	<b>42</b>
<i>Fig 1.31</i>	vue de dessus et en coupe d'un composant SiC-SBDs avec un dépôt d'un anneau de garde en aluminium autour de l'anode (a) et avec les anneaux diviseurs de champ FLR (b)	<b>43</b>
<i>Fig 1.32</i>	Dépendance de la tension de rupture du substrat silicium fonction de (a) la largeur des anneaux FLR et (b) de l'espacement entre chaque anneau FLR	<b>43</b>
<i>Fig 1.33</i>	Définition d'un matériau capacitif et résistif à partir de leurs impédances et des courbes dites « courant – tension ».	<b>47</b>
<i>Fig 1.34</i>	Description de l'application de vernis gradateur sur des sorties d'encoches. Comparaison des vernis « 8001 » et « 8002 » avec la situation initiale	<b>49</b>
<i>Fig 1.35</i>	Application de vernis gradateur sur un câble haute tension [CON05] et étude de la distribution de potentiel sur la distance d'utilisation des vernis [ALL00]	<b>50</b>
<i>Fig 1.36</i>	Répartition de potentiel obtenue dans une configuration de type plan – plan en l'absence et en présence de vernis répartiteur	<b>51</b>
<i>Fig 1.37</i>	Mesure courant – champ électrique des vernis en fonction de la fraction massique des particules SiC	<b>51</b>
<hr/>		
<i>Fig 2.1</i>	Maillage en tétraèdres d'une structure tridimensionnelle selon la méthode des éléments finis	<b>57</b>
<i>Fig 2.2</i>	Réseau spatial élémentaire de noeuds pour la FDTD	<b>59</b>
<i>Fig 2.3</i>	Matrice des capacités entre plusieurs conducteurs	<b>60</b>
<i>Fig 2.4</i>	Equipotentiellles générées par les pistes de cuivre dans le plan (yz)	<b>61</b>
<i>Fig 2.5</i>	Lois de réfraction d'une équipotentielle à l'interface entre deux diélectriques parfaits de permittivités différentes.	<b>62</b>
<i>Fig 2.6</i>	"Zones à risque" de la figure 1.25 ; la solution choisie pour linéariser la contrainte est placée en surface de l'isolation.	<b>63</b>
<i>Fig 2.7</i>	Répartition des équipotentiellles entre pistes donnée par logiciel de calcul CEF Maxwell 3D en AC50Hz lorsque le milieu entre les deux électrodes est assimilé à l'air.	<b>64</b>
<i>Fig 2.8</i>	Répartition du potentiel U(x) et du champ électrique E(x) calculées par logiciel CEF Maxwell 3D sur l'interface c.	<b>64</b>
<i>Fig 2.9</i>	Répartition des équipotentiellles en contournement donnée par logiciel de calcul CEF Maxwell 3D en AC50Hz lorsque le milieu entre les deux électrodes est assimilé à l'air.	<b>65</b>
<i>Fig 2.10</i>	Répartition du potentiel U(x) et du champ électrique E(x) calculée par logiciel CEF Maxwell 3D sur l'interface d.	<b>65</b>
<i>Fig 2.11</i>	Répartition des équipotentiellles donnée par le logiciel de CEF en AC 50Hz lorsque l'espace inter électrodes est constitué de deux diélectriques différents.	<b>66</b>
<i>Fig 2.12</i>	Répartition du potentiel et du champ en y=0 donnée par le logiciel de CEF en AC 50Hz lorsque l'espace inter électrodes est constitué d'un milieu homogène et de deux milieux de permittivité différentes ( $\epsilon_i = 6$ pour l'isolation et $\epsilon_a = 1$ pour l'air)	<b>67</b>
<i>Fig 2.13</i>	Répartition du potentiel et du champ électrique à la surface de la céramique donnée pour une variation de la distance c de 0,5 ; 1 ; 1,5 ; 2 ; 3 ; 4 à 5mm par le logiciel de CEF en AC 50Hz lorsque l'espace inter électrodes est constitué d'un milieu homogène	<b>69</b>
<i>Fig 2.14</i>	Répartition des équipotentiellles donnée par le logiciel de CEF en AC 50Hz dans l'espace inter sans conducteur de masse (0).	<b>70</b>
<i>Fig 2.15</i>	Répartition des équipotentiellles entre pistes données par logiciel de calcul CEF Maxwell 3D en AC50Hz sans conducteur de masse (0).	<b>70</b>
<i>Fig 2.16</i>	Répartition du potentiel et du champ électrique à la surface en AC 50Hz calculée par logiciel de CEF pour différentes valeurs de permittivité $\epsilon_v = 2, 4, 6, 8, 10$ . Ecart relatif entre le profil du potentiel U ( $\epsilon_{sv}$ ) et du champ électrique E ( $\epsilon_{sv}$ ) calculé en l'absence de vernis et celui calculé avec un vernis de permittivité constante U ( $\epsilon_v$ ) et E ( $\epsilon_v$ ).	<b>73</b>
<i>Fig 2.17</i>	Répartition du potentiel de surface en contournement entre le conducteur 1 et conducteur 0 en AC 50Hz calculée par logiciel de CEF pour différentes valeurs de permittivité $\epsilon_i = 2, 4, 6, 8, 10$	<b>74</b>

