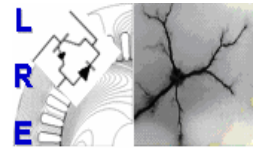




المدرسة الوطنية المتعددة التقنيات
Ecole Nationale Polytechnique



République Algérienne Démocratique et Populaire

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

Ecole Nationale Polytechnique

DEPARTEMENT DE GENIE ELECTRIQUE

LABORATOIRE DE HAUTE TENSION

Mémoire du projet de fin d'études

Pour l'obtention du diplôme

d'Ingénieur d'Etat en Electrotechnique

Thème :

**Influence du Sol sur le
Comportement d'un Modèle
d'Isolateur sous Tension**

Proposé et dirigé par:

M^{me}. Dalila NAMANE

M. Madjid TEGUAR

Etudié par :

M^{elle}. Saliha TOUNSI

M^{elle}. Farida CHIKH

Promotion Juin 2008

Dédicaces

A mon très cher père qui est toujours mon soutien et ma
force

A ma très chère mère, le joyau de ma vie
Que Dieu me les garde

A mes chers frères et sœur, NASSIMA, HADI et
ABDERAHIM

A toute ma famille

A mon amie et binôme FARIDA

A toute personne qui m'apprécie...

Je dédie ce mémoire



TOUNSI Saliha

Dédicaces

A mon cher père et ma chère mère, qui m'ont
beaucoup soutenu tout le long de mon parcours,
pour leurs sacrifices et leur amour, sans limite

Que Dieu me les garde

A mes chères sœurs Amel, Soumer, Tinhinane et
Lynda

A toute ma famille

A mon fiancé Samir pour son soutien, son aide et
sa présence

A mon amie et binôme Saliha

A toutes mes amies qui m'aiment et à tous ceux
qui m'apprécient...

Je dédie ce mémoire



CHIKH Farida

Remerciements

Nous tenons à remercier vivement Madame D.NAMANE, Chargée de cours à l'École Nationale Polytechnique d'Alger, pour ses précieux conseils qu'elle ne cessait de nous prodiguer, de même sa grande contribution et son soutien moral apportés tout le long de notre travail.

Nos chaleureux remerciements vont également à Monsieur M.TEGUAR maître de conférence à l'École Nationale Polytechnique d'Alger, pour ses insignes observations et suggestions qui ont été d'un grand apport pour l'aboutissement de ce travail, ainsi pour son appui moral et ses qualités humaines.

Nous remercions Messieurs A.BOUBAKEUR et A.MEKHALDI professeurs à l'École Nationale Polytechnique d'Alger, pour nous avoir fait l'honneur d'évaluer notre travail.

A tous les enseignants qui ont contribué à notre formation, qu'ils trouvent ici notre sincère gratitude.

ملخص

نتطرق في هذا العمل الى دراسة مدى تأثير الأرض على تصرف نموذج لعازل مستوي- مستوي. من أجل ذلك نقوم بتغيير المسافة بين القطبين الكهربائيين، وكذا ارتفاع النموذج بالنسبة إلى الأرض. بالإضافة لتوتر الإحاطة، قمنا بقياس التيار المتسرب و المكثفة الناتجة. مكنتنا معالجة إشارتي التيار المتسرب و التوتر المطبق من التأكد أن تصرف النموذج التجريبي غالبه سعوي، و تفسير التشوهات الكبيرة لإشارة التيار المتسرب. لاحظنا تأثيرا معتبرا للأرض على شدة المكثفة الناتجة، خاصة عند المسافات الكبيرة بين القطبين الكهربائيين.

أبدت المقارنة بين النتائج المتحصل عليها عمليا و باستعمال برنامج FEMM4 توافقا نسبيا.

كلمات مفتاحية: عازل، مكثفة، شحنة، ممانعة، إحاطة، تيار متسرب.

Résumé

Ce travail porte sur l'étude du degré d'influence du sol sur le comportement d'un modèle d'isolateur plan-plan. Pour cela, la distance inter électrodes et la hauteur du dispositif par rapport à la terre ont été variées. Outre la tension de contournement, les mesures de la capacité apparente et du courant de fuite associés à chaque configuration ont été réalisées. Un traitement des signaux du courant de fuite et de la tension appliqué a permis de confirmer le caractère largement capacitif du modèle, et d'expliquer les grandes fluctuations du signal du courant. Une influence considérable du sol sur la capacité apparente est établie, en particulier pour les grandes distances inter électrodes. Une comparaison entre les résultats simulés à l'aide du logiciel de calcul du champ FEMM4, et ceux expérimentaux a été effectuée. Une assez bonne concordance entre les deux approches a été obtenue.

Mots clés : isolant, capacité, impédance, charge, contournement, courant de fuite.

Abstract

This work is devoted to study the influence degree of the ground on the behaviour of an insulator plan model. For that purpose the distance between electrodes and the height of the model related to the ground have been varied. In addition to the flashover voltage, measurements of the apparent capacitance and leakage current for each configuration have been carried out. A treatment of the signals of the leakage current and the voltage applied made allows to confirm the largely capacitive character of the model, and to explain the great fluctuations of the current signal. A considerable influence of the ground on the apparent capacitance has been obtained, particularly for the important distances between electrodes. A comparison between the simulated results, using the computation software of field FEMM4, and experimental ones has been carried out. A rather good agreement between the two approaches has been obtained.

Key words : insulator, capacitance, impedance, charge, flashover, leakage current.

Sommaire



Sommaire

Introduction générale.....	1
----------------------------	---

Chapitre I : Equations de base de l'électromagnétisme appliquées aux diélectriques

I.1 Introduction.....	3
I.2 Équations de base de l'électromagnétisme.....	3
I.2.1 Relations constitutives.....	3
I.2.2 Équations de Maxwell.....	6
I.2.3 Équations de Laplace et de Poisson.....	7
I.3 Conditions aux limites à la surface de séparation de deux milieux.....	7
I.3.1 Composantes normales.....	7
I.3.2 Composantes tangentielles.....	8
I.3.3 Équations aux potentiels.....	9
I.4 Cas d'un champ sinusoïdal.....	9
I.5 Cas des isolateurs de Haute Tension.....	9
I.5.1 Notions fondamentales.....	10
I.5.1.1 Relation entre charges et capacités.....	10
I.5.1.2 Relation entre résistance et capacité pour un même réseau de lignes de champ.....	11
I.6 Méthodes de calcul du champ et du potentiel électriques.....	12
I.6.1 Méthode des différences finis.....	13
I.6.2 Méthode des charges équivalentes.....	13
I.6.3 Méthode des éléments finis de frontières.....	13
I.6.4 Méthode des éléments finis.....	14
I.7 Conclusion.....	15

Chapitre II : Pollution des isolateurs

II.1 Introduction	16
II.2 Les isolateurs	16
II.2.1 Définition.....	16
II.2.2 Fonctionnement et constitution d'un isolateur.....	16
II.2.3 Types d'isolateurs.....	17
II.2.3.1 Isolateur de type rigide.....	17
II.2.3.2 Élément de chaîne.....	17
II.2.3.2.1 Isolateurs à capot et tige.....	17
II.2.3.2.2 Isolateurs à long fût.....	18
II.2.4 Matériaux utilisés dans la conception des isolateurs.....	18
II.3 Pollution des isolateurs	20
II.4 Principaux travaux de recherche	20
II.3.1 Travaux sur les isolateurs dans les conditions naturelles et artificielles de pollution.....	20
II.3.1.1 Pollution marine.....	21
II.3.1.2 Pollution désertique.....	21
II.3.1.3 Pollution par la glace.....	22
II.3.1.4 Modèles de laboratoires.....	23
II.3.1.5 Travaux de simulation.....	25
II.5 Modèles étudiés au laboratoire de l'ENP	28
II.5.1 Modèle de A.Mekhaldi et S.Bouazabia.....	28
II.5.2 Modèle de D. Namane.....	29
II.5.3 Modèles de M. Tegar.....	30
II.5.4 Modèle de A. Bouarouri et R. Ladjal.....	32
II.5.5 Modèle de R.Timghelette.....	34
II.6 Conclusion	35

Chapitre III : Techniques expérimentales et simulations

III.1 Introduction	36
III.2 Influence des capacités parasites sur les mesures en HT	36
III.2.1 Exemple de la ligne bifilaire	37
III.2.1.1 ligne bifilaire isolée.....	37
III.2.1.2 Influence d'un conducteur parasite	38
Influence d'un conducteur parasite ($Q=0$).....	38
Influence d'un conducteur parasite à potentiel imposé ($V=0$).....	39

III.2.2 Influence des conducteurs parasites sur les mesures HT.....	40
III.3 Techniques expérimentales.....	41
III.3.1 Dispositif expérimentales.....	41
III.3.2 Objet d'essais.....	41
III.3.3 Environnement des essais au laboratoire.....	42
III.3.4 Mesure de la tension de contournement.....	43
III.3.5 Mesure de la capacité à partir de la charge.....	43
III.3.6 Mesure du courant de fuite.....	46
III.4 Tension de contournement.....	47
III.5 Capacité et courant de fuite mesurés.....	48
III.5.1 Capacité et impédances mesurées.....	48
III.5.1.1 Influence de la distance inter électrodes.....	48
III.5.1.2 Influence de la hauteur par rapport au sol.....	50
III.5.1.3 Estimation des erreurs relative et absolue.....	51
III.5.2 Courant de fuite et traitement de signaux.....	53
III.5.2.1 Courant de fuite en utilisant la méthode résistive.....	53
III.5.2.2 Courant de fuite en utilisant la méthode capacitive.....	58
III.5.2.3 Résultats expérimentaux et interprétations.....	60
III.5.2.3.1 Influence de la tension appliquée.....	60
III.5.2.3.2 Influence de la hauteur par rapport au sol.....	63
III.6 Simulations et discussions.....	63
III.6.1 Modèle numérique.....	64
III.6.1.1 Hypothèses de travail	64
III.6.1.2 Choix des conditions aux limites.....	65
III.6.1.3 Choix des contours d'intégration	66
III.6.2 Capacités simulée et mesurée	66
III.6.3 Distribution des charges	68
III.6.3.1 Distribution des charges sur les conducteurs HT et terre (contour OA)	68
III.6.3.2 Distribution des charges sur le sol (contour O'B)	69
III.6.4 Capacités associées aux trois conducteurs en fonction de la hauteur.....	70
III. 7 Conclusions.....	73
Conclusion générale.....	74

Introduction générale

Introduction générale

Le comportement des isolateurs pollués est un sujet d'intérêt croissant dans de nombreux pays. Cet intérêt est lié au désir de choisir au mieux le matériau constituant l'isolateur, étant donné les nombreuses perturbations causées par la pollution.

D'innombrables travaux ont été consacrés à l'épineux problème du contournement des isolateurs pollués. Ceux-ci tant expérimentaux que théoriques [1, 2], ont pour objectif d'améliorer la tenue des matériaux isolants. De plus, afin de mieux cerner le phénomène précédant le contournement, d'autres travaux ont pour objectif la compréhension des phénomènes physiques accompagnant le processus qui va du simple courant de fuite jusqu'au contournement de l'isolateur [3, 4]. Ces travaux montrent que le problème est complexe et mal maîtrisé jusqu'à ce jour.

C'est dans ce contexte que des travaux ont été effectués au Laboratoire de Haute Tension de l'Ecole Nationale Polytechnique sur des isolateurs réels [5], ainsi que sur de nombreux modèles de laboratoires, soumis à divers paramètres électro-géométriques [6, 7]. Ces travaux ont conduit à quelques modèles empiriques et des algorithmes de calculs, en régime statique puis dynamique [8, 9].

Une des méthodes utilisées pour le contrôle du degré de pollution d'un isolateur, est la mesure du courant de fuite [10]. Ce dernier dépend de l'impédance globale apparente de l'isolateur, considérée comme étant le résultat de *zones propres* en série avec des *zones polluées* [9]. Il est alors possible de *modéliser* cette impédance et d'établir un schéma électrique équivalent associé. Dans le cas des zones polluées, l'impédance présentée, liée à la conductivité et à l'épaisseur de la couche polluante, peut se faire aisément [11].

Il en est autrement, pour les zones sèches ou propres, où il s'agit principalement d'un courant de déplacement et où les trajets des lignes de champ (et donc de courant) sont plus complexes. C'est pourquoi, il est plus difficile de modéliser la zone propre de l'isolant : son impédance, liée aux caractéristiques des matériaux diélectriques en présence et aux dimensions géométriques de l'ensemble, est plus délicate à établir.

Aussi, l'évaluation de l'impédance de la zone propre de l'isolateur se fait à l'aide de la mesure du courant de fuite à travers une résistance ou la mesure directe de la capacité à travers la charge électrique [12].

Pourtant, l'utilisation de tensions élevées peut donner lieu à des erreurs de mesures, susceptibles d'affecter les calculs des capacités et impédances. Ces erreurs peuvent être dues à des courants capacitifs indésirables, qui faussent les mesures de courants de fuite, déjà très faibles (de l'ordre du micro-ampère), qui circulent à travers l'isolant.

C'est dans ce contexte que nous nous proposons, dans ce travail, de compléter les travaux effectués au Laboratoire de Haute Tension de l'Ecole Nationale Polytechnique, en nous intéressant au degré d'influence du sol sur les caractéristiques électriques apparentes d'un modèle expérimental

Notre travail consiste à étudier le comportement d'un modèle d'isolateur plan-plan, constitué d'une plaque de verre parallélépipède. Sur cette dernière sont déposés deux électrodes rectangulaires en papier aluminium, à une distance variable. Le modèle ainsi adopté est porté à une hauteur variable par rapport au sol. Nos essais expérimentaux concernent la mesure de la tension de contournement, le courant de fuite ainsi que la capacité

apparente. Une étude par simulation du modèle expérimental, en utilisant le logiciel de calcul du champ bidimensionnel FEMM4 (Finite Element Magnetism Method), nous a permis de vérifier les caractéristiques de la capacité apparente.

Nous avons ainsi établi le lien entre la capacité apparente mesurée et les charges induites sur les conducteurs, pour différents paramètres électro-géométriques. Il ressortira de notre étude que le sol a une influence considérable sur les mesures effectuées.

Notre mémoire est donc structurée en trois chapitres distincts.

Nous commençons le premier chapitre par rappeler quelques équations de base de l'électromagnétisme caractérisant le comportement électrique des diélectriques.

Nous nous intéressons par la suite, à leurs applications dans le domaine de la haute tension. Différentes méthodes numériques de calcul du champ et du potentiel électriques y sont présentées.

Dans le deuxième chapitre, nous citons les différents types d'isolateurs de haute tension. Nous évoquons ainsi les problèmes causés par la pollution et les techniques de maintenance et de lutte contre ce phénomène. Une grande partie de ce chapitre est consacrée à la présentation des principaux travaux de recherche sur la pollution naturelle et artificielle des isolateurs, des travaux de simulations pour le calcul du champ et du potentiel électriques et quelques études entreprises au niveau du Laboratoire de Haute Tension de l'Ecole Nationale Polytechnique.

Dans le dernier chapitre, nous présentons les résultats de nos essais expérimentaux effectués au niveau du laboratoire de Haute Tension de l'Ecole Nationale Polytechnique. Ces essais concernent les mesures de la tension de contournement, le courant de fuite, la capacité et l'impédance associée apparentes du dispositif. Nous simulons les différentes configurations exploitées au laboratoire, afin de les comparer avec les résultats expérimentaux. De plus, nous étudions la distribution de charges et la répartition du champ électrique sur les conducteurs (haute tension, terre et le sol), afin de comprendre les phénomènes électriques qui accompagnent les observations pratiques.

Enfin, nous terminons par une conclusion générale permettant la synthèse globale de notre travail.

Chapitre I

Équations de base de
l'électromagnétisme appliquées aux
diélectriques

I.1 Introduction

L'étude des matériaux diélectriques est née du besoin pratique d'isoler, puisque les premières expériences d'électrostatique étaient basées sur l'isolement des charges à l'aide de ces matériaux. Cependant, le rôle des matériaux diélectriques, du point de vue du génie électrique, ne se résume pas à exercer la seule fonction isolante.

Lorsque l'on veut réaliser des condensateurs de forte capacité sous faible volume, on recherche les matériaux à grandes permittivités. A l'inverse, lorsqu'on cherche à réduire la capacité d'une isolation (comme dans les câbles, par exemple), les matériaux à faible permittivité sont les plus intéressants. C'est une des raisons de l'utilisation du polyéthylène ($\epsilon_r \approx 2$ à 3) dans les câbles d'énergie. En effet, la permittivité du diélectrique joue un rôle capital dans la répartition du champ électrique à l'intérieur d'une isolation multi matériaux, puisque ce champ se fait en raison inverse des permittivités.

Les diélectriques existent sous forme solide, liquide et gazeuse. Ils sont capables de stocker l'énergie électrique, puisque ils permettent au champ électrique de les pénétrer. Soumis à une tension alternative, les diélectriques laissent passer un courant dit de "déplacement", ce courant peut être très élevé si la permittivité est grande.

Les matériaux diélectriques réels contiennent un certain volume de charges libres provenant des impuretés. Ainsi, dans les diélectriques, on peut observer une très légère conduction, détectable surtout à basses fréquences.

Dans ce chapitre, nous nous intéressons aux équations de base de l'électromagnétisme appliquées aux diélectriques. Celles-ci débouchent sur des équations aux dérivées partielles classiques connues sous le nom d'équations de Laplace et de Poisson.

Associées aux conditions aux limites établies pour le champ et l'induction électrique, la résolution de ces équations permet de déterminer les contraintes électriques à travers la détermination du champ et du potentiel.

Les méthodes de résolution peuvent être analytiques si les lignes de champ possèdent un parcours simple. Dans la plupart des cas concrets rencontrés, les méthodes analytiques ne sont pas applicables et il est fait appel aux méthodes numériques.

Plusieurs méthodes numériques sont alors proposées pour la résolution des problèmes posés. Ces méthodes sont adaptées aux différentes formes complexes et irrégulières des isolants afin de les identifier. Elles sont essentiellement de type différences finies, éléments finis, charges équivalentes et éléments finis de frontières.

I.2 Équations de base de l'électromagnétisme

I.2.1 Relations constitutives

Une description des phénomènes électromagnétiques peut être effectuée à l'aide de l'induction magnétique \vec{B} , l'excitation magnétique (ou champ magnétique) \vec{H} , l'induction électrique \vec{D} , et du champ électrique \vec{E} .

Ces vecteurs sont liés entre eux par des équations aux dérivées partielles : les équations de Maxwell, et dépendent du milieu matériel dans lequel se trouve le champ électromagnétique.

Le milieu est caractérisé par sa **perméabilité**, sa **permittivité** ainsi que sa **conductivité**.

On a alors les relations :

$$\vec{D} = \epsilon_0 \epsilon_r \vec{E} \quad (I.1)$$

$$\vec{J}_c = \gamma \vec{E} \quad (I.2)$$

$$\vec{B} = \mu_0 \mu_r \vec{H} \quad (I.3)$$

Avec

\vec{J}_c étant la densité du courant de conduction ($\iint_S \vec{J}_c \cdot d\vec{S} = I_c$, tel que I_c est le courant de conduction;

γ : la conductivité du matériau.

$\mu_0 = 4.\pi.10^{-7}$ H/m : la perméabilité du vide ;

μ_r : la perméabilité relative du matériau ;

$\epsilon_0 = 8,84.10^{-12}$ F/m : la permittivité du vide ;

ϵ_r : la permittivité relative du matériau.

• Permittivité et champ électrique

Le rapport entre l'induction électrique \vec{D} et le champ \vec{E} , illustré par la permittivité absolue $\epsilon_0 \epsilon_r$ (équation I.1), est lié à la **polarisabilité** du milieu. Celle-ci est associée aux charges dites 'liées', parce qu'elles sont rattachées à la molécule polarisée, par opposition aux charges dites 'libres' qui se déplacent dans le matériau.

Ainsi, la polarisation d'un milieu assure la création d'un champ local (moment dipolaire) au niveau moléculaire qui se superpose au champ extérieur.

Si on prend, par exemple, le cas simple d'un condensateur plan possédant une charge Q et $-Q$ sur chacune des armatures (Figure I.1), la polarisation se manifeste par une diminution du champ global qui existait avant l'introduction du matériau. Cette diminution, due au champ 'dépolarisant' du matériau, conduit à une diminution de la différence de potentiel ΔV inter armatures ($\Delta V = Ed$, d étant la distance inter armatures).

Ceci a pour conséquence une augmentation de la capacité $C = Q/\Delta V$ du condensateur.

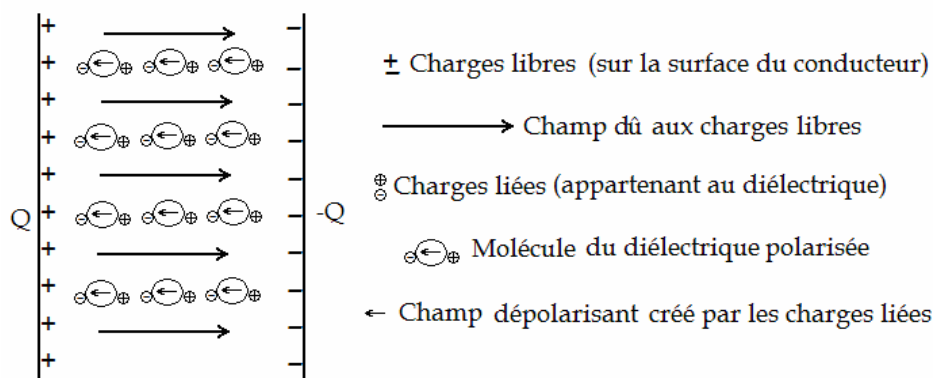


Figure I.1 : déplacement des charges libres dans un condensateur plan

Il s'agit, dans cet exemple, d'une situation où la charge Q déposée sur l'armature métallique est constante.

On peut imaginer (c'est peut être un peu plus courant), que ce soit la tension ΔV qui soit maintenue constante grâce à une source de tension. Puisque la tension est imposée, le champ résultant l'est aussi : cela se traduit par un apport plus important de charges fournies par la source sur la surface du conducteur lors de l'introduction du diélectrique : on voit bien que, dans ces conditions, la capacité est augmentée puisque ΔV reste constant tandis que Q augmente.

Lorsque, pour une faible excitation, la polarisation est intense, cela signifie que la permittivité relative est élevée : cette propriété est utilisée pour réaliser, par exemple, des capacités de faible encombrement. On renforce ainsi l'énergie réactive fournie à un circuit électrique.

Notons que le champ résultant à l'intérieur du diélectrique ne donne lieu à aucune consommation active, sauf s'il existe un retard entre l'excitation extérieure et la réponse illustrée par \vec{D} . La fréquence joue donc un rôle dans le comportement du matériau lorsque le champ est alternatif, car elle peut conduire à un échauffement.

Par ailleurs, il faut bien faire la distinction entre les deux phénomènes de **polarisation**, associée à la permittivité, et d'**ionisation** associée aux charges '**libres**' et à la conductivité. Ainsi, si les charges restent toujours liées à la molécule, on parle d'un courant de **déplacement** ($\vec{J}_d = \partial \vec{D} / \partial t$). Au contraire, si les charges sont libres de se déplacer et sont dissociées de la molécule, il s'agit d'un phénomène de conduction (équation I.2).

D'une manière générale, la permittivité relative des isolants (tableau I.1) ne dépasse pas la dizaine d'unités, excepté pour les matériaux ferroélectriques, qui possèdent des analogies remarquables avec les matériaux ferromagnétiques.

Matériau	Air	Téflon	Huile	Nylon	Porcelaine	Mica	Verre	Eau
Permittivité relative	1,0006	2,1	2,4	3,5	6,0	6,0	5 à 10	80,0

Tableau I.1 : permittivité relative des isolants.

- **Conductivité et champ électrique**

La relation entre la conductivité et le champ électrique peut être donnée par l'équation (I.2).

Par définition, un conducteur contient une grande quantité de charges dites '**libres**'. Ces charges sont constituées d'électrons qui, par leur faible couplage aux atomes auxquels ils appartiennent, peuvent passer d'atomes en atomes. Cependant, les charges responsables du phénomène de conduction dans un matériau quelconque, ne sont pas forcément des électrons. Ainsi, les porteurs de charges peuvent être aussi des anions ou des cations. De plus, l'application d'un champ très élevé peut conduire à l'ionisation des molécules, qui renforce le flux de porteurs de charges, et par la même la conductivité.

Notons que, même les isolants (ou diélectriques) les plus parfaits, possèdent toujours une conductivité résiduelle plus ou moins élevée, suivant la composition, la pureté ou les conditions d'application du champ extérieur. En courant continu, un échauffement est alors

observé. En courant alternatif, un autre phénomène d'échauffement (autre que le phénomène de conduction) peut avoir lieu, et qui est dû à l'hystérésis électrique.

I.2.2 Équations de Maxwell

Il s'agit des équations fondamentales pour tout électrotechnicien. Appliquées sous leur forme locale, elles conduisent le plus souvent à des équations différentielles qui, une fois résolues, permettent de connaître le champ électromagnétique en tout point de l'espace.

Heureusement, on peut les utiliser sous leur forme intégrale, dans de nombreux cas pratiques, quand la simplicité du circuit le permet.

On rappelle les quatre équations de Maxwell :

	Forme locale	forme integrale	
Théorème d' Ampère	$\text{rot } \vec{H} = \vec{J}_c + \frac{\partial \vec{D}}{\partial t}$	$\oint_C \vec{H} d\vec{l} = \sum_{i=1}^n I_i$	(I.4)

Théorème de conservation du flux	$\text{div } \vec{B} = 0$	$\oiint_S \vec{B} d\vec{S} = 0$	(I.5)
----------------------------------	---------------------------	---------------------------------	-------

Loi de Lenz	$\text{rot } \vec{E} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t}$	$e = -\frac{\partial \phi}{\partial t}$	(I.6)
-------------	--	---	-------

Avec $\phi = \iint_S \vec{B} \cdot d\vec{S}$; e = fem induite

Théorème de Gauss	$\text{div } \vec{D} = \rho_{\text{libre}}$	$\oiint_S \vec{D} d\vec{S} = Q_{\text{int}}$	(I.7)
-------------------	---	--	-------

Avec $Q_{\text{int}} = \iiint_V \rho_{\text{libre}} d\tau = \text{charge}$

On remarque dans la première équation de Maxwell l'existence de deux 'sortes' de courants : \vec{J}_c et $\frac{\partial \vec{D}}{\partial t}$. Ceux-ci représentent respectivement les courants de *conduction* ($\vec{J}_c = \gamma \vec{E}$) et le courant de *déplacement* ($\vec{J}_d = \frac{\partial \vec{D}}{\partial t} = \epsilon \frac{\partial \vec{E}}{\partial t}$).

La somme des deux courants $\vec{J}_c + \vec{J}_d$ constitue le courant total \vec{J}_t .

Dans le cas où on a affaire à des *conducteurs* alimentés à des fréquences basses (par exemple, à la fréquence industrielle de 50 Hz), un simple calcul permet de montrer que le courant de conduction est très nettement supérieur au courant de déplacement et le terme $\frac{\partial \vec{D}}{\partial t}$ peut être négligé.

Par contre, dans le cas des *diélectriques*, c'est la conductivité qui devient négligeable, on alors affaire à un courant de déplacement.

Dans la plupart des situations, il est toujours possible de négliger un terme par rapport à l'autre selon le milieu ou le régime fréquentiel dans lequel on est : il ne faut cependant oublier que, dans les cas des fréquences très élevées, les *deux courants* peuvent coexister si par exemple, le produit $\omega \epsilon$ devient assez élevé pour être du même ordre de grandeur que la conductivité γ .

I.2.3 Équations de Laplace et de Poisson

Il peut être intéressant de définir d'autres grandeurs électriques liées au champ électromagnétique pour, d'une part, simplifier les calculs associés à des résolutions vectorielles, et, également pour illustrer les propriétés remarquables de certaines configurations.

Pour cela, on introduit la notion de potentiel scalaire V pour le champ électrique.

En appliquant les équations de Maxwell au domaine quasi stationnaires, on peut considérer que $\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} = 0$, et on a donc: $\text{rot}(\vec{E}) = 0$. Or, on sait que le rotationnel d'un gradient est toujours nul ($\text{rot}(\text{grad}V) = 0$) : on peut alors définir un potentiel V comme étant un scalaire satisfaisant la relation :

$$\vec{E} = -\text{grad}(V) \quad (\text{I.8})$$

En utilisant le théorème de Gauss, on obtient :

$$\text{div} \epsilon \vec{E} = -\epsilon \text{div} \text{grad}(V) = -\epsilon \vec{\nabla} \cdot \vec{\nabla} V = \rho \quad \text{ce qui nous donne } \Delta V = -\frac{\rho_{\text{libre}}}{\epsilon}$$

Cette dernière équation représente l'équation de Poisson.

En l'absence de *charges*, on aura l'équation de Laplace :

$$\Delta V = 0 \quad (\text{I.9})$$

I.3 Conditions aux limites à la surface de séparation de deux milieux

Les équations de Maxwell permettent de déterminer la manière dont les champs se conservent (ou non) à l'interface de 2 milieux présentant des propriétés diélectriques ou magnétiques différentes. Il est alors d'usage de décomposer le champ électrique (ou magnétique) en deux composantes particulières : l'une tangente à la surface de séparation et l'autre normale à cette même surface.

Ce procédé a permis de dégager des résultats importants à propos des conditions aux limites à la surface de séparation des deux milieux. Ces résultats concernent les composantes tangentielles et normales, à la surface de séparation du champ électromagnétique.

I.3.1 Composantes normales

Pour établir les conditions sur les composantes normales, on peut considérer un cylindre circulaire droit, fermé, et de petites dimensions. Une partie du cylindre, de surface de base S est plongée dans le milieu 1, et l'autre dans le milieu 2 (Figure I.2).

Les dimensions sont choisies de manière à considérer la hauteur δh du cylindre très petite devant le rayon du cercle de base.

On peut alors estimer que, s'il existe des charges à l'intérieur du cylindre de volume, elles peuvent être considérées comme étant des charges **superficielles**. La charge intérieure peut alors s'exprimer comme :

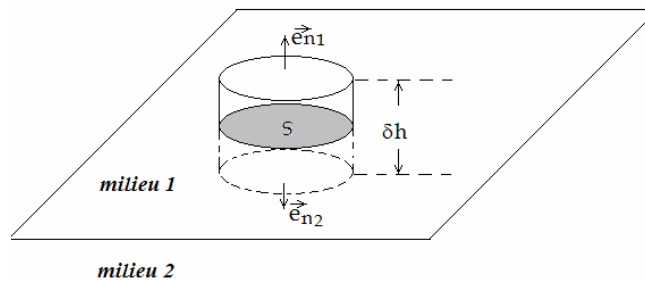


Figure I.2 : Cylindre plongé dans deux milieux

$$Q_{\text{int}} = \iiint_{\tau} \rho d\tau = \iint_S \rho \delta h dS = \iint_S \sigma_s dS \quad (\text{I.10})$$

ρ Étant la densité volumique de charge.

La quantité $\sigma_s = \rho \delta h$ est alors définie comme étant la **densité superficielle** de charge.

En appliquant à la surface cylindrique fermée le théorème de Gauss, on peut établir, compte tenu de la très faible dimension de la hauteur (la surface latérale est négligée) la relation :

$$D_{n1} - D_{n2} = \sigma_s \quad (\text{I.11})$$

Cette dernière relation exprime la **discontinuité** de la composante normale de l'induction électrique \vec{D} , si la densité surfacique de charge σ_s est non nulle, à la surface de séparation des deux milieux.

