

UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À
L'UNIVERSITÉ DU QUÉBEC À CHICOUTIMI
COMME EXIGENCE PARTIELLE
DU DOCTORAT EN INGÉNIÉRIE

par

Christophe Volat

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

juin 2002



Mise en garde/Advice

Afin de rendre accessible au plus grand nombre le résultat des travaux de recherche menés par ses étudiants gradués et dans l'esprit des règles qui régissent le dépôt et la diffusion des mémoires et thèses produits dans cette Institution, **l'Université du Québec à Chicoutimi (UQAC)** est fière de rendre accessible une version complète et gratuite de cette œuvre.

Motivated by a desire to make the results of its graduate students' research accessible to all, and in accordance with the rules governing the acceptance and diffusion of dissertations and theses in this Institution, the **Université du Québec à Chicoutimi (UQAC)** is proud to make a complete version of this work available at no cost to the reader.

L'auteur conserve néanmoins la propriété du droit d'auteur qui protège ce mémoire ou cette thèse. Ni le mémoire ou la thèse ni des extraits substantiels de ceux-ci ne peuvent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

The author retains ownership of the copyright of this dissertation or thesis. Neither the dissertation or thesis, nor substantial extracts from it, may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

RÉSUMÉ

L'objectif principal de cette recherche était de calculer les distributions du potentiel et du champ électrique le long d'un isolateurs de poste standard recouvert de glace accumulée en régime humide. En particulier, cette recherche visait à accroître les connaissances sur les phénomènes précédant les contournements électriques des isolateurs de poste qui se produisent généralement en période de fonte. Comme il était très difficile de mesurer de façon précise la distribution du potentiel et surtout du champ électrique le long d'un isolateur de poste glacé, l'utilisation d'une méthode numérique par l'intermédiaire d'un logiciel commercial s'est avérée être une des meilleures solutions compte tenu de la difficulté des mesures. À cet effet, la Méthode des Éléments Finis de Frontière était la mieux adaptée aux contraintes imposées par le problème. De plus, cette méthode numérique avait été appliquée avec succès dans le calcul du potentiel et du champ électrique autour des isolateurs pollués dont le comportement électrique est semblable de celui des isolateurs recouverts de glace. Par conséquent, des simulations numériques ont été entreprises en 2-D et 3-D.

Les simulations 2-D ont servi principalement de base et de soutien aux simulations tridimensionnelles puisqu'il a fallu commencer par une modélisation simple de l'isolateur de poste recouvert de glace compte tenu du fait qu'il n'existait pas, à notre connaissance, d'études numériques portant sur le sujet de cette recherche. La modélisation 2-D de l'isolateur recouvert de glace s'est faite suivant le plan de symétrie séparant l'isolateur et le dépôt de glace en deux parties égales puisqu'il a été supposé que la glace s'accumulait sur la moitié de l'isolateur. Ainsi, les simulations 2-D ont permis de mettre en évidence l'influence d'un film d'eau conducteur et de sa conductivité, l'influence de la position d'un intervalle d'air le long de l'isolateur, l'influence de la longueur de l'intervalle d'air et la présence d'un arc électrique partiel le long d'un intervalle d'air sur les distributions du potentiel et du champ électrique le long d'un isolateur de poste recouvert de glace. Cependant, la comparaison des résultats numériques aux résultats expérimentaux a démontré que la modélisation 2-D n'était pas tout à fait adaptée à la géométrie de l'isolateur puisque l'erreur relative moyenne était d'environ 22,5 %, d'où la nécessité d'effectuer les simulations en 3-D afin d'améliorer la précision des résultats.

Pour les simulations 3-D et pour des fins de simplification, il a été supposé que la glace s'était accumulée sur la totalité de l'isolateur, c'est-à-dire sur 360°. Cette considération faite, la modélisation d'une portion de 15° de l'isolateur de poste recouvert de glace a suffi à simuler le comportement général de ce dernier. La comparaison des résultats numériques

aux résultats expérimentaux ont permis de démontrer la validité du modèle tridimensionnel. Ainsi, une erreur relative moyenne entre les résultats expérimentaux et numériques de 2,6 % a été obtenue démontrant ainsi la fiabilité et la pertinence de la *M.E.F.F* dans la prédiction de la distribution du potentiel et du champ électrique le long d'une géométrie aussi compliquée qu'est un isolateur de poste recouvert de glace. Les simulations 3-D pour une période d'accumulation et pour deux périodes de fonte ont été réalisées d'après les observations expérimentales réalisées en chambre climatique et à partir desquelles les différents modèles ont été élaborés. De plus, l'étude de l'influence des intervalles d'air ainsi que la présence d'un arc électrique partiel sur la distribution du potentiel et du champ électrique a été entreprise.

Les simulations d'une période d'accumulation ont permis de démontrer que la position des intervalles d'air était principalement déterminée par la distribution du potentiel et du champ électrique le long de l'isolateur de poste propre. En effet, pour l'isolateur propre, une chute de tension importante a été observée le long des trois premières jupes situées près de l'électrode *H.T.*, c'est-à-dire exactement à l'endroit précis où se sont formés les intervalles d'air. De plus, ces simulations ont permis de mettre en évidence l'influence du film d'eau ainsi que la quantité en eau servant à l'accumulation qui est principalement responsable de la création de l'intervalle d'air situé entre la dernière jupe et l'électrode à la terre.

En période de fonte, la présence d'un film d'eau très conducteur à la surface du dépôt de glace entraîne une forte chute de tension le long des différents intervalles d'air. Pour de fortes conductivités du film d'eau, environ 96 % de la tension appliquée se retrouve aux bornes des différents intervalles d'air et ce, indépendamment de leur nombre et de leur longueur. Cependant, plus la longueur est importante, plus le champ électrique moyen le long des intervalles d'air, E_{gm} , diminue. Lorsque la chute de parties de glace survient, cela modifie considérablement les distributions du potentiel et du champ électrique le long de l'isolateur glacé. En comparant les deux périodes de fonte simulées, on a pu observer que le nombre d'intervalles d'air présents après la chute de glace avait un rôle important dans le processus de redistribution de la tension appliquée le long des intervalles d'air, pouvant ainsi inhiber ou provoquer le contournement de l'isolateur. Cette remarque est aussi valide dans le cas où un arc électrique partiel est présent le long d'un des intervalles d'air. Pour un dépôt de glace présentant deux intervalles d'air situés respectivement près des électrodes, la position d'un troisième intervalle d'air intercalé entre ces deux derniers n'a pas d'influence sur le champ électrique moyen E_{gm} . C'est uniquement la chute de tension le long de chaque intervalle d'air qui se modifie en fonction de la position du troisième intervalle d'air. De plus, il a été démontré que pour une même distance d'arc répartie sur un, deux et trois intervalles d'air, le champ électrique moyen le long des intervalles d'air, E_{gm} , variait peu.

ABSTRACT

The main objective of the research was to calculate the voltage and electric field distributions along a standard substation insulator covered with wet-grown ice. More specifically, the research aimed to increase knowledge of the phenomena preceding flashover on substation insulators in melting conditions. Since precise measurement of voltage and especially electric field distribution along an ice-covered substation insulator is very difficult, a numerical method used in commercial software was found to be one of the best solutions, considering the difficulty of measurement. For that purpose, the Boundary Element Method (*B.E.M.*) was best suited to the task. Moreover, this numerical method had been successfully applied in voltage and electric field calculations along polluted insulators, which behave similarly to ice-covered insulators. Consequently, 2-D and 3-D numerical simulations were undertaken.

The 2-D simulations were mainly used as the basis and support for 3-D simulations since a simple ice-covered substation insulator model had to be constructed, because numerical studies of this type were, to our knowledge, unavailable. Two-dimensional modelling of the ice-covered insulator was performed on the basis of a symmetrical diagram, separating the insulator and the ice deposit into two equal parts, based on the idea that ice only accumulates on one side of the insulator. Thus, the 2-D simulations revealed the influence of a water film and its conductivity, the influence of an air gap the location along the insulator, the influence of the air gap length, and that of a partial arc along an air gap on the voltage and electric field distributions along an ice-covered substation insulator. However, the comparison of numerical results to those of laboratory tests showed that 2-D modelling did not represent well the geometry of the insulator since the average relative error was around 22.5%, hence the need for a 3-D model to increase accuracy.

For the 3-D simulations and to simplify matters, it was supposed that ice accumulated on the entire surface of the insulator, that is to say over 360°. This considered, modelling of a 15° portion of an ice-covered substation insulator was enough to simulate its general behaviour. Comparison of numerical and experimental results validated the three-dimensional model. Thus, a relative average error of 2.6% between experimental and numerical results was obtained, which demonstrated the reliability and pertinence of the *B.E.M.* for the prediction of voltage and electric field distributions on such a complex geometry as that of an ice-covered substation insulator. Three-dimensional simulations for one accretion period and two melting periods were performed according to experimental observations in a cold chamber, from which the various models were designed. Moreover,

study of the influence of air gaps and a partial arc on voltage and electric field distributions was undertaken.

Simulations of an accretion period showed that air-gap position was mainly determined by the voltage and electric field distribution along a clean substation insulator. In fact, for the clean insulator, a considerable voltage drop was observed along the first three sections near the *H.V.* electrode, exactly where the air gaps were formed. These simulations also showed the influence of a water film and quantity of freezing water, the second being the main cause of the formation of the air gap located between the last section and the ground electrode.

During melting, the presence of a highly conductive water film on the surface of the ice leads to considerable voltage drops along the various air gaps. When the water film is highly conductive, approximately 96% of the applied voltage is concentrate around the edges of the air gaps, regardless of their number and lengths. However, the greater the length of an air gap, the lower is the average electric field, E_{gm} , along it. When ice falls off, voltage and electric field distributions are considerably altered. By comparing the two simulated melting periods, it was observed that the number of air gaps created by the ice falling off played an important role in the redistribution process of the applied voltage along the air gaps, thus inhibiting or causing flashover. This is just as valid when a partial arc appears along one of the air gaps. For an ice deposit having two air gaps each located near an electrode, the location of a third air gap between the other two does not influence the average electric field, E_{gm} . Only the voltage drop along each air gap is altered as a result of the third air gap. Moreover, it was showed that for a same arcing distance across one, two, or three air gaps, the average electric field along the air gaps, E_{gm} , showed little variation.

REMERCIEMENTS

Cette recherche a été réalisée dans le cadre de la Chair Industrielle sur le Givrage Atmosphérique des Équipements des Réseaux Électriques (*GIGELE*) CRSNG/Hydro-Québec/UQAC, en collaboration avec l'Université Laval.

Je tiens à exprimer ma profonde gratitude et ma reconnaissance envers les Professeurs Masoud Farzaneh et Augustin Gakwaya, respectivement mon directeur et co-directeur, qui m'ont guidé tout au long de cette recherche par leurs conseils éclairés et leur disponibilité. En particulier je remercie le Professeur Masoud Farzaneh de m'avoir accueilli au sein de son équipe et de m'avoir fait confiance aux cours de ces quatre années d'études.

Je remercie la *GIGELE* et l'*UQAC* pour leur soutien financier qui a grandement contribué à l'aboutissement de ce travail.

Je remercie les membres du comité d'évaluation pour l'honneur qu'ils me font en acceptant de juger ce travail.

Je remercie également tout le personnel du laboratoire et mes camarades chercheurs et étudiants pour l'ambiance agréable et favorable au travail qu'ils ont su créer. En particulier, je remercie grandement Sylvain Desgagnés pour l'aide apportée en tant que technicien et pour le soutien moral en tant qu'ami très cher. De même, je remercie le Professeur Konstantin Savadjiev pour ses encouragements et son amitié.

Et finalement, je remercie de tout mon cœur ma famille et mes amis pour leur soutien moral et leur encouragement. Qu'ils trouvent ici l'expression de ma reconnaissance profonde.

TABLE DES MATIÈRES

CHAPITRE I

INTRODUCTION	1
I.1 Contexte général	1
I.2 Problématique des contournements des isolateurs recouverts de glace	2
I.3 Objectifs de cette recherche	5
I.4 Méthodologie	7
I.5 Structure de la thèse	10
I.6 Originalité de cette recherche	12

CHAPITRE II

REVUE DE LITTÉRATURE	14
II.1 Introduction.....	14
II.2 Formation de la glace sur les isolateurs	14
II.3 Formation de la glace en laboratoire	18
II.4 Paramètres influençant la tension de tenue maximale des isolateurs recouverts de glace.....	20
II.4.1 Types de glace	21
II.4.2 Épaisseur du dépôt glace.....	23
II.4.3 Conductivité de l'eau d'accumulation	23
II.4.4 Intervalles d'air et arcs électriques partiels.....	24
II.4.5 Les gouttes d'eau	26
II.4.6 Vitesse du vent.....	27
II.4.7 Autres facteurs	28
II.5 Propriétés électriques de la glace	28
II.5.1 Conductivité électrique de la glace	29
II.5.1.1 <i>Glace pure</i>	29
II.5.1.2 <i>Glace polluée</i>	30

II.5.2	Permittivité relative complexe de la glace	33
II.5.2.1	<i>Permittivité relative ordinaire</i>	34
II.5.2.2	<i>Facteur de perte</i>	37
II.6	Propriétés et influence d'un film d'eau à la surface de la glace	37
II.6.1	Formation du film d'eau	38
II.6.2	Conductivité électrique du film d'eau	39
II.6.1.1	<i>En période d'accumulation</i>	39
II.6.1.2	<i>En période de fonte</i>	39
II.6.3	Permittivité relative complexe du film d'eau	40
II.6.4	Autres caractéristiques du film d'eau	42
II.6.4.1	<i>En période d'accumulation</i>	42
II.6.4.2	<i>En période de fonte</i>	43
II.6.5	Courant de fuite en période de fonte	44
II.7	Distributions du potentiel et du champ électrique le long des isolateurs recouverts de glace	46
II.7.1	Mesures expérimentales	46
II.7.2	Simulations numériques	48
II.8	Conclusion	50

CHAPITRE III

MÉTHODES NUMÉRIQUES DE CALCUL DU POTENTIEL ET DU CHAMP ÉLECTRIQUE

III.1	Introduction	54
III.2	Équations de Maxwell	55
III.2.1	Équations en potentiel scalaire : Poisson et Laplace	55
III.2.2	Conditions aux limites	58
III.2.3	Conditions d'interfaces	58
III.3	La Méthode des Différences Finies (M.D.F)	60
III.3.1	Principe	60
III.3.2	Avantages de la M.D.F	64
III.3.3	Inconvénients de la M.D.F	64
III.4	La Méthode des Éléments Finis (M.E.F)	65
III.4.1	Principe	65
III.4.2	Avantages de la M.E.F	69
III.4.3	Inconvénients de la M.E.F	70
III.5	La Méthode de Simulation de Charges (M.S.C)	71
III.5.1	Principe	71
III.5.2	Application à un problème présentant plusieurs diélectriques	73

III.5.3	Types de charges de simulation utilisés.....	75
III.5.4	Avantages de la <i>M.S.C</i>	76
III.5.5	Inconvénients de la <i>M.S.C</i>	77
III.6	La Méthode des Éléments Finis de Frontière (<i>M.E.F.F</i>)	78
III.6.1	Introduction.....	78
III.6.2	Formulation indirecte de la <i>M.E.F.F</i>	79
III.6.2.1	<i>Principe</i>	79
III.6.2.2	<i>Résolution des équations intégrales</i>	81
III.6.2.3	<i>Avantages de la méthode indirecte</i>	82
III.6.2.4	<i>Inconvénients de la méthode indirecte</i>	83
III.6.3	Formulation directe.....	83
III.6.3.1	<i>Solution fondamentale de l'équation de Laplace</i>	84
III.6.3.2	<i>Méthode de l'identité de Green</i>	84
III.6.3.3	<i>Avantages et inconvénients de la formulation directe</i>	87
III.7	Conclusion.....	87

CHAPITRE IV

MODÉLISATION D'UN ISOLATEUR DE POSTE EN PORCELAINE ET MESURES EXPÉRIMENTALES.....89

IV.1	Introduction.....	89
IV.2	Modélisation de l'isolateur.....	90
IV.3	Modélisation géométrique du dépôt de glace	93
IV.3.1	Introduction.....	93
IV.3.2	Modélisation du dépôt de glace durant l'accumulation	95
IV.3.2.1	<i>Modélisation des glaçons</i>	95
IV.3.2.2	<i>Modélisation du film d'eau en période d'accumulation</i>	101
IV.3.3	Modélisation du dépôt de glace en période de fonte	102
IV.3.3.1	<i>Modélisation du pont de glace</i>	102
IV.3.3.2	<i>Modélisation géométrique du film d'eau en période de fonte</i>	104
IV.4	Modélisation électrique du dépôt de glace.....	104
IV.4.1	Conductivité électrique du dépôt de glace.....	105
IV.4.1.1	<i>Conductivité électrique de la glace</i>	105
IV.4.1.2	<i>Conductivité électrique du film d'eau</i>	105
IV.4.2	Permittivité relative complexe	106
IV.5	Tension de claquage ($V_{50\%}$) pour une configuration glaçon-plan	108
IV.5.1	Procédure expérimentale.....	110
IV.5.2	Prise en compte des gouttes d'eau à l'extrémité des glaçons	114
IV.5.3	Influence de l'humidité.....	119

IV.6 Mesure de la distribution du potentiel le long d'un isolateur glacé en période de fonte.....	120
IV.6.1 Procédure expérimentale.....	120
IV.6.2 Distribution du potentiel	124
IV.7 Conclusion.....	126

CHAPITRE V

SIMULATIONS BIDIMENSIONNELLES.....	128
V.1 Introduction.....	128
V.2 Modélisation	129
V.2.1 Introduction.....	129
V.2.2 Description du logiciel.....	130
V.2.3 Modélisation de l'isolateur de poste recouvert de glace.....	132
V.3 Influence d'un film d'eau conducteur à la surface de la glace	135
V.3.1 Modèles étudiés	135
V.3.2 Distribution totale du potentiel	137
V.3.3 Distributions du potentiel et du champ électrique	140
V.4 Influence de la position d'un intervalle d'air	148
V.5 Influence de la longueur d'un intervalle d'air	152
V.6 Influence de la conductivité du film d'eau.....	156
V.7 Modélisation d'un arc électrique partiel le long d'un intervalle d'air.....	157
V.8 Conclusion	161
V.8.1 Concernant les résultats des simulations	161
V.8.2 Concernant la validité des simulations	163

CHAPITRE VI

SIMULATIONS TRIDIMENSIONNELLES.....	166
VI.1 Introduction.....	166
VI.2 Modélisation tridimensionnelle	167
VI.2.1 Modélisation d'un cas simple d'isolateur de poste recouvert de glace.....	167
VI.2.2 Validation expérimentale du modèle tridimensionnel	177
VI.3 Modélisations et simulations d'une période d'accumulation.....	180
VI.3.1 Description du problème.....	180
VI.3.2 Simulation après 5 min d'accumulation de glace	182
VI.3.3 Simulation après 8 min d'accumulation de glace	186

VI.3.4 Simulation après 11 min d'accumulation de glace	189
VI.3.5 Vérifications expérimentales	192
VI.4 Modélisations et simulations de deux périodes de fonte.....	195
VI.4.1 Description du problème.....	195
VI.4.2 Modélisation	197
VI.4.3 Distributions du potentiel et du champ électrique	201
VI.4.4 Chutes de tension le long des intervalles d'air	206
VI.4.5 Comparaison des résultats numériques du dépôt 1 obtenus après la chute de glace avec les observations faites en laboratoire	210
VI.5 Étude de l'influence des intervalles d'air	212
VI.5.1 Influence de la position d'un intervalle d'air.....	212
VI.5.2 Influence du nombre d'intervalles d'air pour une même longueur totale de distance d'arc.	215
VI.6 Prise en compte des arcs électriques partiels	218
VI.6.1 Modélisation de l'arc électrique partiel	218
VI.6.2 Dépôt de glace présentant un intervalle d'air	220
VI.6.3 Dépôt de glace présentant deux intervalles d'air.....	222
VI.6.4 Dépôt de glace présentant trois intervalles d'air.....	224
VI.7 Influence de la permittivité relative de la glace	225
 CHAPITRE VII	
ANALYSE DES SIMULATIONS 3-D	229
VII.1 Introduction.....	229
VII.2 En période d'accumulation	229
VII.2.1 Analyse des résultats.....	230
VII.2.2 Discussion	233
VII.3 En période de fonte	236
VII.4 Influence des intervalles d'air.....	240
VII.4.1 Influence de la position d'un intervalle d'air.....	240
VII.4.2 Influence du nombre d'intervalles d'air pour une même longueur totale de distance d'arc.	241
VII.5 Prise en compte des arcs électriques partiels	243
VII.5.1 Dépôt de glace présentant un intervalle d'air	243
VII.5.2 Dépôt de glace présentant deux intervalles d'air	244
VII.5.3 Dépôt de glace présentant trois intervalles d'air.....	245
VII.6 Influence de la permittivité relative de la glace	247
VII.7 Amélioration de la géométrie des isolateurs de poste.....	248

VII.7.1	Préliminaires	248
VII.7.2	Augmentation de la résistance du dépôt de glace	249
VII.7.3	Augmentation de la distance d'arc	250
VII.7.4	Conclusion	252

CHAPITRE VIII

CONCLUSIONS GÉNÉRALES ET RECOMMANDATIONS POUR LES TRAVAUX FUTURS253

VIII.1	Conclusions générales.....	253
VIII.1.1	Méthode des Éléments Finis de Frontière.....	253
VIII.1.2	Modélisation d'un isolateur de poste recouvert de glace.....	254
VIII.1.3	Simulations tridimensionnelles d'une accumulation de glace	256
VIII.1.4	Simulations tridimensionnelles de périodes de fonte	258
VIII.1.5	Influence des intervalles d'air	260
VIII.1.6	Influence d'un arc électrique partiel	261
VIII.1.7	Influence de la valeur de la permittivité de la glace	264
VIII.2	Recommandations pour les travaux futurs	264

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....268

ANNEXES

I	CONDUCTIVITÉ VOLUMIQUE ET PERMITTIVITÉ RELATIVE ORDINAIRE DU CIMENT EN FONCTION DE LA FRÉQUENCE.....	277
II	DÉTERMINATION EXPÉRIMENTALE DES DIMENSIONS MOYENNES D'UN GLAÇON EN FONCTION DU TEMPS D'ACCUMULATION	280
III	CARACTÉRISTIQUES TECHNIQUES DU MONTAGE EXPÉRIMENTAL UTILISÉ DANS LA MESURE DE LA TENSION DE CLAQUAGE ($V_{50\%}$) D'UNE CONFIGURATION GLAÇON-PLAN.....	283
IV	CARACTÉRISTIQUES TECHNIQUES DU MONTAGE EXPÉRIMENTAL UTILISÉ DANS LA MESURE DE LA DISTRIBUTION DU POTENTIEL LE LONG D'UN ISOLATEUR DE POSTE RECOUVERT DE GLACE	284
V	CARACTÉRISTIQUES DES LOGICIELS UTILISÉS POUR LES SIMULATIONS	287
VI	AUGMENTATION DE LA RÉSISTANCE DU DÉPÔT DE GLACE.....	294
VII	AUGMENTATION DE LA DISTANCE D'ARC	302
	PUBLICATIONS DÉCOULANT DE CETTE RECHERCHE DOCTORALE.....	306

LISTE DES ABRÉVIATIONS ET DES SYMBOLES

<i>H.T</i>	Haute Tension
ϵ	Permittivité électrique absolue (F/m)
μ	Perméabilité magnétique (H/m)
ω	Pulsation angulaire (radian/s)
\times	Produit vectoriel
ϕ	Potentiel électrique (V)
Γ	Contour du domaine d'étude
∇^2	Laplacien
ϵ_0	Permittivité électrique du vide (F/m)
σ_s	Distribution de charges surfaciques
ρ_v	Densité volumique de charges (C/m ³)
σ_v	Conductivité électrique volumique (S/m)
B	Induction magnétique (T)
C	Coefficient géométrique
C_τ	Constante (s)
<i>C.A.O</i>	Conception Assistée par Ordinateur
<i>CA</i>	Courant Alternatif