## Liste des figures et tableaux

<i>Fig 2.18</i>	Répartition du potentiel et du champ entre les conducteurs 1 et 2 en AC 50Hz calculée par logiciel de CEF pour différentes valeurs de conductivités $\sigma_v=1.10^{-5}$ ; $1.10^{-7}$ ; $1.10^{-8}$ ; $5.10^{-8}$ ; $2.10^{-8}$ ; $1.10^{-10}$ ; $1.10^{-15}$ S/m	<b>76</b>
<i>Fig 2.19</i>	Répartition de l'amplitude du champ électrique entre les conducteurs 1 et 2 en AC 50Hz calculée par logiciel de CEF à partir d'un matériau résistif ( $\sigma_v=1e^{-5}$ S/m) et capacitif ( $1e^{-10}$ S/m)	<b>79</b>
<i>Fig 2.20</i>	Répartition des équipotentielles donnée par le logiciel de CEF en AC 50Hz pour une conductivité $\sigma_v=1e^{-5}$ S/m	<b>79</b>
<i>Fig 2.21</i>	Répartition des équipotentielles donnée par le logiciel de CEF en AC 50Hz pour une conductivité $\sigma_v=1e^{-10}$ S/m	<b>80</b>
<i>Fig 3.1</i>	Configuration d'étude du comportement des matériaux gradateurs d'un point de vue expérimental	<b>84</b>
<i>Fig 3.2</i>	Caractéristique I(E) d'un matériau hybridé	<b>89</b>
<i>Fig 3.3</i>	Représentation vectorielle et forme adoptée par la goutte sans (a) et avec l'utilisation d'un plasma (b).	<b>91</b>
<i>Fig 3.4</i>	Synoptique du processus employé pour la fabrication, dépose et polymérisation des matériaux hybrides	<b>92</b>
<i>Fig 3.5</i>	Echantillon verni et réticulé à l'air ambiant	<b>93</b>
<i>Fig 3.6</i>	Schéma et banc de mesure du potentiel de surface sous contrainte DC existant	<b>95</b>
<i>Fig 3.7</i>	Synoptique du dispositif expérimental permettant la mesure de potentiel de surface en DC et AC50Hz pour des tensions d'alimentation comprises entre 0 et 5kV <sub>RMS</sub> . On distingue également un fusible 5A (1), un fusible 50mA (2) et la sonde haute tension (1 :1000) permettant de mesurer l'image de la haute tension (3)	<b>97</b>
<i>Fig 3.8</i>	Dispositif expérimental permettant de relever la caractéristique courant – tension d'un vernis sous contrainte DC et AC 50Hz	<b>97</b>
<i>Fig 3.9</i>	Modélisation d'un défaut dans un diélectrique	<b>98</b>
<i>Fig 3.10</i>	Tension aux bornes du défaut en présence de décharges partielles	<b>99</b>
<i>Fig 3.11</i>	Courbe de Paschen pour l'air	<b>99</b>
<i>Fig 3.12</i>	Circuit électrique pour la détection des décharges partielles	<b>100</b>
<i>Fig 3.13</i>	Circuit électrique pour la mesure des décharges partielles dans le cas où l'échantillon est (a) relié à la terre et (b) non relié à la terre	<b>100</b>
<i>Fig 3.14</i>	Schéma électrique d'un essai de rupture	<b>101</b>
<i>Fig 3.15</i>	Mesures du potentiel de surface obtenues le long de l'axe x avec les vernis gradateurs de potentiel A et B, et variation des écarts de potentiel entre les deux caractéristiques	<b>102</b>
<i>Fig 3.16</i>	Mesures du potentiel de surface obtenues le long de l'axe x avec un vernis gradateur (bas) à des tensions de 1, 2, 3 et 4kV. Comparaison avec les répartitions de potentiel relevées sans utilisation de vernis (haut)	<b>104</b>
<i>Fig 3.17</i>	Mesure de la caractéristique courant – tension sous contrainte AC 50Hz (en haut) et DC (en bas) sur les vernis A et B (résine phénolique et alkyde + charge SiC)	<b>105</b>
<i>Fig 3.18</i>	Mesure sous contrainte DC de la caractéristique de courant – tension sur des matériaux hybrides résine + charges SiC : 38% ; 57% ; 60% ; 64% ; 72% obtenues à partir du vernis A	<b>106</b>
<i>Fig 3.19</i>	Mesures du potentiel de surface obtenues le long de l'axe x avec matériaux hybrides résine + charges SiC : 38% ; 57% ; 60% ; 64% ; 72% obtenues à partir du vernis A.	<b>106</b>
<i>Fig 3.20</i>	Mesures du potentiel de surface le long de l'axe x avec des matériaux hybridés RT705, DC732, TSE322, Q36611 par 18 % <sub>M</sub> de particules semi – conductrices SiC. Comparaison avec les répartitions de potentiel relevées sans utilisation de vernis ( $U_{sv}$ ).	<b>109</b>
<i>Fig 3.21</i>	Schéma de principe d'un échantillon pour la de la caractéristique courant – tension dans une configuration cylindrique (haut) et planar (bas)	<b>110</b>
<i>Fig 3.22</i>	Mesure de la caractéristique courant – tension sous contrainte AC 50Hz (en haut) et DC (en bas) sur les matériaux hybridés (matrice isolante + particules semi – conductrices	<b>111</b>