La distribution réelle de charges est volumique. Si, l'épaisseur de la distribution δh est suffisamment faible pour être négligée, on parle alors d'une distribution surfacique.

I.3.2 Composantes tangentielles

Pour établir les conditions sur les composantes tangentielles, on considère un contour fermé, rectangulaire et de très petites dimensions, une partie du contour est plongée dans le milieu 1, et l'autre dans le milieu 2 (Figure I.3).

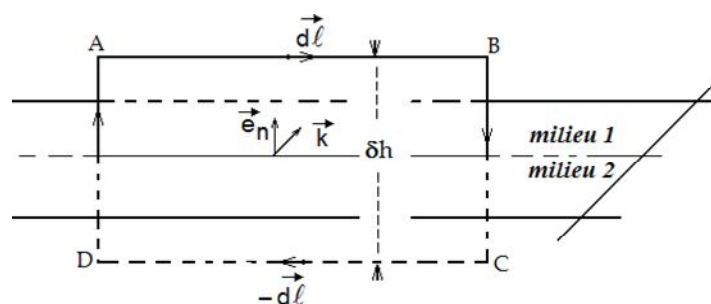


Figure I.3 : Contour d'intégration

Les dimensions sont choisies de manière à considérer que la largeur $\delta h = AD = BC$ du rectangle est infiniment petite devant sa longueur $L = AB = CD$.

Si, on applique alors au contour fermé la loi de Lenz ($\oint_{ABCD} \vec{E} \cdot d\vec{l} = 0$), on peut établir les relations de passage d'un milieu à un autre pour le champ électrique, à savoir :

$$\vec{E}_{t1} - \vec{E}_{t2} = 0 \quad (I.12)$$

Ce qui montre que la composante tangentielle du champ électrique \vec{E} est **toujours** conservée à la surface de séparation des deux milieux.

I.3.3 Équations aux potentiels

Il peut être utile d'établir les équations aux potentiels pour résoudre les problèmes comprenant plusieurs milieux. Même si les potentiels sont toujours déterminés à une constante près, il est bon de rappeler qu'il y a toujours continuité des potentiels. On peut donc aboutir à une ou plusieurs équations supplémentaires permettant de résoudre un problème d'électrostatique.

I.4 Cas d'un champ sinusoïdal

I.4.1 Permittivité complexe

Quand on applique une tension sinusoïdale d'une pulsation ω à un condensateur constitué d'un diélectrique autre que le vide, on observe un dégagement de chaleur qui se superpose à l'effet Joule et qui constitue les pertes diélectriques.

Ces pertes sont dues aux phénomènes de relaxation qui conduisent à un retard de l'induction électrique \vec{D} sur l'excitation. Dans le cas d'une excitation sinusoïdale, les vecteurs excitation et induction ne sont donc plus en phase, on aura donc :

$$\begin{cases} E(t) = E_{\text{eff}} \sqrt{2} \cos(\omega t - \varphi) & (I.13) \\ D(t) = \varepsilon E_{\text{eff}} \sqrt{2} \cos(\omega t - \varphi - \delta) & (I.14) \end{cases}$$

L'angle δ exprime alors le retard de l'induction sur l'excitation.

Si, on développe ces grandeurs sous leur forme complexe, on aura :

$$\bar{E} = E_{\text{eff}} e^{-j\varphi} \quad (I.15)$$

$$\bar{D} = \varepsilon E_{\text{eff}} e^{-j\varphi} e^{-j\delta} \quad (I.16)$$

Si, on effectue le rapport des deux vecteurs, on obtient une permittivité *complexes* $\bar{\varepsilon}$ donnée par:

$$\bar{\varepsilon} = \frac{\bar{D}}{\bar{E}} = \frac{\varepsilon E_{\text{eff}} e^{-j\varphi} e^{-j\delta}}{E_{\text{eff}} e^{-j\varphi}} = \varepsilon e^{-j\delta} = \varepsilon' - j\varepsilon'' \quad (I.17)$$

avec $\varepsilon' = \varepsilon \cos \delta$, $\varepsilon'' = \varepsilon \sin \delta$

Il est à noter qu'à partir de ε' et ε'' , on peut établir la relation : $\text{tg} \delta = \varepsilon'' / \varepsilon'$. Il s'agit de l'angle de pertes diélectriques.

I.5 Cas des isolateurs de Haute Tension

L'isolateur est constitué principalement d'un matériau isolant solide ; son identification passe par la connaissance de ses caractéristiques électriques, en particulier son impédance et donc sa capacité, en présence ou non d'agents polluants sur sa surface. Il s'agit alors d'une impédance (capacité) 'vue' de deux électrodes, dont la dimension et la disposition sur l'isolateur influe sur l'impédance (capacité) apparente. Celle-ci est liée aux lignes de champ imposées par l'ensemble du dispositif conducteur -isolant. Par ailleurs, si l'isolant présente une conductivité résiduelle, on peut établir le lien entre la capacité et la résistance présentées.

Ce paragraphe aborde les relations fondamentales entre les charges induites sur les conducteurs (électrodes) et la capacité d'un isolant. Dans les systèmes aussi complexes que ceux que l'on rencontre dans les isolateurs HT, ces notions de bases sont généralement appliquées, à partir de logiciels de calcul de champ, pour établir par simulation les contraintes propres d'un tel isolant.

I.5.1 Notions fondamentales

I.5.1.1 Relation entre charges et capacités

Soit un conducteur à l'équilibre électrostatique (Figure I.4), isolé dans l'espace, chargé avec une distribution surfacique σ et porté au potentiel V . Celui-ci s'écrit :

$$V(M) = \frac{1}{4\pi\epsilon_0} \iint_{\text{surface}} \frac{\sigma(P)dS}{PM} \quad (\text{I.18})$$

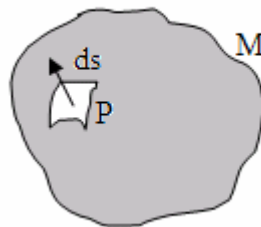


Figure I.4 : Conducteur en équilibre électrostatique

Par ailleurs, la **charge** électrique totale portée par ce conducteur est donnée par :

$$Q = \iint_{\text{surface}} \sigma dS \quad (\text{I.19})$$

Si, on multiplie la densité surfacique par un coefficient constant a , on obtient une nouvelle charge totale $Q'=aQ$ et un nouveau potentiel $V'=aV$. On a ainsi un nouvel état d'équilibre électrostatique, parfaitement défini. On voit donc que, quoi qu'on fasse, tout état d'équilibre d'un conducteur isolé (caractérisé par Q et V) est tel que le rapport Q/V reste constant, (cela résulte de la linéarité de Q et V en fonction de σ); d'où la notion de la capacité électrostatique.

La **capacité** électrostatique d'un conducteur à l'équilibre est définie par :

$$C = \frac{Q}{V} \quad (\text{I.20})$$

où Q est la charge électrique totale du conducteur porté au potentiel V .

Dans le domaine des isolateurs HT, la capacité calculée entre l'électrode de Terre et celle de HT est complexe. C'est pourquoi, les méthodes analytiques habituellement utilisées pour les condensateurs classiques ne peuvent plus être appliquées. Il est alors d'usage de passer par des méthodes numériques de calcul de champ, pour ensuite, identifier l'isolant à travers sa capacité. Celle-ci peut être ainsi calculée dans le domaine de l'électrostatique, puis utilisée en régime quasi stationnaire ($f=50$ Hz).

Théoriquement, la capacité ne dépend que des caractéristiques géométriques et du matériau diélectrique. Pratiquement, dans le domaine des tensions élevées, la capacité peut changer du fait d'un changement des caractéristiques du milieu diélectrique et ce, en raison des fortes contraintes électriques imposées.

I.5.1.2 Relation entre résistance et capacité pour un même réseau de lignes de champ

La figure (I.5) illustre le cas d'un isolant placé entre deux surfaces conductrices de section S_1 et S_2 . Celles-ci sont donc des surfaces équipotentielles et les points A_1 et A_2 , appartenant à ces surfaces, peuvent être pris de manière tout à fait arbitraire.

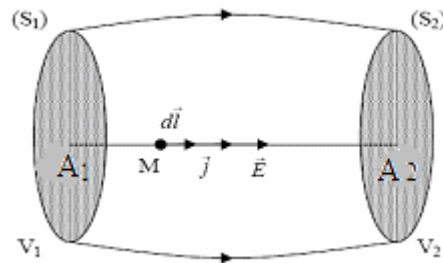


Figure I.5 : un diélectrique placé entre deux armatures

Si, l'isolant possède une conductivité γ et une permittivité ϵ , on peut établir une relation simple entre la capacité présentée et la résistance. En effet, on peut exprimer la différence de potentiel ΔV comme :

$$\Delta V = \int_{A_1}^{A_2} \vec{E} d\vec{l} \quad (I.21)$$

Par ailleurs, la charge Q induite sur la surface S_1 , si on considère qu'elle possède la densité surfacique σ_1 , s'écrit :

$$Q = \iint_{S_1} \sigma_1 ds \quad (I.22)$$

Comme la densité de surface est égale à la composante normale de l'induction, on peut aussi exprimer la charge par :

$$Q = \iint_{S_1} \vec{D}_1 d\vec{s} = \epsilon \iint_{S_1} \vec{E}_1 d\vec{s} \quad (I.23)$$

En outre, le courant de conduction s'écrit:

$$I = \iint_{S_1} \vec{j}_c d\vec{s} = \gamma \iint_{S_1} \vec{E}_1 d\vec{s} \quad (I.24)$$

On peut donc exprimer respectivement la résistance et la capacité par :

$$R = \frac{\Delta V}{I} = \frac{\int_{A1}^{A2} \vec{E} d\vec{l}}{\gamma \iint_{S_1} \vec{E}_1 d\vec{s}} \quad (I.25)$$

et

$$C = \frac{Q}{\Delta V} = \frac{\epsilon \iint_{S_1} \vec{E}_1 d\vec{s}}{\int_{A1}^{A2} \vec{E} d\vec{l}} \quad (I.26)$$

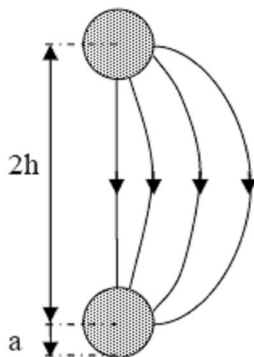
On obtient, si on effectue le produit RC :

$$RC = \frac{Q}{I} = \frac{\epsilon}{\gamma} = \rho\epsilon \quad (I.27)$$

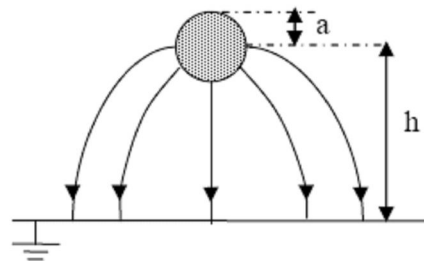
$\rho = \frac{1}{\gamma}$ étant la résistivité du matériau.

Le produit RC peut être étendu à toutes les structures (condensateur ou résistance) présentant le même réseau de lignes de champ électrique.

On peut ainsi expliciter sans difficulté la résistance de fuite entre deux fils conducteurs parallèles, ou entre un fil et le sol.



$$C = \frac{\pi\epsilon}{\ln \frac{2h}{a}} \Rightarrow R = \frac{\rho}{\pi} \ln \frac{2h}{a}$$



$$C = \frac{2\pi\epsilon}{\ln \frac{2h}{a}} \Rightarrow R = \frac{\rho}{2\pi} \ln \frac{2h}{a}$$

Figure I.6 : Relation entre capacité et résistance pour des modèles simples

I.6 Méthodes de calcul du champ et du potentiel électriques

La détermination de la distribution du champ et du potentiel électriques de tout système HT est un problème complexe de calcul à cause de la forme irrégulière des diélectriques de la proximité de surfaces métalliques aux formes complexes, des lignes de transmission, et dans certains cas, de la présence d'une couche conductrice.

Les progrès de l'informatique ont permis de développer des méthodes numériques de calcul afin de déterminer de façon précise la distribution du champ et du potentiel électriques.

Les méthodes numériques les plus connues et les plus utilisées dans ce type de problème sont donc la Méthode des Différences Finies (M.D.F), la Méthode des Éléments Finis (M.E.F), la Méthode des Charges équivalentes (M.C.E) et la Méthode des Éléments Finis de Frontière (M.E.F.F). Ces méthodes sont basées sur la résolution de l'équation de Laplace en imposant les conditions aux frontières adaptées à chaque problème.

I.6.1 Méthode des différences finis

L'idée principale de la M.D.F est de fournir une approximation des dérivées partielles qui régissent les problèmes par des « différences » entre les valeurs nodales qui sont séparées par une distance finie. Elle consiste à décomposer le domaine d'étude en une grille rectangulaire uniforme dont chaque noeud est à équidistance de son voisin suivant les axes x et y .

Cette méthode nécessite la connaissance du potentiel, sur toute la frontière entourant le domaine étudié. Elle devient difficilement applicable, lorsque la géométrie est de frontière courbe, car le schéma ne peut s'appliquer près des frontières irrégulières.

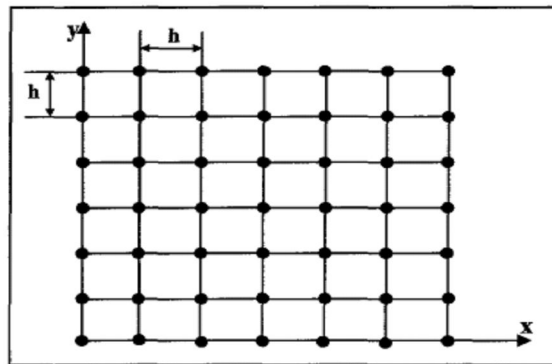


Figure I.7 : Maillage rectangulaire

I.6.2 Méthode des charges équivalentes

La méthode utilisant des charges équivalentes consiste à chercher une distribution de charges discrètes, à valeurs complexes inconnues, dont le type et la position sont choisis. Pour un ensemble de charges $Q(j)$ donné, les expressions du potentiel et du champ en un point i sont données respectivement par :

$$\left. \begin{aligned} V_i &= \sum_j P(i, j)Q(j) \\ E_i &= \sum_j F(i, j)Q(j) \end{aligned} \right\} \quad (I.28)$$

Où $P(i,j)$ et $F(i,j)$ sont des coefficients qui dépendent du type de charge et de la distance entre les points i et j . Les $Q(j)$ peuvent être des charges ponctuelles, des densités linéiques de charges réparties sur des segments de droite où des anneaux.

I.6.3 Méthode des éléments finis de frontières

Quelle soit directe ou indirecte, la méthode des éléments de frontières consiste à résoudre le problème aux frontières des différents milieux. Pour la méthode directe, on travaille

directement avec le potentiel et le champ, alors que pour celle indirecte, on travaille avec les charges. Après détermination de celles-ci, on calcule les valeurs du potentiel et du champ.

I.6.4 Méthode des éléments finis

La méthode des éléments finis, outil numérique très puissant, est très utilisée dans la résolution des problèmes à domaine spatial fini [13]. Le principe de cette méthode consiste à diviser le domaine d'étude en plusieurs éléments finis. C'est une étape très importante, puisque le choix de la forme des éléments de maillage est primordial dans la précision des résultats obtenus.

Il existe un grand nombre de formes géométriques pour les éléments de maillage tels que :

- Triangulaires, rectangulaires, quadrilatérale arbitraires pour les problèmes à deux dimensions ;
- Tétraédrales, hexaédrales et sous formes de prismes pour des problèmes à trois dimensions [13].

La méthode des éléments finis est flexible, car elle s'adapte facilement aux différentes géométries et tient compte aussi des propriétés inhomogènes et non linéaires des matériaux.

Dans le calcul du champ électrique présentant un domaine spatial infini, l'établissement de la frontière artificielle peut causer certaines difficultés dans la réalisation d'un programme simple. D'une part, celle-ci doit être beaucoup plus vaste que le domaine d'étude, ce qui engendre un temps de calcul (notamment pour le maillage) beaucoup plus important que pour des domaines finis. D'autre part, le choix de cette frontière a une grande importance dans la précision des calculs, et son influence sur celle-ci doit être prise en compte dans tout programme de ce type.

Dans le calcul de la capacité d'un système, Andersen [14] utilise une méthode hybride utilisant à la fois les éléments finis et les réseaux de capacités et de résistances. Cet auteur part des deux constatations suivantes :

- la minimisation de l'énergie électrostatique conduit à une relation linéaire entre la valeur du potentiel d'un noeud donné et celles des autres noeuds qui l'entourent :

$$V_0 = \sum_{i=1}^n V_i \quad (\text{I.29})$$

Si, on remplace l'élément de maillage triangulaire (Figure I.8(a)) par un réseau de capacités (Figure I.8.b) et si, on utilise la loi de Kirchhoff (la somme algébrique des intensités des courants qui passent par un noeud est nulle), on obtient une autre relation linéaire liant la valeur du potentiel au noeud o et celles de ces voisins immédiats

$$j\omega \sum_{n=1}^6 (V_n - V_0) C_n = 0 \quad (\text{I.30})$$

où C, est la capacité qui lie le noeud o au noeud n. Ce qui donne par identification :

$$C_n = k_n \sum_{i=1}^6 C_i \quad (\text{I.31})$$

Pour trouver la somme des capacités, on met un potentiel fictif de 1 V au noeud o et 0V aux noeuds voisins. En calculant l'énergie emmagasinée dans les six triangles (d'épaisseur

égale à l'unité pour les géométries planes et sur un angle de 1 radian pour les géométries axisymétriques) et en l'égalisant avec la somme d'énergie emmagasinée dans les six capacités, on obtient la somme des six capacités. L'utilisation de l'équation (I.31) donne la valeur de chaque capacité.

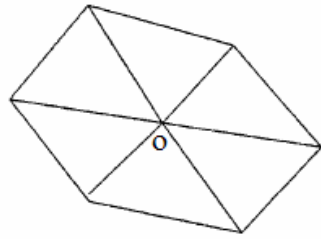


Figure I.8.a : Maillage utilisé

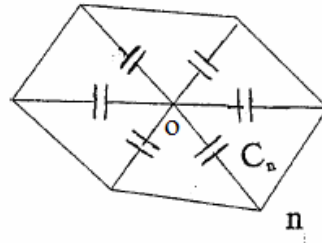


Figure I.8.b : Réseau de capacités

I.7 Conclusion

L'étude des notions de base de l'électromagnétisme sur les diélectriques est primordiale pour l'engineering de haute tension, vu leurs rôles dominant dans la conception des isolateurs.

Dans ce chapitre, nous avons introduit différentes relations de l'électromagnétisme caractérisant le comportement électrique des matériaux diélectriques.

Nous avons aussi établi qu'en régime sinusoïdal la permittivité d'un diélectrique peut être complexe. L'existence d'une partie imaginaire de la permittivité s'accompagne par une dissipation d'énergie, appelée pertes diélectriques.

Vu la complexité de calcul du champ et du potentiel électriques sur la surface des isolants possédant des formes irrégulières et complexes, par les méthodes analytiques, il est fait recours à des méthodes numériques. Ils sont essentiellement de type différences finies, éléments finis, charges équivalentes et éléments finis de frontières.

Chapitre II

Pollution des isolateurs HT

II.1 Introduction

Les équipements de haute tension (HT), présents dans les réseaux aériens de transport de l'énergie électrique, sont supposés opérer de façon fiable quelles que soient les conditions environnementales. En particulier, les isolateurs, qui représentent relativement un faible pourcentage dans le prix des lignes aériennes, constituent un élément essentiel dans le bon fonctionnement de ces lignes.

Malheureusement la présence inévitable de la pollution atmosphérique est un facteur majeur contribuant à un déclenchement des ouvrages électriques et parfois à une interruption de la distribution de l'énergie électrique.

Dans ce chapitre, nous faisons un rappel sur les isolateurs des lignes de haute tension, et les contraintes qui peuvent conduire à la dégradation de leurs performances électriques. Nous présentons également quelques travaux de recherches effectuées dans ce domaine.

II.2 Les isolateurs

Les isolateurs sont des éléments essentiels dans la conception d'une ligne aérienne. Leur rôle est de relier les conducteurs sous tension aux supports et d'assurer l'isolement électrique entre ces deux parties constitutives de la ligne. En effet, le choix du type d'isolateur, les contrôles de réception, la surveillance en exploitation doivent être faits avec un maximum de soin, pour assurer le bon fonctionnement de la ligne.

II.2.1 Définition

L'isolateur est constitué principalement d'un matériau isolant solide qui présente une très grande résistance au passage du courant et dont la conductibilité est pratiquement nulle. Il est utilisé pour isoler les conducteurs ou les pièces sous tension afin d'empêcher les court-circuits, les pertes de courant et les charges d'électrocution [15].

II.2.2 Fonctionnement et constitution d'un isolateur

Les isolateurs sont des composants indispensables au transport et à la distribution de l'énergie électrique. Leur fonction est de réaliser une liaison mécanique entre des conducteurs portés à des potentiels différents accrochés aux pylônes des lignes aériennes. Ils maintiennent les conducteurs dans la position spécifiée (isolateurs d'alignement et d'ancrage), ils assurent la transition entre l'isolation interne (huile, SF_6) et l'isolation externe (air atmosphérique), ils permettent de raccorder les matériels électriques au réseau (traversées de transformateur, extrémités de câbles) et ils constituent, également, l'enveloppe de certains appareils (disjoncteurs, parafoudres, réducteurs de mesure) [16].

Les isolateurs sont conçus et dimensionnés pour résister aux contraintes prévisibles introduites par l'environnement [17]. Du point de vue électrique, l'isolateur est considéré comme deux électrodes dont l'intervalle comporte trois zones constituant trois isolants en parallèle ayant des comportements différents. Ces isolants sont [17] :

- L'intervalle d'air.
- Le matériau diélectrique.

- L'interface air - matériau diélectrique (la longueur de l'interface constitue la ligne de fuite le long de laquelle circulerait le courant de fuite).

II.2.3 Types d'isolateurs

On peut distinguer deux principaux types d'isolateurs : les isolateurs de type rigide et les éléments de chaîne [18].

II.2.3.1 Isolateur de type rigide

Un isolateur rigide (Figure II.1) est relié au support par une ferrure fixe. Cet isolateur est principalement soumis à des efforts de flexion et de compression, lorsqu'il est placé en position verticale. Il peut, dans certains cas, être placé horizontalement, voire à l'oblique.

Ce type d'isolateurs est utilisé pour les lignes aériennes qui ne dépassent pas le niveau de tension de 60 kV.

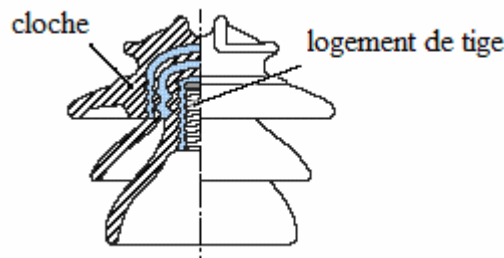


Figure II.1 : Vue en coupe d'un isolateur rigide en verre

II.2.3.2 Isolateurs suspendus ou éléments de chaîne

Ils sont constitués par le matériau isolant et d'une pièce métallique qui sert à réaliser la liaison entre deux isolateurs et à donner une certaine flexibilité à la chaîne d'isolateurs. La chaîne d'isolateurs est montée sur le pylône en suspension soit verticalement (chaîne d'alignement), soit d'une façon horizontale (chaîne d'ancrage).

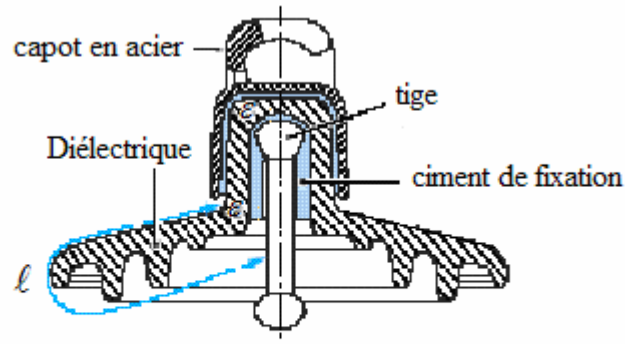
Il existe deux types principaux d'éléments de chaîne :

- les isolateurs à capot et tige ;
- les isolateurs à long fût.

II.2.3.2.1 Isolateurs à capot et tige

Chaque élément est constitué d'un capot, d'une partie isolante en forme de jupe et d'une tige [18].

La coupe d'un tel isolateur est schématisée sur la (Figure II.2). La forme de la tête est dessinée de sorte que les efforts de traction appliqués à l'isolateur se transforment, autant que possible, en compression des diélectriques sur lesquels apparaissent, toutefois, inévitablement certaines contraintes de cisaillement [19].



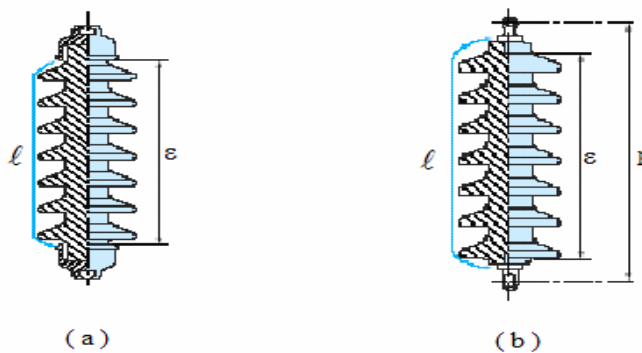
l : plus courte distance dans l'air, extérieure à l'isolateur

ε : Longueur du canal de perforation,

Figure II.2 : Isolateurs à capot et tige

II.2.3.2.2 Isolateurs à long fût

L'isolateur à long fût est constitué d'un bâton cylindrique en céramique, en porcelaine ou en matériaux synthétiques muni d'ailettes, à chaque extrémité duquel est fixée une pièce métallique de liaison. Cette extrémité métallique peut se présenter sous deux formes distinctes, soit elle enveloppe les extrémités tronconiques sur le cylindre (Figure II.3 (a)), soit en forme de tige scellée dans une cavité prévue à cet effet (Figure II.3 (b)) [18].



l : Plus courte distance dans l'air, extérieure à l'isolateur.

P : Pas nominal.

ε : Longueur du canal de perforation, $l/2 \ll \varepsilon$

Figure II.3 : Isolateurs à long fût

II.2.4 Matériaux utilisés

Un isolateur est constitué en général de deux parties : une partie isolante et des pièces métalliques de liaison, scellées sur cette partie isolante.

Isolants

Jusqu'aux années quatre-vingt, seuls le verre et la céramique ont justifié d'un bon comportement en exploitation, bien que ces deux matériaux soient, par essence, des matériaux fragiles.

a) Céramiques : Elles sont actuellement utilisées pour les isolateurs de haute tension et correspondent à des formules voisines, soit de l' Al_{2O_3} , SiO_2 (porcelaine traditionnelle), ou de l' Al_{2O_3} , $5 SiO_2$ (stéatite).

L'isolateur, après usinage de son ébauche cylindrique humide (type à capôt et tige) ou sèche (type à long fût), est cuit dans un four à une température et pendant une durée convenable.

Certaines céramiques à grains très fins sont recommandées pour des isolateurs devant supporter des efforts mécaniques élevés.

b) Verres : Deux types sont utilisés : le verre recuit et le verre trempé.

Le **verre recuit** a surtout été utilisé pour les isolateurs rigides. Malheureusement, on s'est aperçu que les isolateurs un peu épais ne résistaient pas aux variations brusques de température. De plus, le verre recuit ne supporte que des tensions mécaniques relativement faibles, ce qui interdit son emploi pour les isolateurs de suspension.

Le **verre trempé** est obtenu par réchauffage de l'isolant retiré du moule à une température d'environ 700 °C, puis refroidi par des jets d'air sous pression : les couches extérieures de la pièce isolante acquièrent rapidement une rigidité qui ne leur permet plus aucune déformation. L'intérieur restant à une température supérieure à celle des couches extérieures, il ne peut se contracter librement, lors de son refroidissement ; il reste donc en extension et crée des contraintes de compression sur les couches superficielles. Le verre trempé présente une contrainte mécanique en traction environ 5 à 6 fois plus grande que celle du verre recuit et peut supporter des variations brusques de température pouvant atteindre 100 °C.

c) Matériaux synthétiques

Les isolateurs en matériaux synthétiques sont composés d'un centre en fibres de verre imprégnées d'une résine et d'un revêtement à ailettes de type élastomère (Figure II.4). Leur avantage est qu'ils sont légers et présentent une grande résistance mécanique [20].

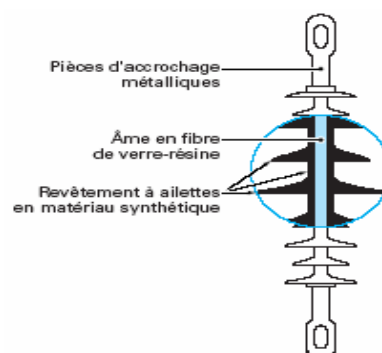


Figure II.4 : Isolateur composite

II.3 Pollution des isolateurs

Les lignes aériennes de transport d'énergie électrique parcourent de longues distances et traversent en général des régions très différentes par leur relief (topographie du terrain, altitude, *etc.*), leur climat (température, pression, vent, *etc.*), leur environnement (zones industrielles, régions côtières, *etc.*). De ce fait, les équipements de transport d'énergie électrique sont exposés à diverses formes et degrés de contraintes. Parmi celles-ci, la pollution atmosphérique des isolateurs est considérée comme étant le facteur majeur à l'origine des défauts enregistrés sur les lignes aériennes.

La performance électrique des isolateurs de lignes de transport d'énergie électrique est dégradée par la présence de la pollution à leur surface. Cette pollution provoque une diminution considérable de la tension de tenue des isolateurs en abaissant leur résistivité superficielle [20].

De nombreux types de pollutions industrielles comportent des poussières faiblement conductrices, mais très hygroscopiques, qui se déposent sur les isolateurs de façon cumulative. Dans des conditions de forte humidité (brouillard, condensation matinale, pluie), il se forme un électrolyte conducteur et des courants de fuite s'établissent à la surface des isolateurs. À partir d'une certaine intensité de ces courants, la couche conductrice s'assèche dans les zones à forte densité de courant. Il en résulte la formation de petits arcs et une modification de la répartition des potentiels et donc des champs électriques. Dans certaines conditions, ces petits arcs évoluent jusqu'au contournement complet de l'isolation.

En bordure de mer, les embruns salés portés par le vent ont un effet similaire en déposant sur les isolateurs une couche de sel [21].

La pluie peut réduire la tenue diélectrique externe d'isolateurs, notamment celle des isolateurs supports ayant une petite distance entre les jupes. Le degré de réduction dépend de l'intensité de la pluie, de la configuration des isolateurs et de la conductivité de l'eau.

Pour pallier aux difficultés causées par la pollution, plusieurs méthodes de lutte sont utilisées : allongement de la ligne de fuite, utilisation des isolateurs plats, graissage périodique, revêtements en silicones et nettoyage des isolateurs [6]. Cependant, ces opérations sont coûteuses. Par conséquent, la meilleure solution consiste à déterminer un isolement qui permet d'éviter les contournements, en particulier par le choix d'isolateur ayant une bonne tenue sous pollution.