<i>CC</i>	Courant Continu
<i>C_i</i>	Concentration en ions (mol/m ³)
<i>D</i>	Induction électrique (C/m ²)
<i>div</i>	Divergence
<i>E</i>	Champ électrique (V/m)
<i>E_τ</i>	Énergie d'activation (joule)
<i>f_{ij}</i>	Coefficient de champ électrique
<i>G</i>	Fonction de Green
<i>grad</i>	Gradient
<i>H</i>	Champ magnétique (A/m)
<i>J</i>	Densité volumique de courant (A/m ²)
<i>j</i>	Unité imaginaire
<i>K</i>	Constante de Boltzmann (joule/°K)
<i>LAIMAN</i>	Laboratoire d'Instrumentation et de Matériaux d'Annecy
<i>M.D.F</i>	Méthode des Différences Finies
<i>M.E.F</i>	Méthode des Éléments Finis
<i>M.E.F.F</i>	Méthode des Éléments Finis de Frontière
<i>M.S.C</i>	Méthode de Simulation de Charges
<i>n</i>	Normale à la surface dirigée vers l'extérieur
<i>N_i</i>	Fonctions d'interpolation
<i>P_{ij}</i>	Coefficient de potentiel
<i>Q_j</i>	Charge ponctuelle au point j

<i>rot</i>	Rotationnel
<i>t</i>	temps (s)
<i>L</i>	Longueur moyenne d'un glaçon (cm)
<i>T</i>	Température (°K)
<i>T.H.T</i>	Très Haute Tension
<i>UQAC</i>	Université du Québec à Chicoutimi
<i>V_{50%}</i>	Tension de claquage 50%
<i>W_i</i>	Fonctions de projection
<i>E_{gm}</i>	Champ électrique moyen le long des intervalles d'air (kV _{rms} /cm)
<i>ΔV</i>	Chute de tension le long d'un intervalle d'air (kV _{rms})

LISTE DES TABLEAUX

Tableau	Page
II-1 Conditions atmosphériques associées à la formation de glace sur les sites naturels, [CEI, 1991-1]	16
II.2 Tension de tenue maximale, exprimée par mètre de distance d'arc, V_{TM}/m , (kV/m), [M. Farzaneh et J. Kiernick, 1995]	22
II.3 Conductivité volumique de la glace en fonction de la température de l'air et de la conductivité de l'eau d'accumulation	29
II.4 Conductivité surfacique de la glace en fonction de la température de l'air et de la conductivité de l'eau d'accumulation	31
IV.1 Tension de claquage $V_{50\%}$ avec et sans goutte d'eau à l'extrémité du glaçon	116
IV.2 Moyenne et écart type du potentiel de chaque électrode de mesure.....	125
V.1 Paramètres de simulation	136
V.2 Chute de tension dans les intervalles d'air et champ électrique à la pointe des glaçons	145
V.3 Chute de tension le long des intervalles d'air (%)	146
VI.1 Paramètres de simulation	170
VI.2 Erreur relative maximale sur le potentiel calculé des électrodes.....	174
VI.3 Paramètres de simulation	178
VI.4 Paramètres de simulation	182
VI.5 Chute de tension le long des différents intervalles d'air pour une accumulation de 11 min.....	191
VI.6 Paramètres de simulation	198
VI.7 Chute de tension le long des intervalles d'air obtenue avant la chute de glace pour le dépôt de glace 1	207
VI.8 Chute de tension le long des intervalles d'air obtenue après la chute de glace pour le dépôt de glace 1	207

Tableau	Page
VI.9 Chute de tension le long des intervalles d'air obtenue avant la chute de glace pour le dépôt de glace 2	207
VI.10 Chute de tension le long des intervalles d'air obtenue après la chute de glace pour le dépôt de glace 2	208
VI.11 Chute de tension totale le long des intervalles d'air pour le dépôt de glace 1	208
VI.12 Chute de tension totale le long des intervalles d'air pour le dépôt de glace 2	208
VI.13 Champ moyen par longueur d'intervalle d'air (kV_{rms}/cm)	209
VI.14 Paramètres de simulation	212
VI.15 ΔV_1 , ΔV_2 , ΔV_3 et E_{gm} en fonction de la position de l'intervalle d'air.....	215
VI.16 Champ moyen E_{gm} en fonction du nombre d'intervalle d'air pour une distance d'arc de 28.3 cm	216
VI.17 Paramètres de simulation	226

LISTE DES FIGURES

Figure	Page
II.1 Accumulation de glace réalisée en régime sec	19
II.2 Accumulation de glace réalisée en régime humide	20
II.3 τ et $\omega^2 \tau^2$ en fonction de la température pour une fréquence de 60 Hz	36
III.1 Maillage carré	61
III.2 Point central et ses voisins	62
III.3 Position des charges fictives	74
IV.1 Colonne isolante constituée de 3 isolateurs de poste utilisée dans certains postes de distribution	91
IV.2 Dimensions générales de l'isolateur de poste étudié	92
IV.3 Coupe d'un isolateur de poste.....	93
IV.4 Évolution d'une accumulation de verglas d'une durée de 70 min entre deux jupes d'un isolateur de poste	98
IV.5 Longueur moyenne d'un glaçon en fonction du temps d'accumulation.....	99
IV.6 Caractérisation géométrique des glaçons.....	100
IV.7 Pont de glace en fin de période d'accumulation	103
IV.8 Dépôt de glace en fin de période de fonte	103
IV.9 Intervalle d'air réel obtenu lors d'une accumulation de glace en régime humide entre deux jupes d'isolateur de poste	109
IV.10 Caractéristiques principales des glaçons formés à partir de moule	110
IV.11 Application de la $H.T$ au glaçon	112
IV.12 Montage expérimental	112
IV.13 Tension de claquage $V_{50\%}$ en fonction de la longueur de l'intervalle d'air pour une conductivité d'eau de 340 $\mu\text{S}/\text{cm}$ et 680 $\mu\text{S}/\text{cm}$	114
IV.14 Évolution d'une goutte d'eau suspendue à l'extrémité d'un glaçon.....	116

Figure	Page
IV.15 Claquage d'un intervalle d'air réel présent sur un isolateur de poste en présence d'une goutte d'eau à l'extrémité d'un glaçon pendant une période d'accumulation	118
IV.15 Positionnement des électrodes métalliques.....	121
IV.16 Accumulation de glace réalisée en régime humide	122
IV.17 Position des intervalles d'air	123
VI.18 Distribution de la moyenne du potentiel le long d'un isolateur de poste recouvert de glace en période de fonte	126
V.1 Plan de coupe AA'	133
V.2 Configuration des intervalles d'air	134
V.3 Différents modèles d'accumulation de glace.....	136
V.4 Tension appliquée à l'isolateur de poste.....	137
V.5 Distribution totale du potentiel pour un isolateur propre.....	138
V.6 Distribution totale du potentiel pour une accumulation de glace présentant un intervalle d'air en position haute	138
V.7 Distribution totale du potentiel pour une accumulation de glace présentant un intervalle d'air en position basse	139
V.8 Distribution totale du potentiel pour une accumulation de glace présentant deux intervalles d'air	139
V.9 Ligne de référence	140
V.10 Distributions du potentiel et du champ électrique pour un isolateur de poste propre.....	141
V.11 Distributions du potentiel pour un isolateur de poste recouvert de glace présentant un intervalle d'air en position haute	142
V.12 Distributions du champ électrique pour un isolateur de poste recouvert de glace présentant un intervalle d'air en position haute.....	142
V.13 Distributions du potentiel pour un isolateur de poste recouvert de glace présentant un intervalle d'air en position basse	143
V.14 Distributions du champ électrique pour un isolateur de poste recouvert de glace présentant un intervalle d'air en position basse.....	143
V.15 Distributions du potentiel pour un isolateur de poste recouvert de glace présentant deux intervalles d'air	144

Figure	Page
V.16 Distributions du champ électrique pour un isolateur de poste recouvert de glace présentant deux intervalles d'air.....	144
V.17 Différentes positions de l'intervalle d'air	149
V.18 Distribution totale du potentiel pour chaque position de l'intervalle d'air	150
V.19 Distribution du potentiel le long de la ligne de référence pour différentes positions de l'intervalle d'air.....	151
V.20 Distribution du champ électrique le long de la ligne de référence pour différentes positions de l'intervalle d'air.....	152
V.21 Configuration de l'intervalle d'air	153
V.22 Chute de tension dans l'intervalle d'air et champ électrique à la tête du glaçon en fonction de la longueur de l'intervalle d'air	154
V.23 Comparaison entre le champ électrique à l'extrémité du glaçon et de la pointe métallique pour la même variation de la longueur de l'intervalle d'air et la même chute de tension	155
V.24 Chute de tension dans l'intervalle d'air en fonction de la conductivité du film d'eau	156
V.25 Modélisation d'un arc électrique partiel dans l'intervalle d'air.....	159
V.26 Distribution du potentiel avec et sans arc électrique partiel présent dans l'intervalle d'air en position haute	160
V.27 Distribution du champ électrique avec et sans arc électrique partiel présent dans l'intervalle d'air en position haute	160
V.28 Comparaison des résultats expérimentaux et numériques	164
V.29 Erreur relative entre les résultats expérimentaux et numériques	165
VI.1 Modélisation de l'isolateur glacé.....	168
VI.2 Modélisation de l'isolateur de poste recouvert de glace avec un film d'eau conducteur.....	170
VI.3 Exemple de maillage par éléments de frontière.....	171
VI.4 Distributions du potentiel et du champ électrique pour l'isolateur de poste propre.....	172
VI.5 Distributions du potentiel pour la partie recouverte de glace	173
VI.6 Distributions du potentiel pour la partie propre.....	173
VI.7 Modélisation d'une portion de 15° de l'isolateur de poste	175

Figure	Page
VI.8 Distribution du potentiel pour un isolateur de poste recouvert totalement (sur 360°) et à moitié (sur 180°) de glace	176
VI.9 Erreur relative par rapport à la distribution du potentiel obtenue pour un dépôt de glace sur 180°	176
VI.10 Modélisation de l'isolateur glacé utilisée dans la mesure de la distribution du potentiel	177
VI.11 Comparaison des résultats expérimentaux et numériques pour une configuration tridimensionnelle.....	178
VI.12 Erreur relative entre les résultats expérimentaux et numériques	179
V.13 Comparaison des résultats numériques et expérimentaux en fonction du nombre d'éléments de frontière	180
VI.14 Glaçons à différentes étapes de l'accumulation.....	181
VI.15 Modélisation de l'accumulation de glace après 5 min.....	183
VI.16 Couche de glace de la première jupe	184
VI.17 Distributions du potentiel et du champ électrique pour une accumulation de 5 min	185
VI.18 Chute de tension le long des intervalles d'air pour une accumulation de 5 min	186
VI.19 Modélisation de l'accumulation de glace après 8 min.....	187
VI.20 Distribution du potentiel pour une accumulation de 8 min	188
VI.21 Chute de tension le long des intervalles d'air pour une accumulation de 8 min	189
VI.22 Modélisation de l'accumulation de glace après 11 min.....	190
VI.23 Distributions du potentiel et du champ électrique pour une accumulation de 11 min.....	191
VI.24 Chute de tension le long des intervalles d'air restant pour une accumulation de 11 min.....	192
VI.25 Enregistrements vidéos correspondant à environ 11 min d'accumulation de glace	194
VI.26 Dépôts de glace en début de période de fonte	196
VI.27 Modification des dépôts de glace après la chute de glace	197
VI.28 Modélisation du dépôt de glace 1 avant la chute de glace.....	199
VI.29 Modélisation du dépôt de glace 1 après la chute de parties glacées 1 et 4	199
VI.30 Modélisation du dépôt de glace 2 avant la chute de la glace	200

Figure	Page
VI.31 Modélisation du dépôt de glace 2 après la chute de la partie glacée 1	201
VI.32 Distributions du potentiel obtenues pour le dépôt de glace 1	202
VI.33 Distributions du champ électrique obtenues pour le dépôt de glace 1	203
VI.34 Distributions du potentiel obtenues pour le dépôt de glace 2	204
VI.35 Distributions du champ électrique obtenues pour le dépôt de glace 2.....	205
VI.36 Longueur minimale d'un intervalle d'air	206
VI.37 Arcs partiels le long des intervalles d'air du dépôt de glace 1 après la chute de glace	211
VI.38 Différentes position de l'intervalle d'air étudié.....	213
VI.39 Distribution du potentiel pour chaque position de l'intervalle d'air 2.....	214
VI.40 Configurations des dépôts de glace pour la même distance d'arc	216
VI.41 Distributions du potentiel en fonction du nombre d'intervalles d'air.....	217
VI.42 Modélisation tridimensionnelle du point de contact de l'arc électrique partiel avec la surface de la glace.....	219
VI.43 Dépôt de glace présentant un intervalle d'air	220
VI. 44 Distributions du potentiel avec et sans arc électrique partiel le long de l'intervalle d'air.....	221
VI.45 Distribution du potentiel autour du point de contact de l'arc partiel avec le film d'eau.....	222
VI.46 Distributions du potentiel avec et sans arc électrique le long de l'intervalle d'air 3.....	223
VI.47 Distributions du potentiel avec et sans la présence d'un arc partiel le long de l'intervalle d'air.....	225
VI.48 Modèle utilisé	226
VI.49 Comparaison des distributions du potentiel pour des permittivités relatives de 75 et 106 avec et sans film d'eau à la surface du dépôt de glace.....	227
VI.50 Erreur relative entre les distributions du potentiel obtenues lorsque le film d'eau est présent à la surface de la glace	228
VI.51 Erreur relative entre les distributions du potentiel obtenues sans le film d'eau à la surface de la glace.....	228

Figure	Page
A.I.1	Partie réelle de la permittivité relative du ciment en fonction de la fréquence278
A.I.2	Conductivité volumique du ciment en fonction de la fréquence279
A.II.1	Caractérisation de la croissance des glaçons281
A.II.2	Longueur L de chaque glaçon en fonction du temps d'accumulation t282
A.IV.1	Chambre climatique d'isolateurs285
A.VI.1	Simplification de la géométrie des glaçons présents entre deux jupes de l'isolateur de poste295
A.VI.2	Dimensions d'un glaçon après 70 min d'accumulation.....299
A.VI.3	Distance inter-jupes d'un isolateur de poste299
A.VI.4	Amélioration de la géométrie de l'isolateur de poste301
A.VII.1	Dimensions principales à respecter.....303

CHAPITRE I

INTRODUCTION

I.1 Contexte général

Les équipements haute tension (*H.T*) 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. Leur rôle est d'assurer l'isolement électrique entre les parties portées à la *H.T* ou entre les parties *H.T* et les parties mises à la terre. Depuis plusieurs années, l'une des principales cibles dans les travaux de recherche et de développement dans le champ de la transmission et de la distribution électrique a été la diminution du nombre et de la durée des interruptions de l'alimentation en énergie électrique des consommateurs. Une quantité importante d'isolateurs est utilisée sur les réseaux aériens de transport de l'énergie électrique et en pratique, ces isolateurs sont employés dans différents environnements tels que tropical, arctique, côtier, atmosphère polluée, etc.

Parmi les conditions météorologiques auxquelles sont soumis les équipements des réseaux électriques, ce sont les accumulations de neige et de glace qui sont les plus dangereuses. En effet, dans plusieurs régions froides, les accumulations de neige et de glace sur les équipements des réseaux aériens de distribution électrique peuvent entraîner non seulement des dommages mécaniques sur les pylônes et les conducteurs, mais elles peuvent aussi affecter considérablement les performances diélectriques des isolateurs. Une fois leur rigidité diélectrique affaiblie par ces accumulations, ces isolateurs subissent des contournements électriques pouvant entraîner des interruptions partielles, voire totales, de la distribution électrique. Un contournement électrique se traduit par un court-circuit entre la partie portée à la *H.T* et la mise à la terre créé par un arc électrique s'établissant généralement à la surface de la couche de glace recouvrant l'isolateur.

I.2 Problématique des contournements des isolateurs recouverts de glace

Le champ de recherche concernant le contournement électrique des isolateurs recouverts de glace est assez jeune mais l'intérêt qu'il suscite se fait sentir dans de plus en plus de pays touchés par ce problème. En effet, plusieurs interruptions électriques sur les réseaux aériens de transport de l'énergie électrique ont été observées dans divers pays tels que le Canada [Khalifa et Morris, 1968], [Chisholm et al., 1996], [Farzaneh et Kiernicki, 1997-2], les États-Unis [Kawai, 1970] et [Charneski et al., 1982], l'Angleterre [Forrest, 1969], le Japon [Matsuda et al., 1991], la Norvège [Fikke, 1993] ainsi que la Chine [Shu et al., 1993]. En particulier, des incidents sérieux sont survenus au Canada en 1986 et en 1988.

En mars 1986, un brouillard givrant a causé 57 contournements d'isolateurs qui se sont traduits par de nombreuses pertes de l'électricité sur une grande partie du réseau d'Hydro-Ontario [Boyer et Meale, 1988]et [Chisholm et al., 1996]. De plus, en avril 1988, une série de six contournements dus à une accumulation de neige humide sur les isolateurs a entraîné une interruption presque totale de l'alimentation électrique sur l'ensemble de la province québécoise [Hydro-Québec, 1988]. Les conséquences économiques et humanitaires consécutives à ces interruptions justifient l'étude et la compréhension de ces phénomènes perturbateurs.

Cependant, les coupures engendrées par les contournements électriques des isolateurs glacés sont souvent difficiles à identifier après coup et de plus, certains de ces contournements se produisent dans des lieux très éloignés et inhabités. Par conséquent, ceci rend leur observation très aléatoire et difficile. Il est donc primordial de réaliser des tests en laboratoire afin de récolter le plus de données possibles sur les causes de ces contournements et d'approfondir les connaissances sur le sujet tant au point de vue théorique que pratique.

Depuis environ une trentaine d'années, un nombre important de recherches et d'études ont été menées dans différents laboratoires sur la problématique du contournement des isolateurs recouverts de glace, de neige et de givre. Malgré l'absence de standardisation des tests d'isolateurs sous glace, ce qui rend difficile la comparaison entre les différents tests, ceux-ci ont permis de mettre en évidence l'influence de plusieurs paramètres sur la

tension de tenue maximale des isolateurs glacés. Ainsi, il a été démontré que les accumulations de glace réalisées en régime humide semblaient être les plus dangereuses en terme de contournement des isolateurs [Farzaneh et Kiernicki, 1997-2]. En particulier, ce sont les accumulations de verglas qui présentent le plus de danger pour les isolateurs, cette dangerosité étant augmentée pendant la période de fonte de la glace par la présence d'un film d'eau conducteur à la surface de celle-ci.

Malgré le grand intérêt porté à la compréhension et à la modélisation des phénomènes de contournement des isolateurs recouverts de glace, il existe à notre connaissance très peu d'études (voir Chapitre II) relatives à la détermination de la distribution du potentiel et du champ électrique le long des isolateurs glacés, que ce soit de façon expérimentale ou numérique. Pourtant, la détermination du potentiel et du champ électrique le long des isolateurs recouverts de glace est d'une importance capitale dans la compréhension des phénomènes de pré-contournement.

Les différentes observations faites en laboratoire montrent que l'apparition d'arcs électriques partiels le long des intervalles d'air, c'est-à-dire les parties non recouvertes de glace, peuvent devenir les initiateurs de contournements électriques des isolateurs glacés [Hara et Luan Phan, 1978]. Ces arcs partiels sont principalement causés par la modification de la distribution du potentiel le long de l'isolateur recouvert d'un dépôt de glace. Plus précisément, l'accroissement de la chute de tension le long des intervalles d'air qui se traduit par une augmentation localisée de l'intensité du champ électrique est à l'origine de

ces arcs partiels. Cet accroissement de la chute de tension est amplifié par la présence d'un film d'eau conducteur à la surface de la glace surtout pendant la période de fonte de celle-ci. Une connaissance approfondie de la distribution du potentiel et du champ électrique le long des isolateurs recouverts de glace permettrait de déterminer les valeurs critiques de potentiel et de champ électrique donnant naissance à ces arcs partiels.

La problématique reliée à une telle étude se trouve dans la difficulté à mesurer de manière précise la distribution du potentiel et de surcroît, la distribution du champ électrique le long des isolateurs glacés. En effet, ces mesures, qui ne peuvent être réalisées qu'en laboratoire, requièrent un appareillage lourd et sophistiqué, généralement coûteux. De plus, ces mesures se faisant en présence de glace sur l'isolateur, cela demande une procédure expérimentale longue et fastidieuse afin d'obtenir des résultats convenables. Toutefois, il existe une alternative aux mesures expérimentales qui est dans l'utilisation d'outils numériques dans le but de déterminer la distribution du potentiel et du champ électrique le long des isolateurs recouverts de glace. Avec le développement croissant de l'informatique et de logiciels de calcul électromagnétique de plus en plus puissants, il est maintenant possible d'obtenir des résultats rapides et précis.

I.3 Objectifs de cette recherche

Une revue de la littérature montre que très peu d'études systématiques traitent de l'influence d'une accumulation de glace sur la distribution du potentiel et du champ

électrique le long d'un isolateur glacé. Quelques études portent sur la distribution du potentiel et du champ électrique le long des isolateurs pollués mais très peu sont consacrées exclusivement aux isolateurs glacés.

La présente thèse a pour but d'accroître les connaissances sur les processus de pré-contournement des isolateurs recouverts de glace et donc de déterminer la distribution du potentiel et du champ électrique le long des surfaces de glace formées en régime humide recouvrant un isolateur de poste et dans les intervalles d'air entre celles-ci, et ceci, par l'utilisation d'outils numériques. Parmi les méthodes numériques disponibles et applicables aux calculs électromagnétiques, c'est la Méthode des Éléments Finis de Frontière (*M.E.F.F*) qui semblait être la mieux adaptée au problème posé. Ainsi, son utilisation par le biais d'un logiciel commercial fût retenue pour réaliser les différentes simulations aussi bien en bidimensionnel qu'en tridimensionnel.

Plus précisément, il s'agit d'étudier principalement ce qui se passe avant que le contournement ne survienne, c'est-à-dire avant l'établissement de l'arc électrique total à la surface de la glace. Cela consiste à déterminer les paramètres pouvant influencer les distributions du potentiel et du champ électrique le long du dépôt de glace et donc pouvant initier ou inhiber l'apparition des arcs électriques partiels le long des intervalles d'air. Les objectifs spécifiques de cette recherche peuvent être résumés comme suit :

- Identifier la relation, en période d'accumulation, entre l'évolution des distributions du potentiel et du champ électrique le long de l'isolateur et la formation des intervalles d'air le long du dépôt de glace.
- Étudier l'influence des paramètres liés aux accumulations de glace réalisées en régime humide tels que la présence d'un film d'eau conducteur à la surface du dépôt de glace ainsi que la position, la longueur et le nombre d'intervalles d'air et cela, en période de fonte.
- Déterminer quels sont les paramètres les plus susceptibles d'influencer l'apparition d'un arc électrique partiel le long des différents intervalles d'air.
- Étudier l'influence de la présence d'un arc électrique partiel le long d'un intervalle d'air sur les distributions du potentiel et du champ électrique le long de l'isolateur glacé en période de fonte.
- Déterminer, éventuellement, quels sont les paramètres susceptibles de perturber le développement d'un arc électrique partiel en contournement électrique

I.4 Méthodologie

Dans le but de déterminer la distribution du potentiel et du champ électrique le long des isolateurs recouverts de glace, cette recherche a été divisée en quatre étapes qui sont les suivantes :

Première étape : Revue de littérature - Analyse du problème

- Identification des principaux paramètres influençant la tension de tenue maximale d'un isolateur de poste recouvert de glace d'après la revue de littérature. Détermination des conditions de contournement les plus critiques. Détermination des propriétés électriques d'un dépôt de glace réalisé en régime humide.

Deuxième étape : Modélisation et mesures expérimentales

- Comparaison des différentes méthodes numériques applicables au calcul de la distribution du potentiel et du champ électrique le long des isolateurs recouverts de glace. Choix de la Méthode des Éléments Finis de Frontière ainsi que de sa mise en œuvre.
- Modélisation des paramètres relatifs à un dépôt de glace réalisé en régime humide en vue des simulations numériques. Cela concerne la modélisation géométrique et électrique de l'isolateur de poste et du dépôt de glace le recouvrant à partir des informations récoltées dans la revue de littérature, des enregistrements vidéos de périodes d'accumulation et de fonte réalisées en laboratoire sur un isolateur de poste.
- Détermination expérimentale de la tension de claquage d'un intervalle d'air en configuration glaçon-plan en fonction des paramètres tels que la longueur de l'intervalle d'air, la conductivité de l'eau servant à produire artificiellement les glaçons et la présence d'une goutte d'eau suspendue à l'extrémité des glaçons.