## Liste des figures et tableaux

	SiC)	
<i>Fig 3.23</i>	Mesure de la caractéristique courant – tension sous contrainte AC 50Hz sur les matériaux hybridés (matrice isolante + particules semi – conductrices SiC) RT705, TSE322, Q36611 ainsi que sur les vernis A et B.	<b>112</b>
<i>Fig 3.24</i>	Circuit de mesure des DP dans un module IGBT suivant norme CEI 1287	<b>114</b>
<i>Fig 3.25</i>	Signature des décharges partielles pour une tension d'apparition de <b>7kV</b>	<b>115</b>
<i>Fig 3.26</i>	Schéma électrique pour la mesure des DP sur les modules IGBT sous tension	<b>116</b>
<i>Fig 3.27</i>	Signature des décharges partielles obtenue sur un substrat isolant pour une tension d'apparition de <b>6,92 kV</b>	<b>117</b>
<i>Fig 3.28</i>	Signature des décharges partielles obtenue sur un substrat isolant avec le vernis B pour une tension d'apparition de <b>2,8 kV</b>	<b>118</b>
<i>Fig 3.29</i>	Signature des décharges partielles obtenue sur un substrat isolant avec le matériau hybridé RT705 à <b>5kV</b>	<b>119</b>
<i>Fig 3.30</i>	Signature des décharges partielles obtenue sur un substrat isolant avec le matériau hybridé TSE322 à <b>6,7kV</b>	<b>119</b>
<i>Fig 3.31</i>	Signature des décharges partielles obtenue sur un substrat isolant avec le matériau hybridé Q36611 à <b>7,9kV</b>	<b>120</b>
<i>Fig 3.32</i>	Signature des décharges partielles obtenue sur un substrat isolant avec le matériau hybridé DC732 à <b>4,7kV</b>	<b>120</b>
<i>Fig 3.33</i>	Substrat de test d'un module 6,5kV/600A EUPEC avec puces Dynex 6,5kV	<b>121</b>
<i>Fig 3.34</i>	Signature des décharges partielles à <b>5,2 kV</b> sur un substrat de module 6,5kV/600A Eupec avec des puces Dynex 6,5kV	<b>121</b>
<i>Fig 3.35</i>	Images « Sonoscan » des états de brasures à l'interface entre la métallisation collecteur et les puces de puissance Dynex sur deux échantillons de test	<b>122</b>
<i>Fig 3.36</i>	Substrat de test DBC suivant module 6,5kV/600A EUPEC avec puces Dynex 6,5kV	<b>123</b>
<i>Fig 3.37</i>	Signature des décharges partielles à <b>6,6kV</b> sur un substrat de test DBC suivant module 6,5kV/600A EUPEC avec puces Dynex 6,5kV	<b>123</b>
<i>Fig 3.38</i>	Montage de mesure des seuils d'apparition des DP suivant Brevet de F.Breit et conditions d'utilisation.	<b>125</b>
<i>Fig 3.39</i>	Signature des décharges partielles sous <b>1,5kV<sub>DC</sub></b> et <b>2,5kV<sub>AC</sub></b> crête sur un substrat de test DBC suivant module 6,5kV/600A EUPEC avec puces Dynex 6,5kV	<b>125</b>
<i>Fig 4.1</i>	Schéma de principe de la gradation par lignes flottantes	<b>128</b>
<i>Fig 4.2</i>	"Zones à risque" de la figure 1.25 ; la solution choisie pour linéariser la contrainte est placée en surface de l'isolation.	<b>128</b>
<i>Fig 4.3</i>	Répartition du potentiel U(x) calculée dans le cas de notre structure d'étude et dans un cas idéal par logiciel CEF Maxwell 3D sur l'interface c.	<b>130</b>
<i>Fig 4.4</i>	Répartition des équipotentielles entre pistes donnée par logiciel de calcul CEF Maxwell 3D en AC50Hz lors de l'utilisation d'une ligne flottante de 100 µm de largeur et positionnée à 100 µm du conducteur 1	<b>130</b>
<i>Fig 4.5</i>	Répartition du potentiel entre les conducteurs 1 et 2 en AC 50Hz calculée par logiciel de CEF pour différentes valeurs du positionnement de la ligne à 50, 100, 200, 300, 400, 500 µm et pour une largeur de ligne de 100 µm	<b>131</b>
<i>Fig 4.6</i>	Répartition des équipotentielles entre pistes donnée par logiciel de calcul CEF Maxwell 3D en AC50Hz lors de l'utilisation d'une ligne flottante de 200µm de largeur et positionné à 50µm du conducteur 1	<b>132</b>
<i>Fig 4.7</i>	Répartition du potentiel entre les conducteurs 1 et 2 en AC 50Hz calculée par logiciel de CEF pour différentes valeurs du positionnement de la ligne à 50, 100, 200, 300, 400, 500 µm et pour une largeur de ligne de 200 µm	<b>132</b>
<i>Fig 4.8</i>	Répartition des équipotentielles entre pistes donnée par logiciel de calcul CEF Maxwell 3D en AC50Hz lors de l'utilisation d'une ligne flottante de 500 µm de largeur et positionnée à 100 µm du conducteur 1	<b>133</b>