II.3 Principaux travaux de recherche

II.3.1 Travaux sur les isolateurs dans les conditions naturelles et artificielles de pollution

Les isolateurs sont exposés à différents types de pollution, selon leurs situations géographiques (pollution marine, désertique, industrielle ou en présence de glace dans les régions froides ...). Les conséquences néfastes de l'accumulation de la pollution sur les isolateurs des lignes et des postes ont attiré l'attention des chercheurs.

Afin d'avoir une meilleure compréhension du mécanisme de contournement des isolateurs pollués, plusieurs travaux ont été réalisés sur les principaux paramètres et facteurs influençant la performance électrique de ces isolateurs.

Selon la nature de la pollution, nous présentons, dans ce qui suit, quelques travaux de recherche sur des isolateurs réels.

II.3.1.1 Pollution marine

T. Keller-Jacobsen [22] a effectué des travaux sur site, dans plusieurs stations de mesure placées à différentes distances de la mer. Ces travaux lui permettent d'évaluer d'une part le degré de pollution et d'autre part, d'établir une distinction entre la pollution sur la surface supérieure et la surface inférieure de l'isolateur.

Les résultats obtenus montrent que :

- les isolateurs du type capot et tige anti-brouillard reçoivent le dépôt maximal.
- les isolateurs à long fût avec les dessous de la surface de l'isolateur nervuré recevront plus de dépôts par rapport aux isolateurs dont les dessous de la surface sont lisses.

Concernant la répartition de la pollution marine sur l'isolateur du type capôt et tige anti-brouillard, une autre étude, très précise, est effectuée bien plus tard par **D.A. Swift** [23].

Il résulte de l'étude de **D.A. Swift** que la trop grande concentration des particules polluantes autour de la tige est due, non seulement aux mauvaises propriétés d'auto-nettoyage de la surface inférieure de l'isolateur, mais également à la nature "rugueuse" du ciment compris entre la tige et la porcelaine, lequel a donc le défaut de "retenir" les particules de sel.

Cette rétention provoque alors la corrosion de la tige, laquelle peut, à la longue, conduire au claquage de la porcelaine. L'auteur préconise alors, entre autres, de diminuer la proportion de sable dans le mortier utilisé, ou alors de recouvrir, par exemple, la zone de scellement par une fine couche de bitume afin de "lisser" l'espace tige - porcelaine.

II.3.1.2 Pollution désertique

Bien que la pollution désertique soit de nature très différente par rapport à la pollution marine, une grande similitude est, tout de même notée, dans les travaux d'observation d'un grand nombre de chercheurs.

En effet, **M.A.B. El Koshairy** et ses collaborateurs [24], dans des conditions de pollution désertique, ont observé, après une exposition de six mois de chaînes d'isolateurs, une densité de pollution maximale sur les isolateurs situés le plus près des conducteurs sous tension, alors qu'elle est minimale sur les éléments reliés aux consoles.

Par ailleurs, la quantité de pollution déposée sur un isolateur augmente lorsque la tension qui lui est appliquée augmente. Lorsque la chaîne devient plus longue, le rapport entre la densité maximale et la densité minimale du dépôt de pollution augmente. Ce qui accentue encore davantage la non-uniformité de la répartition de la pollution le long de la chaîne.

Le travail de **M. Awad** et al. [25] porte sur l'étude de l'effet du vent, sa vitesse et les particules de sable sur la tension de contournement des chaînes d'isolateurs. Par ailleurs, des essais expérimentaux sont effectués sur des chaînes d'isolateurs en laboratoire, en simulant la tempête de sable, avec une vitesse variable, sous une tension alternative et continue. Les mêmes essais ont été faits sous des conditions naturelles.

Les résultats obtenus à partir de cette investigation ont permis à l'auteur de conclure que :

- La tension de contournement augmente avec l'augmentation de la vitesse du vent (Figure II.5 (b)).
- La présence des particules de sable diminue la rigidité diélectrique des isolateurs (Figure II.5 (a)).
- De plus, cette diminution sera plus importante en appliquant une tension continue.

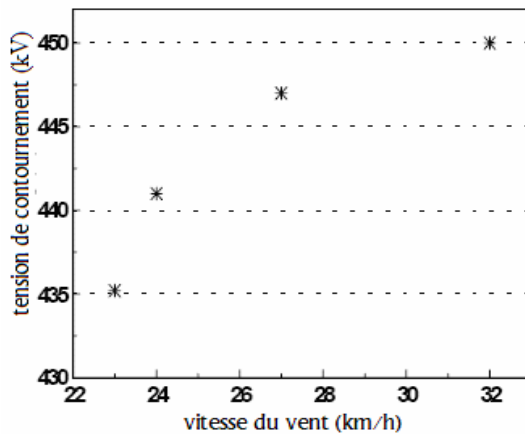


Figure II.5.a : Effet de la vitesse du vent sur le contournement des isolateurs

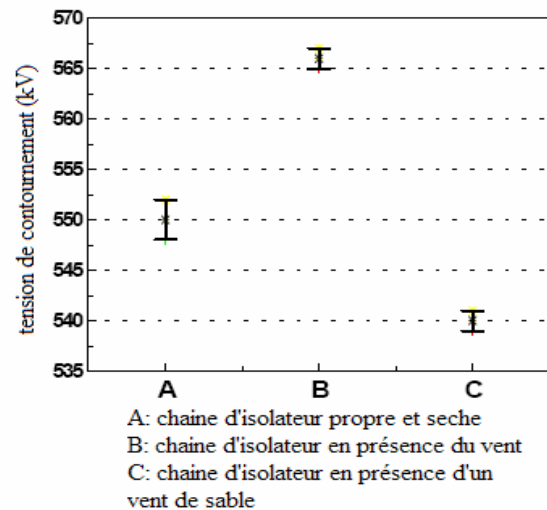


Figure II.5.b : Effet de la pollution désertique sur le contournement des isolateurs

II.3.1.3 Pollution par la glace

Dans la plupart des régions à climat froid, l'accumulation de glace ou de neige sur la chaîne des isolateurs diminue leurs performances d'isolation. Cette situation est devenue un sujet d'une importance primordiale dans la recherche courante sur des phénomènes de contournement des isolateurs.

Certains paramètres, tels que le diamètre des jupes, la longueur du pas et la longueur de la distance d'arc, ont une influence sur la performance électrique des isolateurs en présence de glace.

L'effet du diamètre d'un isolateur couvert de glace sur sa tension de tenue a été étudié par **L. Soucy** [26]. Le diamètre de l'isolateur a été simulé et varié en agissant sur la largeur d'une couche de glace artificiellement accru sur une chaîne courte constituée de 5 isolateurs (Figure II.6).

L'auteur a conclu que la tension de tenue maximale par mètre de distance d'arc des isolateurs recouverts de glace, est plus faible pour des isolateurs de large diamètre, que pour des isolateurs de faible diamètre. Il explique cela, entre autres, par le fait que des isolateurs de large diamètre accumulent plus de glace que des isolateurs de petit diamètre.

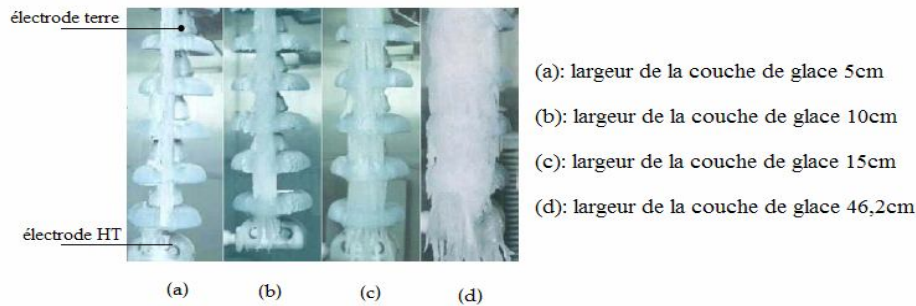


Figure II.6 : Répartition de la couche de glace sur la chaîne d'isolateurs

L'influence du nombre et de la position des lacunes d'air d'une chaîne d'isolateur de 5 isolateurs couvertes de glace sur la tension de tenue maximale $V_{50\%}$ a été expérimentalement étudié par **M. Farzaneh** et al [27].

Les auteurs ont procédé à la création de lacunes d'air artificielles à des endroits spécifiques en découpant la glace accumulée le long de l'isolateur d'essai (Figure II.7 (a')), ils ont conclu que:

- La tension de tenue maximale a la valeur la plus basse quand deux lacunes d'air apparaissent aux extrémités (une du côté de la borne haute tension et l'autre du côté de la borne mise à la terre) de la chaîne d'isolateur (configuration c), et elle a la valeur la plus élevée en présence de trois lacunes d'air (configuration d), (Figure II.7 (b')).

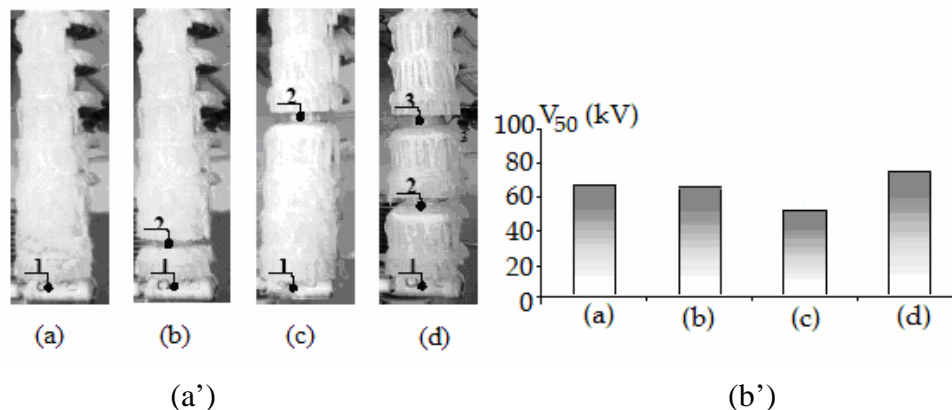


Figure II.7 : Influence des lacunes d'air sur la tension de tenue d'isolateur

II.3.1.4 Modèles de laboratoires

Devant le nombre incalculable de paramètres pouvant intervenir dans le comportement des isolateurs, des modèles de laboratoires sont parfois adoptés par les chercheurs. Ces travaux présentent l'avantage de contourner la difficulté liée à la forme complexe de l'isolateur, par des modèles à géométrie simple.

Nous citons brièvement quelques uns de ces modèles :

Un modèle plan est considéré par **P. Claverie** et **Y. Porcheron** [28]. Il est constitué d'une plaque plane, munie de deux électrodes, séparées par une couche de pollution continue. L'électrode mise sous tension est circulaire l'électrode terre est rectangulaire (Figure II.8).

Ces deux auteurs ont établi une expression de la tension d'arc et une autre de la tension minimale d'entretien de l'arc pour un tel modèle.

La tension d'arc est donnée par :

$$U_{arc} = 100 \frac{x}{\sqrt{I}} \quad (II.1)$$

La tension minimale d'entretien de l'arc est :

$$U_{cx} = 800 \frac{x}{\sqrt{I}} \quad (II.2)$$

avec :

X : longueur de l'arc ,

I : le courant de fuite qui traverse la couche polluante.

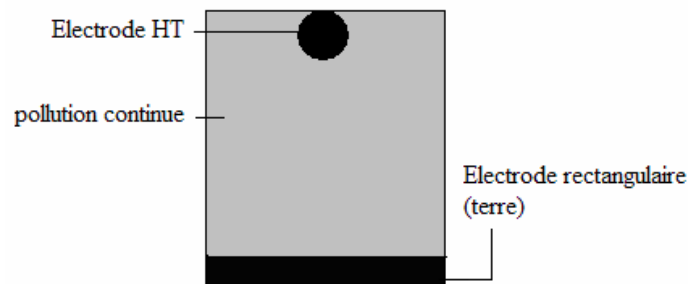


Figure II.8 : Modèle de P. Claverie et Y. Porcheron

Un modèle cylindrique est adopté par **L. Alston** et **S. Zoledziowski** [29]. Il est constitué d'un cylindre muni de deux électrodes. Ces dernières étant disposées tout autour des extrémités du cylindre (Figure II.9). Ce modèle sera adopté plus tard par d'autres auteurs [30].

L. Alston et **S. Zoledziowski** ont déterminé la condition de maintien de l'arc électrique pour le modèle cylindrique :

$$U_{cx} = (n + 1)(Ax)^{\frac{1}{n+1}} \left(\frac{r(L - x)}{n} \right)^{\frac{n}{n+1}} \quad (II.3)$$

Avec :

X : longueur de l'arc ;

L - X : longueur de la zone non court-circuitée par l'arc ;

Les valeurs de n et A dépendent du milieu dans lequel s'amorce la décharge.

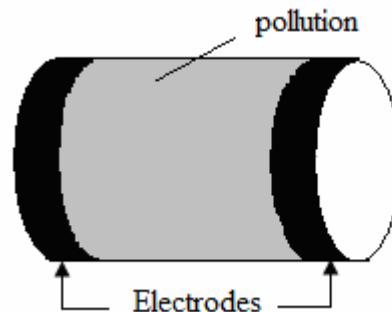


Figure II.9 : Modèle de L. Alston et S. Zoledziowski

Le modèle de **J. Danis** [31] est constitué d'une plaque isolante, munie de deux électrodes identiques, rectangulaires et placées aux deux extrémités de la plaque (Figure II.10). Des zones sèches sont préétablies sur le modèle, à différents endroits de la plaque, afin d'étudier le développement de l'arc électrique. L'auteur décrit à l'aide de photographies à grande vitesse (3000 images/seconde), l'évolution de la décharge électrique jusqu'au contournement.

Le courant et la tension critiques déduits par l'auteur sont données par :

$$I_c = \left(\frac{A}{r_p} \right)^{\frac{1}{n+1}} \quad (\text{II.4})$$

$$U_c = L(Ar_p)^{\frac{1}{n+1}} = AI_c^{-1} \quad (\text{II.5})$$

avec

$$n \geq 0.5 \quad \text{et} \quad 200 \leq A \leq 400$$

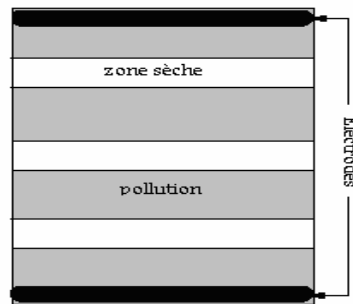


Figure II.10 : Modèle de J. Danis

II.3.1.5 Travaux de simulation et de calcul analytique

La simulation numérique est un outil très puissant, largement utilisé dans les différents domaines des sciences de l'ingénieur en général et de l'électrotechnique en particulier.

Elle offre la possibilité d'étudier l'influence de nombreux paramètres sans avoir recours aux essais, qui peuvent être longs et coûteux.

De plus, la simulation constitue un moyen complémentaire d'investigation, qui permet, à la fois, de comprendre les phénomènes physiques ayant lieu, et d'établir leur lien avec les essais expérimentaux. Ainsi, l'exploitation d'un modèle numérique, validé par l'expérimentation, peut être étendue à une grande plage de variation de paramètres.

Parmi ces travaux de simulation, **R. Sundarajan** et **S. Gorur** [32] ont proposé un modèle dynamique donnant la tension de contournement des isolateurs pollués sous tension continue.

Ce modèle tient compte de la configuration géométrique de l'isolateur, du développement à chaque instant de l'arc et également de la non-uniformité de la couche de pollution.

La tension de contournement est déterminée à partir d'un programme informatique élaboré en plusieurs étapes. Celui-ci s'inspire du modèle d'Obenaus [33] qui considère le schéma électrique équivalent de l'isolateur, comme étant un arc en série avec la couche de pollution.

L'objectif principal du travail de **C. Volât** [34] a consisté à calculer les distributions du potentiel et du champ électriques le long d'un isolateur de poste standard, recouvert de glace accumulée en régime humide.

Il s'agit alors, pour l'auteur, de comprendre les phénomènes précédant les contournements électriques des isolateurs de poste qui se produisent généralement en période de fonte. Une étude numérique a été utilisée par l'intermédiaire d'un logiciel de simulation basé sur la méthode des Éléments Finis de Frontière, bidimensionnel puis tridimensionnel.

Les différents résultats obtenus à partir des simulations 2-D ont permis de mettre en évidence l'influence des paramètres, tels que la présence d'un film d'eau conducteur à la surface du dépôt de glace, la position et la longueur d'un intervalle d'air, la conductivité du film d'eau et la présence d'un arc électrique partiel le long d'un intervalle d'air unique, sur la distribution du potentiel et du champ électriques.

Les deux distributions du potentiel obtenues numériquement et expérimentalement ont été comparées. L'auteur a observé une différence importante obtenue entre les résultats expérimentaux et numériques (Figure II.11), confirmant ainsi que la modélisation bidimensionnelle n'est pas vraiment adaptée à la configuration géométrique de l'isolateur. L'erreur relative moyenne est de 33 %, ce qui démontre la nécessité des simulations tridimensionnelles afin d'obtenir des résultats plus précis.

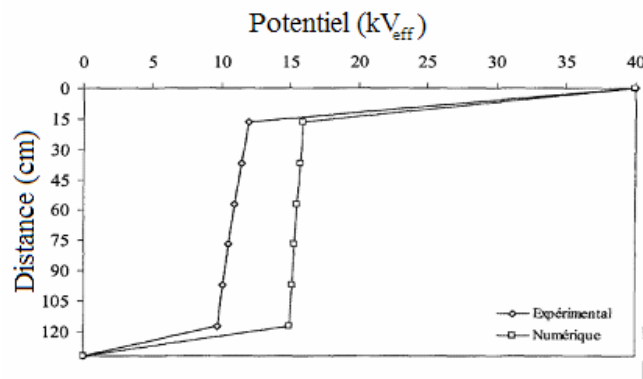


Figure II.11 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques pour une configuration 2-D

Les simulations tridimensionnelles ont été réalisées avec le logiciel Coulomb (utilisant toujours la méthode des éléments finis de frontière). La comparaison des résultats numériques, obtenus par le biais du logiciel, avec les résultats expérimentaux a montré une très bonne concordance (Figure II.12). Cela a ainsi permis de valider la modélisation utilisée en 3-D de l'isolateur de poste recouvert de glace présentant un film d'eau conducteur à la surface du dépôt de glace, lorsque aucun arc électrique partiel n'était présent le long des intervalles d'air.

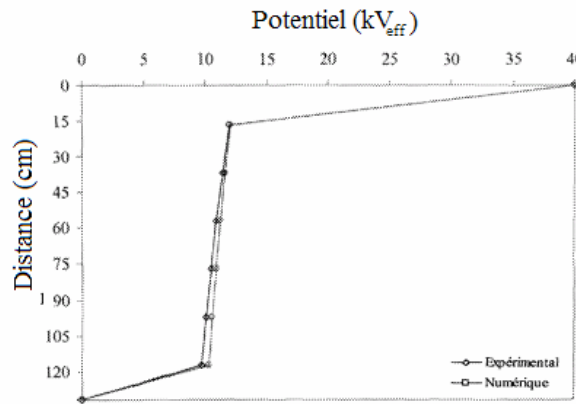


Figure II.12 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques pour une configuration 3-D

Un modèle dynamique basé sur le critère du champ a été développé par **Z. Aydogmus et M. Cebeci** [35], pour étudier le phénomène de contournement d'un isolateur de HT en présence d'une couche de pollution à sa surface, sous tension alternative.

Les valeurs du champ et du potentiel électriques ont été déterminées en utilisant la méthode des éléments finis (FEM). Un modèle bidimensionnel (dit 'ouvert') d'un isolateur capôt et tige de type BSFT-9336 anti-brouillard (ligne de fuite $L=288\text{mm}$, facteur de forme $F=1.09$, hauteur $H=140\text{mm}$) (Figure II.13 (a) et (b)), a été utilisé pour le calcul de la résistance en série avec l'arc.

L'auteur a développé un algorithme appelé NFDM (New Flashover Dynamic Model) pour simuler la formation et la propagation de l'arc électrique sur la surface de l'isolateur, en considérant différentes conductivités surfaciques et longueurs de fuites.

Les résultats du NFDM sont comparés aux résultats théoriques et expérimentaux obtenus par d'autres chercheurs (Rumelli [36, 37], Nasser [38]). Une bonne concordance a été observée (Figure II.14).

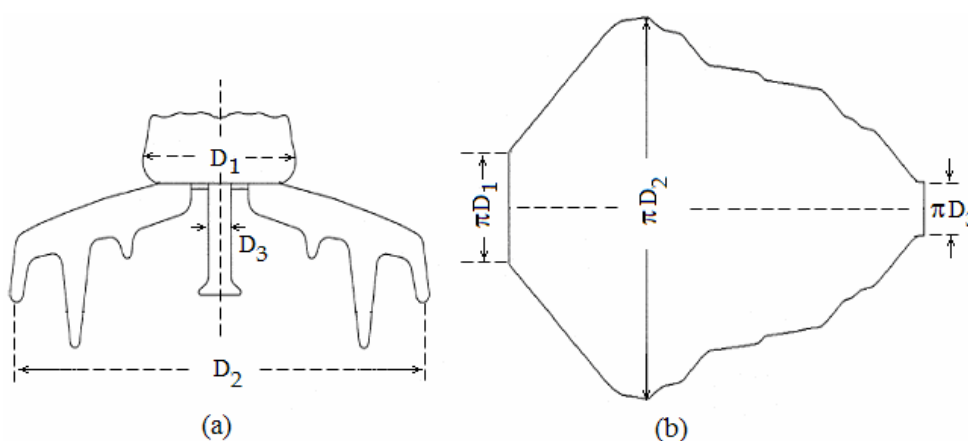


Figure II.13 : isolateur BSFT-9336 ; (a) : profil réel, (b) : modèle ouvert

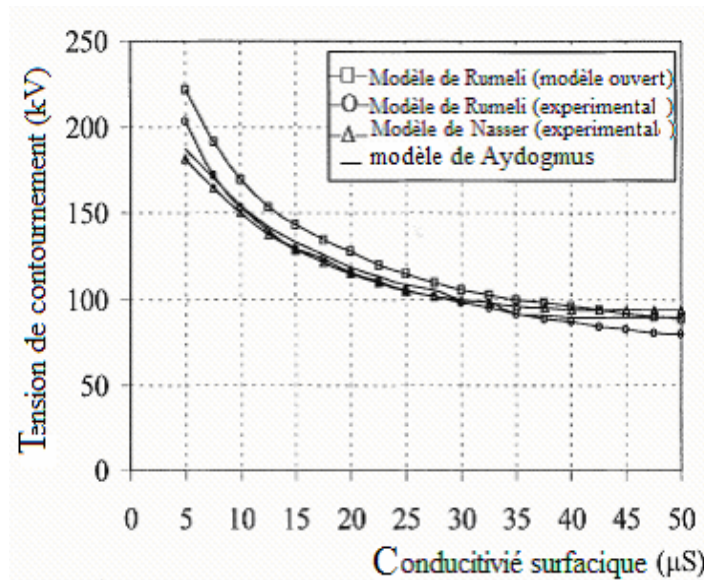


Figure II.14 : tension de contournement- conductivité surfacique

II.5 Modèles étudiés au laboratoire de l'ENP

Plusieurs travaux sur des modèles plans similaires à celui considéré par **P. Claverie** et **Y. Porcheron** [28] ont été effectués au laboratoire de Haute Tension de l'Ecole Nationale Polytechnique.

Ainsi, l'isolateur de haute tension a été remplacé par une simple plaque parallépipédique isolante, et la ligne de fuite de l'isolateur est illustrée par la distance inter électrodes.

Nous présentons les principaux travaux antérieurs, auxquels notre travail fait suite.

II.5.1 Modèles de A. Mekhaldi et S. Bouazabia

A. Mekhaldi et **S. Bouazabia** [11] ont considéré un modèle expérimental similaire à celui de P. Claverie et Y. Porcheron [28], pour l'étude du phénomène de conduction superficielle, dans le cas d'isolateurs pollués.

La couche polluante est réalisée par l'application du sable sur la surface de la plaque, entre les deux électrodes d'une façon uniforme et selon l'épaisseur désirée, et puis à l'humidification de cette couche par pulvérisation d'eau distillée. La mesure du courant de fuite est réalisée en considérant que ce courant n'existe que dans la zone d'influence entre les deux électrodes, définie par l'angle θ (Figure II.17).

Les deux auteurs assimilent le modèle de laboratoire par un modèle de deux cylindres concentriques de rayon respectifs R et $R+D$ (Figure II.17) et utilisent les équations de l'électromagnétisme classique (équation de poisson). Ils ont établi l'expression théorique du courant de fuite qui :

$$I = \gamma \frac{V \alpha \epsilon}{\ln \left[\frac{R+D}{R+X} \right]} \tag{II.6}$$

avec

R : rayon de l'électrode circulaire,

D : distance inter-électrodes,
 x : longueur de l'arc,
 e : épaisseur de la couche polluante,
 a : longueur de l'électrode rectangulaire,
 $\alpha = 2 \operatorname{arctg} (a/2(R+D))$,
 γ : conductivité de la couche polluante,
 V : tension d'alimentation.

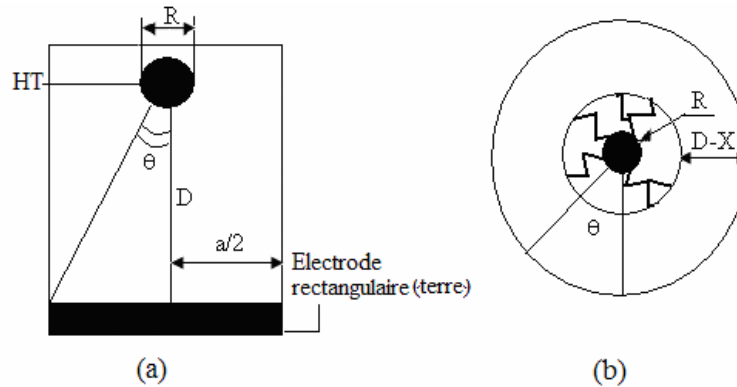


Figure II.15 : Modèles de A. Mekhaldi et S. Bouazabia
 (a) expérimental, (b) théorique

L'équation (II.6) établie par le modèle théorique est très significative. Elle met en évidence les différents paramètres qui interviennent lors de la dégradation d'un isolant pollué.

La comparaison des résultats obtenus expérimentalement avec ceux calculés par l'expression (II.6) confirme bien la validité du modèle établi pour les faibles tensions, et encore mieux si les dépôts polluants sont assez importants.

II.5.2 Modèle de D. Namane

Afin de déterminer l'influence de la discontinuité de la couche polluante sur le comportement des isolateurs, **D. Namane** [6] a proposé un modèle plan inspiré de celui de P. Claverie et Y. Porcheron [28].

Ce modèle est soumis à des contraintes bien définies, la première étant la discontinuité de la pollution et la deuxième contrainte concerne la position de la pollution

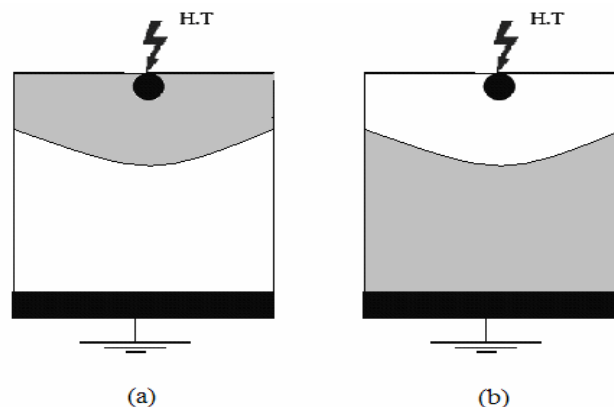


Figure II.16 : Modèle expérimental selon D. Namane [6]
 (a) pollution côté haute tension ; (b) pollution côté terre

L'auteur examine l'influence de ces contraintes sur la tension de contournement, le courant de fuite et la tension d'entretien de l'arc électrique.

Les principaux résultats obtenus sont les suivants :

- Le courant de fuite augmente en fonction de la largeur de la couche de pollution, de la position de cette dernière (côté terre ou côté haute tension), du niveau de tension appliqué ainsi que de la conductivité de la couche de pollution.
- La position de la couche polluante par rapport aux électrodes a peu d'influence sur la tension d'entretien de l'arc et sur la tension de contournement.
- L'augmentation de la conductivité diminue la tension d'entretien d'arc et réduit la rigidité du modèle.
- Il existe une longueur d'arc critique à partir de laquelle on ne peut plus maintenir un arc stable. Cette longueur critique est indépendante de la conductivité.

II.5.3 Modèles de M. Tegar

Un premier modèle utilisé par **M. Tegar** [9] est similaire à celui de D. Namane [6], comprenant deux électrodes plane, l'une circulaire mise sous tension et l'autre rectangulaire mise à la terre.

Deux configurations de la pollution sont considérées. Chacune d'elles possède deux dispositions distinctes des couches polluantes.

Dans la première configuration (Figure II.17 (a)), trois couches de pollution dont deux sont de conductivité et de dimensions identiques et l'autre d'une conductivité différente. Dans une première disposition, la couche faiblement conductrice est située des deux côtés de la plaque isolante, contrairement à la seconde où cette couche est appliquée au milieu.

Concernant la deuxième configuration, l'auteur a considéré deux milieux de conductivités différentes. La couche fortement conductrice est totalement établie du côté terre, pour une première disposition et du côté haute tension, pour la seconde (Figure II.17 (b)).

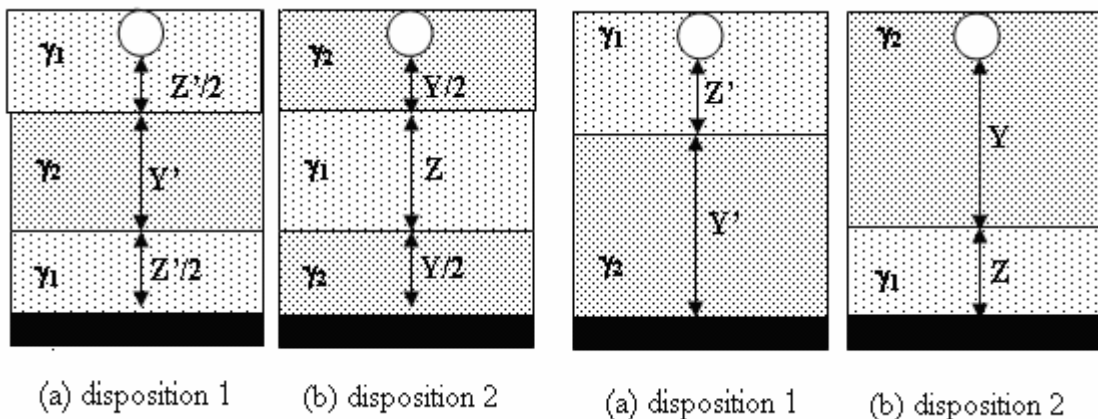


Figure II.17.a : Première configuration

Figure II.17.b : Deuxième configuration

Y ou Y' : la longueur de la partie fortement conductrice ($\gamma_2=420 \mu\text{S/cm}$).

Z ou Z' : la longueur de la partie faiblement conductrice ($\gamma_1=42 \mu\text{S/cm}$).