- Étude de l'évolution d'une accumulation de glace réalisée en régime humide sur un isolateur de poste à partir d'enregistrements vidéos d'accumulations de glace réalisées en laboratoire. Cette étude avait principalement pour objectif de déterminer une longueur moyenne de glaçon en fonction du temps d'accumulation.
- Mesure expérimentale de la distribution du potentiel moyen le long d'un isolateur de poste recouvert de glace en période de fonte. Les résultats obtenus ont servi à valider les simulations tridimensionnelles.

Troisième étape : Simulations bidimensionnelles

- Modélisation bidimensionnelle de l'isolateur de poste recouvert de glace.
- Simulations bidimensionnelles d'un isolateur de poste recouvert de glace. L'influence des paramètres tels que le nombre, la position et la longueur d'intervalles d'air, la conductivité du film d'eau et la présence d'un arc partiel le long d'un intervalle d'air sur la distribution du potentiel et du champ électrique a été étudiée.

Quatrième étape : Simulations tridimensionnelles

- Modélisation 3-D de l'isolateur de poste recouvert de glace et validation du modèle.
- Simulations d'un isolateur de poste pendant une période d'accumulation afin de déterminer l'influence de la distribution du potentiel et du champ électrique sur la géométrie du dépôt de glace au cours de l'accumulation.

- Détermination de la distribution du potentiel et du champ électrique le long d'un isolateur de poste en période de fonte pour deux accumulations de glace différentes d'après des cas réels observés en laboratoire. Prise en compte de la chute de parties de glace. Comparaison des deux périodes de fonte et détermination d'une valeur moyenne de champ électrique par unité de longueur d'intervalle d'air. Détermination de la présence d'arcs électriques partiels le long des intervalles d'air.
- Étude de l'influence de la position, du nombre et de la longueur des intervalles d'air sur la distribution du potentiel et du champ électrique.
- Modélisation d'un arc électrique partiel le long d'un intervalle d'air avec les possibilités du logiciel pour les cas où un, deux et trois intervalles d'air sont présents le long de l'isolateur de poste glacé.
- Analyse des résultats des simulations bidimensionnelles et tridimensionnelles et suggestions d'amélioration de la géométrie des isolateurs de poste afin d'augmenter leur tenue diélectrique en présence de glace.

I.5 Structure de la thèse

Le chapitre II est consacré à la revue de la littérature afin de déterminer les conditions hivernales les plus sévères auxquelles peuvent être soumis les isolateurs et les paramètres influençant la tension de tenue maximale des isolateurs recouverts de glace. De plus, en vue des modélisations, les propriétés électriques des dépôts de glace considérés sont présentées.

Le chapitre III présente les différentes méthodes numériques utilisées en électromagnétisme accompagnées d'une description de leur principe et d'une énumération de leurs avantages et de leurs inconvénients.

Le chapitre IV présente en détail la modélisation d'un isolateur recouvert de glace réalisée en régime humide. Une modélisation d'isolateur glacé est proposée pour les périodes d'accumulation et les périodes de fonte. De plus, la partie expérimentale concernant la détermination de la tension de claquage d'un intervalle d'air de configuration glaçon-plan ainsi que la mesure de la distribution du potentiel le long d'un isolateur de poste glacé au cours d'une période de fonte sont présentées.

Le chapitre V porte sur les simulations bidimensionnelles d'un isolateur de poste recouvert de glace qui ont été effectuées avec le logiciel commercial basé sur la *M.E.F.F.* En particulier, l'influence de plusieurs paramètres sur la distribution du potentiel et du champ électrique a été étudiée.

Le chapitre VI est consacré aux simulations tridimensionnelles à l'aide de la version 3-D du logiciel commercial utilisé pour les simulations bidimensionnelles. Les simulations d'une période d'accumulation ainsi que de périodes de fonte sont présentées. De même, l'influence des intervalles d'air ainsi que la présence d'un arc électrique partiel sur la distribution du potentiel et du champ électrique sont étudiées.

Le chapitre VII présente l'analyse des résultats ainsi que des suggestions sur les possibilités d'amélioration de la tenue diélectrique des isolateurs de poste en conditions hivernales.

Finalement, le chapitre VIII présente les conclusions générales ainsi que des recommandations sur les travaux futurs.

I.6 Originalité de cette recherche

À notre connaissance, c'est la première fois qu'une étude systématique de la distribution du potentiel et du champ électrique autour d'un isolateur de poste recouvert de glace est entreprise.

L'originalité de cette recherche se trouve dans :

- L'utilisation de la méthode des éléments finis de frontière pour effectuer les simulations bidimensionnelles et tridimensionnelles.
- Les simulations tridimensionnelles d'une période d'accumulation réalisée en laboratoire afin de mettre en évidence le lien entre la distribution du potentiel et du champ électrique et l'évolution du dépôt de glace sur l'isolateur au cours de l'accumulation.

- Les simulations tridimensionnelles de périodes de fonte réalisées en laboratoire avec prise en compte de la chute de parties de glace afin de déterminer les paramètres pouvant provoquer ou inhiber le processus de contournement.
- L'étude de l'influence de paramètres tels que les intervalles d'air et les arcs électriques partiels sur la distribution du potentiel et du champ électrique en 2-D et en 3-D.

CHAPITRE II

REVUE DE LITTÉRATURE

II.1 Introduction

Le domaine de recherche concernant le comportement des isolateurs sous des conditions de précipitations atmosphériques froides est assez jeune mais il fait cependant état d'un nombre exhaustif de publications. Ce chapitre a pour objectif de faire le point des connaissances acquises à ce jour sur tout ce qui est relatif au comportement électrique des isolateurs recouverts de glace afin d'identifier les conditions les plus critiques et les principaux paramètres pouvant influencer la tension de tenue maximale d'un isolateur glacé. De plus, un intérêt particulier a été porté sur les études relatives à la détermination des distributions du potentiel et du champ électrique le long d'un isolateur recouvert de glace qui fait l'objet de cette recherche doctorale.

II.2 Formation de la glace sur les isolateurs

La formation de la glace sur les isolateurs de lignes et de postes, aussi bien en laboratoire que sur le terrain, a fait l'objet de nombreuses études scientifiques [Chisholm et al., 1996] [Khalifa et Moris, 1968] [Farzaneh et Kiernicki, 1997-1, 1997-2] [Farzaneh et al., 1996,

1997, 1998] [Matsuda et al., 1991] [Farzaneh et Laforte, 1992] [Sato et al., 1989] [Drapeau, 1989]. Ces études ont démontré que, malgré les différences visuelles et morphologiques des dépôts de glace observés dans des conditions naturelles, les processus de formation et d'évolution de la glace sur les isolateurs suivent toujours les mêmes phases, soit :

- la phase d'accumulation qui est caractérisée par une croissance rapide du dépôt de glace,
- la phase d'endurance qui représente une croissance (ou décroissance) lente du dépôt sous l'effet des fluctuations de la température ambiante,
- la phase de disparition qui est caractérisée par une décroissance rapide du dépôt de glace (fonte ou bris mécanique de la glace).

Cette succession typique de phases peut parfois alterner. En effet, une ou plusieurs périodes de fonte peuvent, par exemple, survenir pendant une longue période de croissance, la phase d'endurance se trouvant ainsi supprimée. Il est également possible qu'une phase d'endurance suive la phase d'accumulation et se maintienne longtemps, sans que la fonte ne survienne.

La formation de dépôts de glace que l'on retrouve à la surface des chaînes d'isolateurs et des isolateurs de poste se fait en général par impacts de gouttelettes d'eau surfondues. Ce sont les conditions atmosphériques présentes pendant la formation de la glace telles la

température, la vitesse du vent, la teneur en eau ou la grosseur des gouttelettes qui déterminent le type de dépôt de glace. De plus, dans le cas d'isolateurs sous tension, le type et la quantité de glace accumulée ainsi que sa densité dépendent aussi des phénomènes électriques intervenant [Farzaneh et Laforte, 1992]. D'après [Farzaneh et al., 1990] et [Farzaneh et Laforte, 1991], le processus d'accumulation est alors affecté, d'une part, par l'effet thermique causé par le courant de fuite et les décharges couronnes et, d'autre part, par l'effet de refroidissement résultant de l'action du vent ionique et de la déformation des gouttelettes d'eau dans un champ électrique particulièrement fort à la pointe des glaçons. Suivant les conditions météorologiques et environnementales lors de la formation, la glace se présente sous différentes formes : givre léger, givre lourd ou verglas. Le tableau II-1 présente les conditions atmosphériques associées à la formation des types de glace que l'on retrouve dans des conditions naturelles.

Tableau II-1 : Conditions atmosphériques associées à la formation de glace sur les sites naturels, [CEI, 1991-1].					
Type de glace	Densité (g/cm ³)	Adhérence	Aspect	Température de l'air (°C)	Vitesse du vent (m/s)
Verglas	0,8 à 0,9	Forte	Transparent	-4 à 0	0 à 10
Givre lourd	0,7 à 0,9	Forte	Opaque	-10 à -1	>10
Givre léger	≤ 0,6	Moyenne	Blanc	-20 à -1	<10

Le givre léger s'accumule lors du passage des bruines ou des nuages à petites gouttelettes d'eau, par temps froid et sous l'effet d'un vent faible. Cette glace blanche de

faible densité, en raison des nombreuses bulles d'air qu'elle emprisonne, est peu adhérente et, en général, peu dangereuse en ce qui concerne le contournement des isolateurs.

Le givre lourd se forme normalement dans des conditions de précipitations froides ou lors du passage de nuages à gouttelettes surfondues. Sa couleur et son opacité varient en fonction du contenu d'air, soit de blanc à bleu pâle. Le givre lourd est adhésif et s'accumule facilement à la surface des isolateurs. Étant donné que les précipitations qui favorisent ce type de glace persistent parfois longtemps, les dépôts accumulés peuvent atteindre des quantités importantes, occasionnant un danger pour la tenue électrique des isolateurs.

Le verglas, quant à lui, se produit généralement dans un régime humide résultant d'échanges thermiques entre les gouttes d'eau surfondues de gros diamètre et la surface sur laquelle se produit le contact. En effet, lorsque les gouttes d'eau surfondues entrent en contact avec la surface de l'isolateur ou du dépôt de glace, une certaine proportion des gouttes d'eau, notée dm , gèle instantanément lors de l'impact. D'après [Hobbs, 1974], pour des gouttes de masse m surfondues par une température T_s , dm peut s'exprimer par :

$$\frac{dm}{m} = \frac{T_s C_w}{L_f} \quad (\text{II.1})$$

avec C_w , la chaleur spécifique de l'eau et L_f , la chaleur latente de congélation de l'eau.

Ainsi, la partie restante des gouttes surfondues s'écoule le long de la surface de l'isolateur glacé entraînant ainsi la formation d'un film d'eau à la surface du dépôt de glace et la formation de glaçons dans les espaces entre les jupes des isolateurs. Cela produit une glace très adhérente aux surfaces et très compacte.

II.3 Formation de glace en laboratoire

L'opportunité d'étudier le comportement des isolateurs recouverts de glace en laboratoire a beaucoup facilité la recherche sur les processus de contournement des isolateurs glacés puisque les accumulations de glace peuvent se réaliser à n'importe quel moment de l'année en chambre climatique [Farzaneh et Kiernicki, 1997-1] [Chisholm et al., 1996] en contrôlant les paramètres environnementaux.

Pour les essais de contournement d'isolateurs en laboratoire, on produit la glace artificielle dans deux régimes distincts : le régime sec et le régime humide [Farzaneh et Drapeau, 1995]. En régime sec, on forme la glace à partir de petites gouttelettes d'eau ($15\mu\text{m}$), qui gèlent immédiatement au moment de leur impact sur la surface de l'isolateur. La température de dépôt, au-dessus de 0°C , résulte de l'état d'équilibre entre le taux de chaleur libérée par l'impact des gouttelettes et le taux de chaleur transférée vers l'environnement par la convection forcée. La glace ainsi produite, ou givre léger, est blanche, opaque et peu adhésive (voir figure II.1). Sa densité est d'environ $0,4$ à $0,6 \text{ g/cm}^3$ et elle s'apparente au givre léger formé dans des conditions atmosphériques naturelles.

En régime humide, la glace est formée à partir de gouttelettes d'eau surfondues plus volumineuses (de 50 à 80 μm) que celles utilisées dans le cas du givre léger. Les gouttelettes ne gèlent pas pendant le parcours dans l'air et arrivent à l'état liquide sur la surface froide des isolateurs. Résultant d'échanges thermiques complexes, la glace s'accumule sur les jupes des isolateurs et sous forme de glaçons dans les espaces entre celles-ci [Farzaneh et Kiernicki, 1995] (voir figure II.2). La densité de la glace ainsi obtenue est d'environ 0,9 g/cm^3 pour les glaçons et 0,87 g/cm^3 pour le dépôt à la surface des isolateurs. La couleur et l'opacité de cette glace varient en fonction de la teneur en bulles d'air et elle s'apparente à la glace atmosphérique formée lors de pluies verglaçantes.

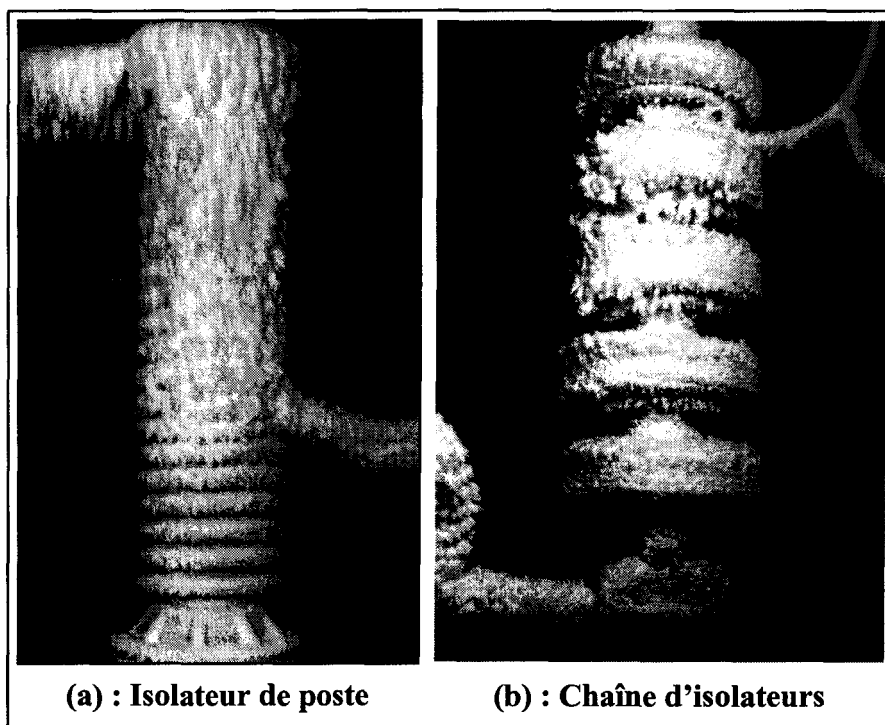


Figure II.1 : Accumulation de glace réalisée en régime sec

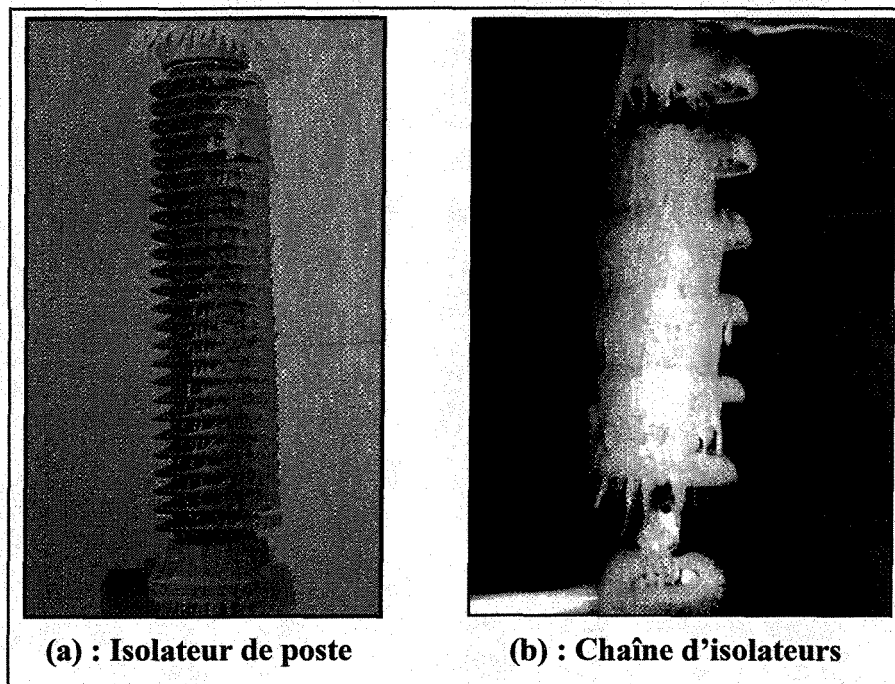


Figure II.2 : Accumulation de glace réalisée en régime humide

II.4 Paramètres influençant la tension de tenue maximale des isolateurs recouverts de glace

Les études relatives à la caractérisation du comportement électrique des isolateurs sous les conditions hivernales ont essentiellement pour but de déterminer la tension de tenue maximale (V_{TM}) ou encore la tension minimale de contournement (V_{MF}) de ces isolateurs. La méthode employée, basée sur la norme CEI 507 [CEI, 1991-2] appliquée aux isolateurs pollués, a été adaptée pour les recherches sur les isolateurs glacés. Le principe de cette méthode est le suivant [Farzaneh et Kiernicki, 1997-1]: une fois la période d'accumulation sous la tension de service terminée, la tension d'essai est appliquée à l'isolateur avec une

vitesse de montée de 3,9 kV/s. Si dans un intervalle de 30 min à partir de l'application de la tension d'essai, aucun contournement ne se produit, l'essai est considéré comme une tenue. Selon le résultat obtenu, contournement ou tenue, la tension d'essai pour le test suivant est réduite ou augmentée d'un pas de 3 kV. La tension de tenue maximale se détermine donc en fonction du nombre de contournements et de tenues obtenus à chaque palier de tension. Cette tension correspond au palier pour lequel un minimum de trois tenues est obtenu sur un nombre total de quatre essais; toutefois, deux contournements sur trois tests doivent avoir lieu à un palier de tension de 3 kV plus élevé que la tension de tenue. Le nombre d'essais requis pour déterminer la tension de tenue maximale, V_{TM} , est en général supérieur à cinq. Dans ce contexte, la tension minimale de contournement, V_{MF} , correspond à un niveau de tension 3 kV supérieur à V_{TM} et auquel au moins deux contournements ont eu lieu sur un nombre total de trois essais.

Dans le cadre des études sur le contournement des isolateurs recouverts de glace, il a pu être démontré que certains paramètres liés au processus de formation de la glace pouvaient avoir une influence sur la tension de tenue maximale des isolateurs glacés. Une revue de ces paramètres est présentée dans ce qui suit.

II.4.1 Types de glace

Plusieurs études ont démontré que la tension de tenue maximale dépend du type de glace qui recouvre les isolateurs. En effet, d'après [Khalifa et Moris,1968] [Sugawara et al.,

1993] [Farzaneh et Kiernichi, 1997-1], la tension de tenue maximale des isolateurs dépend de la densité de la glace accumulée. Plus cette densité est importante et plus la tension de tenue maximale diminue. Cette diminution est plus prononcée lorsque la densité augmente jusqu'à 0.9 g/cm^3 , qui correspond à une accumulation de verglas. Des essais réalisés au Laboratoire de Recherche sur le Givrage à l'*UQAC* [Farzaneh et Drapeau, 1995] ont confirmé l'importance du type de glace. L'étude, réalisée sur quatre types d'isolateurs, a démontré que la glace formée en régime humide est plus nuisible que le givre léger. Les résultats obtenus, résumés par le Tableau-II.2, montrent que la tension de tenue en régime humide est environ deux fois plus faible que celle obtenue en régime sec, preuve de la forte dangerosité des accumulations de glace réalisées en régime humide. On peut aussi comparer ces valeurs, par exemple dans le cas des isolateurs de poste, avec la tension de tenue maximale à sec sans glace qui est de l'ordre de 205 kV/m.

Tableau II.2 : Tension de tenue maximale, exprimée par mètre de distance d'arc, V_{TM}/m, (kV/m), [M. Farzaneh et J. Kiernick, 1995].				
Type de glace	Isolateur IEEE de type capot et tige	Isolateurs Antibrouillard de type capot et tiges	Isolateurs Composites a long fût (EPDM)	Isolateur de poste
Régime sec	>148	>146	>168	>197
Régime humide	60	84	96	90

II.4.2 Épaisseur du dépôt glace

Les résultats des différentes études consultées révèlent que la tension de tenue des isolateurs recouverts de glace varie d'une manière importante en fonction de la quantité de glace et que le risque de contournement des isolateurs augmente avec l'accroissement de la couche de glace accumulée. D'après [Farzaneh et Kiernicki, 1995], la tension de tenue maximale d'un isolateur de poste diminue lorsque l'épaisseur de glace s'accroît. Cette tendance est respectée jusqu'à une épaisseur de glace critique au-dessus de laquelle la tension de tenue maximale demeure constante. Cette diminution de la tension de tenue maximale s'explique par le fait qu'en général les faibles épaisseurs n'assurent pas la continuité du dépôt de glace et par conséquent la distance de fuite des isolateurs reste relativement longue. Par contre, pour les épaisseurs plus importantes, les espaces entre les jupes sont comblés par les ponts de glace ce qui réduit la distance de fuite et il en résulte une résistance superficielle plus faible.

II.4.3 Conductivité de l'eau d'accumulation

La conductivité de l'eau d'accumulation de glace a une grande influence sur la tension de tenue maximale des isolateurs de poste recouverts de glace. [Fikke et al., 1993] ont constaté que les contournements d'isolateurs observés en période hivernale étaient généralement corrélés avec une accumulation de glace contenant une quantité importante d'ions provenant de la salinité marine et de l'activité industrielle. Ainsi, les accumulations de glace formées à partir d'eau de pluie polluée semblent être plus dangereuses pour les

isolateurs glacés. Cette influence de la pollution de l'eau servant à réaliser les accumulations de glace sur les isolateurs a été aussi démontrée par [Vuckovic et Zdravkovic, 1990]. Dans leur étude portant sur la tension minimale de contournement d'isolateurs en verre trempé, la couche de glace était formée à partir d'eau distillée (conductivité très faible) ou d'eau salée ayant une conductivité très élevée de 8000 $\mu\text{S}/\text{cm}$. Ils ont observé que la tension minimale de contournement dans le cas de l'eau salée était 66 % plus faible que celle obtenue avec l'eau distillée. [Kannus et Verkkonen, 1988] et [Farzaneh et Kiernicki, 1995] ont, pour leur part, montré que la tension de tenue maximale des isolateurs recouvert de glace formée en régime humide diminuait avec une augmentation de la conductivité de l'eau d'accumulation.

II.4.4 Intervalles d'air et arcs électriques partiels

Les études ont démontrées que la présence d'arcs électriques partiels est étroitement liée à la présence d'intervalles d'air le long des isolateurs glacés [Farzaneh, 2000] [Task Force 33.04.09, 1999] [Farzaneh et Kiernichi, 1997-2] [Hara et Phan, 1978]. Ces intervalles d'air représentent en fait les parties de l'isolateur qui ne sont pas recouvertes de glace. En effet, la création des intervalles d'air débute pendant la phase d'accumulation de la glace sur l'isolateur. Pendant cette phase, les glaçons se forment entre les jupes de l'isolateur, grandissent et finissent par atteindre le dessus de la jupe suivante. Cependant, à certains endroits le long de l'isolateur, généralement au voisinage des électrodes, des arcs électriques partiels apparaissent à l'extrémité des glaçons avant que ceux-ci n'atteignent la jupe suivante, ce qui a pour effet de stopper leur croissance et même de les faire fondre.

Cela crée des intervalles d'air qui subsistent jusqu'à la fin de l'accumulation. Ainsi, une fois l'accumulation terminée, on observe généralement, pour des dépôts de glace d'épaisseur importante, une surface de glace entrecoupée d'intervalles d'air créés au cours de la période d'accumulation au voisinage des électrodes, comme le montre la figure-II.2. D'autres intervalles d'air sont parfois observables le long des isolateurs. Leur processus de formation est le même que ceux présents au voisinage des électrodes mais leur position et leur présence sont aléatoires.