<i>Fig 4.9</i>	Répartition du potentiel entre les conducteurs 1 et 2 en AC 50Hz calculée par logiciel de CEF pour différentes valeurs du positionnement de la ligne à 50, 100, 200, 300, 400, 500 $\mu\text{m}$ et pour une largeur de ligne de 500 $\mu\text{m}$	<b>133</b>
<i>Fig 4.10</i>	Répartition des équipotentielles entre pistes donnée par logiciel de calcul CEF Maxwell 3D en AC50Hz lors de l'utilisation de 2 lignes flottantes de 100 $\mu\text{m}$ de largeur et positionnées à 50 $\mu\text{m}$ du conducteur 1 pour la première ligne et 50 $\mu\text{m}$ de la ligne 2 pour la seconde	<b>135</b>
<i>Fig 4.11</i>	Répartition du potentiel entre les conducteurs 1 et 2 en AC 50Hz calculée par logiciel de CEF pour différentes valeurs du positionnement de la ligne à 50, 100, 200, 300, 400, 500 $\mu\text{m}$ et pour une largeur de ligne de 100 $\mu\text{m}$	<b>135</b>
<i>Fig 4.12</i>	Répartition des équipotentielles entre pistes données par logiciel de calcul CEF Maxwell 3D en AC50Hz lors de l'utilisation de 3 lignes flottantes de 100 $\mu\text{m}$ de largeur et positionnées à des écartements de 50 $\mu\text{m}$	<b>136</b>
<i>Fig 4.13</i>	Répartition du potentiel entre les conducteurs 1 et 2 en AC 50Hz calculée par logiciel de CEF pour différentes valeurs du positionnement de la ligne à 50, 100, 200, 300, 400, 500 $\mu\text{m}$ et pour des lignes de 100 $\mu\text{m}$ de largeurs	<b>136</b>
<i>Fig 4.14</i>	Répartition des équipotentielles entre pistes données par logiciel de calcul CEF Maxwell 3D en AC50Hz lors de l'utilisation de 13 lignes flottantes de 100 $\mu\text{m}$ de largeur et positionnées à des écartements de 50 $\mu\text{m}$	<b>137</b>
<i>Fig 4.15</i>	Répartition du potentiel entre les conducteurs 1 et 2 en AC 50Hz calculée par logiciel de CEF pour 13 lignes flottantes de 100 $\mu\text{m}$ de largeurs et positionnées entre elles à 50 $\mu\text{m}$	<b>137</b>
<i>Fig 4.16</i>	Répartition des équipotentielles entre pistes données par logiciel de calcul CEF Maxwell 3D en AC50Hz lors de l'utilisation de 15 lignes flottantes de 100 $\mu\text{m}$ de largeur et positionnées à des écartements de 25 $\mu\text{m}$	<b>138</b>
<i>Fig 4.17</i>	Répartition du potentiel entre les conducteurs 1 et 2 en AC 50Hz calculée par logiciel de CEF pour 13 et 18 lignes flottantes de 100 $\mu\text{m}$ de largeur et positionnées entre elles à 25 $\mu\text{m}$	<b>138</b>
<i>Fig 4.18</i>	Schéma de principe pour la mesure du potentiel de surface sur un échantillon composé de deux lignes flottantes.	<b>140</b>