L'auteur a abouti aux résultats suivants :

- la tension de contournement, dans le cas de la première configuration, est supérieure lorsque la couche fortement conductrice est située au milieu de la plaque isolante. Ce qui veut dire que le système avec cette disposition de la pollution est plus rigide.
- pour la deuxième configuration, la tension de contournement est pratiquement insensible à la position des deux couches polluées par rapport aux électrodes.
- Pour les deux configurations, le courant de fuite augmente régulièrement aussi bien avec la tension appliquée qu'avec la longueur de la couche fortement conductrice.

Dans un autre travail M. Tegar utilise un modèle statique sous tension alternative, soumis à une répartition discontinue de la pollution, reproduisant l'état de surface de l'isolateur capôt et tige type 1512L, prélevé de la zone SONELGAZ de Hassi R'mel [39-40].

a. Cas de pollution continue

M. Tegar [39] a élaboré un modèle statique en tension alternative. Son modèle est basé sur celui d'Obenaus [33], et permet d'avoir les différentes caractéristiques concernant le développement de l'arc électrique sur une surface isolante uniformément polluée.

En se basant sur l'équation du circuit et sur la condition limite de réamorçage [28, 41], il a déterminé l'expression donnant la résistance de pollution en série avec l'arc, en fonction de la tension appliquée et le courant de fuite :

$$R_p = \frac{1}{\rho} \frac{K - 100 U}{K I} = \rho F_p \quad (\text{II.7})$$

où ρ représente la résistivité de la couche de pollution et K la constante de la caractéristique statique de l'arc.

Cette équation lui a permis d'évaluer la longueur critique de l'arc et par la suite tous les paramètres caractérisant les phénomènes de conduction et de décharge électrique sur des surfaces isolantes uniformément polluées.

Un modèle amélioré a été mis au point par M. Tegar [9] pour caractériser la propagation d'une décharge électrique sur des surfaces isolantes soumises à une pollution continue non uniforme.

b. Cas de pollution discontinue

M. Tegar [9] a élaboré un algorithme qui permet d'obtenir les différentes caractéristiques des phénomènes de conduction sur les surfaces isolantes sous pollution discontinue. Les bandes propres et polluées sont représentées par des circuits électriques. Les composants de ces circuits sont déterminés à partir des essais effectués sur la plaque propre et celle uniformément polluée. Le courant de fuite critique et la tension de contournement sont calculés à partir de la connaissance de la tension de contournement obtenue expérimentalement dans le cas où les couches de la pollution discontinue sont remplacées par du papier aluminium.

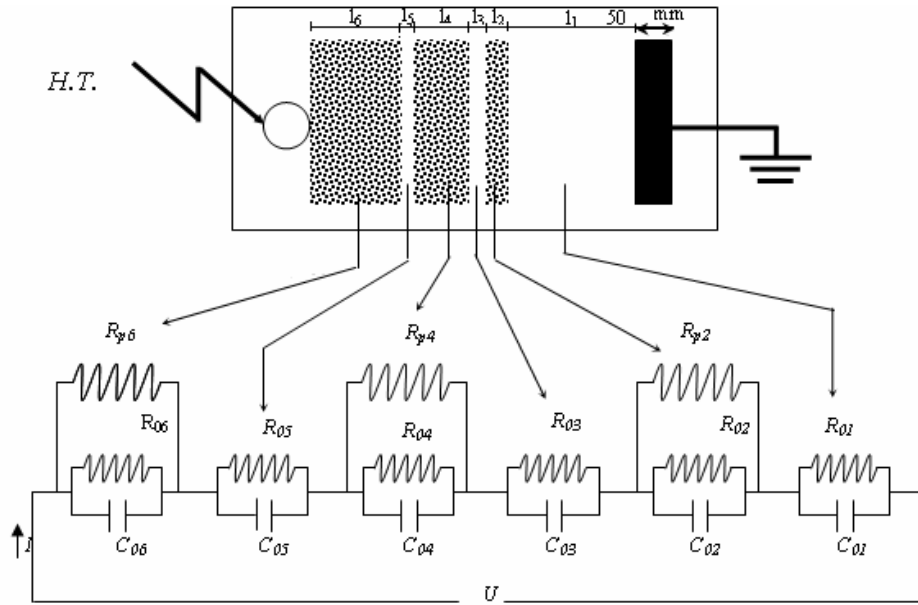


Figure II.18 : Circuit électrique équivalent selon M. Tegar

La figure II.18 représente le circuit électrique équivalent au modèle de laboratoire sous pollution discontinue. Dans ce circuit, chaque bande i ($i=1$ à 6) est constituée d'une résistance R_{0i} en parallèle avec une capacité C_{0i} . Pour chaque bande polluée i ($i=2, 4, 6$), ces circuits sont shuntés par une résistance R_{pi} représentant la couche de pollution (peinture semi-conductrice à base de graphite).

Le fait que les couches polluantes possèdent des formes rectangulaire et selon la recommandation de la CEI 60-1 [42], l'expression de la résistance pour chaque bande polluée i peut être formulée par :

$$R_{pi} = R_{sp} \int_0^{L_i} \frac{dl}{b} = R_{sp} \frac{L_i}{b} = R_p f \frac{L_i}{b} \quad (II.8)$$

Avec :

$i=2, 4, 6,$

R_{pi} : la résistance de couche de pollution,

dl : élément de longueur,

L_i : la longueur de la pollution,

b : largeur de la couche de pollution,

f : facteur de forme.

Les résultats simulés concordent assez parfaitement avec ceux obtenus expérimentalement pour les grandes largeurs de couches polluantes

II.5.4 Modèle de A. Bouarouri et R. Ladjal

Afin de mieux comprendre le cheminement du courant de fuite et d'en déduire l'impédance équivalente, **A. Bouarouri et R. Ladjal** [12] se sont intéressés au comportement et la caractérisation d'un modèle d'isolateur de géométrie simple (plaque carré de largeur L), soumis à divers paramètres électro géométriques, à savoir la tension appliquée, la distance

inter électrodes (d), les dimensions des électrodes (a et D), l'épaisseur du diélectrique (e) et la nature du matériau utilisé (verre et plexiglas) (Figure II.19).

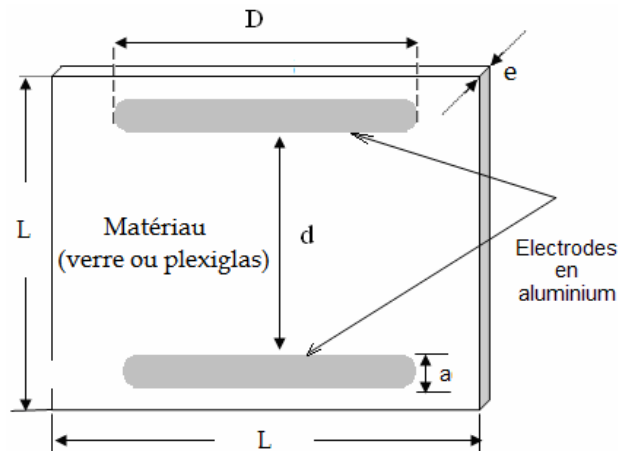


Figure II.19 : Modèle de A. Bouarouri et R. Ladjal

Ils ont abouti aux résultats suivants :

- L'augmentation de la distance inter électrodes engendre l'accroissement de la tension de contournement. Cependant, l'épaisseur, la nature des plaques utilisées (verre et plexiglas) ainsi que la largeur et la longueur des électrodes, n'ont pratiquement pas d'influence sur la tension de contournement.
- La capacité décroît avec la distance inter électrodes. Cette décroissance est très modérée à partir d'un certain seuil, en raison de l'étendue des lignes de champ qui augmente avec la distance inter électrodes.
- L'influence de l'épaisseur du matériau est assez importante sur le courant. Cela signifie que le courant présente bien un caractère volumique : celui-ci, à l'instar du champ électrique, part d'une électrode, traverse une partie du verre pour rejoindre l'autre électrode. La capacité globale est donc une contribution du diélectrique (verre ou plexiglas) et de l'air.
- La largeur des électrodes influe de manière moins prononcée sur la valeur de la capacité puisque la grande partie des charges est accumulée sur le côté interne des électrodes.

A. Bouarouri et R. Ladjal ont tenté de vérifier les résultats obtenus expérimentalement en utilisant le logiciel de calcul de champ FEMM (basé sur la méthode des éléments finis). Les mêmes paramètres géométriques ont été variés. Les résultats établis avec le logiciel sont assez proches des résultats obtenus par l'expérience.

Une autre approche par simulation a été faite en considérant que la capacité du système est une contribution de deux capacités en parallèle ; l'une représente la contribution de l'air et l'autre du matériau (verre, plexiglas).

La capacité du système ainsi que les deux capacités considérées ont été variées en fonction de l'épaisseur du matériau. Ils ont déduit que la capacité liée à l'air varie peu en fonction de l'épaisseur tandis que la capacité liée au matériau varie d'une manière plus importante.

II.5.5 Modèle de R. Timghelette

Dans son travail, R. Timghelette [43] a repris le même modèle utilisé par A. Bouarouri et R. Ladjal [12], et cela pour compléter leur travail et de confirmer certains de leurs résultats. Il en tire les constatations suivantes :

Autant la tension de contournement ne dépend ni de la nature, ni de l'épaisseur du matériau diélectrique, mais seulement de la distance inter électrodes, autant le courant de fuite, pour les mêmes configurations dépend incontestablement de ces deux paramètres.

Les deux approches, par simulation et expérimentale, ont permis d'obtenir les conclusions suivantes :

- L'impédance apparente croît de manière quasi logarithmique avec la distance inter électrodes. Cette allure est liée à la répartition complexe des charges sur les deux surfaces interne et externe du conducteur (électrode).
- Une influence indéniable de l'épaisseur et de la nature du matériau sur l'impédance apparente est observée. Aussi, en raison du rapport des permittivités air- matériau ainsi que du trajet des lignes de champ, la charge (donc la capacité), pour une distance donnée augmente avec l'épaisseur et la nature du matériau.

Les mêmes démarches faites pour le modèle plan-plan, ont été appliquées au modèle de l'isolateur 1512L naturellement pollué, (pollution discontinue). Dans ce modèle, les couches de pollution (en papier aluminium) sont supposées parfaitement conductrices. Ces dernières sont considérées comme étant des électrodes en série avec les bandes propres. Il s'agit donc d'élargir le modèle plan-plan au modèle contenant plusieurs électrodes rectangulaires (Figure II.20).

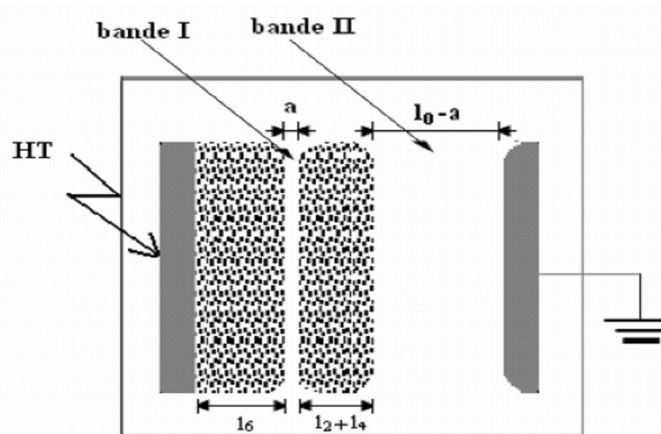


Figure II.20 : Modèle plan de l'isolateur 15 12L

Dans son travail de simulation, R. Timghelette a introduit le paramètre du sol situé à 1,6m du dispositif pour voir le degré de son influence sur les résultats obtenus expérimentalement.

Les courbes obtenues montrent qu'en prenant en considération la terre lors de la simulation du modèle, les impédances simulées et mesurées sont proches et parfois même confondues.

II.6 Conclusion

L'amélioration des connaissances sur la performance des isolateurs est nécessaire si l'on veut augmenter la fiabilité du transport et de la distribution de l'énergie électrique.

Dans ce chapitre, nous avons cité brièvement quelques études effectuées sur site, aux laboratoires et par simulation, sur la pollution des isolateurs et les différents agents qui influent sur la tenue électrique de ces derniers.

Chapitre III

Techniques Expérimentales et
simulations

III.1 Introduction

Des travaux antérieurs [12, 43] effectués au niveau du laboratoire de Haute Tension de l'École Nationale Polytechnique, ont porté essentiellement sur l'étude du comportement d'un modèle d'isolateur plan de géométrie simple. Ainsi Différents paramètres électro-géométriques ont été variés à savoir : la distance inter électrodes, la nature du diélectrique (verre ou plexiglas), son épaisseur, la largeur et la longueur des électrodes.

Une étude par simulation [43] a montré qu'il existe une influence non négligeable de la présence du sol (ou tout autre conducteur situé à proximité du dispositif), mis à la terre, sur les différentes mesures ; nous nous sommes inspirées de cette idée et l'avons développée dans le travail que nous présentons dans ce chapitre.

Notre travail porte donc sur l'étude du degré d'influence du sol sur le comportement d'un modèle plan-plan déjà étudié [12, 43] en variant la distance inter électrodes et la hauteur du dispositif par rapport à la terre. Les résultats expérimentaux concernent la tension de contournement, le courant de fuite, l'impédance électrique équivalente et la capacité totale du système.

Une approche par simulation est faite avec le logiciel de calcul du champ bidimensionnel FEMM4 (Finite Element Magnetism Method), en considérant les mêmes paramètres. Une comparaison est effectuée entre les valeurs simulées et celles mesurées de la capacité apparente.

III.2 Influence des capacités parasites sur les mesures en HT

Les mesures spécifiques au domaine de la haute tension doivent souvent être accompagnées de mesures supplémentaires, afin d'étudier, sans risque d'erreurs, les dispositifs mis sous tension. En effet, l'utilisation de tensions élevées peut donner lieu à des courants capacitifs indésirables, susceptibles de fausser les mesures de courants, déjà très faibles (de l'ordre du micro-ampère), qui circulent à travers l'isolant.

Ces courants dérivés proviennent de matériaux conducteurs, constituant l'environnement expérimental (transformateur, porte métallique, sol, etc.), et situés à une distance donnée de l'objet d'étude. Ces conducteurs peuvent être placés sous un potentiel fixe (exemple : sol mis à la terre) ou isolés (dans ce cas, on considère le conducteur comme globalement neutre). Dans les deux cas de figures, les lignes de champ sont déviées, et les charges induites sur les conducteurs traduisent une consommation capacitive supplémentaire.

Pour analyser ce phénomène, nous présentons une illustration, à titre d'exemple, des lignes de champ, des charges induites et des équipotentielles dans le cas particulier de conducteurs cylindriques, représentant une ligne bifilaire.

Plusieurs cas sont alors envisagés par simulation, selon l'environnement de la ligne, en prenant dans tous les cas, les potentiels 'un' ($V=1$) et 'zéro' ($V=0$) pour chaque conducteur.

Une simulation sur le logiciel FEMM4, à deux dimensions, utilisant la méthode des éléments finis, nous a permis d'illustrer les lignes équipotentielles et l'intensité du champ dans chacun des cas, en injectant des dimensions arbitraires.

III.2.1 Exemple de la ligne bifilaire

III.2.1.1 ligne bifilaire isolée

Une ligne bifilaire peut être considérée comme étant constituée de deux cylindres de longueur infinie (câbles) et portés à des potentiels différents.

Si l'un des câbles est suffisamment éloigné de tout autre conducteur, un potentiel imposé à ce dernier, s'accompagne d'une accumulation surfacique uniforme de charge. Dans ces conditions, les lignes de champ électrique sont radiales et on leur associe un ensemble de surfaces équipotentielles cylindriques orthogonales (Figure III.1).

L'intensité du champ est représentée par le ton du gris. Ainsi, c'est à proximité du conducteur que le gris est le plus foncé, ce qui veut dire que le champ est plus important.

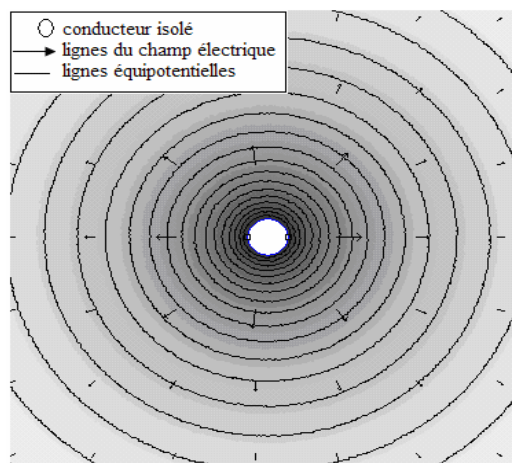


Figure III.1 : Lignes du champ et équipotentielles cas d'un conducteur isolé

Si on tient compte de la proximité des deux câbles portés à des potentiels différents, et suffisamment éloignée de tout conducteur parasite, les lignes équipotentielles et l'intensité du champ autour des conducteurs, possèdent une allure symétrique et les charges se répartissent de manière égale sur chacun des conducteurs. Cependant, la répartition des charges n'est pas uniforme : la densité de charge est renforcée sur les parties conductrices les plus proches.

Une simulation sur FEMM4, en injectant des valeurs arbitraires, nous a permis d'illustrer les lignes équipotentielles et l'intensité du champ, dans ces conditions (Figure III.2).

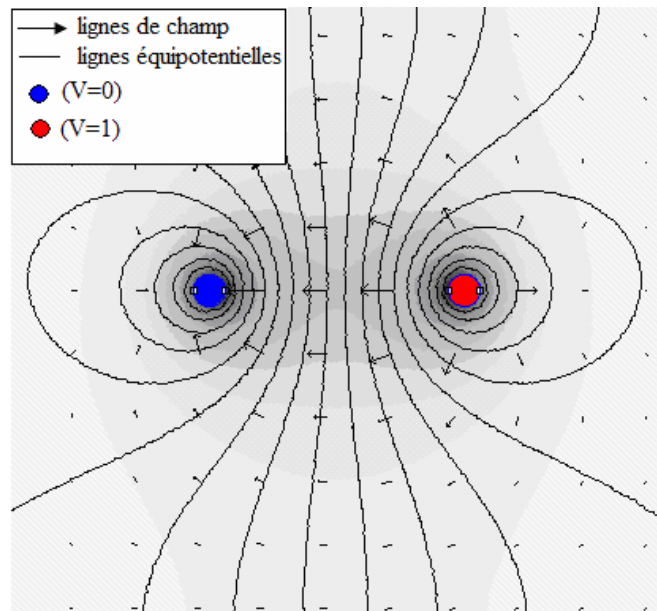


Figure III.2 : Illustration des lignes équipotentielles et de l'intensité du champ d'une ligne bifilaire isolée

III.2.1.2 Influence d'un conducteur parasite

La présence d'un conducteur neutre ($Q=0$) ou d'un conducteur soumis à un potentiel donné (par exemple, $V=0$) situé à proximité de cette ligne, change la *répartition* et la *quantité* de la charge induite : la distribution du champ et les lignes équipotentielles seront donc modifiées.

Dans ce qui suit, nous présentons une projection géométrique des deux électrodes ($V=0$ et $V=1$) sur le conducteur, pour repérer la concentration des charges induites sur les zones situées en face des deux électrodes.

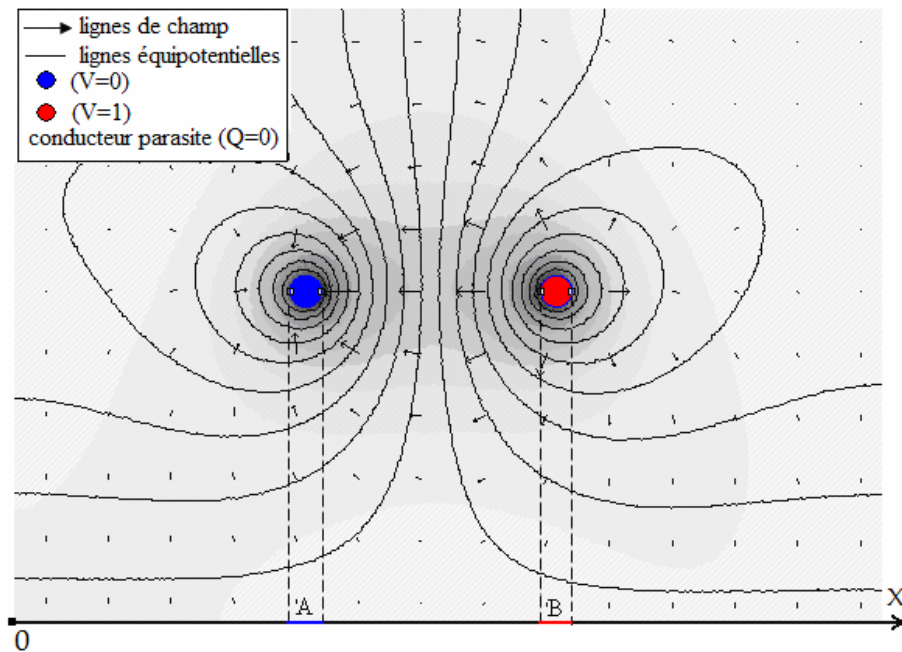
Les zones sont donc repérées par les couleurs 'bleu' et 'rouge' (Figures III.3 et III.4):

$$V=0 \Rightarrow \underline{A} \quad V=1 \Rightarrow \underline{B}$$

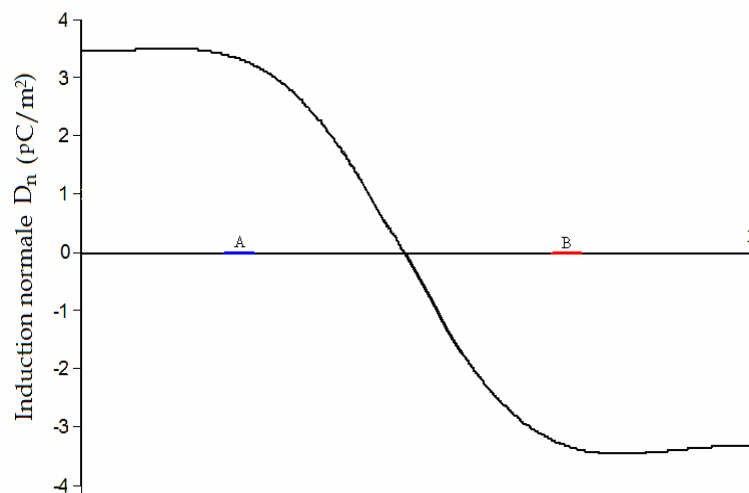
* Influence d'un conducteur parasite isolé ($Q=0$)

Dans le cas où le conducteur parasite est neutre (Figure III.3 (a)), les lignes équipotentielles sont réparties d'une manière symétrique et la quantité de charge induite est distribuée équitablement entre les deux câbles. On peut montrer que, dans l'exemple que nous avons pris, la charge augmente de la même manière sur les deux conducteurs lorsqu'on rapproche le conducteur parasite de la ligne.

Comme le conducteur parasite est initialement neutre, la charge totale reste toujours nulle. Cependant, on note une accumulation locale équilibrée sur le sol, dans les deux zones situées en face des électrodes (induction normale sur le conducteur, en fonction de la distance x par rapport à l'origine 0 illustrée sur la figure III.3 (b)).



(a) Répartition du champ et des lignes équipotentielles



(b) Induction normale sur le conducteur parasite

Figure III.3 : Influence d'un conducteur neutre ($Q=0$)

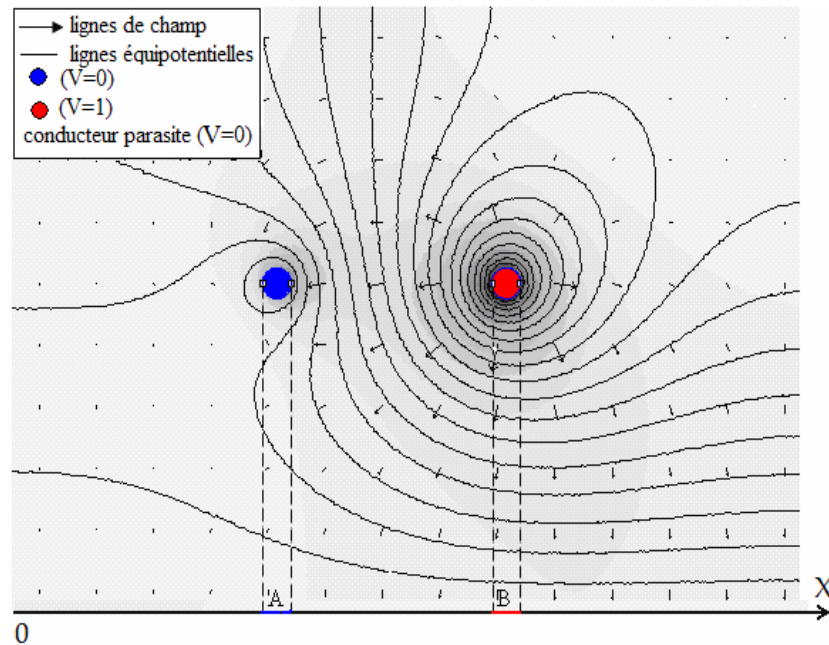
*** Influence d'un conducteur parasite à potentiel imposé ($V=0$)**

Dans le cas où le conducteur parasite est soumis à un potentiel donné ($V=0$ dans notre exemple), les charges se répartissent de manière plus complexe. Ainsi, l'influence dépend de la différence de potentiel entre chaque câble et le conducteur parasite.

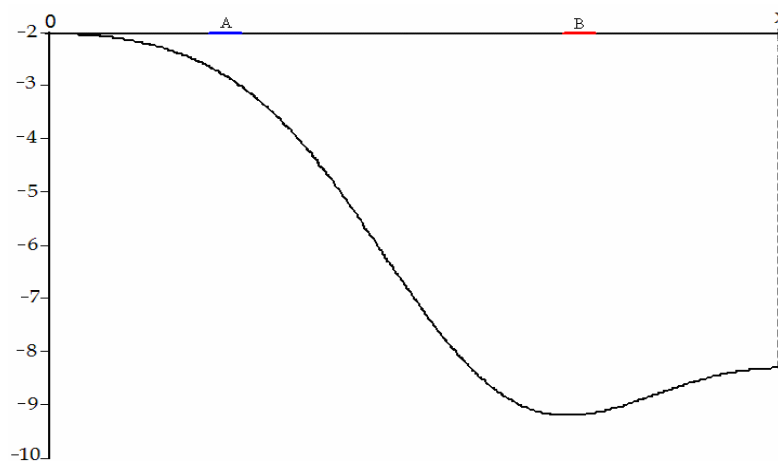
Dans l'exemple que nous avons traité, l'intensité du champ électrique ainsi que les surfaces équipotentielles sont concentrées sur l'électrode $V=1$ (Figure III.4 (a)). Ainsi la présence du conducteur parasite renforce l'accumulation de charge sur l'électrode $V=1$, au détriment de l'électrode portée à $V=0$ sur laquelle on peut montrer que la densité y est d'autant moins élevée que le conducteur se rapproche.

Dans ces conditions, les charges induites au niveau du conducteur parasite sont principalement concentrées dans la zone située en face de l'électrode HT (induction normale

en fonction de la distance x illustrée sur la figure III.4 (b)). Ces charges sont de signe opposé (négatif dans notre exemple) à celui de la borne $V=1$.



(a) Répartition du champ et des lignes équipotentielles



(b) Induction normale sur le conducteur parasite

Figure III.4 : Influence d'un conducteur de potentiel nul ($V=0$)

III.2.1.4 Influence des conducteurs parasites sur les mesures HT

L'exemple que nous avons traité dans les paragraphes précédents, illustre la difficulté d'effectuer des mesures convenables, si on néglige l'environnement direct d'un dispositif expérimental. Dans la plupart des essais effectués dans le domaine de la haute tension, les mesures de courants dans le matériau isolant se font à partir de la borne terre, généralement mise à un potentiel constant, pris comme étant nul. Le signal est alors récupéré à travers un oscilloscope et une impédance de mesure, sensés nous renseigner sur la courant de fuite de l'isolant. Cependant, les courants relevés sont, sauf en cas de forte conductivité superficielle due à la pollution, de nature capacitive : la mesure effectuée sur l'oscilloscope est donc l'image de la variation de la *charge accumulée* sur la borne Terre ($V=0$) et qui n'est pas forcément égale à celle induite sur la borne HT ($V=1$).

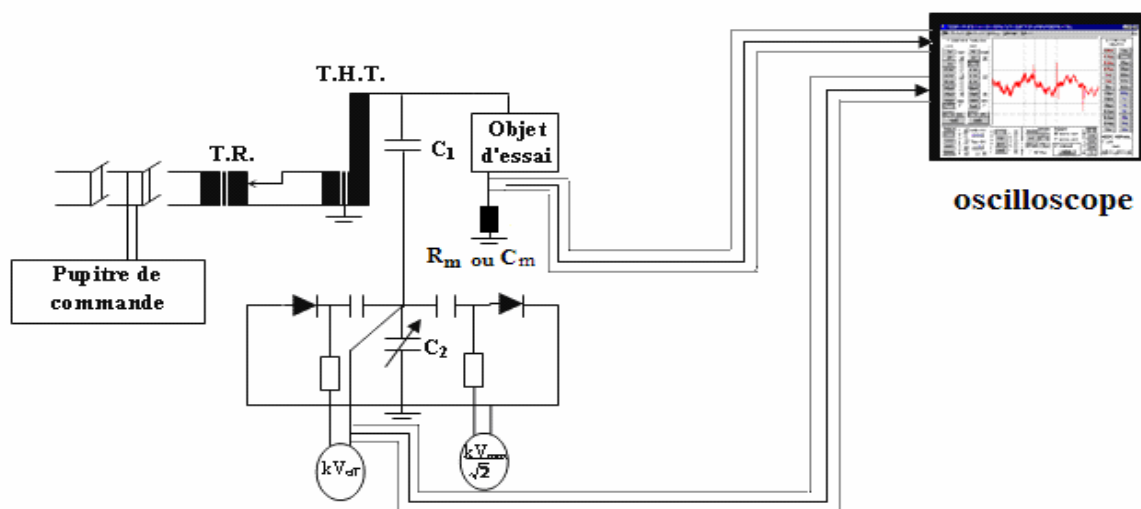
Il faut donc s'attendre, sur le plan pratique à une augmentation de la tension visualisée à l'oscilloscope avec le rapprochement du conducteur parasite *si celui-ci est isolé*, et, au contraire, une diminution de cette tension si celui-ci est *mis à la terre*.

Le travail que nous présentons rentre dans le cadre du deuxième cas de figure, puisqu'il concerne l'influence du sol, mis à la terre, sur un dispositif de mesure de courant de fuite d'un modèle d'isolateur.

III.3 Techniques expérimentales

III.3.1 Dispositif expérimentales

L'équipement de la station d'essai à fréquence industrielle (50 Hz), comprend un transformateur de haute tension (300 kV, 50 kVA), un transformateur de réglage (500 V, 50 kVA), un diviseur de tension capacitif (constitué d'une capacité C_1 de 400 pF en série avec une capacité C_2 variable selon le calibre de mesure), des appareils annexes de mesure et de protection et l'objet d'essai (Figure III.5).



T.H.T. Transformateur de haute tension 300 kV, 50 kVA, 50 Hz.

T.R. Transformateur de réglage 500 V, 50 kVA, 50 Hz.

T.I. Transformateur d'isolement.