Si une période de fonte intervient, des arcs électriques partiels peuvent s'établir le long des intervalles d'air à condition que la chute de tension le long de ceux-ci soit supérieure à la tension de claquage dans l'air [Farzaneh et al., 2000]. Si les conditions requises sont présentes, ces arcs partiels peuvent conduire au contournement de l'isolateur. Cependant, on peut parfois observer la chute de parties de glace aux abords des intervalles d'air où la glace est rendue moins adhérente par la fonte localisée des arcs partiels [Shu et al., 1993]. Cette chute de glace entraîne un agrandissement des intervalles d'air et peut, sous certaines conditions encore mal connues, inhiber ou accélérer le processus de contournement [Farzaneh et Drapeau, 1995].

Certaines études relatives à la modélisation de l'arc électrique le long des dépôts de glace recouvrant un isolateur ont permis de déterminer les caractéristiques statiques et dynamiques des arcs électriques s'établissant le long des intervalles d'air [Farzaneh et al., 1997] et [Farzaneh et Zhang, 1998]. Ainsi les relations entre le champ électrique moyen

dans l'arc de même que le rayon moyen de son canal en fonction de l'intensité du courant de fuite ont été établies. Une autre étude, menée par [Farzaneh et al., 2000], a permis de déterminer la tension de claquage en alternatif d'un intervalle d'air propre, c'est-à-dire sans glaçons ni gouttes d'eau, formé entre l'électrode *H.T.*, elle aussi propre, et un dépôt de glace de forme cylindrique. L'étude a été faite en période de fonte et a permis de mettre en évidence une relation linéaire entre la tension de claquage (V_b) et la longueur de cet intervalle d'air (x). La relation est donnée par l'équation suivante :

$$V_b (kV_{rms}) = 4,1.x (cm) + 3,8 \quad (II.2)$$

II.4.5 Les gouttes d'eau

Une étude réalisée par [Swift, 1983] portant sur la détermination de la tension de claquage d'un intervalle d'air d'une longueur variant de 1,5 à 13,5 cm en configurations plan-plan et pointe-plan, démontre que la présence d'une goutte d'eau dans cet intervalle d'air réduit la tension de claquage de ce dernier et que cette réduction augmentait sensiblement avec l'augmentation de la longueur de l'intervalle d'air. En effet, la présence d'une goutte d'eau à l'extrémité d'une pointe métallique réduit jusqu'à 27 % la tension de claquage de cet intervalle d'air pointe-plan par rapport au cas où celle-ci est absente. De même, pour une configuration plan-plan, cette réduction est encore plus prononcée, jusqu'à 75 %. Ainsi, dans le cas des intervalles d'air présents le long des dépôts de glace recouvrant les isolateurs, la présence de gouttes d'eau pourrait entraîner une réduction

sensible de la tension de claquage de ces derniers en périodes d'accumulation et de fonte. Cependant aucune mention n'est faite sur ce sujet parmi les études relatives au processus de contournement des isolateurs recouverts de glace.

II.4.6 Vitesse du vent

La vitesse du vent pendant l'accumulation de glace joue un rôle non négligeable sur la tension de tenue maximale des isolateurs recouverts de glace.

La distance de fuite des isolateurs glacés est étroitement liée à la distribution de la glace sur ceux-ci; cette distribution étant elle-même influencée directement par l'action du vent [M. Farzaneh et J. Kiernick, 1995]. En effet, une distribution uniforme de la glace se produit en présence de vents relativement faibles. À l'inverse, les vents forts sont à l'origine de dépôts de glace irréguliers. Dans le cas de vents faibles, inférieurs à 5 m/s, les glaçons présents entre les jupes sont formés verticalement et la distance de fuite est relativement courte, d'où une tension de tenue maximale relativement faible. Par contre, dans le cas de vents forts, supérieurs à 5 m/s, les glaçons sont inclinés vers l'intérieur de l'isolateur et la distance de fuite devient plus longue. Ainsi, la valeur de la tension de tenue maximale augmente.

Le vent peut aussi avoir une action directe sur la tension de contournement des isolateurs glacés. Une étude réalisée par [Sugawara et Farzaneh, 1986] montre qu'une augmentation de la vitesse du vent au cours de l'accumulation entraîne une hausse importante de la

tension de tenue maximale. La raison de cette augmentation de la tension minimale de contournement en fonction de l'augmentation de la vitesse du vent est probablement due à la dispersion par le vent des ions qui sont produits par les arcs électriques partiels et qui sont nécessaires dans l'établissement du contournement électrique à la surface de la glace. L'autre raison avancée serait dans l'augmentation de la résistance de surface du dépôt de glace provoquée par le refroidissement dû au vent. Dans tous les cas, cela explique le fait que peu de contournements d'isolateurs glacés se produisent pendant les périodes d'accumulation et cela, sous tension de service.

II.4.7 Autres facteurs

Il existe d'autres facteurs qui influencent la tension de tenue maximale des isolateurs recouverts de glace mais dont l'influence n'a pas été prise en compte dans cette recherche. Il s'agit principalement de la polarité de la tension appliquée [Farzaneh et al., 1997], des paramètres géométriques qui différencient les isolateurs entre-eux, en l'occurrence, leur ligne de fuite, leur longueur, leur diamètre de jupe, la distance entre leurs jupes, ainsi que leur orientation par rapport à la verticale [Kannus, 1998].

II.5 Propriétés électriques de la glace

La glace peut être caractérisée par deux propriétés électriques qui sont sa conductivité électrique et sa permittivité relative. Ces deux propriétés sont particulièrement

intéressantes puisqu'elles entrent directement dans les équations qui régissent la distribution du potentiel et du champ électrique, voir chapitre III, paragraphe III.2.

II.5.1 Conductivité électrique de la glace

II.5.1.1 Glace pure

La conductivité volumique de la glace est une grandeur très difficile à mesurer. Pour la glace pure, le nombre d'électrons libres est négligeable et la conductivité électrique de celle-ci est uniquement une conductivité ionique. La glace pure est en fait un bon exemple de conduction électrique par transfert de protons [Hobbs, 1974]. Cette conductivité électrique particulière a fait l'objet d'un nombre important d'études expérimentales et théoriques depuis près d'une centaine d'années. Ainsi, la littérature fournit plusieurs valeurs de conductivité, ce qui traduit la difficulté d'une telle mesure. D'après [Hobbs, 1974] et [Glen, 1974], la dispersion dans les valeurs de conductivité de la glace obtenue des différentes études provient de la présence d'impuretés dans la glace, de la présence de bulles et de fissures ainsi que des erreurs de mesure provenant principalement des phénomènes de polarisation des électrodes et de conduction de surface. Ainsi, des valeurs de conductivité volumique pour la glace pure allant de 10^{-8} à 10^{-10} $\mu\text{S}/\text{cm}$ ont été mesurées. De plus, ces études ont démontré que cette conductivité électrique diminuait avec une diminution de la température.

Ces études ont aussi permis de déterminer la conductivité surfacique de la glace qui est de l'ordre de 10^{-4} μS . D'après [Hobbs, 1974], la conductivité surfacique de la glace pure domine la conductivité volumique pour des températures supérieures à -10°C . Ceci est explicable par le fait qu'il existe une couche quasi-liquide [Fletcher, 1972] en dessous du point de congélation, ayant des propriétés optiques similaires à celles de l'eau, et dont l'épaisseur est de l'ordre de 50 nm à -1°C [Petrenko, 1996]. Ce changement de phase de la surface de la glace pour des températures allant de -6°C à -3°C a été observé par [Maeno, 1972] dont l'étude portait sur des cristaux de glace et pour lesquels la conductivité surfacique augmentait rapidement pour des températures supérieures à -6°C .

II.5.1.2 Glace polluée

Les dépôts de glace sur les isolateurs sont rarement constitués de glace pure. Généralement, la glace formée à partir des pluies verglaçantes est une glace contaminée par la pollution atmosphérique. Les polluants que l'on retrouve dans ces pluies verglaçantes sont constitués de polluants industriels et de sel provenant de la mer [Fikke et al., 1993] [Farzaneh et Melo, 1990]. La concentration de chacun de ces polluants dans la glace dépend évidemment de la provenance géographique de cette dernière. L'incidence directe de cette présence de polluants dans la glace est une augmentation de sa conductivité volumique et surtout de sa conductivité surfacique lorsque la température environnante croît, voir paragraphe II.5.

Pour les essais réalisés en laboratoire sur les isolateurs glacés, on utilise du chlorure de sodium (NaCl) comme agent polluant puisque c'est en général le polluant que l'on retrouve en plus grande concentration dans la glace naturelle [Fikke et al., 1993]. Ainsi, certaines études se sont intéressées à ce type de glace contaminée artificiellement dont on peut contrôler la conductivité de l'eau servant à la produire. Une revue de la conductivité volumique de la glace formée à partir de l'eau polluée pour différentes températures est présentée dans le tableau II.3 d'après les résultats obtenus par [Buchan, 1989] et [Farzaneh et al., 1994].

Tableau II.3 : Conductivité volumique de la glace en fonction de la température de l'air et de la conductivité de l'eau d'accumulation					
Température de l'air (°C)	-15 à 0	-15	0	-15	0
Conductivité de l'eau d'accumulation (μS/cm)	3 à 30	160		346	
Conductivité volumique de la glace (μS/cm)	≅ 0,006	0,01	0,025	0,15	2,0

On peut remarquer que pour des conductivités d'eau inférieures à 30 μS/cm, la conductivité volumique de la glace est environ constante. Pour des conductivités d'eau plus élevées, la conductivité volumique à 0°C est de 2 à 13 fois supérieure à la valeur obtenue à -15°C. Ainsi, la conductivité volumique de la glace est d'environ 170 à 16000

fois plus faible que la conductivité de l'eau à partir de laquelle elle est formée et ceci pour des températures respectives de 0°C et -15°C.

Les mêmes observations ont été faites pour la conductivité surfacique de la glace. D'après [Farzaneh et al., 1994], celle-ci augmente considérablement à partir de -4°C jusqu'à 0°C et ceci pour des conductivités d'eau de 80 $\mu\text{S}/\text{cm}$ et de 160 $\mu\text{S}/\text{cm}$. Les valeurs obtenues sont résumées dans le tableau II.4. En dessous de -4°C, la conductivité surfacique peut être considérée constante.

Tableau II.4 : Conductivité surfacique de la glace en fonction de la température de l'air et de la conductivité de l'eau d'accumulation				
Température de l'air (°C)	-4	0	-4	0
Conductivité de l'eau d'accumulation ($\mu\text{S}/\text{cm}$)	80		160	
Conductivité surfacique de la glace (μS)	0,5	1	1	3

D'après les valeurs du tableau II.4 obtenues pour de la glace polluée, la conductivité surfacique est environ 10000 fois supérieure à la conductivité surfacique obtenue pour de la glace pure. Cette différence importante entre les deux conductivités provient principalement de la diffusion des ions salins vers la surface de la glace pendant le processus de formation de la glace. En fait, la glace se purifie par cristallisation. Par

conséquent, une concentration importante d'ions salins se retrouve dans la couche quasi-liquide, décrite au paragraphe II.4.1.1, ce qui entraîne une augmentation de la conductivité de cette couche et donc de sa conductivité surfacique.

II.5.2 Permittivité relative complexe de la glace

Un nombre important d'études portent sur les propriétés diélectriques de la glace [Petrenko, 1996] [Lli boutry, 1964] [Glen, 1974] [Camp et Kiszenick, 1968] [Hobbs, 1974] [Laakso, 1997] [Michel, 1964] et [Pounder, 1965]. Toutes ces études s'accordent pour dire que la permittivité de la glace présente une valeur élevée et que, dépendante de la fréquence, elle vérifie la théorie de Debye.

À partir de ces nombreuses études théoriques relatives aux propriétés diélectriques de la glace, l'expression générale de la permittivité relative complexe ε_r^* de la glace, en régime sinusoïdal, est donné par :

$$\varepsilon_r^* = \varepsilon_r - j \frac{\sigma_v}{\omega \cdot \varepsilon_0} \quad (\text{II.3})$$

où :

- ε_r : permittivité relative ordinaire,
- σ_v : conductivité volumique de la glace,
- $\omega = 2\pi f$: pulsation angulaire de la tension d'alimentation,

- $j^2 = -1$,
- ϵ_0 : permittivité du vide.

La permittivité relative complexe est donc constituée d'une partie réelle qui est la permittivité relative ordinaire ϵ_r et d'une partie imaginaire, aussi appelée facteur de perte, dépendante de la conductivité volumique de la glace et la pulsation angulaire ω . Une étude plus approfondie de la partie réelle et imaginaire est présentée dans les sections suivantes.

II.5.2.1 Permittivité relative ordinaire

Les études sur les propriétés diélectriques de la glace révèlent la dépendance de ϵ_r en fonction de la pulsation angulaire (ou fréquence) et de la température comme l'équation II.4 [Hobbs, 1974].

$$\epsilon_r = \epsilon_\infty + \frac{\epsilon_s - \epsilon_\infty}{1 + \omega^2 \tau^2} \quad (\text{II.4})$$

où :

- ϵ_∞ : permittivité relative en haute fréquence ou permittivité « optique »,
- ϵ_s : permittivité relative en statique,
- $\omega = 2\pi f$: pulsation angulaire de la tension d'alimentation,
- τ : constante de relaxation

Pour l'équation II.4, la dépendance en fréquence est due au terme ω^2 tandis que la dépendance en température est implicitement contenue dans τ , la constante de relaxation [Hobbs, 1974], qui est définie par :

$$\tau = C_\tau \exp\left(\frac{E_\tau}{KT}\right) \quad (\text{II.5})$$

avec C_τ une constante valant $7,7.10^{-16}$ s, E_τ l'énergie d'activation valant $9,29 \cdot 10^{-20}$ joule, T la température en (°K) et K la constante de Boltzmann. Les constantes C_τ et E_τ ont été déterminées expérimentalement et sont tirées de [Hobbs, 1974].

Comme E_τ est aussi une constante, la constante de relaxation τ ne dépend que de T , la température. L'équation (II.5) permet ainsi de calculer τ pour des températures allant de -12 à 0°C qui ont de l'intérêt dans cette recherche. Les résultats sont présentés à la figure II.3. De même, en traçant sur la figure II.3, la variation du terme $\omega^2 \tau^2$ de l'équation (II.4) pour une fréquence de 60 Hz qui est la fréquence de service, on s'aperçoit que $\omega^2 \tau^2$ est négligeable devant 1 et donc que l'équation (II.4) peut s'écrire comme suit :

$$\varepsilon_r = \varepsilon_s \quad (\text{II.6})$$

Ainsi, la permittivité relative ordinaire de la glace pour la fréquence de service et pour des températures variant de -12 à 0°C peut être prise égale à la permittivité en statique.

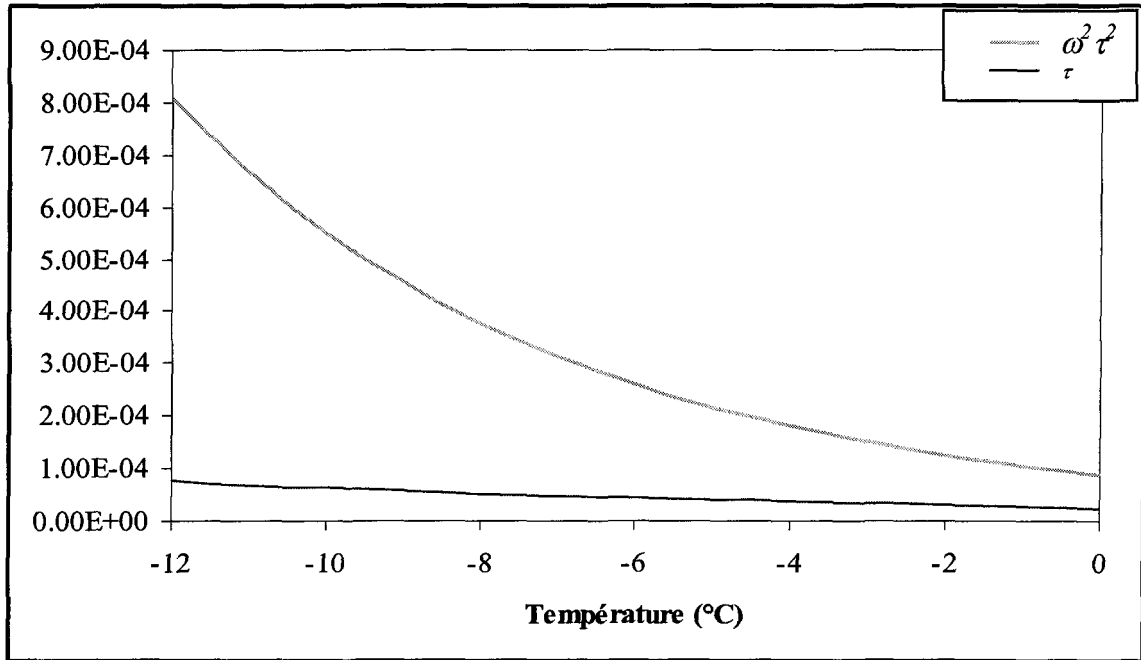


Figure II.3 : τ et $\omega^2 \tau^2$ en fonction de la température pour une fréquence de 60 Hz

Pour le cas statique, la littérature fournit une gamme étendue de valeurs pour la permittivité de la glace qui sont comprises entre 72 et 106 : par exemple $\epsilon_S=77$ [Michel, 1964], $\epsilon_S=75$ [Pounder, 1965], $\epsilon_S=73$ à 93 [Lli Boutry, 1964], $\epsilon_S=72$ [Kannus, 1998], $\epsilon_S=75$ [Laasko, 1997] ou encore $\epsilon_S=92$ à 106 [Hobbs, 1974]. De plus, pour des températures supérieures à -20°C , la permittivité en statique peut être considérée comme étant indépendante de la température [Hobbs, 1974] et [Michel, 1964].

La dispersion des valeurs de permittivité en statique provient des méthodes de mesure employées qui diffèrent d'une étude à une autre. En effet, la détermination de la permittivité relative est une mesure très difficile à mettre en oeuvre de part l'influence des

impuretés présentes dans la glace [Hobbs, 1974], des problèmes de contact des électrodes et de charges d'espace près de celles-ci [Pounder, 1965]. De plus, d'après [Hobbs, 1974], comme la glace est un conducteur ionique plutôt qu'un isolant parfait, différentes méthodes utilisées dans l'analyse des mêmes données expérimentales peuvent conduire à des valeurs différentes pour les constantes diélectriques de la glace.

II.5.2.2 Facteur de perte

Le facteur de perte dépend uniquement, d'après l'équation (II.3), de la conductivité volumique de la glace σ_V et de la pulsation angulaire ω ; il suit donc la même loi de variation que σ_V en fonction de la température à fréquence constante. Pour la glace pure, σ_V diminue lorsque la température augmente, et pour de la glace polluée, σ_V augmente lorsque la température augmente.

II.6 Propriétés et influence d'un film d'eau à la surface de la glace

La présence ou la formation d'un film d'eau conducteur à la surface du dépôt de glace recouvrant un isolateur est une condition nécessaire pour qu'il y ait contournement, sous tension de service, de l'isolateur glacé [Kannus, 1998], [Sugawara et Farzaneh, 1986].

II.6.1 Formation du film d'eau

La formation d'un film d'eau à la surface de la glace recouvrant un isolateur peut être provoqué par les conditions suivantes :

- régime humide d'accumulation,
- fonte de la glace due aux rayons du soleil ou à une augmentation de la température ambiante,
- condensation à la surface de la glace,
- fonte de la glace due à la présence d'arcs partiels le long des intervalles d'air et/ou à l'augmentation du courant de fuite à la surface de la glace.

Généralement, la formation du film d'eau à la surface du dépôt de glace est une combinaison de un ou plusieurs mécanismes mentionnés précédemment. Parmi ceux-ci, ce sont les mécanismes entraînant la fonte de la glace qui sont les plus dangereux [Sugawara et Farzaneh, 1986] [Farzaneh et Kiernicki, 1997-2] [Farzaneh, 2000] et pour lesquels, la tension de tenue maximale est la plus faible. Cela provient principalement de la conductivité importante du film d'eau. Les causes de cette forte conductivité sont décrites à la section suivante.

Remarque II.1 : Il est important ici de différencier le film d'eau conducteur créé par les mécanismes énumérés ci-dessus de la couche quasi-liquide présentée à la section II.4.1.1. En effet, la couche quasi-liquide est un état de surface de la glace pour des températures inférieures à 0°C alors que le film d'eau est formée soit par le processus d'accumulation,

soit par une fonte de la surface de la glace lorsque la température à l'interface glace-air dépasse 0°C.

II.6.2 Conductivité électrique du film d'eau

II.6.2.1 En période d'accumulation

Un des mécanismes qui engendre la formation d'un film d'eau conducteur à la surface de la glace est le processus d'accumulation réalisé en régime humide tel que décrit à la section II.2. Ainsi, le terme « humide » signifie donc qu'il y a en permanence, présence d'un film d'eau à la surface de la glace accumulée sur l'isolateur [Drapeau, 1989]. Comme ce film d'eau est principalement créé par la partie des gouttes d'eau qui ne gèle pas au contact de la surface glacée, celui-ci aura la même conductivité électrique que l'eau d'accumulation.

II.6.2.2 En période de fonte

D'après les informations relevées à la section II.4.1.2, au cours de la formation de la glace polluée, une quantité importante de polluants se retrouvaient repoussés à la surface de la glace. Ces polluants sont de type salin pour les accumulations réalisées en laboratoire. Lors de la fonte du dépôt de glace, la majorité de ces polluants se retrouve dans le film d'eau ainsi formé dont la conséquence directe est une augmentation considérable de sa conductivité. Comme la conductivité de l'eau salée varie quasiment linéairement en fonction de la salinité de l'eau [Weast, 1982], la conductivité du film d'eau présent à la

surface de la glace augmente donc avec l'augmentation du taux de polluants salins. Ainsi des conductivités pour le film d'eau de 2 [Buchan, 1989] à 7 fois [Farzaneh et Melo, 1990] supérieures à la conductivité de l'eau d'accumulation ont été mesurées. Les valeurs maximales ont été atteintes en tout début de la période de fonte car à cet instant, le taux de polluants présents à la surface de la glace est le plus important. De plus, il a été démontré que la conductivité de l'eau provenant de la fonte des glaçons et de la partie inférieure du dépôt de glace sur les isolateurs de poste était plus importante que celle provenant de la fonte de la partie supérieure du dépôt. En fait, durant la période d'accumulation, le film d'eau transporte une partie des polluants qui se trouvent éjectés de la glace par le processus de cristallisation. Une partie de ces polluants se retrouve à la surface des glaçons, une autre partie est transportée vers le bas de l'isolateur et enfin le reste est évacué avec l'eau qui s'écoule de l'isolateur.

II.6.3 Permittivité relative complexe du film d'eau

La permittivité relative complexe du film d'eau ou plus simplement de l'eau peut être définie suivant la même expression que celle de la glace donnée par les équations (II.1) et (II.2). Elle vérifie ainsi la théorie de Debye [Archer et Wang, 1983] [Buchner et al., 1999] et dépend aussi de la pulsation angulaire ω et de la température par l'intermédiaire de τ . Cependant la dépendance en fréquence de la permittivité relative ordinaire ϵ_r est moins prononcée que celle de la glace mais par contre, la dépendance en température de cette dernière est plus importante. Ainsi, ϵ_r est égale à la permittivité en statique ϵ_s pour des

fréquences inférieures à 10 MHz et diminue pour des fréquences supérieures. Ceci est dû principalement à la constante de relaxation τ qui est de l'ordre de 2.10^{-12} s. De plus entre 0°C et 100°C, la permittivité relative ordinaire de l'eau décroît linéairement avec l'augmentation de la température, comme le montre l'équation (II.6) [Buchner et al., 1999] .

$$\varepsilon_r = -0,32 . T(^{\circ}C) + 88 \quad (\text{II.6})$$

En période de fonte, le film d'eau présent à la surface de la glace contient une forte proportion de contaminants provenant généralement de sources salines. Il a été démontré par [Buchner et al., 1999] que la présence d'ions salins dans l'eau avait une influence non négligeable sur la valeur de la permittivité relative ordinaire ainsi que sur le facteur de perte. Cette influence sur la permittivité relative ordinaire se traduit par l'équation suivante :

$$\varepsilon_r = \varepsilon_{\infty} + \frac{\varepsilon_s - 2 H_N C_i - \varepsilon_{\infty}}{1 + \omega^2 \tau^2} \quad (\text{II.7})$$

où C_i représente la concentration molaire en ions salins dans l'eau et H_N le nombre moyen d'hydratation (qui est la réaction d'une substance avec l'eau).