<i>Fig 4.19</i>	Potentiel de surface mesuré sur un substrat composé de deux lignes flottantes de 7 mm pour une tension d'alimentation DC de 2 kV et évolution du chargement du potentiel.	<b>140</b>
<i>Fig 4.20</i>	Schéma de principe de la mesure par pistes secondaires	<b>141</b>
<i>Fig 4.21</i>	Potentiel de surface mesuré sur un substrat composé de deux lignes flottantes de 7mm pour une tension d'alimentation DC de 2kV et mesure du potentiel par lignes secondaires.	<b>141</b>
<i>Fig 4.22</i>	Vues avant et arrière de l'échantillon de test permettant la mesure de la rigidité diélectrique pour des distances inter électrodes de 2, 3, 4, 5, 7, 8 et 10mm	<b>143</b>
<i>Fig 4.23</i>	Tension de rupture entre pistes pour trois environnements air, gel et FC72 pour des distances, x, allant de 2mm à 10mm	<b>143</b>
<i>Fig 4.24</i>	Signatures des décharges obtenues pour un espace inter - électrodes de 2mm. Tension d'apparition des DPs <b>6,7kV</b> dans un liquide diélectrique FC72.	<b>144</b>
<i>Fig 4.25</i>	Signatures des décharges obtenues pour un espace inter - électrodes de 4mm. Tension d'apparition des DPs <b>9,2kV</b> dans un liquide diélectrique FC72.	<b>144</b>
<i>Fig 4.26</i>	Signatures des décharges obtenues pour un espace inter - électrodes de 8mm. Tension d'apparition des DPs <b>13,4kV</b> dans un liquide diélectrique FC72.	<b>144</b>
<i>Fig 4.27</i>	Signatures des décharges obtenues pour un espace inter - électrodes de 10mm. Tension d'apparition des DPs à <b>14,4kV</b> dans un liquide diélectrique FC72.	<b>145</b>
<i>Fig 4.28</i>	Seuil d'apparition des décharges partielles entre pistes pour trois environnements air, gel et FC72 pour des distances, x, allant de 2mm à 10mm	<b>145</b>
<i>Fig 4.29</i>	Echantillon pour la caractérisation de l'influence de ligne flottante sur un substrat DBC.	<b>146</b>
<i>Fig 4.30</i>	Signature des décharges obtenues dans un liquide diélectrique FC72 pour des distances de 1,5 mm dans le cas de la configuration 1 à une tension de 10,5kV.	<b>147</b>
<i>Fig 4.31</i>	Valeur du potentiel obtenu le long de l'axe x pour un espace inter – électrode de 1,5mm pour les configurations 1,2 et 3	<b>148</b>
<i>Fig 4.32</i>	Signature des décharges obtenues dans un liquide diélectrique FC72 pour des distances de 2 mm dans le cas de la configuration 7 à une tension de <b>10,2kV</b> .	<b>148</b>
<i>Fig 4.33</i>	Valeurs du potentiel obtenues le long de l'axe x pour un espace inter – électrode de 2mm pour les configurations 4 à 7.	<b>149</b>