C1, C2: diviseur capacitif

C_m: capacité de mesure

R_m: résistance de mesure

Figure III.5 : Circuit d'essais

III.3.2 Objet d'essai

Pour tous nos essais, nous avons utilisé un modèle de géométrie simple constitué d'une plaque de verre carré (500mm de côté et 6mm d'épaisseur). Sur cette plaque sont déposées deux électrodes en papier aluminium (d'épaisseur négligeable), rectangulaires, identiques et arrondies à leurs extrémités ; de telle sorte à éliminer les pointes qui peuvent affectées les résultats. Une des électrodes est connectée à la borne haute tension et l'autre mise à la terre. Si le sol est supposé parfaitement conducteur, cette dernière se trouve donc au même potentiel

que le sol, puisque la chute occasionnée par les résistance ($R_m = 1k\Omega$) et capacité ($C_m = 0,02\mu F$) de mesure est considérée comme négligeable.

Pour chaque distance inter électrodes 'd' {= 4, 6, 12, 18, 24 et 30cm}, nous avons procédé à la variation de la hauteur 'h' {= 25, 50, 75, 100, 125, 150 et 175cm} du modèle par rapport à la terre, en maintenant les dimensions de l'électrode (longueur $D = 30cm$ et largeur $a = 3cm$) constantes.

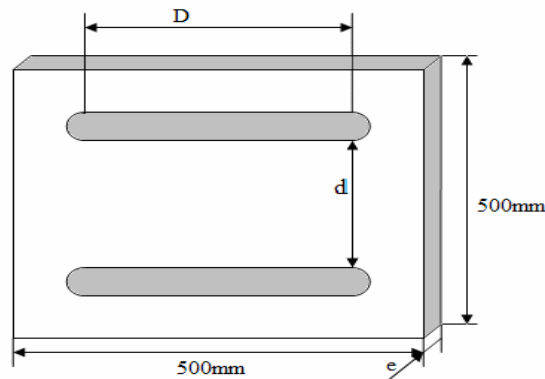


Figure III.6: Modèle expérimental

III.3.3 Environnement des essais au laboratoire

Nous avons travaillé dans des conditions environnementales identiques, afin de maintenir la même influence des différents objets situés aux alentours de notre modèle.

Aussi, l'objet d'essai est toujours placé à la même distance par rapport au transformateur, diviseur de tension et les différents conducteurs existant auprès de lui (Figure III.7) : seule la distance au sol 'h' a été variée. Il est à noter que le modèle utilisé est disposé horizontalement sur un support constitué de tubes en PVC.

Avant chaque essai, la plaque isolante est bien nettoyée, puis imbibée de gasoil dans les endroits d'emplacement des électrodes en aluminium, de manière à ce qu'aucun espace d'air ne reste entre la plaque et les électrodes, afin d'éviter le renforcement du champ local qui peut provoquer un pré contournement. La plaque est ensuite essuyée avec du papier absorbant humecté d'alcool (Éthanol), pour éliminer toute trace de gasoil sur la plaque isolante.

Dans le but d'opérer avec un minimum d'erreurs dans les mesures, nous avons procédé à plusieurs essais de contournement (six à huit essais) par configuration.

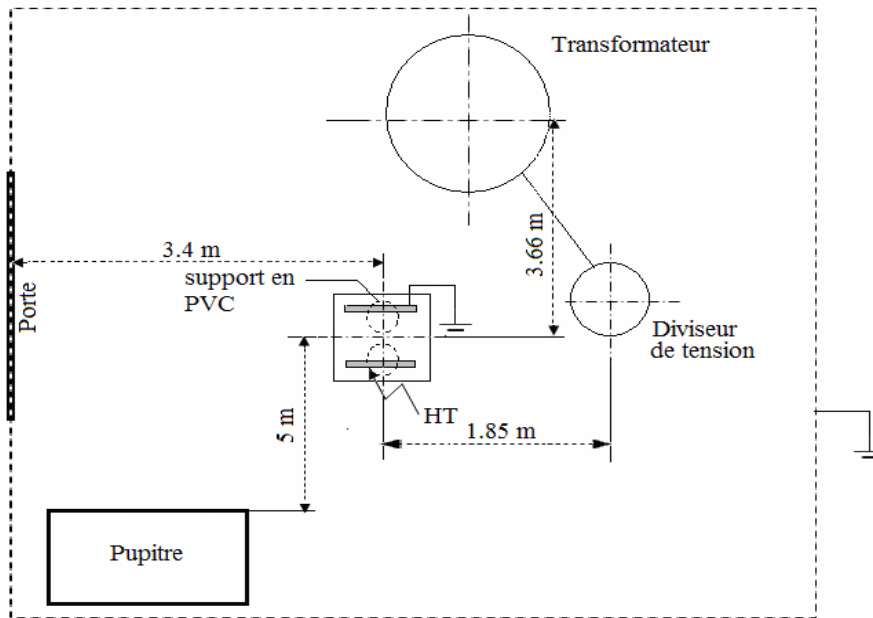


Figure III.7 : Vue des conditions d'essai dans le laboratoire de HT

III.3.4 Mesure de la tension de contournement

La mesure de la tension de contournement a été effectuée pour chaque configuration à l'aide d'un voltmètre électrostatique, donnant la valeur de la tension en kilovolts efficace.

Cette mesure permet non seulement de déterminer l'impact de la configuration du modèle sur la tension de contournement, mais aussi de déterminer les paliers des tensions à appliquer, pour l'enregistrement du courant ainsi que la charge.

III.3.5 Mesure de la capacité à partir de la charge

La mesure de la charge est effectuée à l'aide d'un oscilloscope digital (TECTRONIX TDS 3052B) d'une fréquence d'échantillonnage de 500MHz, relié à une capacité de mesure $C_m = 0,02\mu\text{F}$, insérée entre le modèle et la terre (Figure III.8).

Pour éviter l'influence du champ électrique, qui pourrait introduire des parasites dans le signal recueilli, la capacité a été introduite dans une boîte métallique en aluminium mise à la terre, formant ainsi un écran (le champ à l'intérieur de la boîte étant nul).

Dans tous les essais que nous avons effectués, nous avons noté un angle de pertes extrêmement faible, ce qui confirme les résultats de la plupart des travaux antérieurs [12, 43].

Nous considérons donc, dans tous ce qui suit, que l'isolant se comporte comme une capacité apparente C_{app} pure. Sachant que celle-ci est de l'ordre du picofarad [12, 43], l'insertion d'une capacité de $0,02\mu\text{F}$ n'introduit aucune erreur systématique :

$$\frac{1}{C_{app}} \gg \frac{1}{C_m}$$

C_{app} illustre la quantité de charges reçue par l'oscilloscope via la borne mise à la terre.

Les mesures se font selon le schéma équivalent de la figure III.8, les capacités parasites sont représentées par une seule capacité C_p placée en parallèle avec le dispositif. Les équations électriques associées à C_{app} sont donc indépendantes de C_p :

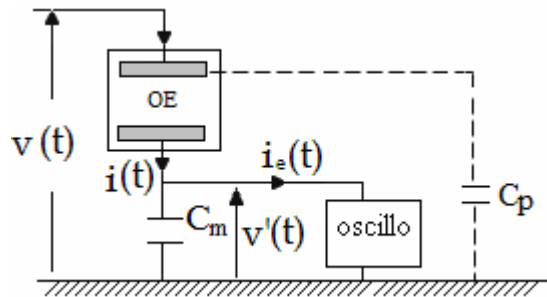


Figure III.8: Circuit de mesure par la méthode de la charge

OE : objet d'essais ;

$i(t)$: courant de fuite associé à C_{app} ;

$C_m = 0,02\mu\text{F}$: capacité de mesure ;

$v(t)$: tension appliquée ;

$v'(t)$: tension visualisée sur l'oscilloscope, recueillie aux bornes de C_m ;

$i_e(t)$: courant traversant l'oscilloscope ;

$R_e = 1\text{M}\Omega$: résistance d'entrée de l'oscilloscope ;

C_p : capacité parasite.

Comme l'utilisation d'une capacité de $0,02\mu\text{F}$ nous conduit à une réactance relativement élevée à la fréquence de travail de 50Hz ($X_m = 1/C_m\omega \approx 160\text{k}\Omega$), nous avons calculé, pour les valeurs fondamentales des courants et tensions, l'erreur systématique introduite par l'oscilloscope. Le schéma équivalent associé devient, dans ces conditions :

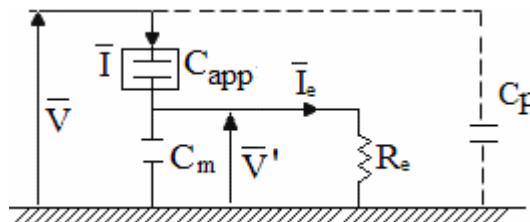


Figure III.9 : Schéma électrique du circuit de mesure

Aussi, nous appliquons les équations électriques en complexe, et, compte tenu de la valeur choisie de C_m , il vient :

$$\frac{1}{C_{app}} \gg \frac{1}{C_m} \rightarrow \bar{I} = j\bar{V}C_{app}\omega \quad (\text{III.1})$$

Où $\omega = 100\pi$: pulsation du fondamental, associée à la fréquence industrielle de 50Hz .

Or, la tension \bar{V}' s'écrit :

$$\bar{V}' = \frac{1}{jC_m \omega} [\bar{I} - \bar{I}_e] = \frac{1}{jC_m \omega} \left[j\bar{V}C_{app}\omega - \frac{\bar{V}'}{R_e} \right]$$

On peut en déduire la relation entre les deux tensions et la capacité apparente :

$$\bar{V}' \left[1 + \frac{1}{jC_m R_e \omega} \right] = \frac{C_{app}}{C_m} \bar{V} \Rightarrow C_{app} = C_m \frac{\bar{V}'}{\bar{V}} \left[1 - \frac{j}{C_m R_e \omega} \right]$$

On en déduit la capacité C_{app} :

$$C_{app} = C_m \frac{V'}{V} \sqrt{1 + \left(\frac{1}{R_e C_m \omega} \right)^2} = 1,01 C_m \frac{V'}{V} \approx C_m \frac{V'}{V} \quad (III.2)$$

Les calculs nous ont donc permis de conclure que la consommation de l'oscilloscope peut être négligée (1% d'erreur), pour la fréquence de 50Hz. Cette erreur est encore plus faible pour les autres harmoniques, de rang i puisqu'on aurait alors :

$$C_{app} = C_m \frac{V'}{V} \sqrt{1 + \left(\frac{1}{R_e C_m i \omega} \right)^2} \approx C_m \frac{V'}{V} \quad (III.3)$$

Comme la consommation de l'oscilloscope est négligeable, le schéma équivalent devient :

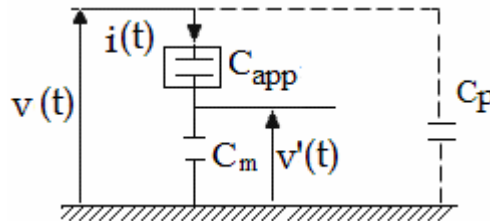


Figure III.10 : Schéma électrique simplifié du circuit de mesure

On a donc, si $Q(t)$ est la charge reçue à chaque instant, et puisque $v(t) \gg v'(t)$:

$$Q(t) = C_m v'(t) = C_{app} (v(t) - v'(t)) \approx C_{app} v(t) \Rightarrow C_{app} = C_m \frac{v'(t)}{v(t)} \quad (III.4)$$

Puisque les tensions $v'(t)$ et $v(t)$ sont proportionnelles, on peut aussi écrire:

$$C_{app} = C_m \frac{V_{eff}}{V'_{eff}} \quad (III.5)$$

La capacité a donc été calculée, pour différents paliers de tensions, à partir des lectures des valeurs efficaces des tensions $v'(t)$ et $v(t)$; elle est déterminée, pour n essais effectués, par :

$$C_{app} = \sum_{i=1}^n \left(\frac{V'_{eff}}{V_{eff}} C_m \right) / n \quad (III.6)$$

III.3.6 Mesure du courant de fuite

Le circuit de mesure basé sur la méthode résistive est présenté à la figure III.10. Il est semblable à celui déjà utilisé pour la méthode capacitive (Figure III.8) ; la capacité C_m est remplacée par une résistance R_m .

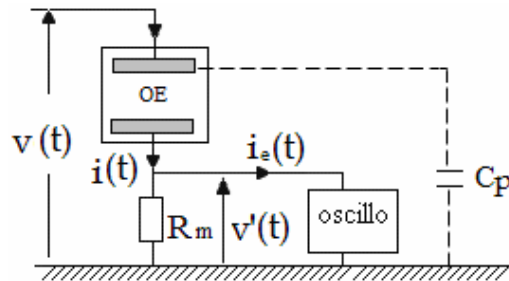


Figure III.11 : Circuit de mesure par la méthode résistive

L'utilisation d'une résistance $R_m = 1k\Omega \ll R_e = 1M\Omega$ permet de négliger la consommation de l'oscilloscope. De plus, cette méthode nous permet de visualiser l'image du courant de fuite sur l'oscilloscope, puisque la relation, en valeurs instantanées, entre la tension $v'(t)$ aux bornes de R_m et le courant de fuite $i(t)$ s'écrit comme :

$$i(t) = \frac{v'(t)}{R_m R_e / (R_m + R_e)} \approx \frac{v'(t)}{R_m} \quad (III.7)$$

L'utilisation de l'oscilloscope permet donc de déduire directement, à partir de la lecture de V'_{eff} , la valeur efficace du courant de fuite I_{eff} , puisque :

$$I_{eff} = \frac{V'_{eff}}{R_m} \quad (III.8)$$

Toutefois, la valeur instantanée du courant, illustrée par celle de la tension $v'(t)$, dépend de deux facteurs :

- * du taux d'harmoniques de la tension appliquée ;
- * de la nature de l'isolant.

Comme la capacité C_{app} est de l'ordre du picofarad, l'insertion d'une résistance R_m , de l'ordre du $k\Omega$ n'introduit aucune erreur systématique et nous pouvons considérer le schéma équivalent suivant :

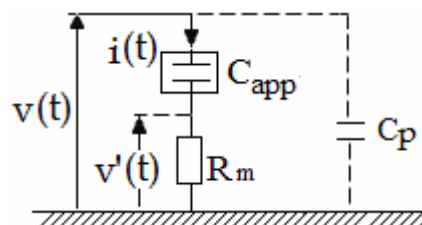


Figure III.12 : Schéma électrique simplifié du circuit de mesure

Dans ces conditions, l'équation électrique associée s'écrit :

$$i(t) \approx C_{app} \frac{dv(t)}{dt} \quad (III.9)$$

III.4 Tension de contournement

Nous avons remarqué lors des essais de contournement, que la décharge se produit dans l'air (le milieu le moins rigide) d'une façon aléatoire. Vu que l'amorçage commence à partir de la zone où le champ est maximum, la découpe des électrodes joue certainement un rôle important ; la présence des pointes microscopiques difficilement perçues à l'œil nu à la bordure des électrodes, renforce l'intensité du champ.

La décharge s'amorce à partir d'une des extrémités intérieures des électrodes. Celle-ci a alors tendance d'aller vers l'autre électrode tout au long de la surface isolante, jusqu'à la mise en court-circuit de la haute tension avec la masse.

Nous présentons dans cette section, la variation de la tension de contournement en fonction de la hauteur par rapport au sol (Figure III.13) et en fonction de la distance inter électrodes (Figure III.14).

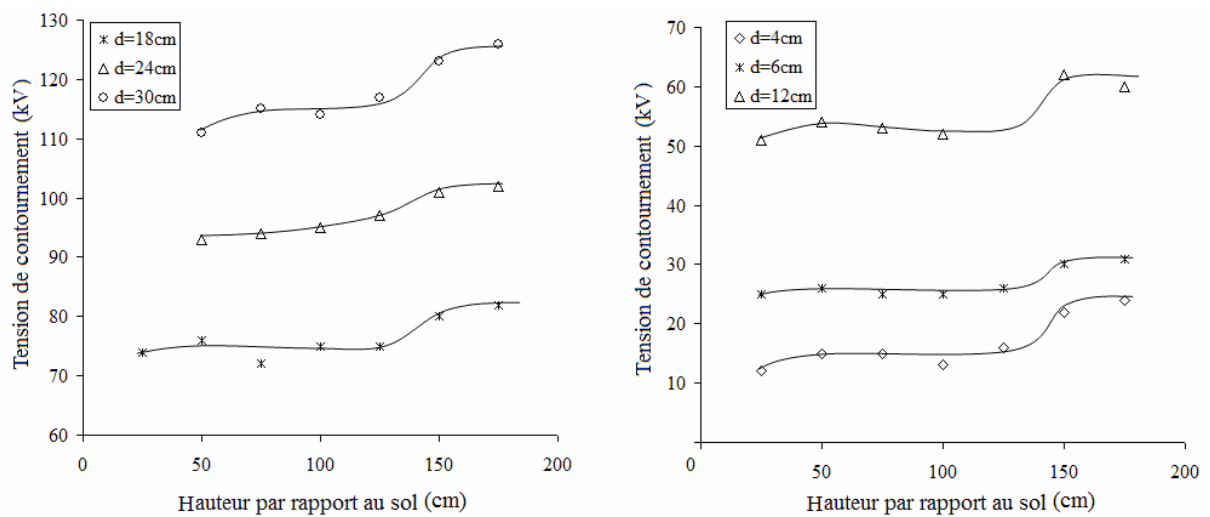


Figure III.13 : Tension de contournement – hauteur du modèle par rapport au sol

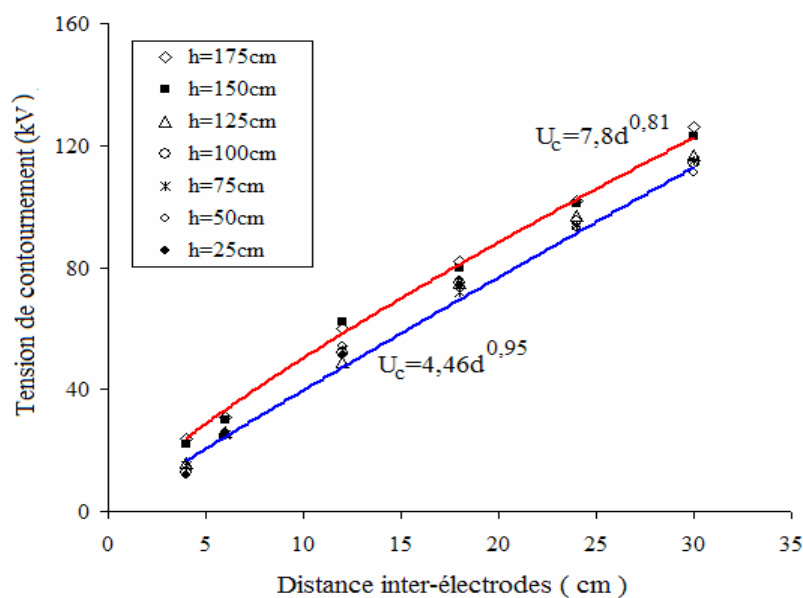


Figure III.14 : Tension de contournement – distance inter électrodes

Pour des distances inter électrodes de 30 et 24cm à une hauteur de $h=25\text{cm}$, le contournement se faisait entre l'électrode haute tension et le sol. Cela est prévisible, car l'arc suit le chemin le plus court.

Nous avons constaté aux cours des essais que la tension de contournement maintient palier quasiment constant, pour des hauteurs allant de 25 jusqu'à 125cm. À partir de 150cm de hauteur, la tension de contournement augmente avec un écart type de 8,13% par rapport au premier palier constant. En effet, nous constatons l'existence des deux paliers de tension, comme illustrée sur la figure III.13.

Les caractéristiques relevées montrent aussi une variation quasi-linéaire de la tension de contournement en fonction de la distance inter électrodes, pour une hauteur donnée. Cependant, toutes les caractéristiques ont une forme légèrement incurvée vers l'axe des abscisses, ce qui nous conduit à considérer, pour les deux familles de caractéristiques la fonction suivante [43] :

$$U_c = Ad^n \quad (\text{III.10})$$

d : distance inter électrodes (cm) ;

U_c : tension de contournement (kVeff) ;

A et n : constantes ($A=4.46$ et $n=0.95$, pour les hauteurs comprises entre 25 et 125cm, et $A=7.8$ et $n=0.81$, pour les autres).

D'après ces essais, nous pouvons conclure que la tension de contournement dépend non seulement de la distance inter électrodes, mais aussi de la hauteur du dispositif par rapport au sol. Cependant, l'influence de la hauteur reste très modérée, puisque l'écart maximal relevé se situe aux alentours de 10%.

III.5 Capacité et courant de fuite mesurés

Pour les deux méthodes (résistive et capacitive) nous avons appliqué différents paliers de tensions (inférieurs à 50% de la tension de contournement), nous avons visualisé la tension $V'(t)$ et mesuré sa valeur efficace pour chaque configuration. Pour une distance inter électrodes donnée, nous avons appliqué 5 à 7 paliers de tension.

III.5.1 Capacité et impédances mesurées

Nous avons mesuré la capacité apparente du modèle par la méthode de la charge selon l'équation (III.3). Nous présentons ainsi l'impédance apparente associée à la capacité pour la fréquence industrielle 50Hz :

$$Z = \frac{1}{C_{app} \omega} \quad (\text{III.11})$$

III.5.1.1 Influence de la distance inter électrodes

Nous illustrons dans les figures ci-dessous la capacité et l'impédance apparentes en fonctions de la distance inter électrodes ' d '.

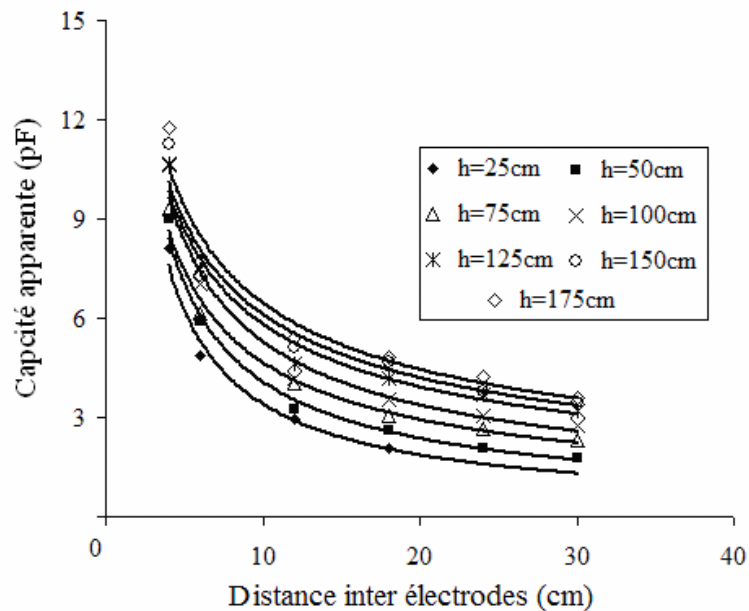


Figure III.15 : capacité apparente - distance inter électrodes

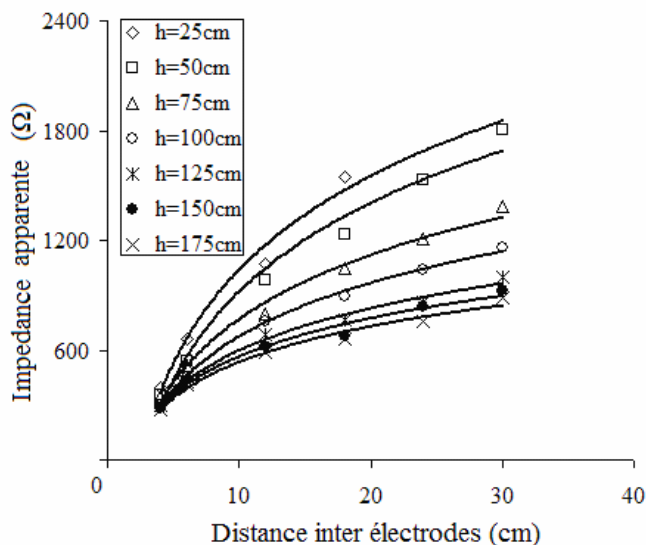


Figure III.16 : Impédance apparente - distance inter électrodes

La capacité mesurée décroît suivant une allure pratiquement hyperbolique avec l'augmentation de la distance inter électrodes (Figure III.15). Cette variation est observée pour toutes les configurations.

Nous remarquons que la décroissance de la capacité est non linéaire, car sa variation est plus importante pour les petites distances inter électrodes, et nous observons une sorte de saturation pour les grandes distances (24 et 30cm). Cette constatation vient confirmer les travaux précédents effectués au niveau du laboratoire [12, 43].

La figure III.16 illustre les caractéristiques de l'impédance associée à la fréquence 50Hz, pour toutes les hauteurs. La décroissance de la capacité s'accompagne naturellement d'une augmentation de l'impédance apparente et nous confirmons que les caractéristiques relevées prennent toutes une allure quasi logarithmique.

Ce résultat a aussi déjà été établi lors des précédents travaux [12, 43], où une étude par simulation, concordant avec les essais effectués, a montré que la charge induite sur les conducteurs n'augmente pas dans les mêmes proportions que l'inverse de la distance 'd'.

Aussi, l'impédance associée, lorsque les deux conducteurs s'éloignent, prend une allure quasi logarithmique. Ceci est donc vérifié expérimentalement, et quelque soit la hauteur.

Pendant, nous observons que l'influence de la distance inter électrodes est bien plus notable (Figure III.16) pour les faibles hauteurs, sans doute parce que la proximité du sol ne s'opère pas de la même manière selon que les électrodes sont rapprochés ou non.

En d'autres termes, pour une même hauteur, si on suppose que le courant dérivé par le sol est constant, son influence est significative pour les configurations où le courant est le plus faible, c'est-à-dire pour les grandes distances inter électrodes. L'écart observé entre les valeurs extrêmes de 'd' est donc plus grand lorsque la hauteur est la plus faible.

III.5.1.2 Influence de la hauteur par rapport au sol

Les figures III.17 et III.18 montrent l'évolution de la capacité et l'impédance apparentes en fonction de la hauteur 'h' par rapport au sol.

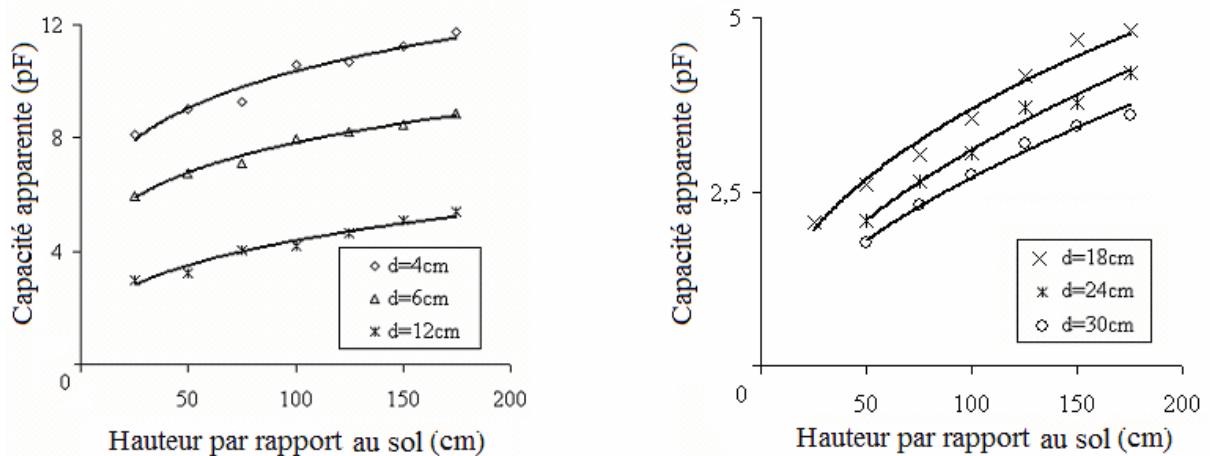


Figure III.17: Capacité apparente – hauteur par rapport au sol

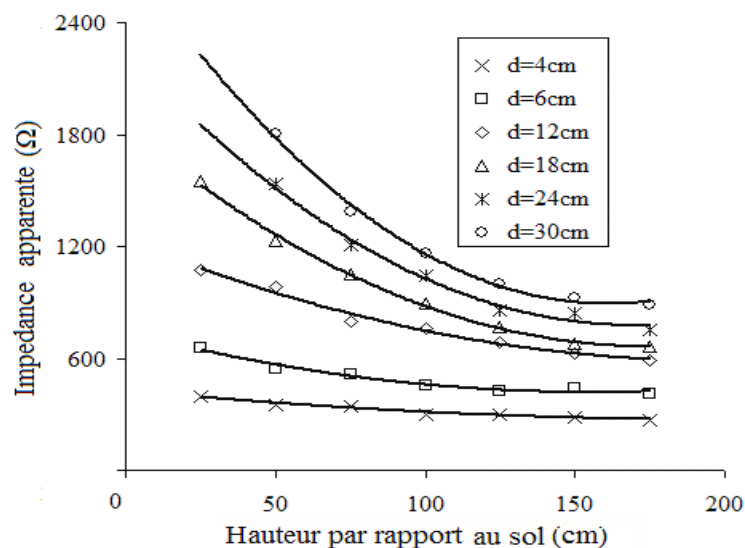


Figure III.18 : Impédance apparente - hauteur par rapport au sol

Une augmentation non négligeable de la capacité en fonction de la hauteur par rapport au sol est observée (Figure III.17). Nous remarquons qu'à partir d'une hauteur de 150cm, l'augmentation de la capacité est moins importante. Il s'agit logiquement d'une situation où le dispositif est assez éloigné du sol pour négliger le courant dérivé.

Au contraire, plus l'objet d'essai est rapproché du sol et plus le courant dérivé augmente, au détriment du courant reçu par l'oscilloscope. Ceci est en conformité avec les observations faites au paragraphe III.2, puisque le sol est mis à la terre, au potentiel nul, au même titre que le conducteur terre où la mesure est effectuée.

La figure III.18 montre les caractéristiques de l'impédance associée à la fréquence 50Hz en fonction de la hauteur, pour toutes les distances inter électrodes. Nous constatons que l'impédance équivalente diminue d'une manière considérable lorsque la hauteur augmente. Elle suit une variation hyperbolique, avec une pente d'autant plus importante lorsque la distance inter électrodes augmente (18, 24 et 30cm) : il s'agit donc de distances pour lesquelles le courant dérivé n'est pas négligeable devant celui reçu par l'oscilloscope.

Notons que pour les faibles distances 'd', cette influence reste très modérée (voir pour d=4, 6 et 8cm).

III.5.1.3 Estimation des erreurs relative et absolue

Afin d'évaluer le degré d'influence du sol pour chaque configuration, et en supposant que la capacité mesurée à la hauteur maximal (175cm) correspond à la valeur optimale de la capacité (supposée constante), nous avons tracé la différence $C_{(175)} - C_{(h)}$, pour plusieurs distances inter électrodes 'd'. Il s'agit d'une hypothèse arbitraire puisque la capacité optimale, signifiant que le sol n'influe plus sur la mesure, pourrait être obtenue pour des hauteurs plus élevées.

Ainsi donc, si on suppose que $C_{(175)}$ est la capacité optimale, la différence calculée représente l'erreur de mesure introduite par la présence du sol. On écrit, dans ces conditions, l'erreur absolue :

$$\Delta C = C_{(175)} - C_{(h)} \quad (\text{III.12})$$

Celle-ci est associée à l'erreur relative :

$$\Delta C / C_{(175)} \quad (\text{III.13})$$

Les figures III.19 et III.20 illustrent les erreurs absolues et relatives ΔC et $\Delta C / C_{(175)}$ respectivement, en fonction de la hauteur, pour différentes distances inter électrodes.