Pour des fréquences faibles, inférieures à 10 MHz, le terme $\omega^2 \tau^2$ peut être négligé et donc l'équation (II.7) se réduit à :

$$\varepsilon_r = \varepsilon_s - 2H_N C_i \quad (\text{II.8})$$

Donc d'après l'équation (II.8), plus la concentration en ions salins est importante et plus la permittivité relative ordinaire de l'eau salée diminue. Cette diminution est aussi engendrée par l'augmentation de la température, au même titre que l'eau pure.

La partie imaginaire de la permittivité relative complexe de l'eau, équation II.1, dépend de la fréquence mais aussi de la conductivité σ_V de celle-ci. Pour le film d'eau, cette conductivité est importante, proportionnelle au taux de salinité de l'eau et donc à la concentration C_i en ions salins. De plus, plus la température augmente, plus la conductivité du film d'eau augmente et par conséquent la partie imaginaire aussi.

II.6.4 Autres caractéristiques du film d'eau

En plus de sa conductivité électrique, le film d'eau peut être caractérisé par son épaisseur et sa température.

II.6.4.1 En période d'accumulation

Le film d'eau est présent pendant toute la phase d'accumulation en régime humide. Le processus de formation est connu et est décrit à la section II.2. Comme le film d'eau résulte d'échanges thermiques entre les gouttes d'eau surfondues et l'environnement, sa

température, d'après [Hoobs, 1974], peut être prise égale à 0°C. Cependant, aucune étude ne fournit de valeurs sur son épaisseur.

II.6.4.2 En période de fonte

L'épaisseur du film d'eau est déterminé généralement de manière indirecte à partir de la mesure du courant de fuite circulant à la surface de la glace et de la détermination de la résistance du film d'eau. Ainsi des valeurs comprises entre 40 μm et 300 μm ont été calculées par [Kannus, 1998] pour une chaîne d'isolateurs constituée de deux éléments de type capot et tige. De même, [Farzaneh et al., 1994] ont déterminé l'épaisseur maximale du film d'eau à la surface de la glace en période de fonte. Ainsi, une valeur d'environ 170 μm a été obtenue et ceci pour différentes conductivités d'eau ayant servi à produire la glace. Lorsque la température dépasse 0°C, la surface de la glace commence à fondre et un film d'eau commence à se former. Plus la température augmente et plus l'épaisseur du film d'eau augmente jusqu'à atteindre une valeur de saturation de 170 μm vers 2.5°C. À partir de cette température seuil, un film d'eau uniforme est présent à la surface de la glace. Ces résultats sont en accord avec les observations faites par [Farzaneh et Melo, 1990] sur des isolateurs glacés.

Quelques études portent sur la température du film d'eau pendant la fonte du dépôt de glace présent sur les isolateurs. Cependant, d'après [Kannus, 1998], la température du film d'eau serait égale à 1°C. Une étude réalisée par [Farzaneh et al., 1996] sur un cylindre de glace tend à prouver cela. Cette étude consistait à déterminer l'évolution de la température

de surface d'un cylindre de glace d'une épaisseur de 2 cm côté extérieur (interface glace-air) et intérieur (interface cylindre-glace) en fonction de la température de l'air. Ainsi, une température de surface extérieure d'environ 0.5°C à 1°C pour une température de l'air de 2.5°C a été mesurée et qui correspondait à une valeur de saturation de la conductivité surfacique de 5 μS de l'interface glace-air pour une conductivité d'eau de 160 $\mu\text{S}/\text{cm}$. Cette saturation de la conductivité de surface indique la présence d'un film d'eau conducteur à la surface du dépôt de glace provoquée par la fonte de la glace. Ce résultat vient confirmer la valeur choisie par [Kannus, 1998].

De plus, et ceci est intéressant, la température de surface intérieure du cylindre de glace pour la même température ambiante de 2.5 °C était seulement d'environ -1.5°C. Ce n'est seulement qu'à partir d'une température de l'air d'environ 8°C que la température de surface intérieure atteint celle de la surface extérieure. Cela démontre que le film d'eau se forme en premier lieu sur la surface extérieure du dépôt de glace, c'est-à-dire la surface en contact direct avec l'air ambiant et donc celle exposée au vent. Cela explique en partie pourquoi la plupart des contournements des isolateurs glacés se produisent le long de cette surface en période de fonte.

II.6.5 Courant de fuite en période de fonte

L'intensité du courant de fuite circulant le long d'un dépôt de glace sur un isolateur est étroitement liée à la présence du film d'eau. En effet, les études portant sur les processus de contournement des isolateurs glacés ont démontré qu'en absence de fonte de la surface

de la glace, l'intensité du courant de fuite est très faible, de l'ordre de quelques dizaines de micro-ampères [Sugawara et Farzaneh, 1986]. Lorsque la température dépasse 0°C, un film d'eau se forme à la surface de la glace et l'intensité du courant croît très rapidement. Cette augmentation rapide du courant de fuite est due principalement à la forte conductivité du film d'eau au début de la fonte mais aussi à la présence d'arcs électriques partiels qui permettent au courant de fuite de s'écouler le long des intervalles d'air. C'est aussi à ce moment que survient généralement le contournement des isolateurs glacés [Hara et Phan, 1978] [Sugawara et Farzaneh, 1986]. Si le contournement de l'isolateur glacé ne se produit pas, l'intensité du courant de fuite décroît à mesure que la température augmente avec le temps de fonte. Ce phénomène est directement lié à la diminution de la conductivité du film d'eau au cours du temps [Farzaneh et Melo, 1990]. Avec l'augmentation de la température et donc du temps de fonte, la proportion de polluants salins dans le film d'eau diminue ainsi que sa conductivité.

Comme le maximum d'intensité du courant de fuite est corrélé avec l'apparition du film d'eau qui présente à son tour une conductivité électrique maximale, la majorité du courant de fuite qui s'écoule le long du dépôt de glace se fait à travers le film d'eau [Kannus, 1998] et donc à la surface du dépôt de glace. La mesure du courant total de fuite réalisée par [Farzaneh et al., 1996] sur un échantillon de glace polluée montre qu'environ 98% du courant total circule à la surface de la glace. Comme le film d'eau est en premier lieu présent sur la surface extérieure du dépôt de glace, cela explique le fait que la majorité des contournements des isolateurs se produisent sur la surface externe du dépôt de glace.

La présence du dépôt de glace de forte permittivité augmente la capacité de l'isolateur puisque la capacité de la glace et celle de l'isolateur sont connectées en parallèle. Ainsi, la valeur du courant capacitif de l'isolateur glacé devient environ 3 fois [Kannus, 1998] plus importante que celle de l'isolateur propre. Cependant, les mesures effectuées par [Kannus, 1998] sur une chaîne d'isolateurs suspendus recouverts de verglas ont montré que la nature du courant de fuite en période de fonte était à dominance résistive et que la composante capacitive représentait moins de 1% du courant total de fuite.

II.7 Distributions du potentiel et du champ électrique le long des isolateurs recouverts de glace

Il existe peu de publications relatives à la détermination de la distribution du potentiel et du champ électrique le long des isolateurs recouverts de glace, que ce soit expérimentalement ou numériquement. Jusqu'à présent, la plupart des études relatives au phénomène de contournement était consacrée plus spécifiquement aux modèles de prédiction des contournements ou de caractérisation de l'arc électrique à la surface de la glace.

II.7.1 Mesures expérimentales

La détermination expérimentale de la distribution du potentiel ou du champ électrique le long d'un isolateur recouvert d'une accumulation de glace réalisée en régime sec ou humide n'est pas facile à réaliser. En effet, cela nécessite un appareillage important et

sophistiqué qu'il est souvent difficile de réunir au sein d'un même laboratoire. Entre autre, cela nécessite l'utilisation d'une chambre froide alimentée en eau pour réaliser l'accumulation de glace et en haute tension ainsi qu'un système de mesure adapté pour déterminer la distribution du potentiel et du champ électrique. De plus, ce sont des mesures qui demandent du temps car de nombreux paramètres comme la température ambiante et la présence de décharges électriques peuvent influencer les mesures et généralement, plusieurs essais sont nécessaires pour obtenir des mesures convenables.

Malgré la difficulté de telles mesures, il existe à notre connaissance, une étude portant sur la mesure de la distribution de potentiel le long d'isolateurs recouverts de glace [Brettschneider, 1996]. Dans cette étude, les mesures ont été effectuées sur une chaîne de six isolateurs de type capot et tige suspendus recouverte de glace. Les isolateurs constituant la chaîne sont reliés entre eux par des parties métalliques : les rotules, qui se comportent en fait comme des électrodes portées à un potentiel flottant. Ainsi, en mesurant le potentiel de ces parties métalliques par rapport à la terre à l'aide d'un voltmètre électrostatique, il est possible de déterminer ainsi la distribution du potentiel le long de la chaîne d'isolateurs recouverte de glace. Cette méthode a donné de bons résultats pour des tensions continues et alternatives ainsi que pour des dépôts de glace présentant ou non un film d'eau conducteur à leur surface. Les résultats obtenus montrent que la présence d'un film d'eau à la surface du dépôt de glace pendant la fonte entraîne une augmentation considérable de la chute de tension le long des intervalles d'air par rapport au cas où le film d'eau n'est pas présent.

Pour la mesure de champs électriques, le problème rencontré au niveau des isolateurs recouverts de glace est encore plus compliqué. En effet, aucune étude ne fait mention d'une telle mesure. Une solution envisageable et adaptée à ce type de mesure serait dans l'utilisation de capteurs optiques de champs électriques basés sur l'effet Kerr [Aguet et Ianoz, 1987] ou l'effet Pockels [Massey et Erickson, 1975]. Ces capteurs sont basés sur l'effet électro-optique défini comme étant la dépendance de l'indice de réfraction du milieu optique avec un champ électrique. On distingue l'effet électro-optique linéaire ou effet Pockels (dépendance linéaire avec l'intensité du champ électrique) et l'effet électro-optique quadratique ou effet Kerr (dépendance selon le carré de l'intensité du champ électrique) [Volat, 1997]. Ces capteurs ont le principal avantage de s'affranchir des perturbations électromagnétiques pouvant fausser les mesures faites au moyen d'appareillage classique comportant des liaisons galvaniques (couplages résistifs, inductifs et capacitifs). Malheureusement, les capteurs optiques sont généralement des prototypes développés au sein des laboratoires les utilisant [Takahashi et al., 1997]. Par conséquent, il est nécessaire de trouver une autre alternative aux mesures expérimentales.

II.7.2 Simulations numériques

Une alternative intéressante aux mesures expérimentales se trouve dans l'utilisation des méthodes numériques dont l'application aux domaines de l'électrotechnique et des hautes tensions n'est plus à démontrer. Entre autre, ces méthodes ont été utilisées avec succès dans l'étude de la distribution du potentiel et du champ électrique autour des isolateurs propres et recouverts d'une couche conductrice de pollution. Généralement, les méthodes

numériques utilisées pour ce type de problème sont la Méthode des Différences Finies (*M.D.F*) [Asenjo et Morales, 1982], la Méthode de Simulation de Charges (*M.S.C*) [Chakravorti et Mukherjee, 1993] [Khan et alexander, 1982] [El-Kishky et Gorur, 1994], la Méthode des Éléments Finis (*M.E.F*) [Asenjo et al., 1997] [Fujimoto. et Braun, 1995] [Kato et al., 1979] et la Méthode des Éléments Finis de Frontière (*M.E.F.F*) [Fawzi et Safar, 1987] [Olsen, 1986] [Rasolonjanahary et al., 1992] [Iravani et Raghuv eer, 1983] [Skopec et al., 1994] et [Elsasser et al., 2000]. Le principe général de ces méthodes ainsi que leurs avantages et leurs inconvénients sont développés plus en détail dans le chapitre III.

Il existe de grandes similitudes entre le comportement électrique d'un isolateur recouvert d'une couche de pollution humide (ou conductrice) et d'un isolateur recouvert d'une couche de glace présentant un film d'eau conducteur à sa surface [Farzaneh et al, 1997]. Ces similitudes se retrouvent spécialement dans la théorie des contournement des isolateurs pollués ou recouverts de glace qui est basée sur le modèle d'Obenaus [Farzaneh et Zhang, 1998] [Leroy et Gary, 1984]. Par conséquent, les méthodes numériques utilisées dans le calcul du potentiel et du champ électrique autour des isolateurs pollués peuvent aussi être applicables aux isolateurs recouverts de glace.

Le nombre d'études relatives au calcul du potentiel et du champ électrique autour des isolateurs recouverts de glace est faible. En fait, il n'existe à notre connaissance qu'une seule étude concernant ce sujet [Kannus, 1998]. Cette étude porte sur le calcul de la

distribution du potentiel et du champ électrique autour d'une chaîne de deux isolateurs de type capot et tige recouverte de glace formée en régime humide avec ou non-présence d'un film d'eau conducteur à la surface de la couverture de glace. La méthode des éléments finis a été utilisée pour les simulations et les calculs ont été effectués en 2-D axisymétrique. Les résultats obtenus montrent que la chute de tension le long des intervalles d'air est plus importante en présence d'un film d'eau conducteur à la surface du dépôt de glace que dans le cas où le film d'eau est absent. Ceci est en accord avec les mesures expérimentales effectuées par [Brettschneider, 1996]. De plus, pour le modèle d'isolateur glacé simulé, la chute de tension obtenue en présence du film d'eau pour les différents intervalles d'air est suffisante pour initier des arcs électriques partiels. Ces arcs partiels furent observés visuellement en laboratoire le long des intervalles d'air. Cependant, aucune comparaison n'a été faite entre les résultats numériques et les mesures expérimentales.

II.8 Conclusion

En dépit du nombre important d'études relatives au processus de contournement des isolateurs recouverts de glace et à la physique de la glace, très peu d'informations sont disponibles sur le sujet concernant la détermination de la distribution du potentiel et du champ électrique le long des isolateurs glacés par le biais de méthodes numériques. Cependant, les informations récoltées ont permis de mettre en évidence les paramètres et les caractéristiques liés aux dépôts de glace qui sont susceptibles d'avoir une influence sur la tension de tenue maximale des isolateurs glacés. Cela a donc permis de mettre l'accent

sur les conditions hivernales les plus défavorables auxquelles les isolateurs doivent faire face. Ainsi, la synthèse de la revue de littérature présentée précédemment a permis de retenir les points importants nécessaires à la définition et à la résolution du problème de calcul de la distribution du potentiel et du champ électrique le long des isolateurs glacés.

Ces points sont les suivants :

- La présence d'un dépôt de glace formé en régime humide par vents faibles présentant une épaisseur importante et un film d'eau conducteur à sa surface lors d'une période de fonte est la situation la plus dangereuse à laquelle peut être soumis un isolateur en période hivernale.
- La dangerosité du régime humide est accrue quand la glace est formée à partir d'eau polluée dont la conséquence directe est une conductivité très élevée du film d'eau présent à la surface du dépôt de glace au cours de la période de fonte et plus particulièrement au tout début de cette période.
- Pendant une période d'accumulation réalisée en régime humide, l'évolution des glaçons et donc de la géométrie du dépôt de glace au cours du temps est étroitement liée à la présence d'arcs électriques partiels et par conséquent à la distribution du potentiel le long de l'isolateur sur lequel la glace s'accumule.
- La présence d'intervalles d'air le long des dépôts de glace recouvrant les isolateurs H.T pourrait avoir une influence sur le processus de contournement mais aussi sur la distribution du potentiel le long des isolateurs glacés.

- La tension de claquage des intervalles d'air est influencée par la présence de gouttes d'eau qui entraîne une réduction de celle-ci dans le cas de configurations pointe-plan et plan-plan. Comme aucune étude ne fait mention de l'influence de gouttes d'eau dans le processus de contournement et surtout de pré-contournement des isolateurs glacés, une étude pour une configuration glaçon-plan comme présentée à la section IV.4 a été entreprise.
- La glace présente une conductivité volumique très faible et une permittivité relative élevée qui est égale à la permittivité en statique pour des fréquences faibles et des températures inférieures à -10°C .
- En période de fonte, le film d'eau présente une conductivité très importante, plus de 100 fois supérieure à la conductivité volumique de la glace et jusqu'à 7 fois la conductivité de l'eau d'accumulation. Dans ces conditions, presque la totalité du courant de fuite s'écoulant le long du dépôt de glace se fait par le film d'eau. De plus, la température du film d'eau est de l'ordre de 1°C et son épaisseur varie entre 30 et $300\mu\text{m}$.
- La détermination expérimentale de la distribution du potentiel et du champ électrique le long d'un isolateur recouvert de glace est complexe et les informations disponibles à ce sujet sont limitées aux chaînes d'isolateurs suspendus. L'utilisation de méthodes numériques dédiées à l'électromagnétisme, appliquées avec succès dans le calcul de potentiel et de champ électrique autour des isolateurs pollués, peuvent être tout aussi bien applicables aux isolateurs glacés, comme l'ont démontré les simulations d'une

chaîne d'isolateurs suspendus recouverte de glace. Les résultats obtenus sont en accord avec les mesures expérimentales de la distribution du potentiel le long d'une chaîne d'isolateurs suspendus. Ainsi, les résultats expérimentaux et numériques s'accordent à dire que la présence d'un film d'eau conducteur pendant la période de fonte entraîne une augmentation considérable de la chute de tension le long des intervalles d'air et que cette chute de tension peut conduire à l'apparition d'arcs électriques partiels qui sont à l'origine des contournements.

CHAPITRE III

MÉTHODES NUMÉRIQUES DE CALCUL DU POTENTIEL ET DU CHAMP ÉLECTRIQUE

III.1 Introduction

La détermination de la distribution du champ et du potentiel électrique de tout système haute-tension est un problème complexe de calcul non pas par la simplicité des équations aux dérivées partielles qui les décrivent mais plutôt 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 électrique. 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 de Simulation de Charges (*M.S.C*) et la Méthode des Éléments Finis de Frontière (*M.E.F.F*).

Ces méthodes, dont le principe et les caractéristiques sont développés dans ce chapitre, sont basées sur la résolution de l'équation de Laplace en imposant les conditions aux frontières adaptées à chaque problème.

III.2 Équations de Maxwell

III.2.1 Équations en potentiel scalaire : Poisson et Laplace

Les équations qui gouvernent la répartition du potentiel et du champ électrique, dans un milieu donné, dérivent des équations de Maxwell. Celles-ci sont formées par quatre équations aux dérivées partielles qui lient les phénomènes magnétiques caractérisés par le champ magnétique H et l'induction magnétique B aux phénomènes électriques caractérisés par le champ électrique E et l'induction électrique D . Ces quatre équations sont :

$$rot \vec{E} = - \frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \quad (III.1)$$

$$div \vec{D} = \rho_v \quad (III.2)$$

$$rot \vec{H} = \vec{J} + \frac{\partial \vec{D}}{\partial t} \quad (III.3)$$

$$div \vec{B} = 0 \quad (III.4)$$

avec ρ_v la densité volumique de charges.

Outre ces quatre équations, il y a les relations constitutives qui lient \vec{D} à \vec{E} , \vec{J} à \vec{E} et \vec{B} à \vec{H} :

$$\vec{D} = \varepsilon \vec{E} \quad (\text{III.5})$$

$$\vec{J} = \sigma \vec{E} \quad (\text{III.6})$$

$$\vec{B} = \mu \vec{H} \quad (\text{III.7})$$

où ε , μ , et σ représentent respectivement la permittivité électrique, la susceptibilité magnétique, et la conductivité électrique du milieu.

Lorsque l'on applique une différence de potentiel alternative, la dérivation des grandeurs électriques par rapport au temps revient à les multiplier par la quantité $j\omega$ où j est l'unité imaginaire et ω la pulsation de la source. En tenant compte des relations constitutives, les équations (III.1) et (III.3) deviennent :

$$\text{rot } \vec{E} = -j\omega\mu\vec{H} \quad (\text{III.8})$$

$$\text{div}(\varepsilon\vec{E}) = \rho_v \quad (\text{III.9})$$

$$\text{rot } \vec{H} = \sigma\vec{E} + j\omega\vec{E} \quad (\text{III.10})$$

Comme le champ magnétique est faible, dans les équipements $H.T$ considérés, le second membre de l'équation (III.8) peut être négligé, ce qui donne :

$$rot \vec{E} = 0 \quad (III.11)$$

On peut donc découpler les équations (III.9) et (III.11) qui gouvernent les grandeurs électriques de celles qui gèrent les grandeurs magnétiques. L'équation (III.9) n'est alors rien d'autre que la forme locale du théorème de Gauss qui traduit la conservation de la charge. L'équation (III.11) permet de dire que le champ E dérive d'un potentiel ϕ avec :

$$\vec{E} = -grad \ \phi \quad (III.12)$$

L'introduction de la relation (III.12) dans l'équation (III.9) donne :

$$div(-\varepsilon grad \phi) = \rho_v \quad (III.13)$$

On obtient ainsi l'équation qui gouverne la répartition du potentiel dans un milieu de permittivité absolue ε avec une densité de charge volumique de charge ρ_v .

Pour des matériaux isolants, généralement utilisés dans les appareillages $H.T$, la densité volumique de charge ρ_v est nulle. Avec ces hypothèses, on obtient l'équation de Laplace (III.14) qui gouverne la répartition du potentiel dans les matériaux isolants.

$$\nabla^2 \phi = 0 \quad (\text{III.14})$$

On peut noter que cette équation gouverne aussi la répartition du potentiel dans les matériaux conducteurs tels que les électrodes car ceux-ci sont des volumes équipotentiels.

III.2.2 Conditions aux limites

Il existe plusieurs solutions aux équations différentielles précédemment définies. Les conditions aux limites servent en fait à déterminer une solution unique de ces équations. Ces conditions sont principalement de deux types : la condition de Dirichlet et la condition de Neumann. La condition de Dirichlet impose la valeur du potentiel comme par exemple les surfaces des conducteurs, les surfaces équipotentiellles, ou les limites infinies du domaine d'étude. La condition de Neumann impose la valeur de la dérivée normale du potentiel tels les plans de symétrie ou les surfaces à flux imposé. Les conditions de Dirichlet et de Neumann sont dites homogènes si les valeurs imposées sont nulles. Elles sont dites non homogènes dans le cas contraire.

III.2.3 Conditions d'interfaces

L'équation (III.14) a été obtenue en émettant l'hypothèse que la permittivité absolue ε est constante sur tout le domaine d'étude. Cette équation n'est donc valable que pour des milieux homogènes et isotropes. Dans le cas où plusieurs milieux coexistent, ce qui est généralement le cas dans les problèmes *H.T.*, l'équation (III.14) n'est plus vraie dans

l'ensemble du domaine d'étude. Il faut alors chercher une solution dans chaque milieu et lier les différentes solutions par des conditions d'interfaces.

À la frontière de deux milieux de propriétés différentes, les équations dites d'interfaces, en l'absence de charges et de courants superficiels, s'écrivent :

$$\phi_1 = \phi_2 \quad (\text{III.15})$$

qui traduit l'égalité des valeurs du potentiel vue des deux régions,

$$\vec{D}_1 \cdot \vec{n}_1 = \vec{D}_2 \cdot \vec{n}_2 \quad (\text{III.16})$$

qui traduit la conservation de la composante normale du déplacement électrique D et où n_1 et n_2 représentent les normales à la frontière, dirigées vers l'extérieur des milieux 1 et 2 respectivement.

$$\vec{E}_1 \times \vec{n}_1 = \vec{E}_2 \times \vec{n}_2 \quad (\text{III.17})$$

qui traduit la conservation de la composante tangentielle du champ électrique à travers l'interface.

III.3 La Méthode des Différences Finies (*M.D.F*)

III.3.1 Principe

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 est, historiquement, la première méthode connue pour calculer, sur ordinateur, la solution d'une équation différentielle [Chavent, 1993]. Elle consiste à décomposer le domaine d'étude en une grille rectangulaire uniforme dont chaque nœud est à équidistance de son voisin suivant les axes x et y et en chaque nœud, le système différentiel est satisfait. L'utilisation d'un maillage régulier permet d'avoir, en tout point, la même forme pour les équations [Binns et Lawrenson, 1973]. Le plus simple de ces maillages réguliers est le maillage carré, figure III.1. L'équation aux dérivées partielles est alors remplacée par un système d'équations algébriques pour les valeurs nodales. Dans le calcul du potentiel et du champ électrique, ces équations sont linéaires et la solution de chaque valeur nodale est obtenue par itération ou inversion de matrice.

Une illustration de cette présentation est donnée en prenant l'équation de Laplace (III.14) en 2 dimensions définie dans le domaine donné figure III.1.