## Liste des figures et tableaux

<i>Fig 4.34</i>	Signature des décharges obtenues dans un liquide diélectrique FC72 pour des distances de 3 mm dans le cas de la configuration 8 à une tension de <b>10,2kV</b> .	<b>150</b>
<i>Fig 4.35</i>	Valeurs du potentiel le long de l'axe x pour un espace inter – électrodes de 2mm pour les configurations 8 à 10.	<b>150</b>
<i>Fig 4.36</i>	Signature des décharges obtenues dans un liquide diélectrique FC72 pour des distances de 4 mm dans le cas de la configuration 12 à une tension de <b>10,9kV</b> .	<b>151</b>
<i>Fig 4.37</i>	Valeurs du potentiel le long de l'axe x pour un espace inter – électrodes de 2mm pour les configurations 11 à 13.	<b>151</b>
<i>Fig 4.38</i>	Signature des décharges obtenues dans un liquide diélectrique FC72 pour des distances de 5 mm dans le cas de la configuration 14 à une tension de 11,5kV	<b>152</b>
<i>Fig 4.39</i>	Valeurs du potentiel le long de l'axe x pour un espace inter – électrode de 2mm pour la configuration 14.	<b>152</b>
<i>Fig 4.40</i>	Perspective d'échantillons avec 17 lignes flottantes de 100 $\mu$ m d'épaisseur et espacées de 10 $\mu$ m. Représentation du principe de report pour la mesure du potentiel de surface	<b>157</b>
<i>Fig A1</i>	Configuration de deux conducteurs aériens	<b>161</b>
<i>Fig A2</i>	Transformation d'un champ uniforme dans le plan w en un champ dans le plan z : Profil de Rogowski ( $v = \pm \frac{1}{2}$ )	<b>163</b>
<i>Fig A3</i>	Schéma de principe de deux diélectriques dans un champ uniforme	<b>163</b>
<i>Fig A4</i>	Représentation de la loi de réfraction de deux diélectriques différents entre des électrodes planes	<b>164</b>

## LISTE DES TABLEAUX

<i>Tab. 1</i>	Conductivité thermique de l'AlN en fonction du pourcentage massique d'oxyde d'Yttrium	<b>28</b>
<i>Tab. 2</i>	Tableau récapitulatif des propriétés électriques et thermiques des céramiques	<b>29</b>
<i>Tab. 3</i>	Tableau récapitulatif des propriétés des silicones	<b>87</b>
<i>Tab. 4</i>	Tableau comparatif des propriétés des différents gels et colles silicone sélectionnées	<b>88</b>
<i>Tab. 5</i>	Tableau comparatif des tensions mesurées avec et sans vernis à 1kV, 2kV, 3kV et 4kV. Les indices représentent la tension appliquée et si l'échantillon est verni (v) ou non vernis (sv).	<b>103</b>
<i>Tab. 6</i>	Tableau comparatif des tensions de rupture mesurées avec les vernis répartiteurs et matériaux hybridés dans la géométrie de test	<b>112</b>
<i>Tab. 7</i>	Tableau récapitulatif des tensions d'apparition ( $V_{ap}$ ) et d'extinction ( $V_{ex}$ ) obtenues sur 5 échantillons.	<b>117</b>
<i>Tab. 8</i>	Tableau récapitulatif des tensions d'apparition ( $V_{ap}$ ) et d'extinction ( $V_{ex}$ ) en kV obtenues sur 5 échantillons avec vernis A et B	<b>118</b>
<i>Tab.9</i>	Tableau récapitulatif des tensions d'apparition ( $V_{ap}$ ) en kV obtenues sur 5 échantillons avec les matériaux hybridés RT705, TSE322, Q36611, DC732	<b>120</b>
<i>Tab.10</i>	Tableau récapitulatif des tensions d'apparition en kV obtenues sur 3 échantillons sur substrat de test et puces 6,5kV Dynex	<b>121</b>
<i>Tab.11</i>	Tableau récapitulatif des tensions d'apparition en kV obtenues sur 5 échantillons sur un substrat DBC suivant motif Eupec et puces 6,5kV Dynex	<b>123</b>
<i>Tab.12</i>	Evolution du courant de fuite de l'échantillon, $I_f$ , en fonction de la tension d'alimentation continue $UI$	<b>124</b>
<i>Tab.13</i>	Tableau Récapitulatif des tensions d'apparition des DPs. $U_{DC}$ représente la composante moyenne continue et $U_{AC}$ et la valeur crête relevées pour 5 échantillons sur un substrat DBC suivant motif Eupec et puces 6,5kV Dynex.	<b>125</b>
<i>Tab.14</i>	Tableau Récapitulatif des paliers de gradations obtenues par l'ajout d'une ligne flottante de 100 $\mu\text{m}$ à 50, 100, 200, 300, 400, 500 $\mu\text{m}$ du conducteur 1.	<b>131</b>
<i>Tab.15</i>	Tableau Récapitulatif des paliers de gradations obtenus par l'ajout d'une ligne flottante de 100, 200 et 500 $\mu\text{m}$ à 50, 100, 200, 300, 400, 500 $\mu\text{m}$ du conducteur 1.	<b>133</b>
<i>Tab.16</i>	Récapitulatif des mesures réalisées sur des substrats DBC avec des lignes flottantes pour différents espaces inter – électrodes (1,5mm, 2mm, 3mm, 4mm, 5mm)	<b>147</b>
<i>Tab.17</i>	Mesures des seuils d'apparition et d'extinction des décharges partielles (en kV) pour un écartement de 1,5mm et pour les configurations 1 à 3	<b>147</b>
<i>Tab.18</i>	Mesures des seuils d'apparition et d'extinction des décharges partielles (en kV) pour un écartement de 2mm et pour les configurations 4 à 6	<b>148</b>
<i>Tab.19</i>	Mesures des seuils d'apparition et d'extinction des décharges partielles (en kV) pour un écartement de 3mm et pour les configurations 8 à 10	<b>150</b>