L'erreur absolue dépend peu de la distance inter électrode et une courbe moyenne a été tracée sur la figure III.19 ci-dessous. Ainsi, pour une même hauteur, on peut considérer que le courant dérivé dépend très peu de la distance inter électrodes, mais décroît très fortement avec la hauteur du dispositif par rapport au sol.

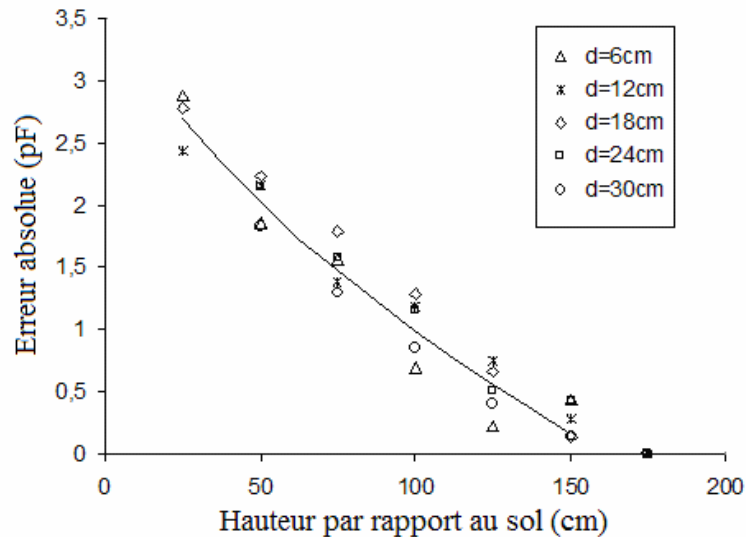


Figure III.19 : Erreur absolue sur la mesure de la capacité - hauteur par rapport au sol

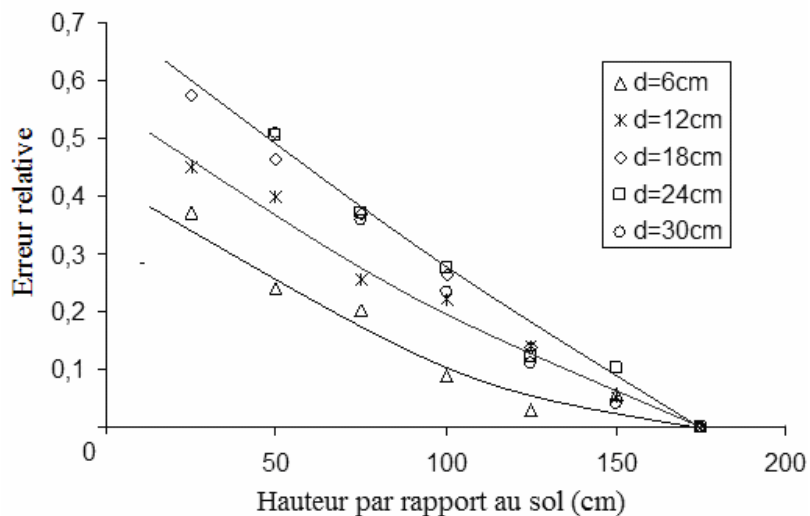


Figure III.20 : Erreur relative sur la mesure de la capacité - hauteur par rapport au sol

Il en est autrement pour l'erreur relative (Figure III.20) où la caractéristique montre que l'influence du sol ne peut être négligée que pour les grandes hauteurs par rapport au sol et pour les faibles distances inter électrodes.

En effet, on note, pour une hauteur relativement élevée (150cm), une erreur relative de 10% pour la distance de 24cm. De plus, cette erreur *doit* être revue à la hausse puisque la capacité optimale réelle est vraisemblablement supérieure à $C_{(175)}$.

La figure III.21 illustre l'erreur relative évaluée pour trois hauteurs (50, 100 et 125cm), en fonction de la distance inter électrodes. Celle-ci montre que, même pour une hauteur de 125cm, l'erreur reste quand même importante et dépasse les 10%, pour toutes les distances supérieures à 12cm.

Il aurait fallu finalement opérer à des hauteurs encore plus élevées afin de déterminer la capacité seuil qui permet de négliger la présence du sol.

Nous en concluons donc que l'influence du sol est à prendre en compte pour tous les dispositifs de mesures utilisés au niveau de notre laboratoire, surtout pour les distances inter électrodes de l'ordre de dizaines de centimètres, d'autant plus que l'erreur calculée doit absolument être revue à la hausse.

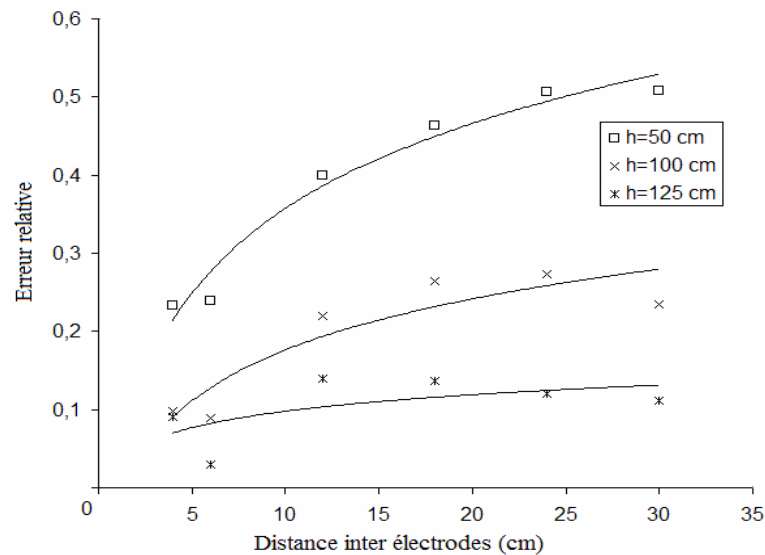


Figure III.21 : Erreur relative sur la mesure de la capacité – distance inter électrodes

III.5.2 Courant de fuite et traitement de signaux

III.5.2.1 Courant de fuite en utilisant la méthode résistive

Les valeurs efficaces de la tension $v'(t)$ (image du courant) sont accessibles directement sur l'oscilloscope. Nous en déduisons le courant efficace à partir de l'équation III.8 §III.3.6).

La visualisation simultanée de $v(t)$ et $v'(t)$ est présentée sur la figure III.22. Le signal $v(t)$ illustre la tension délivrée par le transformateur haute tension, tandis que le signal $v'(t)$ aux bornes de la résistance R_m représente l'image du courant de fuite, en raison de la proportionnalité entre la tension et le courant (Équation III.7, § III.3.6).

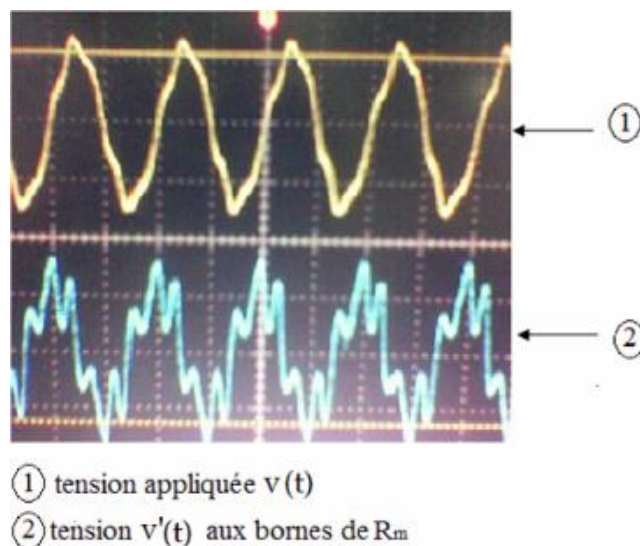


Figure III.22 : Signaux visualisés sur l'oscilloscope

Nous observons que le signal du courant contient beaucoup d'harmoniques, par rapport au signal de la tension appliquée. En effet, nous remarquons une légère distorsion de la sinusoïde de cette tension délivrée au secondaire du transformateur d'essais à HT. Cette distorsion provient à la fois de l'onde non sinusoïdale du réseau d'alimentation, et de la non linéarité (saturation) du circuit magnétique du transformateur haute tension [44].

Afin de comprendre les allures observées, nous proposons une analyse des deux signaux, par la méthode de série de Fourier. Il s'agit alors de décomposer les signaux périodiques en un certain nombre de sinusoïdes de fréquences différentes, comprenant entre autres, la sinusoïde à fréquence industrielle dite (le fondamental).

En effet, on montre qu'un signal périodique $y(t)$ peut alors être décomposé en série de Fourier :

$$y(t) = Y_0 + \sum_{i=1}^{n=\infty} Y_i \sqrt{2} \sin(2\pi i f_1 t - \varphi_i) \quad (\text{III.14})$$

avec :

Y_0 : amplitude de la composante continue ;

Y_i : valeur efficace de la composante de rang i ;

φ_i : déphasage de la composante harmonique ;

f_1 : fréquence du fondamental.

Les grandeurs harmoniques sont alors les composantes sinusoïdales de la variation de la grandeur physique, possédant une fréquence f_i , égale à i fois celle de la composante fondamentale, i étant le rang de l'harmonique.

Il existe un rapport entre la valeur efficace d'une grandeur non sinusoïdale et les valeurs efficaces de chaque composante harmonique :

$$Y_{\text{eff}} = \sqrt{\sum_{i=1}^{\infty} Y_i^2} \quad (\text{III.15})$$

Lorsque le signal se rapproche d'une sinusoïde, les coefficients Y_i harmoniques sont faibles et on a : $Y_{\text{eff}} \approx Y_1$. Lorsque les harmoniques sont importants, on définit le coefficient de distorsion harmonique (CDH) comme étant :

$$\text{CDH} = \frac{\sqrt{\sum_{i=2}^{\infty} Y_i^2}}{Y_1} \quad (\text{III.16})$$

On obtient alors une relation entre la valeur du fondamental et du CDH :

$$Y_{\text{eff}} = Y_1 \sqrt{1 + \text{CDH}^2} \quad (\text{III.17})$$

Le spectre de l'amplitude relative est alors défini comme étant l'histogramme donnant l'amplitude relative par rapport au fondamental de chaque harmonique en fonction du rang.

Une analyse spectrale des signaux $v(t)$ et $v'(t)$ a donc été effectuée, après avoir enregistré les données, pour évaluer le rang et l'amplitude des harmoniques les plus importants sur un intervalle de fréquence allant de 0 à 500Hz .

Les résultats sont présentés en valeurs relatives par rapport au fondamental (Figure III. 23 a et b).

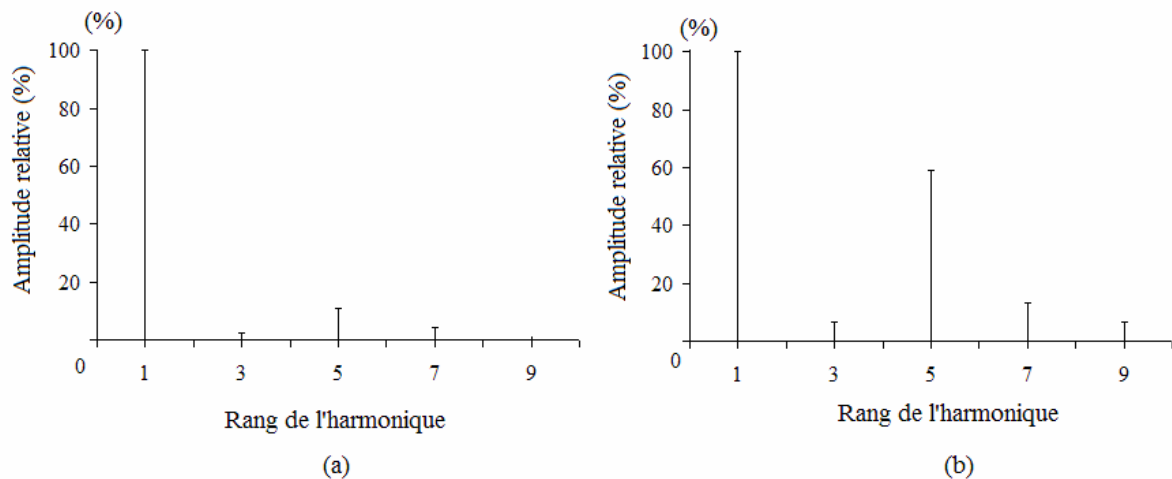


Figure III.23 : Spectre de l'amplitude relative - rang de l'harmonique
(a) de la tension appliquée $v(t)$; (b) de la tension $v'(t)$ (image du courant)

Nous pouvons constater d'après la figure III.23 (a) que le cinquième harmonique est le plus important pour le signal de la tension appliquée. Cependant, celui-ci ne dépasse pas les 11% de la tension fondamentale, tandis que les autres harmoniques (le 3^e et le 7^e) sont très faibles (de l'ordre de 2,17% et 4,34% respectivement).

Pour le signal du courant (Figure III.23 (b)), le cinquième harmonique reste toujours le plus important, mais avec un pourcentage beaucoup plus élevé (59%), par rapport à celui de la tension.

Les autres harmoniques d'ordre impair ($i=3, 7, 9$) ont aussi des pourcentages respectifs relativement importants par rapport à ceux de la tension (resp. 6.5%, 14% et 7%). Des résultats similaires ont été trouvés par d'autres études [9].

Afin de comprendre l'allure du signal du courant ainsi très déformée, nous avons reconstitué le signal de la tension appliquée et du courant de fuite (Figure III.24), à partir de la FFT (Transformée de Fourier rapide), en associant à chaque rang d'harmonique i la sinusoïde appropriée. Pour cela, nous avons procédé à la somme de toutes les sinusoïdes, sans tenir compte des déphasages φ_i .

Puisque l'isolant possède un caractère capacitif, le courant est proportionnel à la dérivée de la tension appliquée par rapport au temps (équation III.3). Nous avons donc développé la tension en cosinus et le courant en sinus. Ainsi, nous avons, pour chaque rang d'harmonique :

$$\begin{cases} v_i(t) = V_i \sqrt{2} \sin(i\omega t) \\ i_i(t) = I_i \sqrt{2} \cos(i\omega t) \end{cases} \quad (\text{III.18})$$

avec :

V_i, I_i : Valeurs efficaces de l'harmonique et i : rang de l'harmonique

et les expressions des tensions et courant s'écrivent :

$$\begin{cases} v(t) = \sum_{i=1}^n v_i(t) \\ i(t) = \sum_{i=1}^{n'} i_i(t) \end{cases} \quad (\text{III.19})$$

Nous avons donc procédé à la somme de chaque sinusoïde ($i=1, 3, 5, 7$ et 9), en remplaçant les valeurs des amplitudes relatives de la tension et du courant à partir de la FFT, et reconstitué les signaux (Figure III.24) :

$$v_r(t) = \frac{\sum_{i=1}^9 V_i \sin(i\omega t)}{V_1} \quad i_r(t) = \frac{\sum_{i=1}^9 I_i \cos(i\omega t)}{I_1} \quad (\text{III.20})$$

avec : $\omega = 100\pi$: la pulsation à la fréquence industrielle 50Hz.

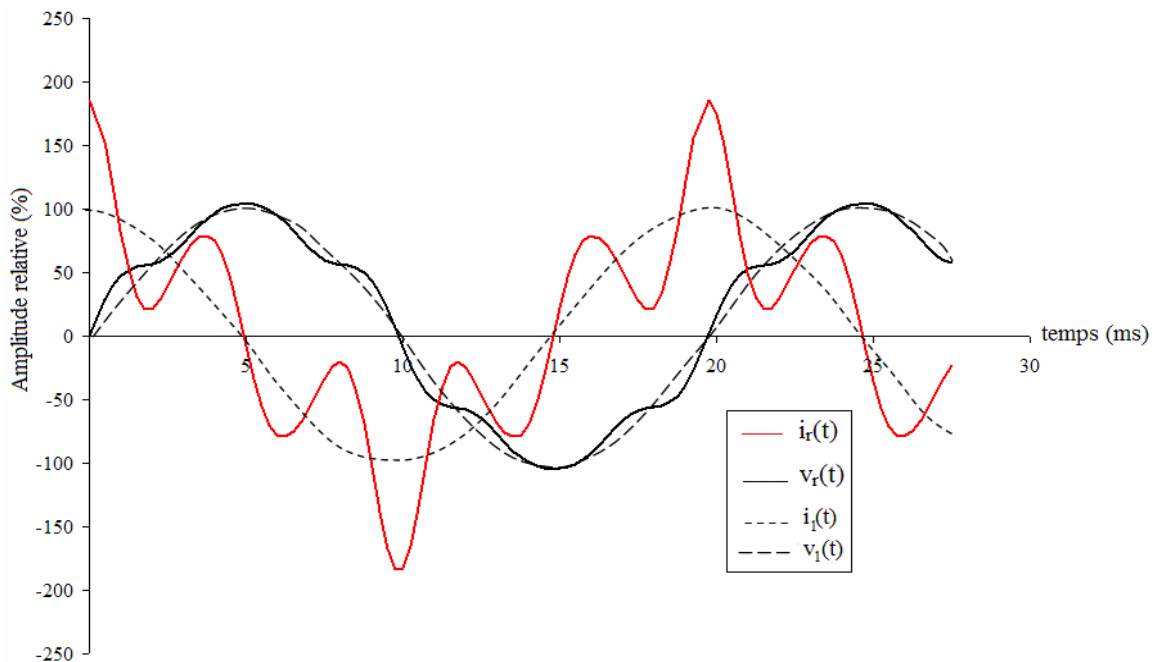


Figure III.24: Formes de la tension appliquée et du courant reconstitués à partir de la FFT

Les courbes représentées en pointillé représentent les courant et tensions fondamentaux. Ceux-ci montrent bien que la tension reconstituée est très proche de la tension fondamentale.

Par contre le courant est très déformé et comporte trois pics dont un est proche du double de l'amplitude fondamentale.

Afin de comprendre l'origine de ces grandes déformations, nous avons utilisé l'expression de la tension reconstituée à partir de la FFT, puis nous avons dérivé cette dernière par rapport au temps, afin d'illustrer le comportement capacitif de l'isolant.

La tension et le courant s'écrivent, en effet, si la tension $v(t)$ comporte i harmoniques :

$$v(t) = \sqrt{2} \sum_{i=1}^n V_i \sin(i\omega t) \Rightarrow i(t) = C_{app} \frac{dv(t)}{dt} = \omega \sqrt{2} C_{app} \sum_{i=1}^n i V_i \cos(i\omega t) = \sqrt{2} \sum_{i=1}^n I_i \cos(i\omega t)$$

On obtient donc :

$$I_i = V_i C_{app} i\omega \quad (III.21)$$

Nous en déduisons que la dérivation de la tension, illustrant le courant de fuite, conduit à multiplier chaque harmonique par son rang i (Figure III.23 (b)). Nous obtenons, par conséquent, un signal où les harmoniques sont fortement amplifiés.

Nous avons donc tracé les deux caractéristiques correspondant aux valeurs relatives ainsi obtenues :

$$\left\{ \begin{array}{l} v_r(t) = \frac{\sum_{i=1}^9 V_i \sin(i\omega t)}{V_1} \\ \left(\frac{dv(t)}{dt} \right)_r = \frac{\sum_{i=1}^9 V_i i \cos(i\omega t)}{V_1} \end{array} \right. \quad (III.22)$$

Ainsi, la figure III.25 illustre la tension reconstituée et sa dérivée en valeurs relatives. Les caractéristiques montrent une similitude entre les deux approches, qui, finalement, montre que les pics obtenus sont dus au caractère capacitif de l'isolant, qui renforce fortement l'amplitude des harmoniques.

Aussi, même si la tension comporte peu d'harmoniques, la nature capacitive du modèle expérimental tend à les amplifier [44, 45], de sorte que les allures des deux signaux sont très différents et la valeur efficace du courant mesuré, est toujours largement supérieure à la valeur efficace du fondamental.

Par contre, la valeur efficace de la tension mesurée peut être considérée comme étant celle du fondamental, puisque les deux courbes ($v_1(t)$ et $v_r(t)$) sont très proches.

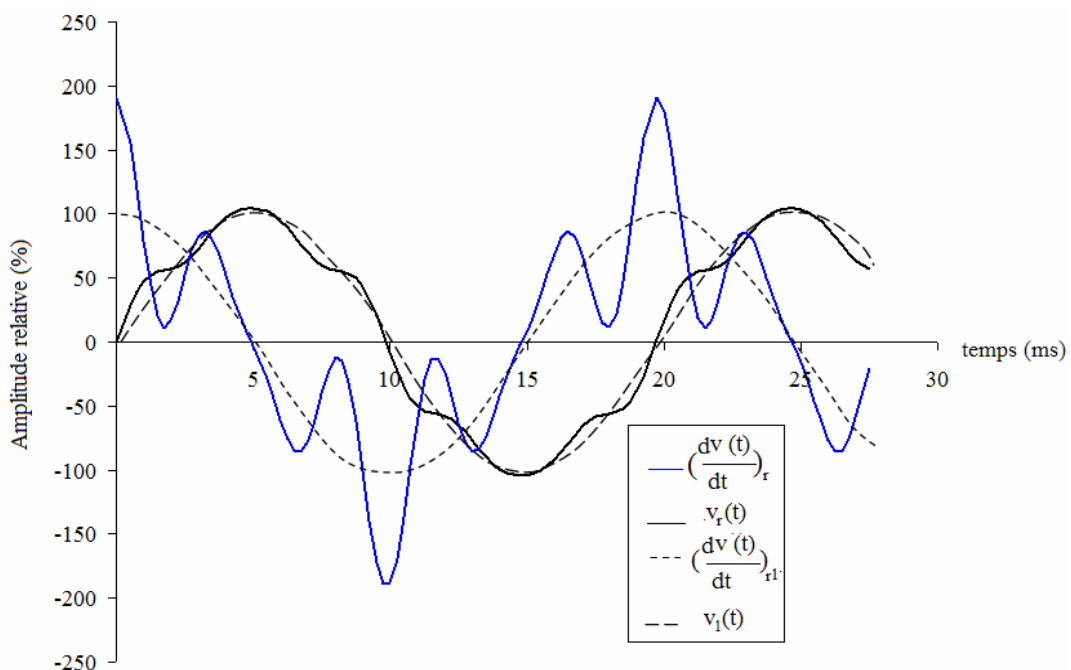


Figure III.25: Formes de la tension reconstituée et sa dérivée en valeurs relatives

La figure III.26 illustre, le courant relatif obtenu par les deux méthodes, et où nous notons que la concordance est assez remarquable.

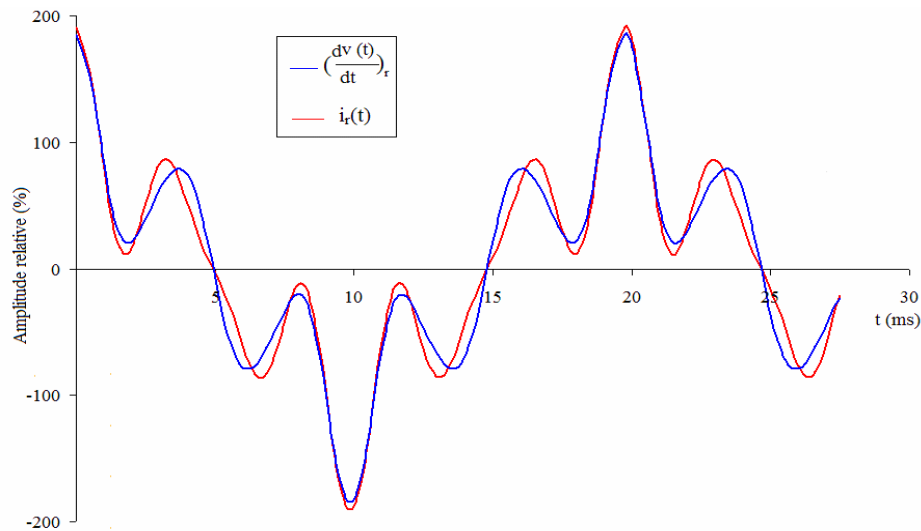


Figure III.26 : Formes du courant de fuite reconstitué et la dérivée de la tension appliquée en valeurs relatives

Pour exprimer le courant efficace relevé, nous avons donc :

$$I_{\text{eff}} = \sqrt{\sum_{i=1}^n I_i^2} \quad (\text{III.23})$$

Il peut être exprimé en fonction du coefficient de distortion harmonique :

$$\text{CDH} = \frac{\sqrt{\sum_{i=2}^{\infty} I_i^2}}{I_1} \quad (\text{III.24})$$

Tel que :

$$I_{\text{eff}} = I_1 \sqrt{1 + \text{CDH}^2} \quad (\text{III.25})$$

III.5.2.2 Courant de fuite en utilisant la méthode capacitive

Les signaux visualisés $v(t)$ et $v'(t)$ (Figure III.27) sont totalement identiques comportant peu d'harmoniques.

On note que $v(t)$ et $v'(t)$ sont en phase, ce qui confirme bien le caractère capacitif pratiquement pur du modèle. La similitude des deux signaux confirme également le caractère linéaire de la capacité mesurée.

Ce résultat est tout à fait conforme à l'équation (III.4 §III.3.5).

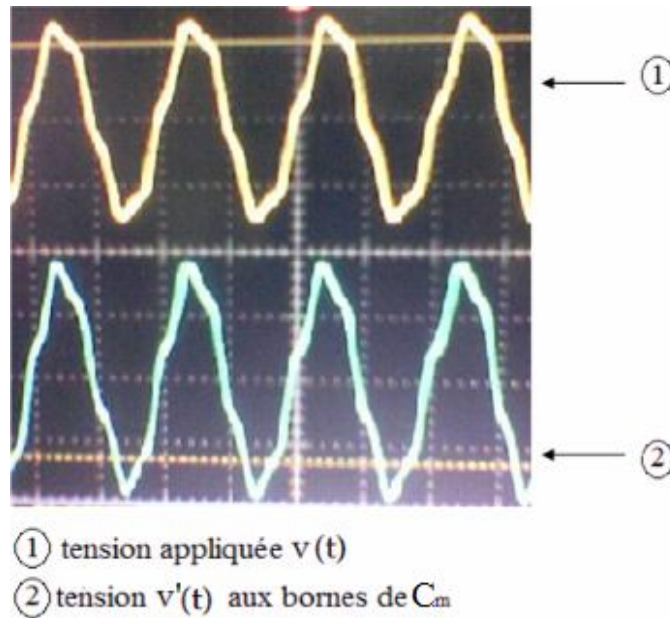


Figure III.27 : Signaux visualisés sur l’oscilloscope

L’analyse spectrale est présentée à la figure ci-dessous:

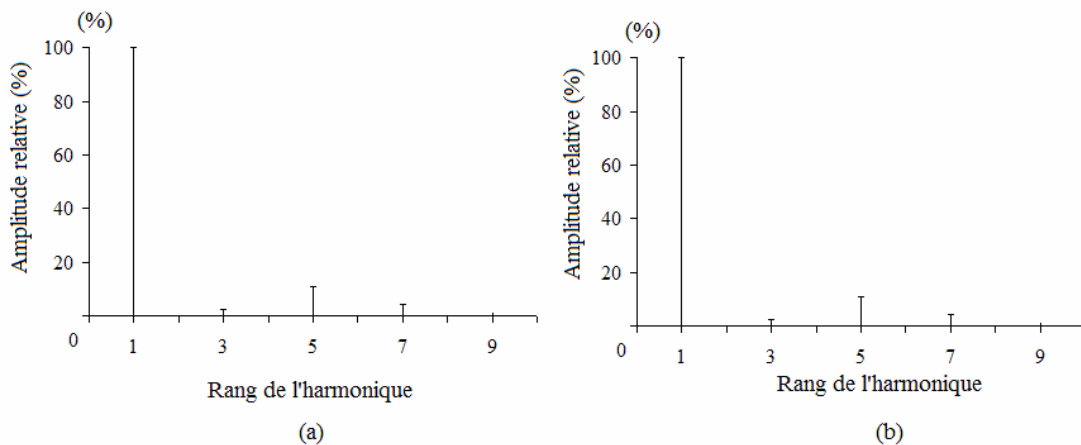


Figure III.28 : Spectre de l’amplitude relative – rang de l’harmonique
 (a) de la tension appliquée $v(t)$; (b) de la tension $v'(t)$

Les signaux analysés par la FFT montrent la parfaite concordance des taux d’harmoniques, dont le plus important (5^e harmonique) ne dépasse pas les 11% du fondamental (Figure III.28(b)).

Si on s’en tient à la valeur fondamentale de la tension $v'(t)$, nous pouvons évaluer sans grande erreur le courant fondamental à partir de la mesure de la charge.

En effet, le taux de distorsion peut être établi :

$$CDH = \frac{\sqrt{\sum_{n=2}^n V_n'^2}}{V_1'} \approx 0,16 \quad (III.26)$$

On peut alors exprimer la relation entre V'_{eff} et V'_1 :

$$V'_{\text{eff}} = V'_1 \sqrt{1 + CDH^2} = V'_1 \sqrt{1 + (0,16)^2} \approx 1,01V'_1$$

L'erreur étant évaluée à 1%, on peut écrire :

$$V'_{\text{eff}} \approx V'_1 \quad (\text{III.27})$$

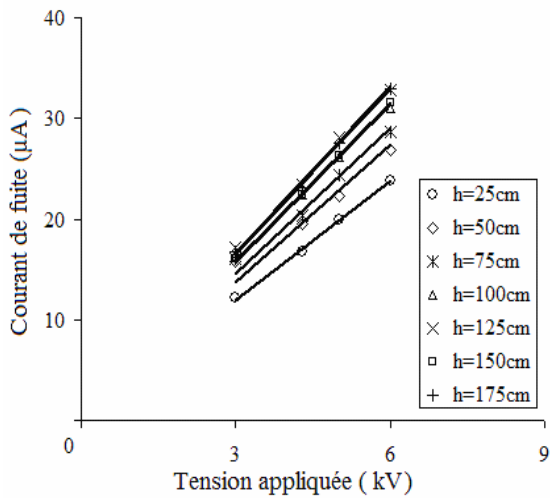
Par conséquent, le courant de fuite fondamental peut s'exprimer comme :

$$I_1 = C_m \omega V'_1 \approx C_m \omega V'_{\text{eff}} \quad (\text{III.28})$$

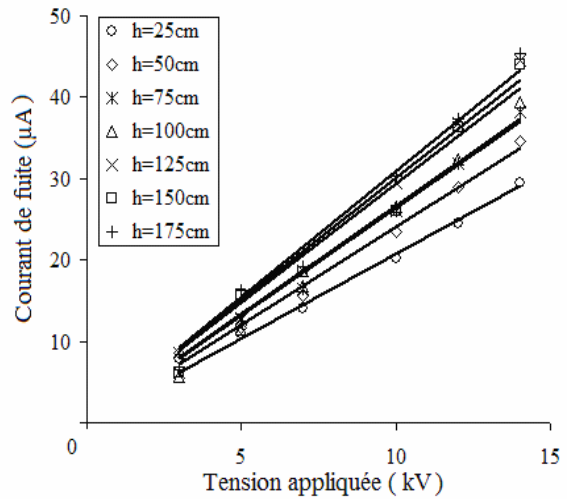
III.5.2.3 Résultats expérimentaux et interprétations

III.5.2.3.1 Influence de la tension appliquée

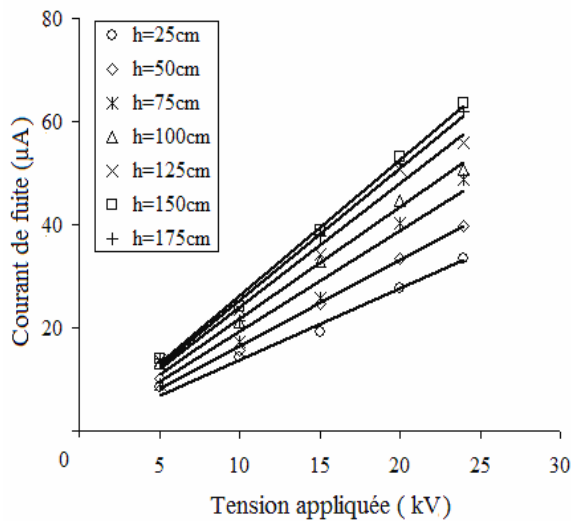
Nous présentons l'ensemble des courbes donnant la variation du courant de fuite par les deux méthodes (résistive et capacitive) en fonction de la tension appliquée, pour différentes hauteurs par rapport au sol et distances inter électrodes (Figure III.26 et III.27).