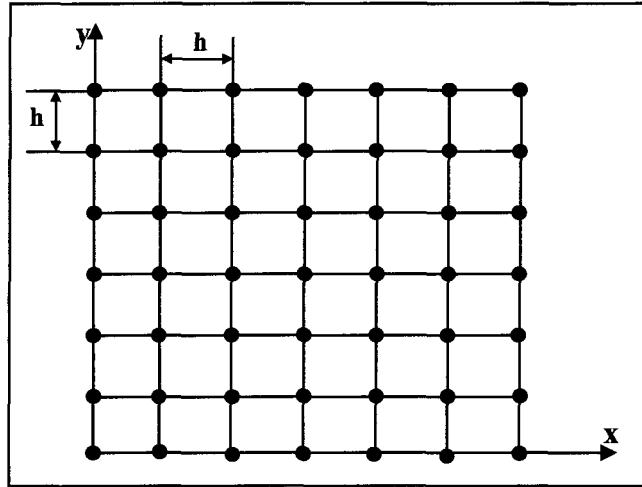


Figure III.1 : Maillage carré

Soit les indices i et j , les coordonnées de la position d'un nœud quelconque, voir figure III.2 avec $\Delta x = \Delta y = h$ dans le cas d'un maillage carré, et $\phi_{i,j}$ la valeur du potentiel en ce nœud qui est donné par :

$$\phi_{i,j} = \phi(x_0 + i.\Delta x, y_0 + j.\Delta y) \quad (\text{III.18})$$

où x_0 et y_0 représentent les conditions initiales.

Comme sur la figure III.2, l'approximation algébrique de la dérivée $\frac{\partial \Phi}{\partial x}$ est donnée par :

$$\frac{\partial \phi}{\partial x} \cong \frac{1}{\Delta x} . (\Phi_{i+1,j} - \Phi_{i,j}) \quad (\text{III.19})$$

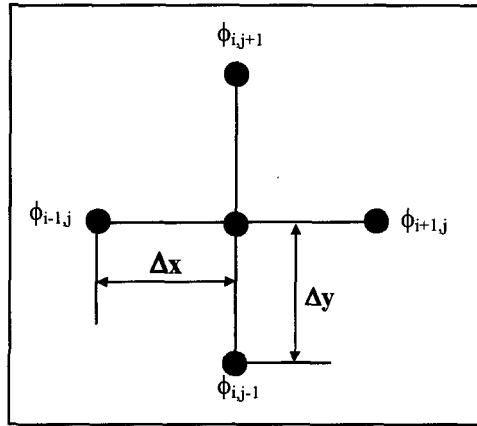


Figure III.2 : Point central et ses voisins

Une approximation similaire donne :

$$\frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} \cong \frac{1}{\Delta x^2} \cdot (\Phi_{i+1,j} - 2 \cdot \Phi_{i,j} - \Phi_{i-1,j}) \quad (\text{III.20})$$

Ces expressions sont exactes lorsque Δx tend vers 0, mais dans l'analyse numérique, Δx et Δy sont finis (d'où le terme de différences finies).

De manière identique, on peut écrire les expressions équivalentes suivant la direction y, ce qui donne :

$$\frac{\partial \Phi}{\partial y} \cong \frac{1}{\Delta y} \cdot (\Phi_{i,j+1} - \Phi_{i,j}) \quad (\text{III.21})$$

$$\frac{\partial^2 \phi}{\partial y^2} \cong \frac{1}{\Delta y^2} \cdot (\Phi_{i,j+1} - 2 \cdot \Phi_{i,j} - \Phi_{i,j-1}) \quad (\text{III.22})$$

L'utilisation de la notation indicielle permet une programmation et une évaluation directe des expressions ainsi obtenues. Lorsque les équations (III.20) et (III.22) sont substituées dans l'équation de Laplace, nous obtenons la formulation algébrique suivante :

$$2.\left(1 + \left(\frac{\Delta x}{\Delta y}\right)^2\right).\Phi_{i,j} \cong \Phi_{i-1,j} + \Phi_{i+1,j} + \left(\frac{\Delta x}{\Delta y}\right)^2.(\Phi_{i,j-1} + \Phi_{i,j+1}) \quad (\text{III.23})$$

où $\frac{\Delta x}{\Delta y}$ dépend du choix de la taille du maillage.

Pour un maillage carré ($\Delta x = \Delta y$) et l'équation (III.23) se simplifie comme suit :

$$\Phi_{i,j} \cong \frac{1}{4}.(\Phi_{i,j+1} + \Phi_{i,j-1} + \Phi_{i-1,j} + \Phi_{i+1,j}) \quad (\text{III.24})$$

On obtient ainsi un système d'équations linéaires implicites lorsque les formulations analytiques sont considérées à chaque nœud. À partir du système d'équations, on obtient un système algébrique qui peut s'écrire sous forme matricielle :

$$[A] \{\phi\} = \{B\} \quad (\text{III.25})$$

où $\{\phi\}$ est le vecteur formé par les inconnues en potentiel de tous les points intérieurs au domaine et $\{B\}$ le vecteur des conditions aux limites. La résolution du système (III.25) permet ainsi d'évaluer le potentiel en chacun des nœuds.

Remarque III.1: Lorsque le problème présente un domaine spatial infini, on limite le domaine d'étude par une frontière imaginaire sur laquelle le potentiel est supposé avoir diminué suffisamment pour être considéré comme nul.

III.3.2 Avantages de la *M.D.F*

- La méthode des différences finies est une méthode simple à appliquer lorsque la géométrie le permet et c'est une méthode raisonnablement exacte.
- De plus, elle se programme facilement et nécessite peu de mémoire pour le stockage des données.

III.3.3 Inconvénients de la *M.D.F*

- Lorsque la géométrie est de frontière courbe, le schéma ne peut s'appliquer près des frontières irrégulières et donc cette méthode devient difficilement applicable. On doit alors rechercher à la place une méthode qui est valide indépendamment de la géométrie
- Elle n'est pas applicable pour des problèmes en 3 dimensions, [Asenjo et Morales, 1982].
- Enfin, cette méthode nécessite la connaissance, sur toute la frontière entourant le domaine étudié, du potentiel, ce qui n'est pas toujours le cas en général.

La méthode des différences finies fait une approximation des opérateurs d'une équation différentielle par des différences finies calculées aux nœuds d'un maillage. On peut aussi faire une approximation de la fonction inconnue d'une équation différentielle. Cette méthode est connue sous l'appellation de Méthode des Éléments Finis (*M.E.F*).

III.4 La Méthode des Éléments Finis (*M.E.F*)

La *M.E.F*, outil numérique très puissant, est beaucoup utilisée dans la résolution des problèmes à domaine spatial fini, surtout en mécanique où elle a connu son plus fort développement. Cette méthode a été appliquée avec succès dans les problèmes de calcul de potentiel et de champs électriques [Bossavit et al., 1991], [Asenjo et al., 1997], [Fujimoto. et Braun, 1995], [Kato et al., 1979].

L'idée de la méthode est de chercher une solution approchée à une équation différentielle après une reformulation sous forme d'identité intégrale appelée forme faible ou variationnelle. Au lieu de chercher à satisfaire l'équation aux nœuds, on décompose ici le domaine en sous domaines appelés éléments finis, et on impose la satisfaction des équations par sous domaine. L'introduction d'une approximation locale par sous domaine (dit élément fini) permet de contourner le problème de complexité des géométries car il suffit alors de choisir une approximation ou une décomposition (maillage) qui respecte la géométrie.

III.4.1 Principe

Le principe de cette méthode consiste à diviser le domaine d'étude en plusieurs éléments finis (appelé maillage). C'est une étape très importante puisque le choix de la forme de l'élément de maillage est primordial dans la précision des résultats obtenus. Il est donc nécessaire de trouver la forme et le degré d'approximation de celui-ci qui soient les plus adaptés à la géométrie du domaine d'étude. Il existe un grand nombre de formes géométriques pour les éléments de maillage tels que :

- des triangles, des rectangles, des quadrilatères arbitraires pour les problèmes à deux dimensions;
- des tétraèdres, des hexaèdres, des cubes, des prismes pour des problèmes à trois dimensions.

Sur chacun des éléments issus de la subdivision, la fonction qui modélise le phénomène est défini par une fonction d'interpolation. Souvent, on choisit des polynômes comme fonction d'interpolation pour les variables car ceux-ci sont faciles à intégrer ou à différencier. Le degré du polynôme dépend du nombre de nœuds assignés à chaque élément [Dhatt et Touzot, 1984], de la nature et du nombre d'inconnues à chaque nœud et surtout du degré de dérivabilité des variables apparaissant dans la forme variationnelle associée aux *E.D.P* du problème avec conditions aux limites.

Ces fonctions d'interpolation permettent alors de donner une approximation du potentiel ϕ , notée $\tilde{\phi}$, sur chaque élément en fonction de ses valeurs aux nœuds de l'élément comme suit [Kato et al., 1979] :

$$\tilde{\phi} = \sum_{i=1}^{N_e} N_i \phi_i \quad (\text{III.26})$$

avec N_e le nombre de nœud d'interpolation, N_i les fonctions d'interpolation et ϕ_i les valeurs nodales du potentiel.

Pour illustrer le principe de la *M.E.F*, on reprend l'exemple de l'équation de Laplace (III.14) et on cherche à minimiser la quantité R telle que :

$$R = (\nabla^2 \tilde{\phi}) \quad (\text{III.27})$$

Parmi toutes les méthodes qui permettent d'annuler une grandeur dans un domaine Ω , la méthode des résidus pondérés est bien connue et souvent utilisée [Dhatt et Touzot, 1984]. Elle consiste à choisir un ensemble de fonctions linéairement indépendantes W_n , appelées fonctions de projection, et annuler ainsi toutes les intégrales (III.27) sur chacun des éléments finis.

$$I_n = \int_{\Omega} W_n R \, d\Omega \quad (\text{III.28})$$

On obtient ainsi une formulation intégrale forte de la méthode des éléments finis. Par la suite, une intégration par partie permet de diminuer le degré de dérivabilité de potentiel dont on cherche la solution approchée et d'augmenter celui du champ de pondération. Le choix du degré d'approximation sur l'élément sera alors sur le niveau de continuité requis par cette forme intégrale obtenue par intégration par partie que l'on appelle forme variationnelle ou faible.

La méthode des résidus pondérés conduit à des sous méthodes (collocation par point, collocation par sous domaine, Galerkin, moindre carré), selon le choix de la grandeur de pondération. Parmi toutes ces méthodes, la méthode de Galerkin [Dhatt et Touzot, 1984], [Fujimoto. et Braun, 1995] est la plus utilisée. Elle consiste à prendre les mêmes expressions pour les fonctions de projection et les fonctions d'interpolation, $N_i = W_i$.

L'intégration par partie de l'équation (III.28) donne :

$$I_n = - \int_{\Omega_e} \text{grad} \tilde{\phi} \cdot \text{grad} W_n d\Omega + \int_{S_e} (\text{grad} \tilde{\phi} \cdot \vec{n}) W_n dS_e \quad (\text{III.29})$$

Pour chaque élément, on annule les n intégrales I_n (III.29) qui correspondent aux n fonctions de projection. On obtient un ensemble de n équations à n inconnues formant ainsi un système élémentaire pouvant s'écrire sous la forme matricielle suivante :

$$[A_e]\{\phi_e\} = \{b_e\} \quad (\text{III.30})$$

$[A_e]$ est la matrice associée à l'élément considéré. Ses coefficients sont fonctions des coordonnées des nœuds de l'élément. Les composantes de $\{\phi_e\}$ sont les inconnues du potentiel aux nœuds du même élément. Le vecteur $\{b_e\}$ tient compte des éventuelles conditions aux limites présentes sur certains nœuds de l'élément considéré. En écrivant (III.29) pour tous les éléments constituant le maillage, on obtient un système d'équations algébriques dont la solution fournit la distribution du potentiel dans le domaine étudié. La résolution du système final est simple puisque les équations obtenues sont linéaires et les matrices ainsi formées sont symétriques. Pour déterminer la distribution du champ électrique, il faut calculer la dérivée du potentiel par une méthode numérique adaptée.

III.4.2 Avantages de la *M.E.F*

- La flexibilité est l'un des plus importants avantages de la *M.E.F*. Les éléments peuvent avoir plusieurs formes variées et peuvent donc s'adapter facilement à n'importe quelles formes géométriques complexes et aussi tenir compte des propriétés inhomogènes et non linéaires des matériaux.
- Les matrices formant le système final d'équations sont symétriques ce qui simplifie grandement la résolution de celui-ci.
- La programmation de la méthode est assez simple surtout lorsqu'il s'agit de tenir compte de l'introduction des conditions aux limites.

- La *M.E.F* a fait ses preuves dans beaucoup de domaines en ingénierie. De plus, avec son développement important, il existe de très bons logiciels commerciaux qui sont basés sur cette méthode et qui la rendent très accessible, et par conséquent, elle est applicable à beaucoup de problèmes sans que nous connaissions nécessairement la *M.E.F* en détail.

III.4.3 Inconvénients de la *M.E.F*

- Dans les problèmes de calcul de champs électriques 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 (en ce qui concerne 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.
- Il a été dit que la *M.E.F* était une méthode flexible car elle s'adapte facilement aux différentes géométries, mais ce n'est pas le cas du maillage car celui-ci doit être entièrement refait si une modification sur une partie de la géométrie du problème considéré intervient.
- L'utilisation de la *M.E.F* pour la résolution d'un problème donné nécessite la connaissance parfaite de la géométrie du problème mais aussi des conditions aux limites; ce qui n'est pas toujours le cas.

- Une fois le potentiel connu en chaque nœud, il faut procéder à un autre calcul numérique pour déterminer le champ électrique en tout point ce qui peut engendrer d'autres erreurs.

La méthode des éléments finis utilise une approximation par morceau de la fonction inconnue pour résoudre une équation différentielle. On peut aussi utiliser les équivalences physiques pour chercher la solution d'une équation aux dérivées partielles. La méthode de simulation de charges en est une bonne illustration.

III.5 La Méthode de Simulation de Charges (*M.S.C*)

III.5.1 Principe

Dans la *M.S.C*, le champ électrique est simulé par un champ électrique engendré par un nombre de charges discrètes [Singer et al., 1974], [Chakravorti et Mukherjee, 1993], qui sont placées en dehors de la région dans laquelle le champ électrique doit être calculé. Les valeurs affectées aux charges discrètes sont déterminées par la satisfaction des conditions aux limites à des points de contour bien déterminés. Une fois que les valeurs et les positions des différentes charges de simulation sont connues, le potentiel et le champ électriques peuvent être calculés n'importe où dans l'espace considéré.

En fait, le principe de base de la méthode est assez simple. Si plusieurs charges discrètes de formes différentes sont présentes dans une région, le potentiel électrostatique, à

n'importe quel point C appartenant à cette région, peut être déterminé par la sommation des potentiels résultant des charges ponctuelles (application du théorème de superposition) tant que le point C n'est pas situé sur aucune charge ponctuelle. On peut donc écrire l'équation suivante :

$$\Phi_i = \sum_{j=1}^n P_{ij} \cdot Q_j \quad (\text{III.31})$$

où :

- P_{ij} représente le coefficient de potentiel, dépendant du type de charges utilisées et qui peut être évalué analytiquement par résolution de l'équation de Laplace ou de Poisson,
- Q_j représente la charge ponctuelle au point j .

Dès lors, une fois que le type et la position des charges sont définis, il est possible de déterminer ϕ_i et Q_j en tout point de la frontière du domaine étudié. Dans la *M.S.C*, les charges de simulation sont placées à l'extérieur de l'espace dans lequel on veut connaître le champ électrique (ou à l'intérieur de toute surface équipotentielle comme des électrodes métalliques). Si le point C est situé sur la surface d'un conducteur, alors ϕ_i en ce point sera égal au potentiel du conducteur. Lorsque cette procédure est appliquée à m points situés sur le contour de l'espace considéré, nous obtenons un système de m équations linéaires pour n charges connues, c'est-à-dire :

$$\begin{bmatrix} P_{11} & P_{12} & \cdot & \cdot & P_{1n} \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ P_{m1} & \cdot & \cdot & \cdot & P_{mn} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} Q_1 \\ \cdot \\ Q_m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Phi_1 \\ \cdot \\ \Phi_m \end{bmatrix} \quad (\text{III.32})$$

III.5.2 Application à un problème présentant plusieurs diélectriques

Le calcul du champ électrique pour des problèmes ayant plus de un diélectrique devient plus compliqué. Ceci est dû au fait que, sous l'influence d'une tension appliquée, une charge nette apparaît à la surface du diélectrique sous l'effet du réalignement des dipôles à l'intérieur de celui-ci [Khan et Alexander, 1982]. Alors, en plus des électrodes, chaque interface diélectrique-diélectrique doit être simulée par des charges discrètes.

Pour illustrer ce problème, on considère l'exemple décrit par la figure III.3. Sur cette figure, les charges 1 à 3 sont utilisées pour simuler l'électrode tandis que les charges 4 à 7 sont utilisées pour simuler l'interface diélectrique-diélectrique. Les points de contour 1 à 3 sont sélectionnés à la surface de l'électrode et les points 4 à 5 sur l'interface diélectrique-diélectrique. Dans le but de déterminer les charges de simulation, un système d'équations est obtenu en imposant les conditions aux frontières suivantes :

- 1 - Sur chaque électrode, le potentiel doit être égal au potentiel connu du conducteur.
- 2 - À l'interface diélectrique-diélectrique, le potentiel et sa dérivée normale doivent être continus au travers de celle-ci.

Lorsque l'on formule les équations pour un point de contour donné, les charges présentes dans le même diélectrique que le point de contour considéré sont ignorées. Par exemple, sur la figure III.3, le potentiel au point de contour n° 1 est calculé par superposition des charges 1 à 5 seulement. Similairement, le potentiel et le champ électrique au point de contour n° 5, lorsqu'il est vu depuis le diélectrique *A*, seront déterminés par superposition des charges 1 à 3 et 6 à 7. De plus, lorsque la condition aux frontières 1 est appliquée aux points de contour 1 à 3 (c'est-à-dire $i = 1..3$), on obtient les équations suivantes :

$$\sum_{j=1}^5 P_{ij} Q_j = \phi_c \quad (i=1) \quad (\text{III.33})$$

$$\sum_{j=1}^3 P_{ij} Q_j + \sum_{j=6}^7 P_{ij} Q_j = \phi_c \quad (i=2, 3) \quad (\text{III.34})$$

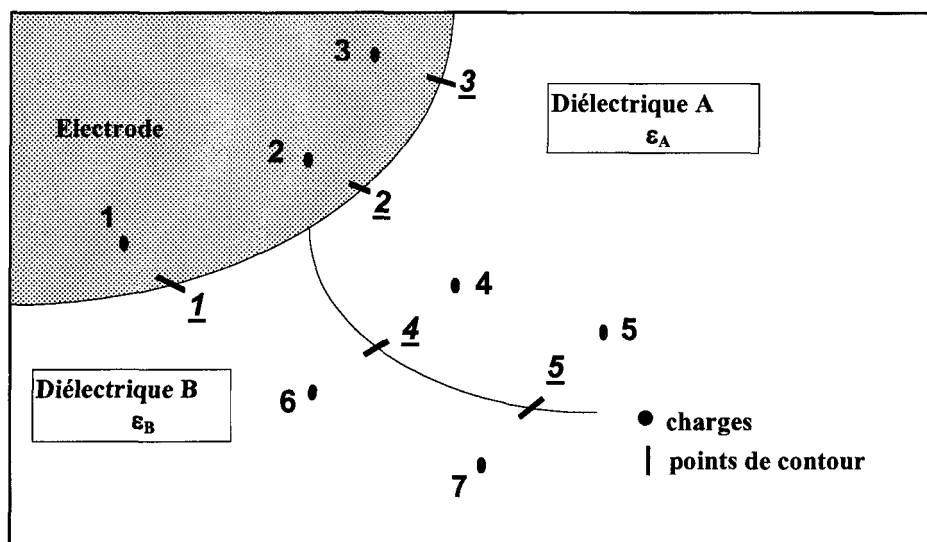


Figure III.3 : Position des charges fictives

Lorsque la condition aux frontières 2 est appliquée pour les points de contour 4 et 5, les équations ainsi obtenues sont :

$$\sum_{j=4}^5 P_{ij} Q_j - \sum_{j=6}^7 P_{ij} Q_j = 0 \quad (\text{III.35})$$

$$(\varepsilon_A - \varepsilon_B) \sum_{j=1}^3 f_{ij} Q_j + \varepsilon_A \sum_{j=6}^7 f_{ij} Q_j - \varepsilon_B \sum_{j=4}^5 f_{ij} Q_j = 0 \quad (\text{III.36})$$

pour $i = 4$ à 5 , où f_{ij} sont les coefficients de champ dans la direction normale à la surface du diélectrique au point de contour considéré. Les équations (III.33) et (III.35) sont résolues afin de déterminer la valeur des charges inconnues.

III.5.3 Types de charges de simulation utilisés

Le choix du type de charges dans l'utilisation de la *M.S.C* est un facteur très important [El-Kishky et Gorur, 1994]. De manière générale, les types de charges les plus couramment utilisés sont les charges ponctuelles, les lignes chargées de longueur infinie ou semi-finie et les charges en anneau. Plus récemment, une variété d'autres configurations de charges ont été utilisées. Ces nouveaux types de charge de simulation incluent des cylindres elliptiques, des charges sphéroïdales, des disques chargés, des charges de volume, etc. Dans le but d'utiliser les différents types de charge de simulation, il est essentiel de déterminer les coefficients de champ et de potentiel associés à chaque type de charge. En général, les coefficients de potentiel et de champ des charges ponctuelles ou des lignes chargées sont donnés par une simple expression analytique (que l'on trouve dans la

littérature spécialisée) qui nécessite un temps de calcul minimum. Pour des configurations de charges plus compliquées, les différents coefficients doivent être déterminés numériquement.

D'autre part, il est possible d'utiliser une configuration de charges complexes afin de réduire le nombre de charges utilisées pour un problème donné et ainsi diminuer le temps de calcul. L'utilisation de charges complexes peut être recommandée pour :

- réduire le nombre de charges de simulation et par conséquent la taille du système d'équations ;
- modéliser des problèmes à trois dimensions présentant ou pas des symétries ;
- calculer le champ électrique dans des problèmes à plusieurs diélectriques ;
- modéliser des systèmes avec des électrodes fines.

III.5.4 Avantages de la *M.S.C*

- La *M.S.C* permet de calculer le potentiel et le champ électrique pour des problèmes à plusieurs diélectriques présentant des formes géométriques complexes (comme par exemple les isolateurs haute tension).
- Cette méthode ne nécessite aucune discrétisation du domaine d'étude, on ne travaille seulement qu'au voisinage de la frontière de celui-ci.

- Le grand intérêt porté à cette méthode pour les problèmes de calcul de champ électrique a permis à celle-ci d'acquérir une grande notoriété (vu le grand nombre de publications à son sujet) ce qui lui permet d'être soumise à diverses améliorations pour la rendre encore plus efficace et précise.

III.5.5 Inconvénients de la *M.S.C*

- Lorsque le problème à étudier présente plus de deux diélectriques, l'utilisation de la *M.S.C* devient alors complexe et la programmation d'un tel modèle s'en trouve détériorée.
- La *M.S.C* est une méthode numérique simple par son expression mais tout de même assez difficile à mettre en oeuvre en ce qui concerne la précision à atteindre. En effet, la précision requise dépend de nombreux paramètres (comme le type de charges utilisées, leur localisation, leur nombre et le nombre de points de contour). Il est donc nécessaire d'effectuer un nombre assez important d'essais par itération (en modifiant un par un les différents paramètres des charges) ou d'utiliser des procédés d'optimisation afin d'atteindre la précision désirée. Ceci agit par conséquent sur le temps de calcul qui devient de plus en plus long en fonction de la complexité du problème à traiter.

III.6 La Méthode des éléments finis de frontière (*M.E.F.F*)

III.6.1 Introduction

L'utilisation des équations intégrales de frontière dans la résolution des problèmes de calcul de distribution de champ électrique est assez récente. Cette méthode s'est avérée très efficace dans la résolution des problèmes de champ magnétique [Misaki et Tsuboi, 1985], [Colombani et al., 1984] et dans le calcul de la distribution du champ électrique autour des isolateurs pollués [Fawzi et Safar, 1987] [Olsen, 1986] [Rasolonjanahary et al., 1992] [Iravani et Raghuveer, 1983] [Skopec et al., 1994] [Daffé et Olsen, 1979].

Le principe de cette méthode est la reformulation des équations aux dérivées partielles qui décrivent le problème sous forme d'équations intégrales qui ne font intervenir que des inconnues sur la frontière du domaine. La solution de ces équations est obtenue par la méthode des éléments de frontière qui est basée sur l'application de la technique des éléments finis sur le contour du domaine étudié.