## Liste des figures et tableaux

---

<i>Tab.20</i>	Mesures des seuils d'apparition et d'extinction des décharges partielles (en kV) pour un écartement de 4mm et pour les configurations 11 à 13	<b>151</b>
<i>Tab.21</i>	Mesures des seuils d'apparition et d'extinction des décharges partielles (en kV) pour un écartement de 4mm et pour les configurations 14	<b>151</b>
<i>Tab.22</i>	Caractéristiques diélectriques de différents isolants	<b>159</b>

# LISTE DES PUBLICATIONS

## Brevets industriels Alstom Transport

C.Duchesne, T.Lebey, M.Mermet-Guyennet, D.Dutarde, S.Dagdag, “*Hybrid composites for electric field grading in integrated power modules*”

C.Duchesne, T.Lebey, M.Mermet-Guyennet, D.Dutarde, Ph.Lasserre, “*Structures for stress grading in integrated power modules*”

## Congrès Internationaux

C.Duchesne, T.Lebey, M.Mermet-Guyennet, D.Dutarde, S.Dagdag, “*Contribution to the stress grading in integrated power modules*”, IEEE CNF European Conference on Power Electronics, Aalborg, pp. 2 – 5, September 2007

C.Duchesne, T.Lebey, M.Mermet-Guyennet, D.Dutarde, S.Dagdag, “*Stress grading in integrated power modules*”, IEEE CNF Conference on Electrical and Dielectric Phenomena, Vancouver, pp. 533 – 536, October 2007

C.Duchesne, T.Lebey, M.Mermet-Guyennet, D.Dutarde, S.Dagdag, “*Stress grading in integrated power modules*”, 7th International Conference on Power Electronics, Daegu, October 2007

## Congrès Nationaux

C.Duchesne, T.Lebey, M.Mermet-Guyennet, « *Gradation de potentiel pour les systèmes intégrés de puissance* », Colloque Décielec, Tarbes, 2006

C.Duchesne, « *Matériaux répartiteurs de potentiel dans les systèmes intégrés de puissance* », Journée annuelle de l'école doctorale GEET, Blagnac, pp. 76 – 78, mars 2008

C.Duchesne, T.Lebey, M.Mermet-Guyennet, P.Solomalala, “*Maxwell electric field calculation for stress grading in integrated power modules*”, Conférence annuel Ansoft, Paris, 2008

C.Duchesne, T.Lebey, M.Mermet-Guyennet, « *Procédés de gradation de potentiel pour les systèmes intégrés de puissance* », 8<sup>ème</sup> conférence des jeunes chercheurs en génie électrique, Lyon, Décembre 2008





AUTEUR : Cyrille DUCHESNE

DIRECTEUR DE THESE : Thierry LEBEY

LIEU ET DATE DE SOUTENANCE : Toulouse, le 5 janvier 2009

DISCIPLINE ADMINISTRATIVE : Génie Electrique

---

**TITRE** : Contribution a l'étude de la gradation de potentiel électrostatique dans les modules électronique de puissance.