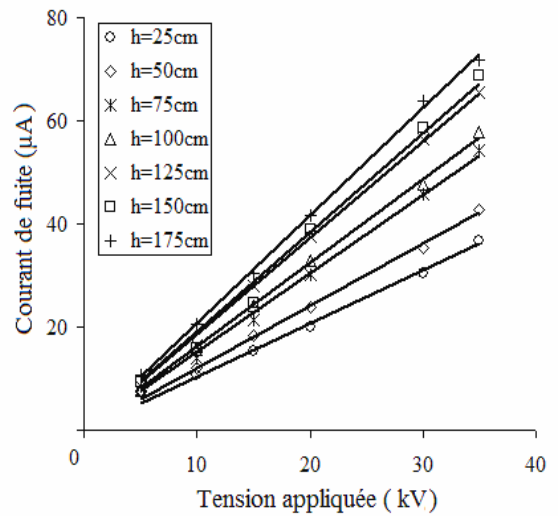
(a) d=4cm



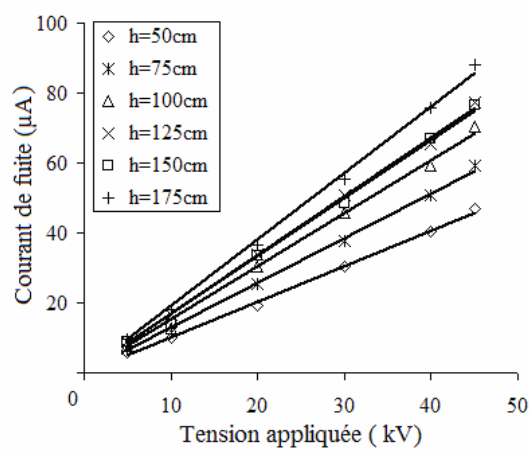
(b) d=6cm



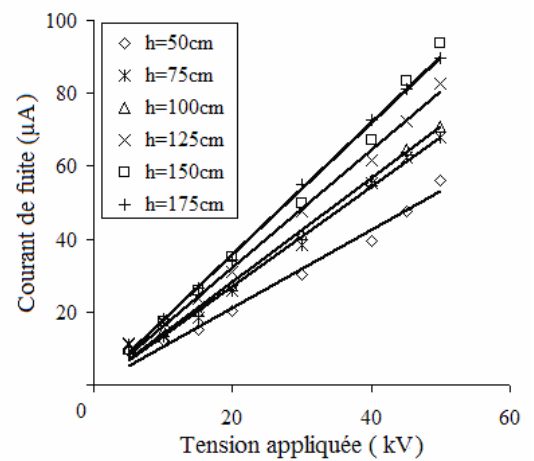
(c) d=12cm



(d) d=18cm

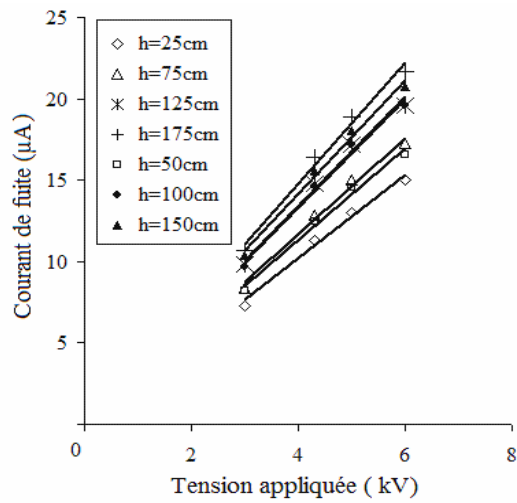


(e) d=24cm

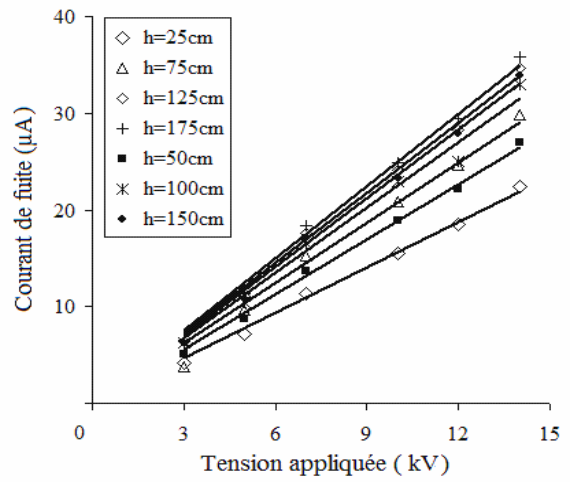


(f) d=30cm

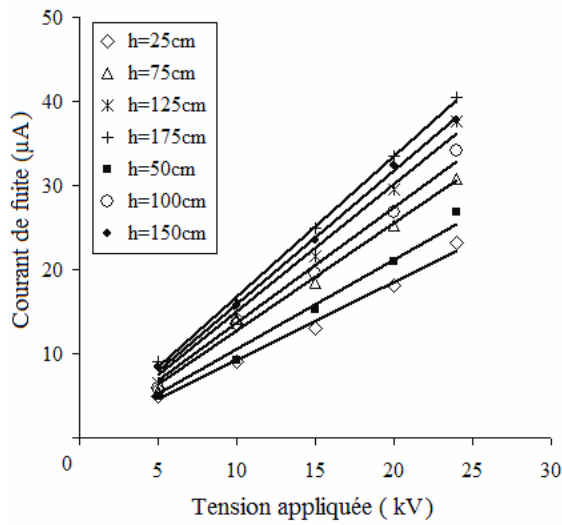
Figure III.29 : Courant de fuite – tension appliquée (par la méthode résistive)



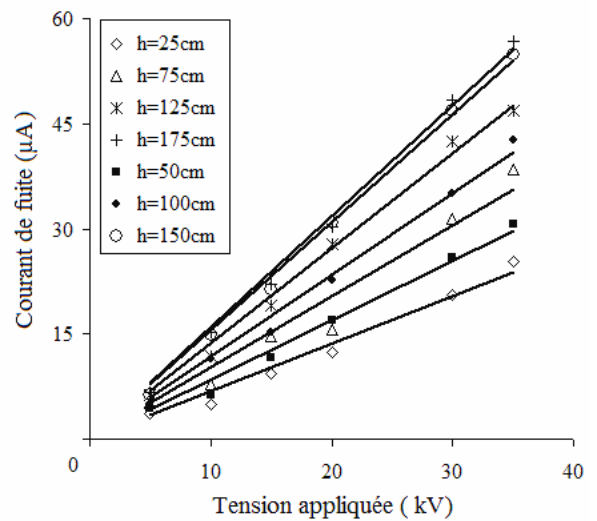
(a) d= 4cm



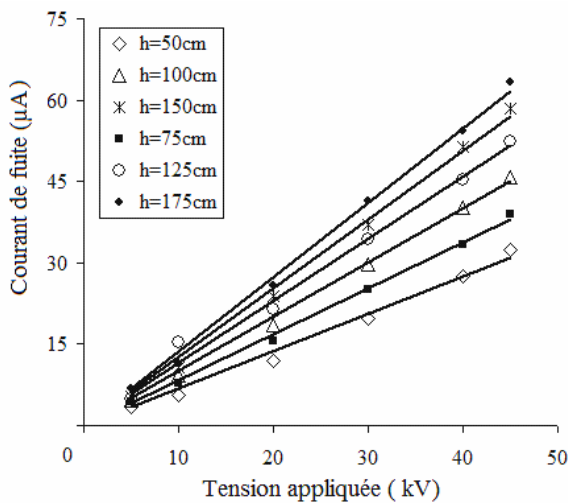
(b) d=6cm



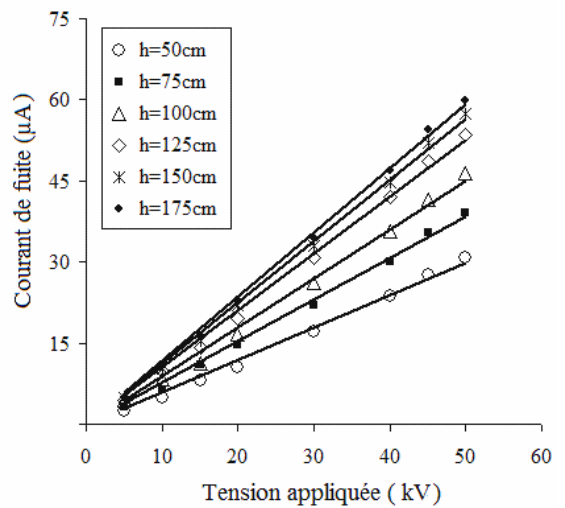
(c) d=12cm



(d) d=18cm



(e) d= 24cm



(f) d=30cm

Figure III.30 : Courant de fuite - tension appliquée (par la méthode de la charge)

Nous pouvons remarquer que l'amplitude du courant de fuite mesuré par la méthode résistive est beaucoup plus importante que celle obtenue par la méthode de la charge ; cette différence, prévisible d'après les analyses spectrales, dépend du taux de distorsion qui varie selon l'état du réseau et du dispositif d'alimentation (transformateur présentant une charge non linéaire) au moment de la prise des mesures.

L'analyse spectrale n'a servi qu'à évaluer à un moment donné les harmoniques des signaux mesurés. La reconstitution des signaux a été effectuée sans prendre en compte les différents déphasages des harmoniques, d'où la différence entre la forme des signaux réels (Figure III.22) et ceux reconstitués (Figure III.24). Ainsi la tension reconstituée est prise comme étant une fonction impaire, alors que signal réel possède une déformation non symétrique qui n'a pas été prise en compte. Cette non symétrie est à l'origine de la différence entre les deux pics latéraux du signal réel du courant.

Ce résultat nous a permis de conclure que la méthode de charge est la plus appropriée pour la mesure du courant de fuite, puisque celui-ci dépend très peu de la pollution du réseau d'alimentation puisqu'il peut être considéré comme étant peu différent du fondamental.

En d'autres termes, si le réseau délivrait une tension non polluée, les deux méthodes conduiraient au même résultat. Malheureusement, le caractère capacitif de l'isolant amplifie très fortement les harmoniques et peut donc donner lieu à des résultats non reproductibles.

Le modèle choisi est caractérisé par la présence d'une zone sèche, d'où l'absence totale d'arcs partiels. Dans ces conditions, le courant de fuite reste faible ; il est évalué en micro ampère.

En analysant les courbes des figures (III.29 et III.30) nous remarquons que pour toutes les configurations, l'évolution du courant de fuite en fonction de la tension appliquée, est une droite qui passe par l'origine.

Ainsi malgré l'application de tensions relativement élevées (inférieures à 50% de la tension de contournement), l'isolant garde son caractère linéaire.

Ce caractère linéaire conduit à une capacité (ou impédance) toujours constante quelque soit le niveau de la tension appliquée.

III.5.2.3.2 Influence de la hauteur par rapport au sol

La figure III. 31 illustre la variation du courant de fuite par la méthode de la charge en fonction de la hauteur.

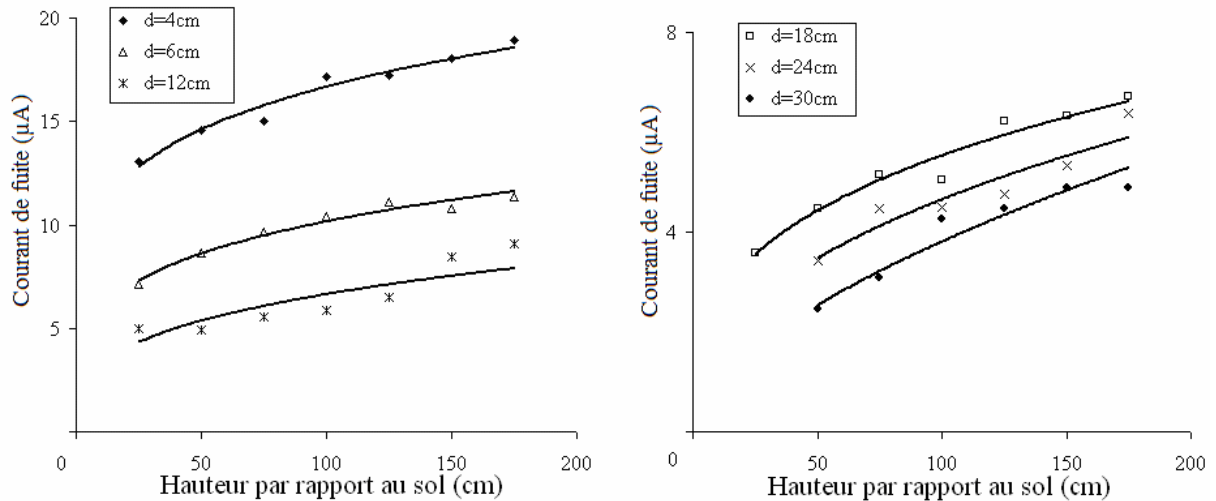


Figure III.31: Courant de fuite par la méthode de charge – hauteur par rapport au sol (tension appliquée 5kV)

L'allure des caractéristiques est conforme aux observations faites précédemment.

L'élévation de la hauteur engendre, au même titre que la capacité, l'accroissement du courant. Cette augmentation est plus importante pour les grandes distances inter électrodes ($d=12$ à 30cm) et pour des hauteurs allant jusqu'à 125cm .

En outre, l'augmentation de l'amplitude du courant peut atteindre le double lorsque la hauteur passe de 25cm à 175cm ($d=30\text{cm}$ par exemple).

III.6 Simulations et discussions

La simulation du modèle adopté expérimentalement nous permet, d'une part, de visualiser les phénomènes électriques à partir de l'illustration des champs, et, d'autre part, de confronter les valeurs expérimentales et simulées. Le modèle numérique ainsi validé peut alors être étendu à d'autres configurations.

Dans le travail de simulation, nous prenons en compte uniquement la présence du sol, en négligeant l'influence des autres conducteurs ou objets à proximité du modèle plan – plan (Figure III.32), qui existent au niveau du laboratoire (transformateur, diviseur de tension, conducteurs, ...) (Figure III.7).

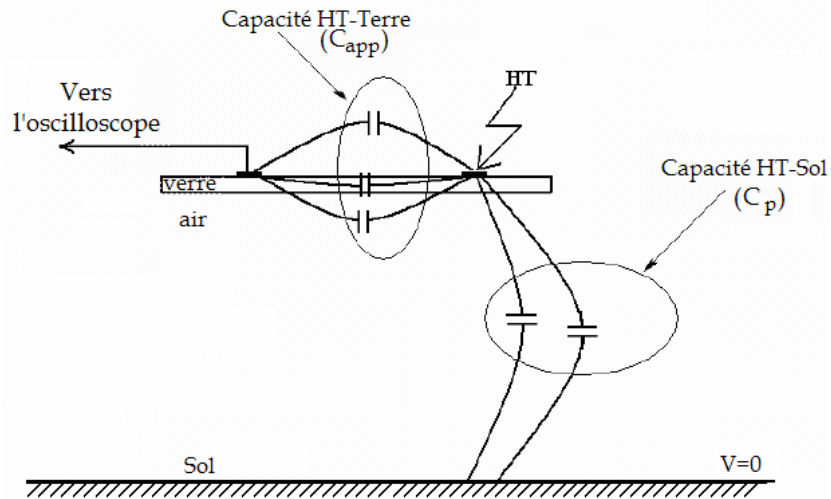


Figure III. 32 : Illustration du dispositif isolant

L'analyse par simulation a permis de déterminer l'évolution de la capacité en fonction de la hauteur. Il a été aussi possible d'illustrer, grâce au logiciel FEMM4 (Finite Element Magnetism Method), basé sur les équations classiques de l'électromagnétisme la charge induite sur les différents conducteurs (HT, Terre et Sol) afin de comprendre l'influence de la répartition de la charge sur la capacité mesurée.

III.6.1 Modèle numérique

III.6.1.1 Hypothèses de travail

Nous avons fait varier, par simulation, les mêmes paramètres géométriques que ceux adoptés au cours de l'expérimentation.

L'approche par simulation de notre modèle a été faite à l'aide du logiciel à deux dimensions, utilisant la méthode des éléments finis, FEMM4. Nous effectuons l'hypothèse que la longueur D des électrodes est suffisamment élevée pour négliger les effets de bords ($D \gg d$). Par conséquent, l'analyse du champ peut être effectuée sur une section plane du modèle. Nous nous ramenons donc à un modèle bidimensionnel, permettant l'utilisation du logiciel (Figure III.33).

Un axe OX est choisi sur le modèle, dont l'origine coïncide avec l'extrémité de la plaque, et nous désignons par (x) la distance d'un point de l'interface par rapport à cette origine.

La surface du sol est représentée par un second axe $O'Y$, dont l'origine coïncide avec le contour d'intégration choisi, et nous désignons par (y) la distance d'un point de la surface par rapport à cette origine.

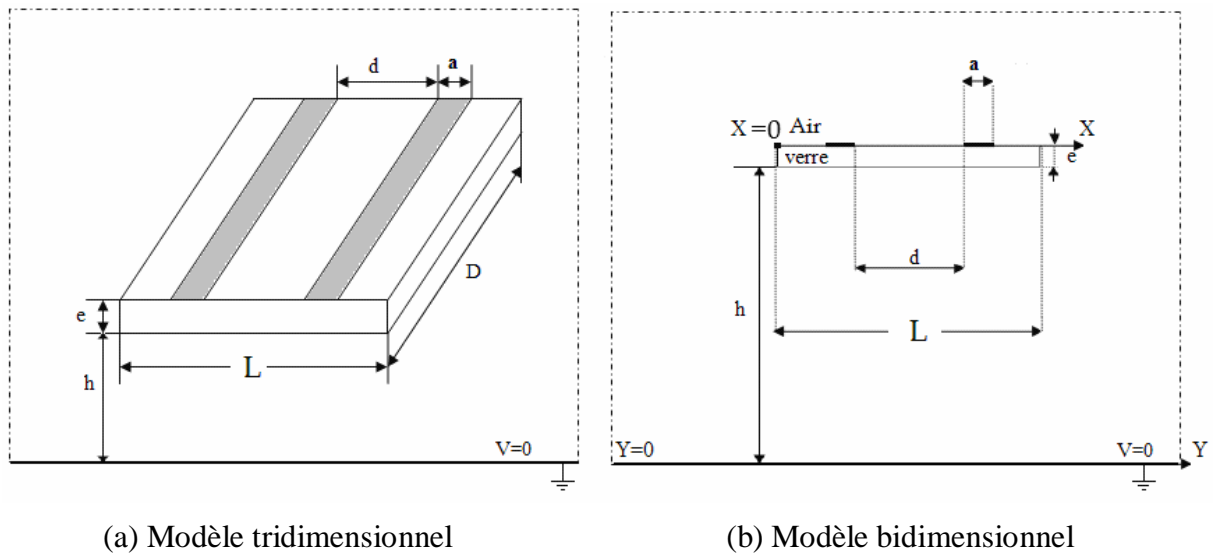


Figure III.33 : Modèle simulé avec le choix de l'origine

III.6.1.2 Choix des conditions aux limites

Les conditions aux limites choisies sont représentées sur la figure III.34, avec prise en compte de l'influence du sol situé à la distance variable h, où le potentiel imposé (condition de Dirichlet) est de 0V. Les autres contours sont choisis en appliquant à leurs surfaces respectives les conditions de Neumann ($\partial V / \partial n = 0$).

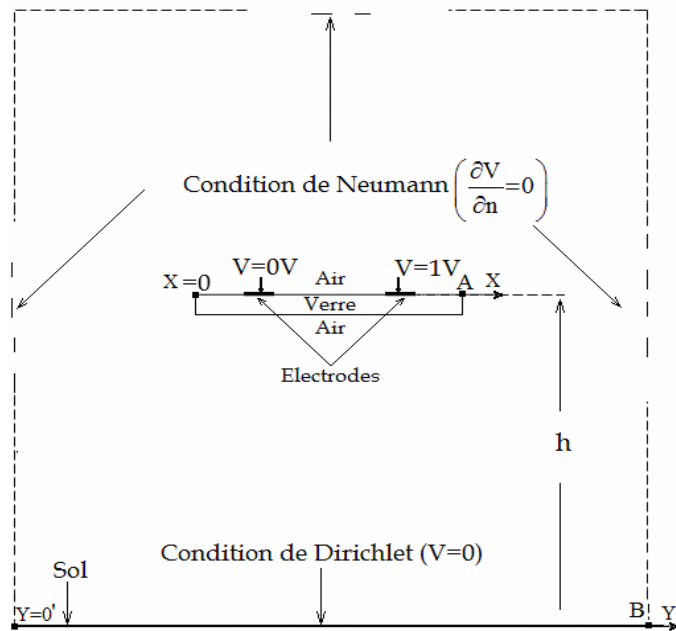


Figure III.34 : Conditions aux limites et choix des paramètres de calcul

III.6.1.3 Choix des contours d'intégration

Pour illustrer les différents champs, nous choisissons deux contours d'intégration (Figure III.34) :

- Par rapport à l'axe OX , le contour OA est choisi correspondant à l'interface associée à la surface de séparation des différents milieux, à savoir l'interface air-verre et l'interface conducteur-air correspondant à la surface externe S_e du conducteur exposée à l'air.
- Par rapport à l'axe $O'Y$ le contour O'B est choisi sur la surface du sol.

La composante normale de l'induction à la surface des conducteurs renseigne sur la distribution de la charge. Par ailleurs, la charge totale permettant de déterminer la capacité est celle répartie sur la surface totale du conducteur, à savoir sur les deux surfaces : externe S_e exposée à l'air, et interne S_i collée sur la plaque (interface conducteur-verre).

En intégrant sur toute la surface du conducteur, on peut donc déterminer la capacité de ce dernier : celle-ci se détermine par le simple rapport charge/potentiel.

Nous avons opté pour une tension de 1V, la charge Q calculée au niveau de l'électrode terre est alors égale à la capacité C_{app} . C'est, en effet, cette dernière qui doit être comparée à la capacité mesurée.

III.6.2 Capacités simulée et mesurée

Sur les figures (III.35 (a)-(f)), nous présentons les caractéristiques de la capacité apparente simulée comparée à celle mesurée, en fonction de la hauteur par rapport au sol.

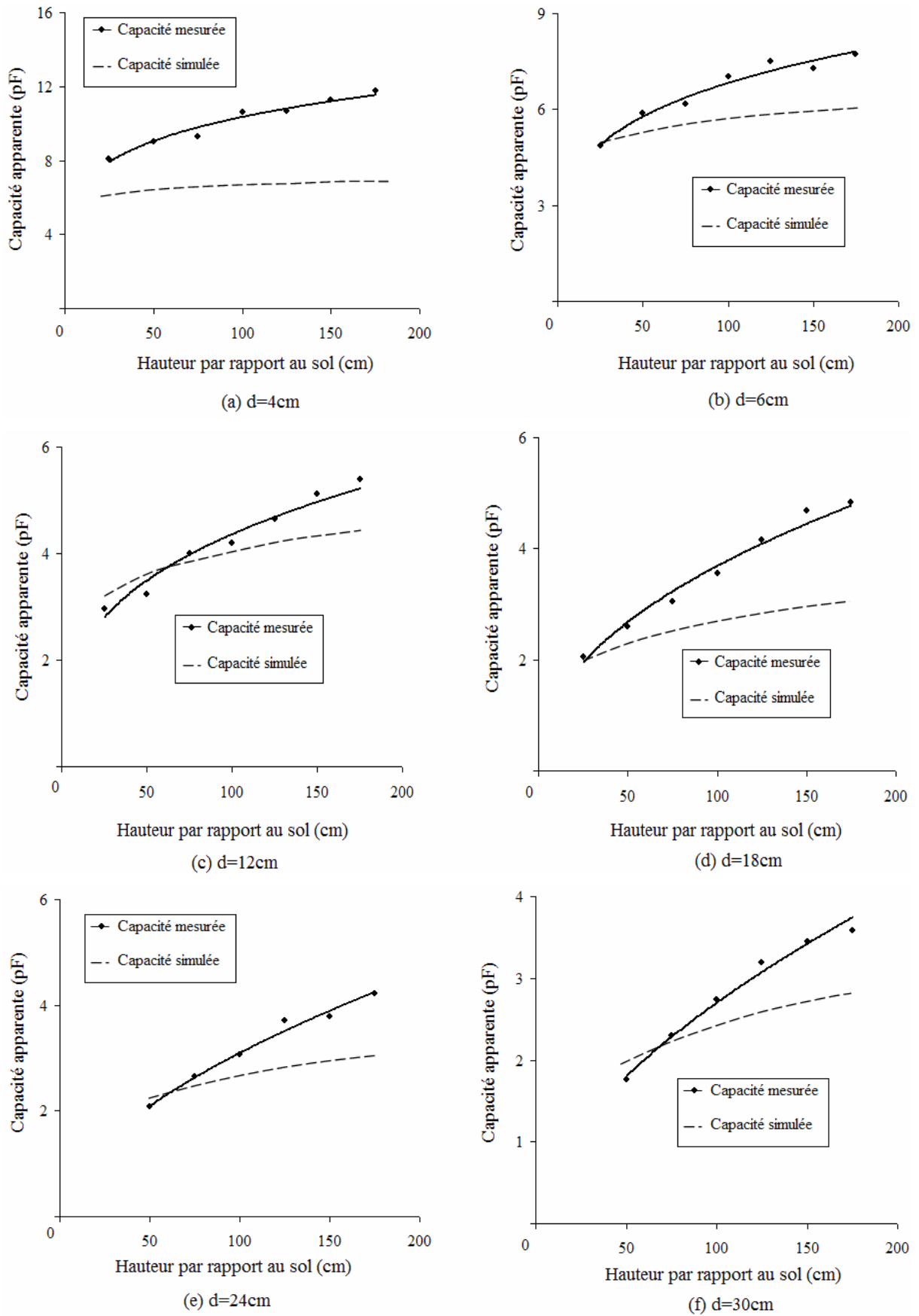


Figure III.35 : Capacité apparente – hauteur par rapport au sol

Les caractéristiques établies présentent la même évolution, et montrent qu'il existe une assez bonne concordance entre le calcul théorique et les résultats expérimentaux. Ce qui nous permet de confirmer que l'approche par le logiciel FEMM donne des résultats cohérents.

Hormis la configuration où $d=4\text{cm}$, nous observons que les courbes théoriques et expérimentales sont très proches et même confondues pour les faibles hauteurs (jusqu'à 75cm). Puis, elles divergent pour les grandes hauteurs.

L'accroissement expérimental de la capacité est donc plus important que celui prévu par simulation. Cela pourrait être dû aux conditions expérimentales (conditions atmosphériques, plusieurs objets conducteurs aux alentours du modèle d'essais, hypothèses simplificatrices pour le calcul en bidimensionnel, phénomènes de décharges dues à l'application des tensions élevées, etc...) qui ne sont pas pris en compte dans le travail de simulation.

Nous en concluons que si l'approche par simulation permet de donner un ordre de grandeur tout à fait acceptable des caractéristiques du modèle, il n'en demeure pas moins que, dans la réalité, il faut surévaluer les résultats obtenus, puisque les conditions expérimentales sont plus sévères que celles simulées.

III.6.3 Distribution des charges

III.6.3.1 Distribution des charges sur les conducteurs HT et terre (contour OA)

Nous avons déjà vu dans l'exemple pris au paragraphe III.2, que les charges se répartissent d'une manière non équitable sur les deux électrodes soumises à une différence de potentiel, lorsqu'un conducteur parasite à potentiel imposé se situe à proximité.

Afin de visualiser la distribution de charge sur les électrodes HT et Terre, nous avons considéré deux configurations extrême ($d=4$ et 30cm), et pour deux hauteurs également extrêmes (25 et 150cm) (Figures III.36 et III.37).

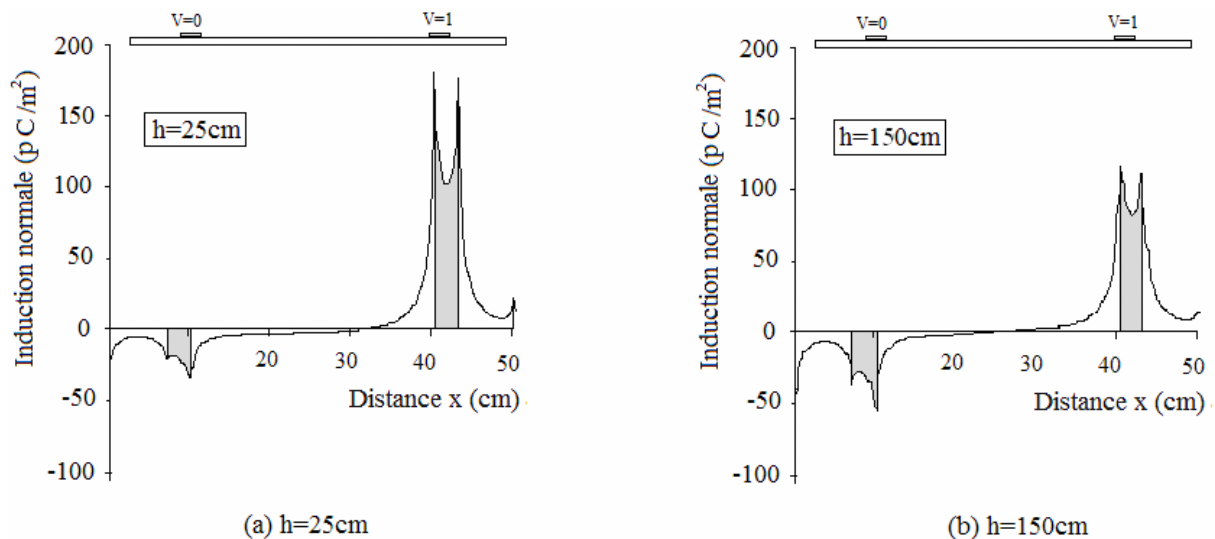


Figure III.36 : Induction normale sur le contour OA pour $d=30\text{cm}$

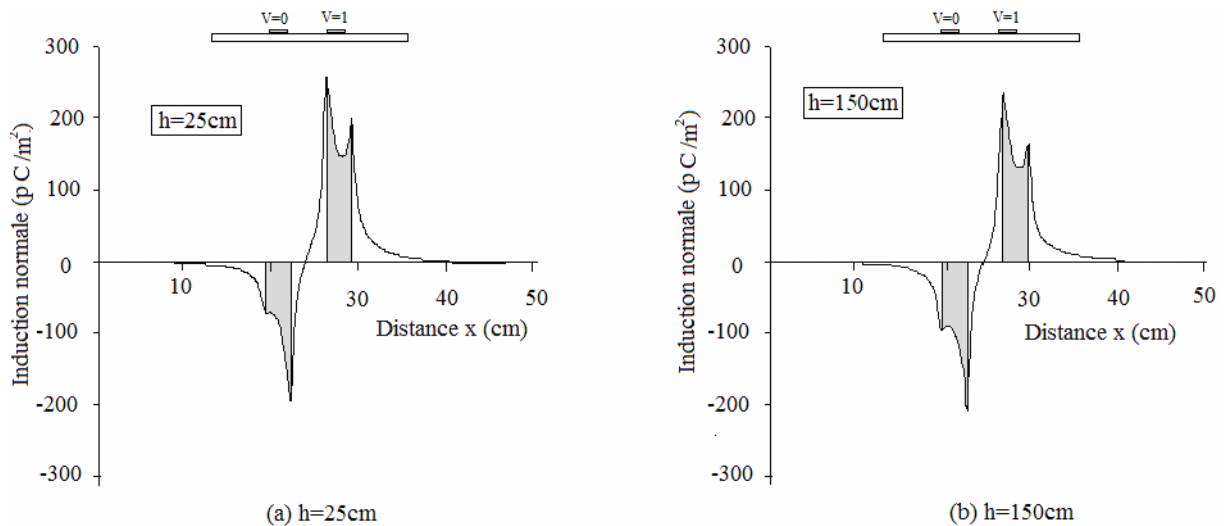


Figure III.37 : Induction normale sur le contour OA pour $d=4\text{cm}$

Nous remarquons que les charges, illustrées par les surfaces représentées en gris, sont concentrées principalement sur les extrémités intérieures des électrodes : il s'agit de l'effet de proximité entre les deux conducteurs.