En général, dans les problèmes de calcul de potentiel et de champ électrique, nous trouvons deux formulations différentes pour la M.E.F.F [Fawzi et Safar, 1987]: la formulation indirecte et la formulation directe. Pour la formulation directe, on évalue directement le potentiel et le champ électrique normal alors que pour la formulation indirecte, la distribution de charges est évaluée dans un premier temps et on en déduit ensuite le potentiel et le champ électrique.

III.6.2 Formulation indirecte de la M.E.F.F

III.6.2.1 Principe

Une expression par formulation indirecte peut être obtenue si les conditions aux frontières peuvent s'exprimer sous forme de potentiel de simple couche en tout point [Daffe et Olsen, 1979].

Pour la formulation indirecte, on part de l'équation suivante :

$$\phi = \int_s \frac{\rho_s}{\epsilon_o} G dS \quad (\text{III.37})$$

où ρ_s est la distribution de charges surfaciques et G la fonction de Green [Fawi et Safar, 1987].

En prenant la dérivée de l'équation (III.37) suivant la normale n , on obtient :

$$\frac{\partial \phi}{\partial n} = \int_s \frac{\rho_s}{\epsilon_o} \frac{\partial G}{\partial n} dS \quad (\text{III.38})$$

Soit un point situé sur une interface diélectrique-diélectrique Γ_{ij} où la normale n est dirigée du diélectrique (i) vers le diélectrique (j). En considérant un point appartenant au diélectrique (j) et approchant la surface Γ_{ij} le long de la normale n , on obtient :

$$\epsilon_o \left(\frac{\partial \Phi}{\partial n} \right)_j = -\frac{1}{2} \rho_s + \int_{\Gamma} \rho_s \frac{\partial G}{\partial n} d\Gamma \quad (\text{III.39})$$

En répétant le procédé pour un point appartenant au diélectrique (i), on obtient :

$$\varepsilon_o \left(\frac{\partial \Phi}{\partial n} \right)_i = + \frac{1}{2} \rho_s + \int_{\Gamma} \rho_s \frac{\partial G}{\partial n} d\Gamma \quad (\text{III.40})$$

Le terme $\pm \frac{1}{2} \rho_s$ de (III.39) et (III.40) est dû à la discontinuité de la composante normale du champ électrique $\frac{\partial \Phi}{\partial n}$ à travers l'interface Γ_{ij} à cause de la présence des charges de polarisation .

En multipliant (III.39) par ε_j et (III.40) par ε_i (ε_j et ε_i : permittivités respectives), en les additionnant, on obtient donc :

$$\rho_s = -2 \left(\frac{\varepsilon_i + \varepsilon_j}{\varepsilon_i - \varepsilon_j} \right) \int_{\Gamma} \rho_s \frac{\partial G}{\partial n} d\Gamma \quad (\text{III.41})$$

L'équation (III.41) est valide pour tous les points situés sur les interfaces diélectrique-diélectrique.

Pour les points situés sur les électrodes, on utilise l'équation suivante :

$$V_i = \int_{\Gamma} \frac{\rho_s}{\varepsilon_o} G d\Gamma \quad (\text{III.42})$$

Les équations (III.41) et (III.42) permettent de calculer la densité de charges équivalentes à la surface des conducteurs et du diélectrique.

III.6.2.2 Résolution des équations intégrales

Le traitement numérique des équations intégrales (formulation directe ou indirecte) se fait par application de la méthode des éléments finis sur la frontière du domaine étudié (frontière sur laquelle sont évaluées les équations intégrales) [Brebbia et al., 1984]. Pour ce faire, la frontière est discrétisée en éléments géométriques sur lesquels sont évalués les différents noyaux ($\int_{\Gamma} G d\Gamma$ et $\int_{\Gamma} \frac{\partial G}{\partial n} d\Gamma$) par une méthode numérique adaptée, en général par quadrature de Gauss.

Les éléments géométriques utilisés sont de type segments de droite (discrétisation d'une courbe) pour un problème en deux dimensions et pour des problèmes en trois dimensions, les éléments utilisés lors de la discrétisation, sont de type triangulaire ou quadrilatère (discrétisation d'une surface). En fait, ce sont les mêmes types d'éléments que l'on retrouve dans la *M.E.F* pour des problèmes à une et deux dimensions respectivement.

Une fois la transformation sur l'espace de référence effectuée, il ne reste plus qu'à évaluer les noyaux sur tous les éléments de discrétisation en chaque point de collocation. Cela permet d'obtenir un système d'équations linéaires qui est ensuite résolu par la méthode d'élimination de Gauss. Le système ainsi obtenu est de la forme suivante :

$$[A]\{\rho_S\} = \{B\} \quad (\text{III.43})$$

où $\{\rho_s\}$ représente le vecteur d'inconnues de charges, $[A]$ la matrice des coefficients relatifs au calcul des différents noyaux et $\{B\}$ le vecteur contenant les différentes conditions aux limites.

Après avoir résolu le système de matrice (III.43) et ainsi déterminé la densité de charges équivalentes, le potentiel et le champ électrique peuvent alors être calculés en tout point du domaine d'étude.

III.6.2.3 Avantages de la méthode indirecte

- La discrétisation du milieu infini ne cause plus de problème puisque tout est ramené sur la frontière du milieu étudié.
- La transformation des équations aux dérivées partielles en équations intégrales réduit de un la dimension du problème et même de deux si le problème présente une symétrie de révolution.
- Lorsqu'une modification au niveau de la géométrie intervient, il n'est pas nécessaire de reconsidérer tout le maillage comme pour la *M.E.F.* Il suffit seulement de modifier les paramètres de la portion de la frontière considérée puisque la formation de base des équations intégrales est exempte de toute référence à des géométries particulières.
- Les inconnues du problème (c'est-à-dire le potentiel et sa dérivée normale) peuvent être évaluées soit sur la frontière du domaine, soit à l'intérieur de celui-ci, et de plus, elles

sont calculées avec le même niveau d'erreur. D'où une plus grande précision par rapport aux autres méthodes.

- Par rapport aux autres méthodes numériques, le nombre d'inconnues à déterminer est moindre pour un problème équivalent, d'où un gain en temps de calcul non négligeable.

III.6.2.4 Inconvénients de la méthode indirecte

- La méthode indirecte ne permet pas de calculer directement le potentiel et le champ électrique. Cela nécessite donc des calculs supplémentaires qui peuvent s'avérer coûteux pour des problèmes de grandes tailles.
- L'extension de la *M.E.F.F.* aux problèmes non linéaires est difficile [Beasley et al., 1992] car dans ces conditions, on doit discrétiser la totalité du domaine ou se produit la non linéarité matérielle ou géométrique, perdant ainsi l'avantage de la *M.E.F.F.* d'une discrétisation de la frontière uniquement.

III.6.3 Formulation directe

Résoudre l'équation (III.14) revient à inverser l'opérateur laplacien [Rasolojanahary et Kräenbühl, 1989]. Cette inversion se fait en utilisant la méthode de l'identité de Green. On transforme l'équation de Laplace en une équation intégrale qui lie la valeur du potentiel

$\phi(P)$ en un point P à l'intérieur du domaine Ω à la valeur du potentiel ϕ et sa dérivée normale $\frac{\partial \phi}{\partial n}$ sur l'ensemble des points de sa frontière Γ .

III.6.3.1 Solution fondamentale de l'équation de Laplace

Le potentiel $\phi^*(P)$ créé en un point P appartenant à un domaine Ω par une charge unitaire placée en un point M est solution de l'équation :

$$\nabla^2 \phi^*(P) = \delta(M, P) \quad (\text{III.44})$$

avec $\delta(M, P)$ défini comme $\delta(M, P) = 1$ si $P = M$ et $\delta(M, P) = 0$ si $P \neq M$.

C'est la solution de l'équation (III.44) qu'on appelle fonction de Green $G (= G(M, P))$ de l'équation de Laplace. Sa valeur est égale $G = \frac{1}{4\pi R}$ à en 3-D et $G = \frac{1}{2\pi} \ln\left(\frac{1}{R}\right)$ en 2-D avec R la distance entre les points M et P ($R = |PM|$).

III.6.3.2 Méthode de l'identité de Green

Étant donné deux fonctions scalaires, continues et différentiables u et v définies dans un domaine Ω de frontière Γ , la seconde identité de Green s'écrit :

$$\int_{\Omega} (u \nabla^2 v - v \nabla^2 u) d\Omega = - \int_{\Gamma} \left(u \frac{\partial v}{\partial n} - v \frac{\partial u}{\partial n} \right) d\Gamma \quad (\text{III.45})$$

avec n la normale extérieure en un point M de Γ .

En identifiant u au potentiel ϕ inconnu dans le domaine Ω et v à la solution fondamentale (fonction de Green) du laplacien, l'équation (III.45) devient :

$$\int_{\Omega} (\phi \nabla^2 G - G \nabla^2 \phi) d\Omega = - \int_{\Gamma} \left(\phi \frac{\partial G}{\partial n} - G \frac{\partial \phi}{\partial n} \right) d\Gamma \quad (\text{III.46})$$

Cette équation est valable pour tout point intérieur à Ω . Si on fait tendre le point P vers un point M appartenant à la frontière Γ , le membre de gauche de (III.46) devient :

$$\lim_{P \rightarrow M} \int_{\Omega} (\phi \nabla^2 G) d\Omega = C \phi(M) \quad (\text{III.47})$$

avec $C = \beta/4\pi$ où β désigne l'angle solide sous lequel le point M voit la frontière Γ .

On obtient ainsi une équation qui lie entre elles les valeurs du potentiel ϕ et de sa dérivée normale ou composante normale du champ électrique $\frac{\partial \Phi}{\partial n}$ à la surface d'un domaine :

$$C \phi(M) = - \int_{\Gamma} \left(\phi \frac{\partial G}{\partial n} - G \frac{\partial \phi}{\partial n} \right) d\Gamma \quad (\text{III.48})$$

L'équation (III.48) ainsi obtenue permet de calculer le potentiel et la composante normale du champ électrique en tout point appartenant à la frontière du domaine moyennant la connaissance de quelques conditions aux limites bien posées. Pour ce faire, il faut résoudre numériquement l'équation (III.48) en discrétisant la frontière Γ du domaine en éléments de frontière S_e afin de construire un système linéaire à résoudre. Cela permet d'écrire l'équation (III.48) sous la forme discrétisée suivante :

$$C\phi(M) = - \sum_{e=1}^{e_{tot}} \int_{S_e} \left(\phi \frac{\partial G}{\partial n} - G \frac{\partial \phi}{\partial n} \right) dS_e \quad (\text{III.49})$$

où M est le point d'observation, e est le numéro d'élément, e_{tot} est le nombre total d'éléments utilisés pour discrétiser la surface Γ du domaine considéré.

En écrivant l'équation (III.49) sur chaque élément de frontière, en tenant compte des conditions d'interfaces et après introduction des conditions aux limites, on obtient un système linéaire de la forme suivante :

$$[A]\{X\} = \{B\} \quad (\text{III.49})$$

où X représente un vecteur constitué d'inconnues en potentiel ϕ et en composante normale du champ électrique $\frac{\partial \Phi}{\partial n}$, $[A]$ la matrice des coefficients relatifs au calcul des différents noyaux $\int_{\Gamma} G d\Gamma$ et $\int_{\Gamma} \frac{\partial G}{\partial n} d\Gamma$ et $\{B\}$ le vecteur contenant les différentes conditions aux limites.

III.6.3.3 Avantages et inconvénients de la formulation directe

La formulation directe possède les mêmes avantages et inconvénients que la formulation indirecte mais elle permet en plus, ce qui en fait sa grande force, de travailler directement avec les grandeurs physiques cherchées c'est-à-dire le potentiel et sa dérivée normale. De plus, elle offre la possibilité de travailler en sous-régions [Sharifi, 1996] ce qui peut être intéressant lorsque l'on doit traiter des problèmes de grande taille et de forme allongée.

III.7 Conclusion

Pour la méthode des différences finies et la méthode des éléments finis, la répartition du potentiel se calcule directement. Cependant, elles présentent l'inconvénient d'utiliser un nombre d'inconnues élevé lorsqu'il s'agit de travailler sur des configurations de formes complexes en deux ou trois dimensions pour lesquelles, le maillage régulier de la *M.D.F* n'est pas adapté. De plus, pour ces deux méthodes, les approximations sont faites dans tout l'espace et cela constitue un handicap pour la résolution de problèmes non bornés.

La méthode de simulation de charges pose un problème de localisation des charges fictives, par contre, elle est très bien adaptée pour la modélisation de configurations complexes comme des isolateurs.

La méthode des éléments finis de frontière semble présenter des avantages importants par rapport aux précédentes. En effet, la recherche de la solution étant ramenée sur les frontières, le nombre d'inconnues est considérablement réduit. Cette méthode est donc très

pratique pour l'étude des problèmes tridimensionnels et s'adapte de façon naturelle à la résolution des problèmes ouverts. De plus, tous les phénomènes étant, avec cette méthode, ramenés aux frontières des dispositifs étudiés, la prise en compte de comportements particuliers sur certaines surfaces est aisée. C'est en particulier la prise en compte d'une surface conductrice qui devient intéressante avec cette méthode, comme dans le cas d'isolateurs pollués [Fawzi et Safar, 1987] [Olsen, 1986] [Rasolonjanahary et al., 1992] [Iravani et Raghuveer, 1983]. Ainsi, la méthode des éléments finis de frontière est une application toute appropriée dans le cas d'isolateurs glacés avec présence d'un film d'eau conducteur à la surface de la glace. C'est pourquoi cette méthode a été retenue pour réaliser les différentes simulations bidimensionnelles et tridimensionnelles qui sont présentées dans les chapitres V et VI respectivement.

CHAPITRE IV

MODÉLISATION D'UN ISOLATEUR DE POSTE EN PORCELAINE ET MESURES EXPÉRIMENTALES

IV.1 Introduction

La modélisation est une étape importante dans toute simulation numérique. En particulier, elle permet, en définissant et en étudiant les caractéristiques géométriques et physiques du problème étudié, de proposer un modèle simplifié qui soit le plus proche de la réalité. Ce chapitre a donc pour but de proposer, aussi bien en période de fonte qu'en période d'accumulation, un modèle simplifié d'un isolateur de poste recouvert de glace. De plus, pour des fins de simulation et d'interprétation des résultats, il s'est avéré nécessaire de modéliser la présence de décharges partielles et de gouttes d'eau à l'extrémité des glaçons. Finalement, afin de vérifier la validité des résultats numériques et donc du modèle de l'isolateur recouvert de glace retenu, la distribution du potentiel le long d'un isolateur de poste glacé en période de fonte a été déterminée expérimentalement.

IV.2 Modélisation de l'isolateur

L'isolateur étudié est un isolateur de poste en porcelaine qui constitue la base d'une colonne isolante qui est employée dans les postes extérieurs de transformation et d'interconnexion 735 kV d'Hydro-Québec. Un aperçu de la colonne isolante est donné à la figure IV.1. Les colonnes isolantes servent principalement à isoler de la terre les différentes parties portées à la haute tension comme les jeux de barres, et sont par conséquent soumises à un stress électrique important. Leur tenue diélectrique est donc d'une importance capitale quelles que soient les conditions environnementales et plus particulièrement les conditions de givrage atmosphérique. Ainsi, la majorité des contournements électriques qui ont pu être répertoriés au Québec se sont produits dans les postes 735 kV [Hydro-Québec, 1988] sur les colonnes isolantes, démontrant ainsi leur vulnérabilité. En effet, les colonnes isolantes sont soumises à un stress électrique important et qui plus est, possèdent une distance inter-jupes faible, ce qui les rend plus vulnérables aux contournements électriques en présence de dépôts de glace.

Comme il était difficile d'étudier la colonne isolante en entier que ce soit numériquement ou expérimentalement à cause de sa longueur importante de 4626 mm, l'étude s'est limitée à l'unité qui est l'isolateur de poste formant la base de la colonne isolante. Celui-ci présente un diamètre plus important que les deux autres et par conséquent, un plus grand risque de contournement [Farzaneh, 2000]. Les dimensions générales de ce dernier sont données par la figure IV.2.

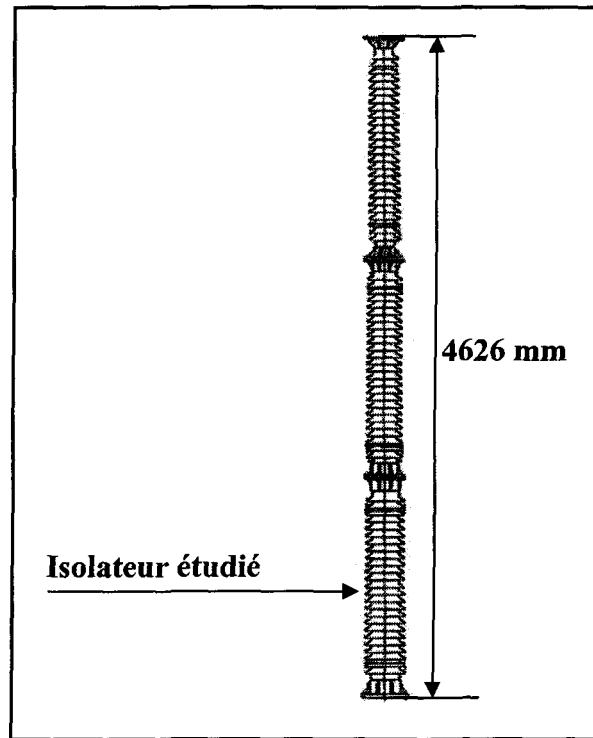


Figure IV.1 : Colonne isolante constituée de trois isolateurs de poste utilisée dans certains postes de distribution

Ces isolateurs de poste sont constitués principalement d'un corps plein en porcelaine sur lequel viennent s'emboîter les deux électrodes fixées à celui-ci par l'intermédiaire d'un ciment spécial (figure IV.3). Le corps de l'isolateur étant en porcelaine, celui-ci a une permittivité relative de 6 et une conductivité électrique très faible de $2,8.10^{-10}$ S/m [Hayt, 1989] : il est donc considéré comme un isolant parfait. Les électrodes sont considérées comme des conducteurs parfaits.

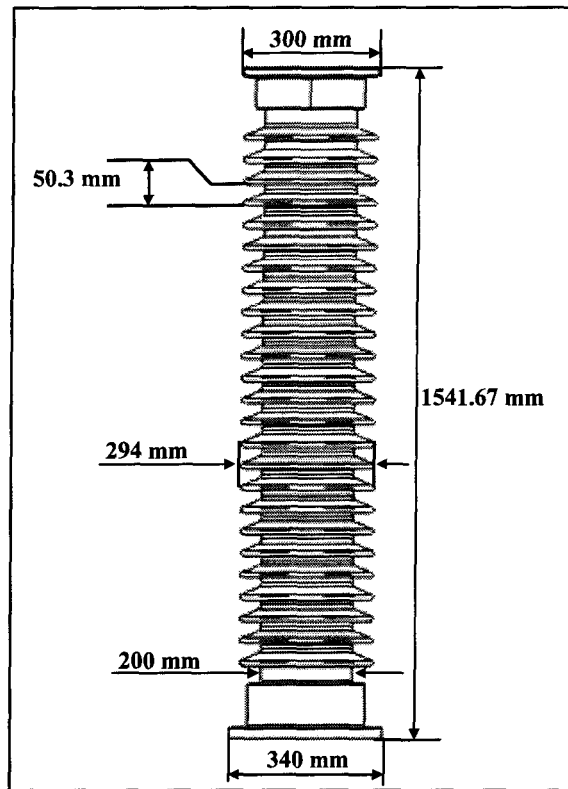


Figure IV.2 : Dimensions générales de l'isolateur de poste étudié

Concernant le ciment, sa valeur de permittivité relative n'était pas connue du fabricant, il a donc fallu déterminer sa valeur ainsi que sa conductivité en *CA*. La mesure a été faite grâce à un analyseur d'impédance de type HP4284A au Laboratoire d'Instrumentation et de Matériaux d'Annecy (L.A.I.M.A.N). Les résultats obtenus sur un échantillon de ciment sont donnés en annexe I. Ceux-ci montrent que la partie réelle de la permittivité relative ordinaire du ciment à une valeur peu dépendante de la fréquence qui est de l'ordre de 5,9. Sa conductivité est faible, inférieure à 10^{-10} S/m pour une fréquence de 60 Hz. Les propriétés électriques du ciment utilisé par le constructeur sont donc proches de celles de la porcelaine. Par conséquent, dans la modélisation de l'isolateur de poste, aucune distinction

n'est faite entre le ciment et le corps de l'isolateur. Le tout est considéré comme une partie unique en porcelaine présentant une conductivité nulle et une permittivité relative égale à 6.

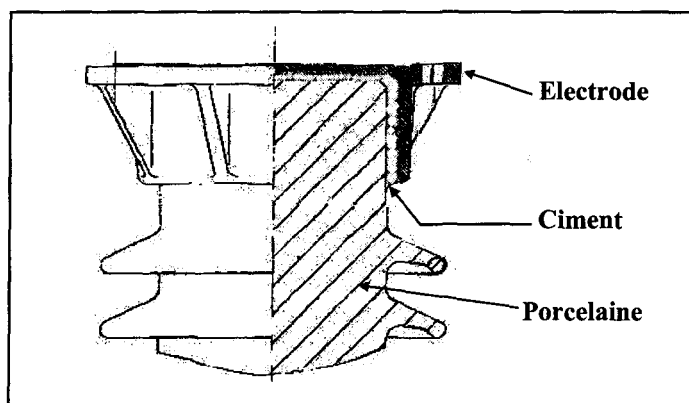


Figure IV.3 : Coupe d'un isolateur de poste

IV.3 Modélisation géométrique du dépôt de glace

IV.3.1 Introduction

D'après les informations récoltées au chapitre II, une accumulation de glace réalisée en régime humide et plus particulièrement une accumulation de verglas peut être considérée comme étant la plus dangereuse pour les isolateurs. De ce fait, c'est donc ce type d'accumulation qui est la plus intéressante à étudier et par conséquent, la seule à avoir été considérée dans cette recherche.

La géométrie du dépôt de glace dépend de nombreux paramètres, voir chapitre II, rendant difficile une modélisation fidèle de celle-ci. La réalisation d'accumulations de

glace en laboratoire en contrôlant certains paramètres comme la vitesse du vent, la conductivité de l'eau d'accumulation et le temps d'accumulation permet de simplifier l'étude et par conséquent la modélisation des dépôts de glace sur les isolateurs de poste.

À partir d'accumulations de glace humide réalisées en laboratoire sur un isolateur de poste, il apparaît évident que pour déterminer la distribution du potentiel et du champ électrique le long de l'isolateur recouvert de glace, il est nécessaire de modéliser la formation du dépôt de glace sous différentes phases.

La première phase est constituée de la période d'accumulation de glace sur l'isolateur de poste. Celle-ci évolue de la présence de glaçons entre les jupes de l'isolateur jusqu'à la formation du pont de glace et des intervalles d'air.

La deuxième phase est la période dite de fonte, précédée d'une période de refroidissement, et caractérisée par la présence d'un film d'eau très conducteur à la surface du dépôt de glace. Ce film est causé principalement par le réchauffement de la température environnante ainsi que par l'augmentation de l'intensité du courant de fuite qui, par effet Joule, accélère la fonte de la glace. De plus la présence à nouveau d'arcs partiels dans les intervalles d'air, des chutes de glace peuvent survenir et modifier ainsi la géométrie du dépôt de glace.

Par conséquent, il est important de distinguer dans les modélisations, les périodes d'accumulation, caractérisées par la croissance des glaçons suivie de l'augmentation de l'épaisseur du pont de glace, avec la période de fonte où la géométrie du dépôt est fixe (en absence de chute de glace) et qui est généralement la plus dangereuse en terme de contournement électrique.

IV.3.2 Modélisation du dépôt de glace durant l'accumulation

IV.3.2.1 Modélisation des glaçons

Le but de cette partie de l'étude est de déterminer la géométrie d'un glaçon en vue de le modéliser. Cela consiste dans un premier temps à déterminer une relation entre la longueur d'un glaçon et la durée d'accumulation et dans un second temps, à donner les dimensions géométriques de celui-ci.