**RESUME** : L'augmentation des densités de puissance dans le domaine de la traction ferroviaire conduit aujourd'hui au développement de convertisseurs intégrés. Cette intégration n'est toutefois possible que si l'on sait dimensionner au plus juste l'ensemble des éléments qui constitue ces convertisseurs. Du point de vue de l'isolation électrique, il est donc nécessaire d'avoir une caractérisation la plus large possible de l'ensemble des matériaux isolants utilisés dans le packaging des composants de puissance ainsi qu'une bonne compréhension de leurs mécanismes de défaillances. Ces points s'avèrent d'autant plus critiques que la réduction des dimensions d'une part et l'augmentation des calibres en tension des composants d'autre part se traduisent par des contraintes de plus en plus sévères.

Répartir la contrainte électrique de façon homogène est donc d'un intérêt majeur lorsqu'il s'agit de maintenir l'intégrité de ces systèmes.

Le travail présenté ici consiste en une étude approfondie des problématiques liées à la gradation et en la présentation de deux solutions de gradation du potentiel, l'une utilisant des matériaux hybrides et l'autre des lignes conductrices à potentiel flottant.

Différents outils théoriques et pratiques ont été développés et utilisés. Un code de calcul par éléments finis (CEF) est utilisé afin de prédire la répartition de la contrainte (potentiel et champ électrique) dans une structure de test prédéfinie. L'influence de la réfraction des équipotentielles aux interfaces de différents diélectriques est ensuite étudiée. L'utilisation d'un matériau présentant une variation non – linéaire de sa caractéristique courant tension sur la répartition homogène du champ électrique est discutée et nous montrons qu'un tel comportement n'est pas une condition nécessaire pour obtenir une réduction satisfaisante du champ électrique. Différentes méthodes permettant de caractériser ce type de matériau à travers des mesures directes de la contrainte électrique par sonde à champ nulle et indirecte par des mesures de décharges partielles sont ainsi proposées.

Enfin, la gradation du potentiel en utilisant des lignes métalliques inspirées des techniques de répartition par anneaux de garde ou plaque de champ est envisagée. Une optimisation de la structure d'étude par calcul CEF est d'abord réalisée, puis la caractérisation diélectrique à travers des mesures de décharges partielles et de rupture diélectrique confirme le bien fondé de cette approche.

**MOTS CLES** : Module IGBT, packaging, matériaux hybrides, répartition homogène, non – linéarité, décharges partielles, lignes conductrices à potentiel flottant.

---

**TITLE** : Contribution to the study of the gradation of electrostatic potential on the electronics power modules

**ABSTRACT**: In railway applications, the increase of the power density leads to the development of more and more integrated inverters. This integration is only possible if each component has its own well-established design rule. Regarding the insulating materials, a wide characterisation of the different materials ensuring the packaging functions is all the more necessary that it may lead to a better understanding of their failure mechanisms. This last point will become crucial if the actual trend (decrease of the module size and increase of the component voltage level) is extended. Electrical stress grading inside the module appears therefore as a key issue to ensure the integrity of the systems.

This work is a contribution to stress grading effect and different solutions are examined in details. Among others, we focus particularly on hybrid materials and floating potential conductive lines. Various tools are used and developed both from a theoretical and from a practical point of view to achieve this characterization. Finite Element Method (FEM) is used to predict the stress distribution in the structure under study. Materials presenting non-linear I(V) characteristics are characterised and their results are discussed in details. Alternative methods are also proposed to characterise them directly through the measurement of the potential distribution (thanks to a Kelvin probe) and indirectly via Partial Discharge measurements.

Then, a stress grading method using floating potential conductive lines inspired by guard rings and field limiting plates is proposed. An optimisation of the structure thanks to FEM method and through a dielectric characterisation using partial discharge and dielectric strength measurements is achieved.

**KEYWORDS**: IGBT power modules, packaging, hybrid materials, homogeneous distribution, non-linearity, partial discharges, floating potential conductive lines.

---