Ainsi qu'on peut le constater, les deux électrodes, soumises à une différence de potentiel de 1V, ne se chargent pas de la même manière selon la hauteur 'h' et la distance 'd'. Les figures III.36 et III.37 montrent qu'en augmentant la hauteur, la charge au niveau de l'électrode mise à la terre augmente ; expliquant ainsi l'allure croissante de la capacité en fonction de la hauteur par rapport au sol (Figure III.17).

Dans tous les cas, une partie de la charge est absorbée par le sol conducteur. Cela se traduit par une diminution de la charge reçue par l'électrode terre. Cette diminution est d'autant plus importante que l'électrode se rapproche du sol et que la distance inter électrodes est grande.

Nous remarquons également que le rapprochement au sol produit l'effet inverse sur l'électrode HT où on constate une augmentation de la charge.

Pour les faibles distances ($d=4\text{cm}$), nous constatons une légère différence entre la quantité de charges accumulées sur les deux électrodes (terre et HT). Cette différence est légèrement accentuée par le rapprochement au sol : augmentation de la charge HT et diminution de la charge terre. Par contre, pour les grandes distances ($d=30\text{cm}$), le déséquilibre en charge est très important, et ce, même pour la hauteur de 150cm.

Ceci explique les grandes différences entre les capacités mesurées pour les faibles et grandes hauteurs et montre bien que la hauteur de 150cm n'est pas suffisante pour négliger l'effet du sol pour les grandes distances inter électrodes.

III.6.3.2 Distribution des charges sur le sol (contour O'B)

La figure III.38 illustre la distribution de charges absorbées par le sol pour les deux distances ($d=4$ et 30cm). La répartition des charges au niveau du sol est concentrée dans la zone située au dessous de l'électrode HT de notre dispositif expérimental. En outre, la quantité de charge est d'autant plus importante que le dispositif se rapproche du sol. Pour les grandes hauteurs, la charge au niveau du sol diminue considérablement (courbes 4 et 5). Cela ne signifie pas que le sol exerce moins d'influence, puisque tout dépend de la distance inter

électrodes. Par ailleurs, pour une même hauteur, la charge sur le sol est légèrement plus élevée pour la distance de 30cm.

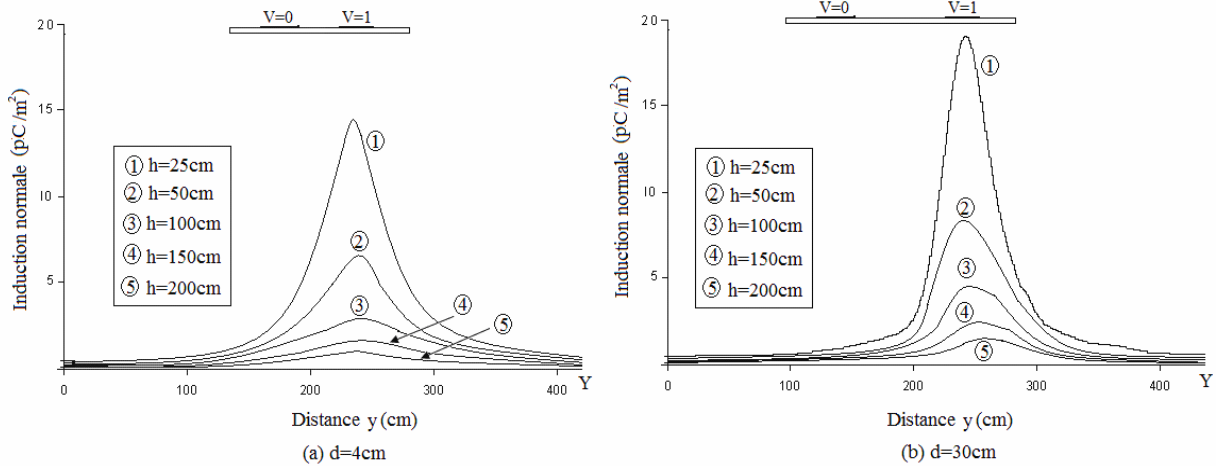


Figure III. 38 : Induction normale absolue au niveau du sol

III.6.4 Capacités associées aux trois conducteurs en fonction de la hauteur

La mesure expérimentale de la capacité du modèle est effectuée à partir de l'électrode mise à la terre. Elle nous renseigne sur la quantité de charge reçue sur cette borne.

Dans la simulation, nous pouvons déterminer les charges associées aux trois conducteurs HT, terre et sol. La borne HT est la source de la charge électrique dont une partie part vers la borne terre et une autre partie sera absorbée par le sol. On a donc :

$$\text{Capacité globale (C}_{HT}) = \text{Capacité apparente (C}_{\text{terre}}) + \text{Capacité du sol (C}_{\text{sol}})$$

La figure III.39 illustre, pour d=30 et 4cm, l'évolution de la capacité pour différentes hauteurs.

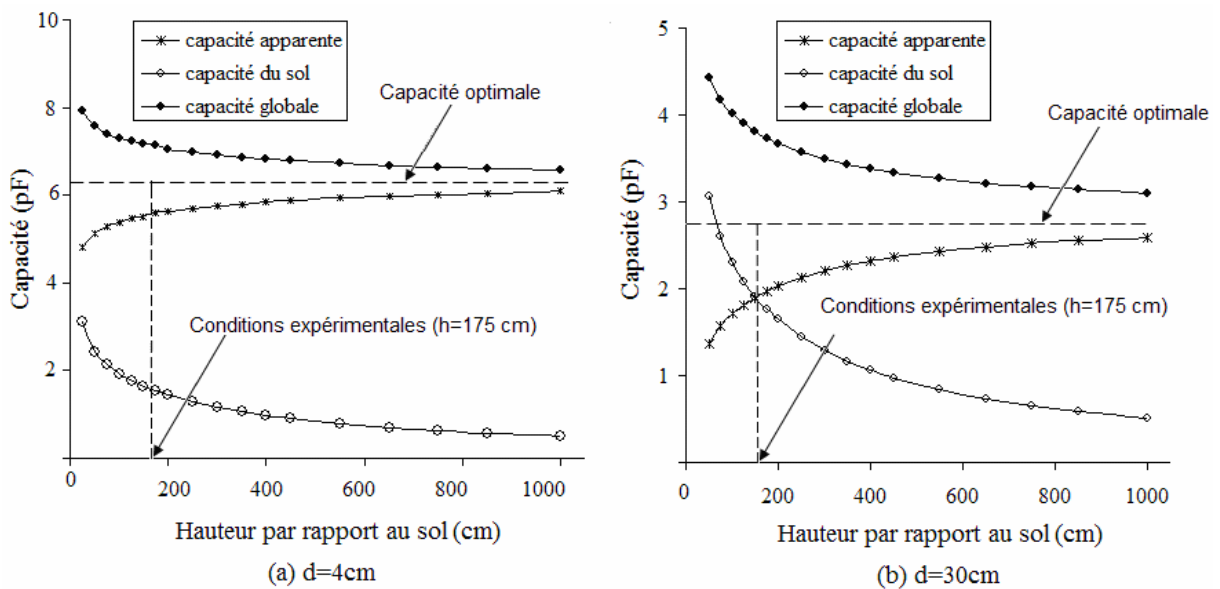


Figure III.39 : Capacités – hauteur par rapport à la terre

Nous remarquons que l'allure de la charge accumulée sur l'électrode HT et le sol varient de la même manière en fonction de la hauteur, contrairement à celle de la borne terre, qui décroît.

Nous constatons un écart très important entre la capacité apparente et celle du sol pour la distance de 4cm, alors qu'il est modéré pour $d=30\text{cm}$.

A partir d'une certaine hauteur seuil, la capacité apparente tend vers une capacité optimale $C_o(d)$, obtenue par simulation en supprimant la présence du conducteur, le système se retrouvant ainsi complètement isolé.

Pour $d=4\text{ cm}$, la capacité atteint rapidement $C_o(4)$, alors que pour $d=30\text{ cm}$, il faut augmenter considérablement la hauteur pour atteindre $C_o(30)$

Si on considère que la différence entre la capacité optimale $C_o(d)$ et la capacité apparente, on peut dire qu'il s'agit de l'erreur effectuée sur la détermination de la capacité.

Nous illustrons sur les figures suivantes les erreurs absolue et relative de la capacité apparente, pour les deux distances inter électrodes ($d=4$ et 30cm) en fonction de la hauteur. Cette dernière a été variée de 25 à 1000cm .

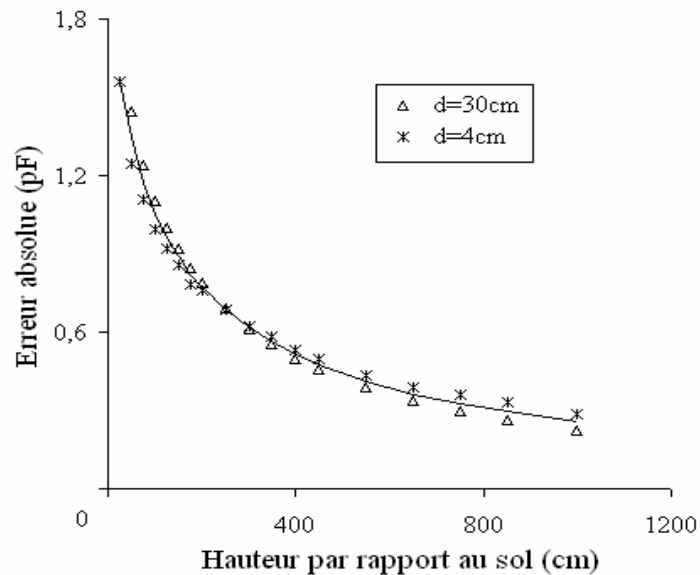


Figure III.40 : Erreur absolue – hauteur par rapport au sol

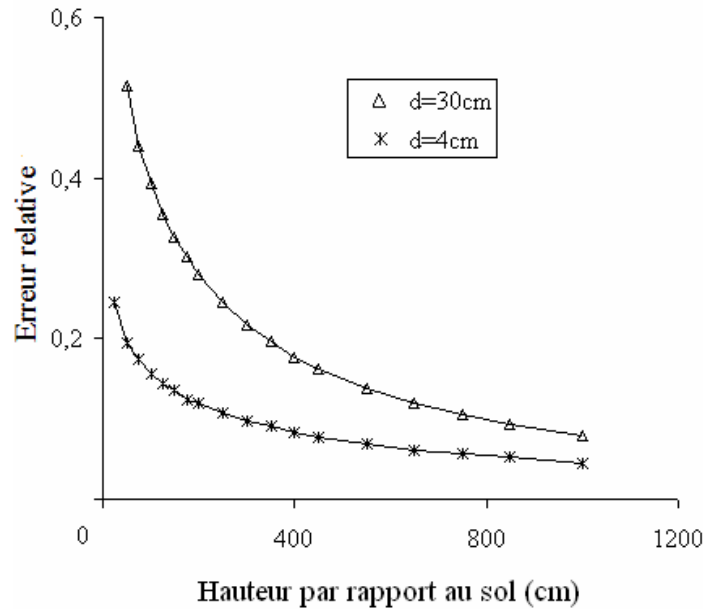


Figure III.41 : Erreur relative – hauteur par rapport au sol

D'après la figure III.40, nous pouvons constater que l'erreur absolue, est pratiquement indépendante de la distance inter électrodes, elle diminue avec l'augmentation de la hauteur. Ce qui confirme que la présence du sol peut être négligée à partir d'une certaine hauteur seuil. Tandis que l'erreur relative dépend sensiblement de la distance inter électrodes où nous remarquons qu'elle est plus importante pour $d=30\text{cm}$ (Figure III.41).

En outre, la variation de cette erreur est plus élevée pour les petites hauteurs.

Si on se fixe comme exigence une erreur relative de 10%, celle-ci est atteinte à une hauteur de 250cm pour $d=4\text{cm}$, et de 750cm pour $d=30\text{cm}$.

Cela confirme donc parfaitement les conclusions expérimentales, qui prévoient une grande erreur relative, même pour de grandes hauteurs, et surtout pour les grandes distances inter électrodes.

III.7 Conclusion

Ce chapitre nous a permis de mettre en évidence l'influence du sol sur les différentes mesures effectuées pour caractériser notre modèle expérimental. Les conclusions suivantes peuvent être tirées à partir des résultats expérimentaux et simulés obtenus :

- La tension de contournement reste quasiment constante pour des hauteurs $h \leq 125\text{cm}$. Elle commence à augmenter légèrement et se stabilise à une valeur constante pour $h \geq 150\text{cm}$, d'où l'existence de deux paliers de tensions. Par ailleurs, les caractéristiques de la tension de contournement en fonction de la distance inter -électrodes ont une forme légèrement incurvée vers l'axe des abscisses.
- La tension de contournement obtenue dans le cas du modèle plan-plan dépend très peu de la hauteur par rapport au sol. A l'inverse, le courant de fuite, pour les mêmes configurations, dépend fortement de cette hauteur.
- La méthode de la charge nous a permis de mesurer la capacité apparente du système. Cette dernière augmente d'une manière considérable en fonction de la hauteur par rapport

au sol, surtout pour les grandes distances inter électrodes. A l'inverse, pour une même hauteur, la capacité décroît avec l'augmentation de la distance inter électrodes suivant une allure hyperbolique et nous confirmons l'allure quasi logarithmique associée de l'impédance apparente [43]. Par ailleurs, les caractéristiques de la capacité et de l'impédance équivalente ont été vérifiées par le logiciel de calcul du champ FEMM4 (Finit Element Magnetic Method) : les résultats obtenus concordent avec ceux expérimentaux.

- Vu le grand écart observé entre le courant efficace réel et celui déduit par la mesure de la charge, nous avons jugé nécessaire d'effectuer un traitement des signaux visualisés sur l'oscilloscope. Il en ressort que :
 - ✓ Le signal du courant de fuite mesuré à l'aide de la méthode de résistance présente les harmoniques d'ordre impair dont la fréquence ne dépasse 350Hz (les autres étant négligeables). Par ailleurs, celui déduit à partir de la méthode de la charge semble être un courant fondamental.
 - ✓ Le courant de fuite varie linéairement en fonction de la tension appliquée, ce qui montre que l'impédance totale du système pratiquement constante quelque soit le niveau de la tension appliquée.
 - ✓ Le courant de fuite augmente d'une manière remarquable avec l'élévation de la hauteur : son amplitude peut pratiquement doubler lorsque la hauteur passe de 25 à 175cm.
- Illustrée à partir de la composante normale de l'induction électrique à l'aide du logiciel FEMM4, sur les électrodes terre, HT, et sur le sol, la répartition des charges au niveau du sol est concentrée dans la zone située en face de l'électrode HT. Pour les grandes distances inter électrodes, il faut une hauteur beaucoup plus élevée que 175 cm pour négliger l'effet du sol, puisque les charges induites sur les conducteurs terre et sol sont pratiquement égales. Au contraire, l'effet du sol est plus modéré pour les faibles distances, puisque les charges induites sur le conducteur terre sont, dans ce cas, beaucoup plus élevées que celles sur le sol. Ceci a finalement permis d'expliquer les allures croissantes des courants relevés en fonction de la hauteur, par une consommation supplémentaire capacitive du sol, illustrée par les charges induites sur ce dernier.

Conclusion générale

Conclusion générale

Ce travail porte sur l'étude du degré d'influence du sol sur le comportement d'un modèle d'isolateur plan-plan. Des essais au laboratoire de Haute Tension ont été effectués. Nous nous sommes intéressées à la tension de contournement, le courant de fuite et la capacité apparente du modèle. Ce dernier est constitué d'une plaque de verre parallélépipédique, sur laquelle sont déposées deux électrodes rectangulaires en papier aluminium. Deux paramètres ont été variés : la distance inter- électrodes 'd' et la hauteur 'h' par rapport au sol.

Pour établir le lien entre la capacité mesurée et les charges accumulées sur la surface des conducteurs (Haute Tension et Terre) ainsi que le sol, nous avons fait une approche par simulation du modèle expérimental, par le biais du logiciel de calcul bidimensionnel du champ électrique FEMM4 (Finite Element Magnetism Method), en gardant les mêmes paramètres géométriques (dimensions du modèle). Par la suite, nous avons comparé la capacité simulée du modèle à celle mesurée.

Il ressort de notre étude expérimentale que :

- La tension de contournement ne varie que lorsque la hauteur dépasse un certain seuil (125cm), d'où l'existence de deux paliers de tension. Le système est plus rigide lorsque le dispositif est le plus éloigné du sol. Toutefois, l'écart entre les deux paliers reste assez modéré (aux environs de 8%).
- La visualisation des deux signaux de la tension d'alimentation et la tension aux bornes de la capacité utilisée pour la mesure de la charge a permis de montrer la nature fortement capacitive du dispositif.
- Un traitement de signal a permis d'interpréter l'allure très déformée du courant de fuite obtenu par la méthode résistive. Cette distorsion est due au caractère capacitif du dispositif qui amplifie considérablement les harmoniques, déjà présents, au secondaire du transformateur.
- Le courant de fuite croît d'une manière linéaire avec la tension appliquée. Ce caractère linéaire montre que l'impédance totale du système est pratiquement constante quelque soit le niveau de la tension appliquée.
- Pour toutes les distances inter électrodes, le courant de fuite augmente avec l'éloignement du dispositif par rapport au sol, de même que la capacité. A partir de cette dernière, nous avons pu tirer l'impédance apparente du modèle qui diminue avec l'augmentation de la hauteur. L'écart observé entre les capacités mesurées pour les deux valeurs extrêmes de la hauteur (25 et 175cm) est le plus élevé pour la distance inter électrodes de 30cm.
- Pour une même hauteur, l'impédance croît de manière quasi logarithmique en fonction de la distance inter électrodes, avec une stabilisation pour les grandes distances. Ce résultat est conforme avec d'autres travaux effectués au laboratoire de Haute Tension [43].

Les résultats établis par le logiciel FEMM4 sont comparables avec ceux obtenus lors des mesures. Par ailleurs, afin de comprendre le lien entre les résultats simulés obtenus et la

répartition des charges, nous avons visualisé la composante normale de l'induction sur les conducteurs. Les principaux résultats retenus sont les suivants :

- La répartition des charges au niveau du sol est concentrée dans la zone située au dessous de l'électrode HT.
- Pour une même distance inter électrode, la quantité de charge augmente au niveau du sol lorsque la hauteur par rapport au sol diminue. Cette augmentation se fait au détriment de l'électrode Terre qui voit sa charge diminuer. Cela se traduit, ainsi que nous l'avons établi en pratique, par une diminution du courant reçu par l'oscilloscope.
- Pour une même distance inter électrodes, la capacité apparente évolue jusqu'à atteindre la capacité optimale établie pour une influence nulle du sol (système isolé). La capacité optimale est atteinte pour une hauteur qui dépend de la distance inter électrodes.
- Pour la distance de 30cm, l'erreur relative de la capacité apparente simulée est très élevée, même pour la hauteur maximale (175cm) que nous avons adoptée. Cette erreur pourrait être revue à la hausse puisque dans l'environnement réel, les conditions expérimentales (la présence de la porte métallique, objets et conducteurs à proximité du modèle, transformateur d'essais, diviseur de tension, ...etc), sont plus sévères que celles simulées.

Etant donné que le sol influe incontestablement sur les mesures effectuées, il est recommandé :

- d'opérer à des hauteurs supérieures à 125cm, quelque soit le dispositif de mesure où les distances dépassent la dizaine de centimètres.
- de garder toujours la même hauteur et les mêmes conditions environnementales pour tous les essais effectués au niveau de notre laboratoire.

Bibliographie

- [1] **A.K.Mujunder, N.Vasudev, K.N.Ravi Channakeshava**, "Pollution test method of insulators under dc voltage using dust chamber", Ninth International Symposium on High Voltage Engineering, Grätz, Autriche, 28 Aout-1 September 1995.
- [2] **A.S.A.Farag, F.M.Zedan, T.Cheng**, "Analytical studies of HV insulators in Saudi Arabia: theoretical aspects", IEEE Transactions on Electrical Insulation Vol. 28 No. 3, pp. 379-392, June 1993.
- [3] **J.Y.Saison**, "Etude du phénomène d'humidification de dépôts naturels et artificiels de pollution sur des isolateurs électriques", Thèse de Doctorat Es-Sciences, Université de Strasbourg, France, 1992.
- [4] **Z.Sahli**, "Etude de la non uniformité de la pollution sur les caractéristiques de contournement des isolateurs réels pollués sous tension continue", Mémoire de Magister, Département d'électrotechnique, Université Abderrahmane Mira de Bédjaïa.
- [5] **Z.Djemai, F.Bennai**, "Essais sur site et au laboratoire d'isolateurs contaminés par la pollution industrielle au bord de la mer", Projet de Fin d'Etudes, Département de Génie Electrique, Ecole Nationale Polytechnique d'Alger, Juin 1986.
- [6] **D.Namane**, "Effet de discontinuité de la couche de pollution sur le comportement d'isolateurs haute tension, sous la fréquence 50 Hz", Thèse de Magister, Département de Génie Electrique, Ecole Nationale Polytechnique d'Alger, Février 1998.
- [7] **A.Mekhaldi**, "Etude des phénomènes de conduction et de décharge électrique sur des surfaces isolantes polluées sous tension alternative 50 Hz", Thèse de Doctorat d'Etat, Département de Génie Electrique, Ecole Nationale Polytechnique d'Alger, Septembre 1999.
- [8] **M.Teguar, A.Mekhaldi, A.Boubakeur**, "Algorithm for HV insulator flashover under discontinuous pollution", Archives of Electrical Engineering, Vol. LI, No. 2, pp. 119-136, 2002.
- [9] **M.Teguar**, "Modélisations d'isolateurs pollués soumis à divers paramètres électro géométriques", Thèse de Doctorat d'Etat, Département de Génie électrique, Ecole Nationale Polytechnique, Avril 2003.
- [10] **A. Cimador, S.Vilet**, «La Pollution des isolateurs » *EDF-Epure*, No 27, Juillet 1990.
- [11] **A.Mekhaldi, S.Bouazabia**, "Conduction phenomena on polluted insulating surface under AC high voltages", 9^e International Symposium on High Voltage Engineering, Rapport 3174, Grätz, Autriche, 28 Août -1^e Septembre 1995.
- [12] **A.Bouarouri, R.Ladjal**, "Comportement et caractérisation électriques d'un modèle d'isolateur sous tension alternative", Projet de Fin d'Etudes, Département de Génie Electrique, Ecole Nationale Polytechnique d'Alger, Juin 2006.
- [13] **K.Nassour, M.Braham, M.Rahli, A.Bendaoud, M.Miloudi** "Modélisation numérique par la méthode des éléments finis de la distribution du potentiel et du champ électrique le long d'un isolateur haute tension", Conférence Nationale sur la Haute Tension, Taghit 5-7 Novembre 2007.
- [14] **O.W.Andersen** "Finite element solution of complex potential electric fields", IEEE Trans. PAS, Vol. 96, Juillet-Aout 1977, p. 1156-1161.
- [15] **D.Dumora**, "Matériaux isolants cramiques en électrotechnique", Techniques de l'ingénieur D275-1975.
- [16] **G.Riquel, E.Span genberg**, "De la céramique au synthétique", *EDE-Epure*, No. 58, Avril 1998.

- [17] **Y.Porcheron**, "Lignes aériennes : matériels entrant dans la constitution d'une ligne aérienne", Techniques de l'ingénieur D4425-1997.
- [18] http://www.hydroquebec.com/terminologie/chroniques/chro_isolateur.html.
- [19] **X.Ducouret**, "Lignes aériennes : matériels, isolateurs", Techniques de l'ingénieur D4423-2006.
- [20] **M.Teguar, A.Boubakeur**, "Pollution des isolateurs de haute tension", Cours de Graduation, Laboratoire de Haute Tension, Département de Génie Electrique, Ecole Nationale Polytechnique d'Alger, Janvier 2004.
- [21] "Lignes et Postes : Choix et coordination des isolement", Techniques de l'ingénieur, 2008.
- [22] **J.Keller-Jacobsen, Aa.Pedersen, J.K.Rasmussen, A.Henriksen, C.Lindqvist, S.Smedsfelt** "Essais au laboratoire et en plein air pour dimensionner correctement les isolateurs exposés à la pollution saline", CIGRE, Rapport 33-11, 1978.
- [23] **D.A.Swift**, "AC disc insulators: accumulation of pollution within and around the pin cavity", 7^e International Symposium on High Voltage Engineering, Rapport 44-22, Dresde, Allemagne, 26-30 Août 1991.
- [24] **M.A.B.El-Koshairy, E.El-Sharkawi, M.M.Awad, H.E.M. Zarzoura, M.M.Khalifa, A.Nosseir**, "Performances de chaînes d'isolateurs haute tension soumises à la pollution du désert", CIGRE, Rapport 33-09, 1982.
- [25] **M.Awad, M.Said, A.Arafa, A.Sadeek**, "Effect of sandstorms with charged particles on the flashover and breakdown of transmission lines" CIGRE, Rapport 15-306, 2002, Paris, France.
- [26] **L.Soucy**, " Effet de la fonte et de la pollution sur la tension de tenue maximale des isolateurs recouverts de glace", Mémoire de Maîtrise en Ingénierie, Université du Québec à Chicoutimi, 1996.
- [27] **M.Farzaneh, C.Volat, J.Zhang**, "Role of air gaps on ac withstand voltage of an ice-covered insulator string", IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation Vol. 13, No. 6, December 2006.
- [28] **P.Claverie, Y.Porcheron**, "How to choose insulators for polluted areas", IEEE Trans. PAS, Vol. 92, No. 3, May-June 1973, p. 1121-1131.
- [29] **L.L.Alston, S.Zoledziowski**, "Growth of discharges on polluted insulators" IEEE, Trans. PAS, Vol. 110, No. 7, Juillet 1963, p.1260-1266.
- [30] **J.P.Holtzhausen**, "The relationship between the parameters affecting the Ac pollution performance of a cylindrical insulator", 9th International Symposium on High Voltage Engineering, Rapport 3233, Autriche, 28 Août -1^e Septembre 1995.
- [31] **J.Danis**, "A Stochastic Pollution Flashover Model", 4th International Symposium on High Voltage Engineering, Rapport 46 - 12, Septembre 5 - 9, 1983, Athènes, Grèce.
- [32] **R.Sundarajan, R.S.Gorur**, "Dynamic arc modeling of pollution flashover of insulators under dc voltage", IEEE Trans. on Elec. Insul. Vol. 28, No. 2, April 1993.
- [33] **F.Obenaus**, "Fremdschichtüberschlag und Kriechweglänge", Deutsche Elektrotechnik, Vol.4, 1958, p. 135-136.

- [34] **C.Volât**, "Modélisation physique et numérique par la méthode des éléments finis de frontière de la distribution du potentiel et du champ électrique le long d'un isolateur standard de poste 735 kV recouvert de glace", Thèse de Doctorat en ingénierie, Université du Québec à Chicoutimi, Juin 2002.
- [35] **Z.Aydogmus, M.Cebeci**, "A New Flashover Dynamic Model of Polluted HV Insulators", IEEE, Trans. DEI, Vol. 11, No. 4; Aout 2004, p. 577-584.
- [36] **A.Rumeli**, "Homojen Kirle Kapi Yüksek Gerilim Isolatörlerinin Dayamin Gerilimlerinin Hesaplanması", METU Engineering Faculty, p. 35, 1979.
- [37] **A.Rumeli, M.Hizal** and Y.Demir, "Analytical Estimation of Flashover Performances of Polluted insulators", MADARAS, Vol. 02, pp. 01-06, 1981.
- [38] **E.Nasser**, "Contamination flashover of outdoor insulation", ETZ-A, Vol. 93, pp. 321-325, 1972.
- [39] **M.Teguar**, "Etude Mathématique des Mécanismes de Développement des Décharges Electriques sur des Isolateurs Installés en Régions Polluées", Thèse de Magister, Département de Génie Electrique, Laboratoire de Haute Tension, Ecole Nationale Polytechnique d'Alger, Algérie, Juillet 1993.
- [40] **A.Mekhaldi, M.Teguar, A.Beroual**, "Algorithm for pollution flashover calculations ", Archives of Electrical Engineering, Vol. XLV, No. 4, pp. 385-397, 1996.
- [41] **P.Claverie**, "Predetermination of the behaviour of polluted insulators", IEEE Trans. PAS, Vol. 90, No. 4, pp.1902-1908, Juillet 1971.
- [42] CEI 60-1, "Techniques des essais à haute tension. 1- Définitions et Prescriptions Générales relatives aux Essais", Deuxième Edition, 1989.
- [43] **R.Timghellette**, "Effet d'une interface air isolant sur le contournement et le courant de fuite apparent à la fréquence industrielle", Mémoire de Magister, Département de Génie Électrique, Ecole Nationale Polytechnique d'Alger, Décembre 2007.
- [44] **M.Aguet, M.Lanoz**, "Haute tension", Volume XXII, Deuxième édition, Traité d'Electricité de Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, 1990
- [45] **C.Collombet, J.Lupin, J.Shonek**, "Perturbations harmoniques dans les réseaux pollués et leur traitement", Cahier Technique 152 de Schneider, édition septembre 1999.