Les glaçons prennent naissance autour des jupes de l'isolateur de poste. Leur géométrie dépend de la durée d'accumulation, de la vitesse du vent et de la présence ou non d'arcs électriques partiels à leur extrémité. En effet, lorsqu'un arc électrique partiel apparaît à la pointe d'un glaçon, cela entraîne la fonte de celui-ci ce qui a pour effet de stopper sa croissance. Dans ces conditions, le glaçon ne peut jamais « ponter » la jupe de l'isolateur ce qui entraîne la formation d'un intervalle d'air. En général, ces intervalles d'air sont observables au voisinage des électrodes, là où l'intensité du champ électrique est la plus forte [Drapeau et Farzaneh, 1993].

Afin de déterminer la longueur des glaçons en fonction de la durée d'accumulation à modéliser, l'évolution d'une accumulation de glace de 70 minutes réalisée en régime humide entre deux jupes d'un isolateur de poste sous tension de service a été étudiée. L'emplacement de l'étude a été choisi de telle sorte qu'il n'y ait pas d'arcs électriques partiels à l'extrémité des glaçons. Un aperçu de l'évolution des glaçons est donné par la figure IV.4 à partir de l'enregistrement vidéo de l'accumulation.

Les paramètres utilisés pour réaliser cette accumulation étaient les suivants :

- Température de l'air durant l'accumulation : -12°C ,
- Durée d'accumulation : 70 min,
- Direction des précipitations : horizontale,
- Teneur en eau : 6.8 g/m^3 ,
- Diamètre moyen des gouttelettes : $80 \text{ }\mu\text{m}$,
- Débit d'eau : $1,2 \text{ l/min}$,
- Vitesse du vent : $3,3 \text{ m/s}$,
- Épaisseur sur le cylindre témoin : 15 mm,
- Conductivité de l'eau : $32,1 \text{ }\mu\text{S/cm}$ à 20°C .

Remarque IV.1 : La durée d'accumulation, qui est ici de 70 min, découle d'une norme établie pour la réalisation de test à l'*UQAC* pour Hydro-Québec [Farzaneh et

Brettschneider, 2001]. Une accumulation de glace de 70 min avec les paramètres cités ci-dessus permet d'obtenir une épaisseur radiale de glace de 1,5 cm mesurée sur un cylindre témoin présentant un diamètre de 3,8 cm tournant à une vitesse de 1 tr/min. Cela correspond à une épaisseur de pont de glace d'environ 3 cm. Ainsi, une telle épaisseur permet de tester les isolateurs sous les conditions de glace les plus sévères que l'on pourrait trouver dans la nature.

D'après la figure IV.4, l'accumulation de glace sur l'isolateur de poste peut être divisée en deux phases. La première phase, qui dure entre 11 à 15 min (figures IV.4-a, IV.4-b et IV.4-c), correspond à la phase de croissance des glaçons jusqu'à ce qu'ils atteignent la jupe inférieure. La phase finale, figures IV.4-d à IV.4-f, débute lorsque tous les glaçons ont atteint la jupe inférieure. Ainsi, suivant la durée d'accumulation, un pont de glace dont l'épaisseur dépend de la durée d'accumulation se forme. Il se caractérise par une obturation complète de l'espace inter-jupes, figures IV.4-e et IV.4-f.

Durant la phase d'accroissement à laquelle on s'intéresse ici, figures IV.4-a, IV.4-b et IV.4-c, les glaçons ne grandissent pas tous de la même longueur. Il est donc difficile de déterminer une longueur de glaçon versus le temps d'accumulation qui soit utilisable dans les simulations. Ainsi, une longueur moyenne prise sur cinq glaçons en fonction de la durée d'accumulation, tel que décrit en annexe II, a été déterminée expérimentalement. La courbe ainsi obtenue est donnée à la figure IV.5.

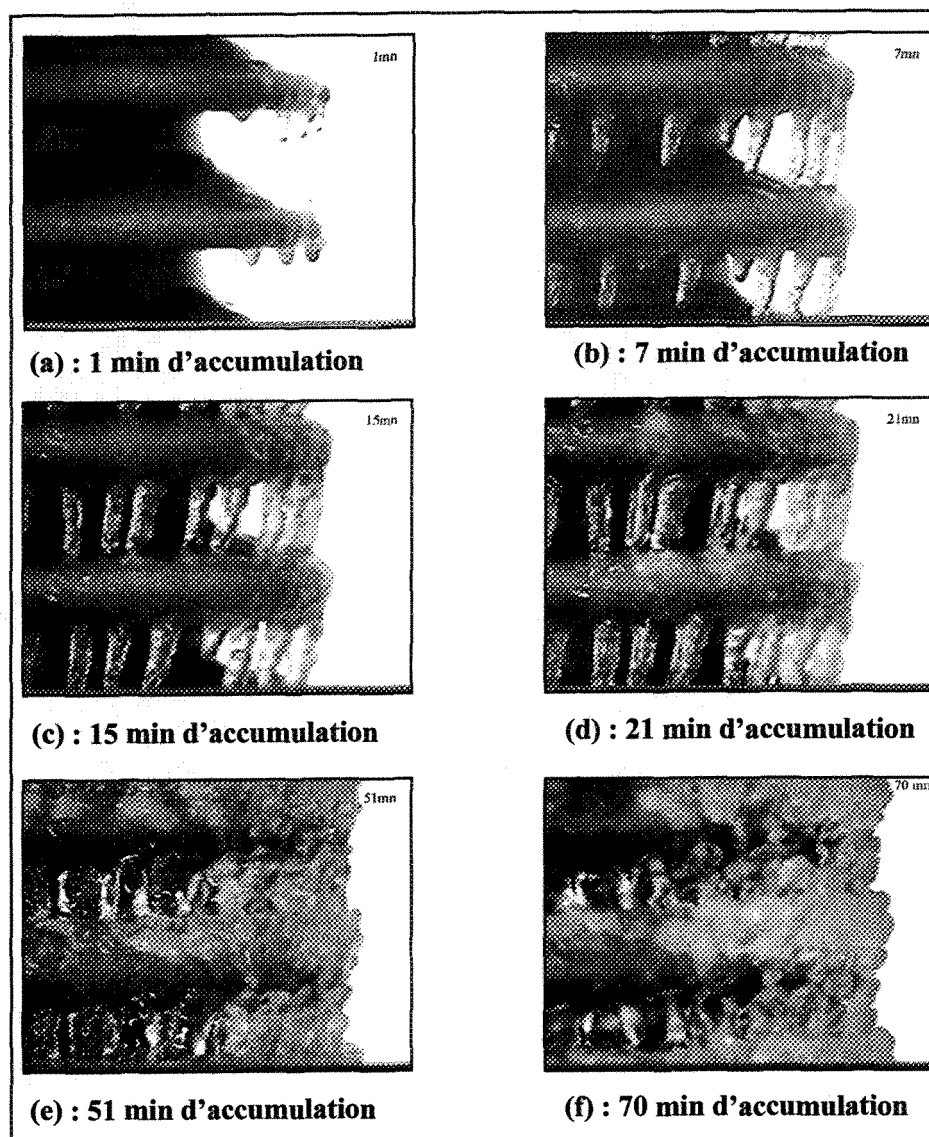


Figure IV.4 : Évolution d'une accumulation de verglas d'une durée de 70 min entre deux jupes d'un isolateur de poste

La longueur moyenne des glaçons est donc proportionnelle au temps d'accumulation d'un facteur valant 2,42. C'est ce facteur de proportionnalité qui a donc été utilisé pour modéliser la longueur des glaçons présents sur l'isolateur de poste en fonction de la durée d'accumulation et ceci, indépendamment de la position des glaçons le long de l'isolateur.

Cependant, cette longueur moyenne ne tient pas compte de l'inclinaison des glaçons qui est d'environ 8° pour un vent de 3,3 m/s.

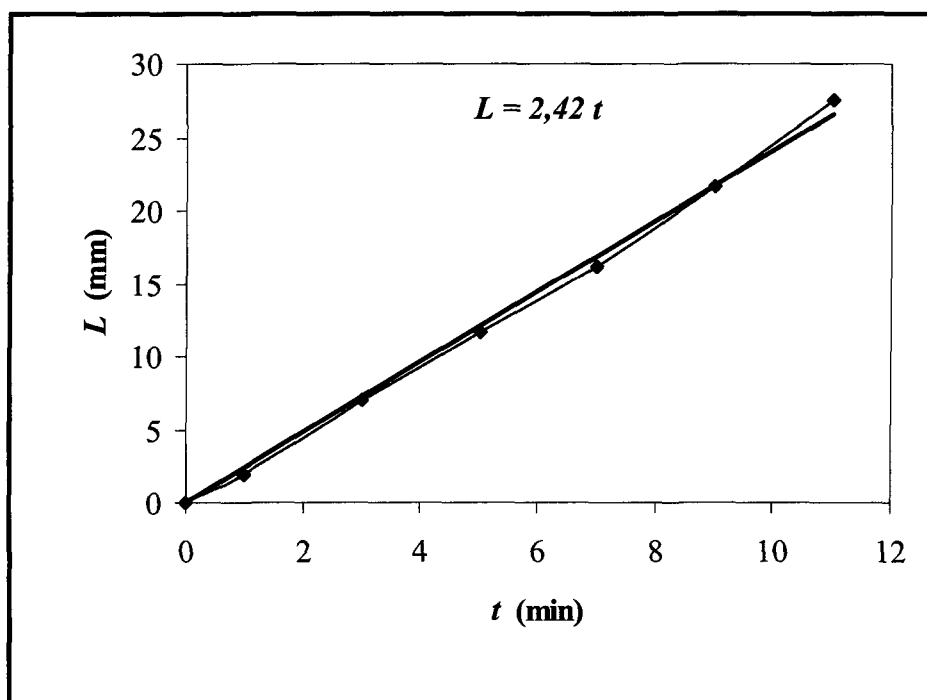


Figure IV.5 : Longueur moyenne d'un glaçon L en fonction du temps d'accumulation t .

En plus de la longueur moyenne d'un glaçon, il était nécessaire de connaître les caractéristiques géométriques associées à ce dernier. Comme ces caractéristiques varient sensiblement d'un glaçon à un autre, comme le montre l'évolution de l'accumulation de glace présentée à la figure IV.4, des valeurs moyennes ont dû être déterminées à partir des mesures expérimentales qui sont décrites en annexe II. Ainsi, les caractéristiques moyennes obtenues permettant de modéliser la géométrie d'un glaçon au cours d'une

accumulation de glace sont présentées à la figure IV.6. Il est à noter que toutes les dimensions définissant la géométrie d'un glaçon, c'est-à-dire les rayons de courbure de l'extrémité du glaçon et de sa base, la longueur de la base et l'angle d'ouverture, ont été prises constantes et indépendantes du temps d'accumulation.

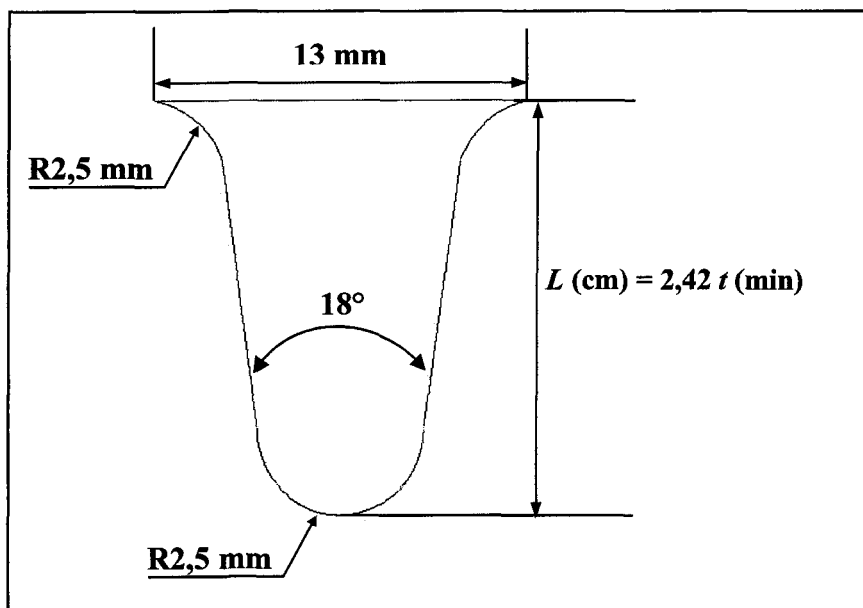


Figure IV.6 : Caractérisation géométrique des glaçons

Il est important ici de remarquer que les valeurs moyennes utilisées dans la caractérisation géométrique d'un glaçon ne sont applicables que dans un cas précis, c'est-à-dire pour les conditions expérimentales décrites précédemment. Cependant, on peut noter que les valeurs moyennes obtenues pour le rayon de courbure de l'extrémité du glaçon et de l'angle d'ouverture sont du même ordre de grandeur que celles obtenues par [Jordan et al.,

1987], [Teisseyre et Farzaneh, 1990] [Brettschneider, 1998] pour des conditions expérimentales différentes.

De plus, d'après [Leroy et Gary, 1984], c'est le rayon de courbure d'une électrode qui détermine principalement la tension de claquage d'un espace d'air de configuration pointe-plan. Cela en va de même pour une configuration glaçon-plan. Par conséquent, la valeur donnée au rayon de courbure de l'extrémité du glaçon peut avoir une incidence majeure dans les résultats obtenus en période d'accumulation. Cependant, comme nous l'avons présenté à la section II.3.5, les gouttes d'eau présentes à l'extrémité d'une électrode métallique réduisent d'environ 25 % la tension de claquage. Cette réduction importante est principalement due à la réduction du rayon de courbure de l'électrode entraînée par la déformation de la goutte d'eau sous l'effet du champ électrique divergent [Swift, 1983]. Le même phénomène a été observé dans le cas d'une goutte d'eau suspendue à l'extrémité d'un glaçon. Cela est décrit plus en détail à la section IV.4.2. Ainsi, dans cette situation, la valeur donnée au rayon de courbure de l'extrémité du glaçon présente moins d'importance.

IV.3.2.2 Modélisation du film d'eau en période d'accumulation

Le film d'eau, qui est à l'origine des glaçons, est présent pendant toute la phase d'accumulation en régime humide. Comme les informations sur son épaisseur n'étaient pas disponibles, il a été décidé de la prendre égale à l'épaisseur du film d'eau en période de fonte. La température du film d'eau a été prise égale à 0°C en référence aux informations de la section II.5.4.2.

IV.3.3 Modélisation du dépôt de glace en période de fonte

IV.3.3.1 Modélisation du pont de glace

La formation d'un pont de glace sur un isolateur est, comme nous l'avons vu précédemment, la situation la plus dangereuse qui puisse survenir lors d'une accumulation de verglas.

La figure IV.7 donne un exemple de pont de glace obtenu à la fin d'une période d'accumulation de 70 min sous tension de service. Le dépôt de glace présente plusieurs intervalles d'air créés au cours de la période d'accumulation, aux extrémités de l'isolateur mais aussi au niveau de la cinquième jupe du haut. Généralement, la position des intervalles d'air qui ne sont pas situés près des électrodes est aléatoire et varie d'une accumulation à une autre. Au cours de la période de fonte, lorsque le film d'eau est présent, de forts arcs partiels s'établissent dans les intervalles d'air ce qui peut entraîner la chute de parties de glace devenues instables ou peu adhérentes à l'isolateur durant la période d'accumulation. En général, les parties de glace se détachent de l'isolateur au niveau des intervalles d'air déjà présents, ce qui entraîne par conséquent une augmentation de leur longueur. La figure IV.8 donne le résultat de la forme du dépôt de glace de la figure IV.7 après une période de fonte.

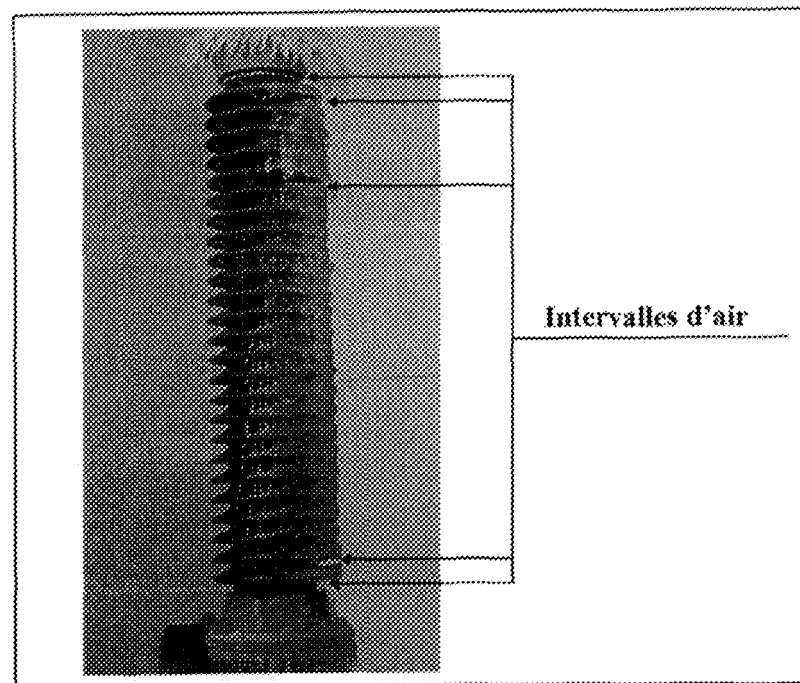


Figure IV.7 : Pont de glace en fin de période d'accumulation

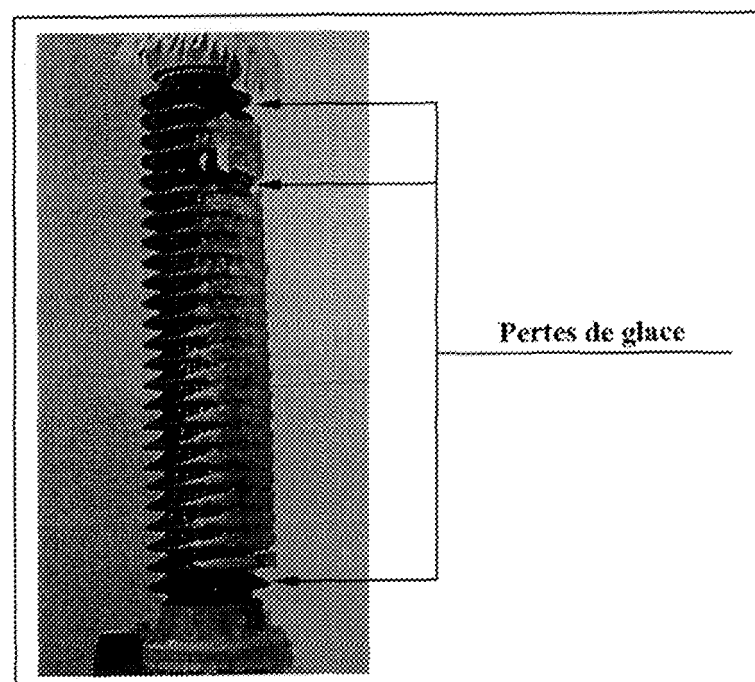


Figure IV.8 : Dépôt de glace en fin de période de fonte

Pour les modélisations, l'épaisseur du pont de glace est considérée constante sur toute sa longueur et sur toute sa largeur. La valeur de l'épaisseur prise comme référence est celle obtenue pour une accumulation de 70 min qui est d'environ 3 cm.

IV.3.3.2 Modélisation géométrique du film d'eau en période de fonte

Pour les simulations en période de fonte et d'après les informations fournies par la revue de littérature, l'épaisseur de film d'eau est considérée constante sur toute la surface du pont de glace recouvrant l'isolateur avec une valeur égale à 150 μm . L'épaisseur du film d'eau variant entre 40 et 300 μm d'après [Kannus, 1998], il a donc été décidé de prendre une valeur moyenne de 150 μm qui était proche de la valeur de 170 μm mesurée par [Farzaneh et al., 1994]. De plus, il a été considéré que le film d'eau est présent uniquement à la surface extérieure du dépôt de glace (à l'interface air-glace) puisque c'est à cet interface que le film d'eau apparaît en premier, tel que décrit dans la section II.5.3.

IV.4 Modélisation électrique du dépôt de glace

Le dépôt de glace peut être modélisé par deux propriétés électriques qui sont la conductivité électrique et la permittivité relative. Ces deux propriétés ont permis de modéliser électriquement et de distinguer la couche de glace et le film d'eau qui caractérisent le régime humide.

IV.4.1 Conductivité électrique du dépôt de glace

IV.4.1.1 Conductivité électrique de la glace

Comme il a été décrit à la section II.4.1, la glace formée à partir d'eau pure ou polluée présente une conductivité volumique très faible même pour des températures proches de 0°C. De plus, pendant une période de fonte, uniquement 2 % du courant total de fuite circulant le long du dépôt de glace s'écoule à travers la couche de glace. Ainsi, pour toutes les simulations, la glace a été considérée comme un isolant parfait avec une conductivité volumique égale à 0.

IV.4.1.2 Conductivité électrique du film d'eau

Puisque la glace est modélisée comme un isolant parfait, cela suppose donc que la totalité du courant de fuite circule dans le film d'eau. Comme il a été mentionné à la section II.5.2, la conductivité du film d'eau est équivalente ou peut être supérieure à celle de l'eau d'accumulation en période d'accumulation et est de deux à sept fois supérieure à la conductivité de l'eau d'accumulation en période de fonte. Généralement, les conductivités d'eau de fonte ou d'accumulation sont mesurées à température ambiante puis ramenées à 20°C.

Afin de modéliser le plus fidèlement les propriétés électriques du film d'eau, sa conductivité électrique doit donc être déterminée pour une température initiale réelle du film d'eau pendant l'accumulation ou la fonte. D'après [Weast, 2000], la conductivité de la

plupart des solutions salines diminue d'environ 2,2 % par degré de la valeur donnée à 20°C. Cela revient donc à dire que la conductivité électrique du film d'eau doit être égale à 58,2 % de la valeur obtenue à 20°C en période de fonte et égale à 56 % de la valeur à 20°C en période d'accumulation.

IV.4.2 Permittivité relative complexe

Considérant que la conductivité volumique de la glace est presque nulle et que la permittivité relative ordinaire de la glace peut être prise égale à la permittivité en statique dans la gamme de températures entre -15 et 0°C pour une fréquence de 60 Hz, voir section II.4.2, la permittivité relative complexe de la glace peut donc être considérée comme étant égale à la permittivité statique de la glace. Cela implique qu'il n'y a pas de pertes diélectriques engendrées par la couche de glace. Par conséquent, et d'après les équations (II.3) et (II.4), la permittivité relative complexe de la glace s'écrit :

$$\epsilon_r^* = \epsilon_r = \epsilon_s \quad (\text{III.1})$$

La mesure de la valeur de la permittivité en statique ϵ_s d'un échantillon de glace provenant d'une accumulation réalisée en régime humide sur un isolateur était une mesure irréalisable au laboratoire puisque cela nécessitait un appareillage sophistiqué qui n'était pas disponible. Cependant, les nombreuses études relatives aux propriétés diélectriques de la glace fournissent des valeurs comprises entre 72 et 106 dépendamment de la nature de la glace étudiée. Ainsi, parmi toutes les valeurs de permittivité en statique, c'est la valeur de

75 obtenue par [Laasko, 1997] pour de la glace atmosphérique naturelle qui a été retenue. Cette mesure est l'une des plus récentes mesures répertoriées et de plus, elle a été effectuée sur de la glace atmosphérique naturelle qui semble être proche de celle obtenue lors d'accumulations naturelles de glace sur les isolateurs.

Cependant, d'après les informations de la section II.5.4, la composante capacitive du courant de fuite triple lorsque le dépôt de glace est présent. Comme la composante capacitive du courant de fuite est régie principalement par la permittivité élevée du dépôt de glace, et que celle-ci est négligeable en période de fonte devant la composante résistive du courant de fuite, section II.5.4, on peut conclure que la valeur de la permittivité relative de la glace n'a donc pas de réelle influence sur la distribution du potentiel et du champ électrique le long de l'isolateur glacé lorsque le film d'eau est présent. Cela est démontré à la section VI.5.5.

Pour la permittivité relative complexe du film d'eau, il a été constaté à la section II.5.3 que celle-ci dépendait surtout de la température et de la concentration en ions salins présents pendant l'accumulation et pendant la fonte. Pour une température du film d'eau de 0°C à 1°C et pour une fréquence de 60 Hz, la permittivité relative complexe peut s'écrire comme suit :

$$\epsilon_r^* = \epsilon_S - 2 H_N C - j 3,10^8 \sigma_V \quad (\text{III.2})$$

Comme on ne connaît pas à priori la concentration C en ions salins dans le film d'eau ni le nombre moyen d'hydratation H_h , il est donc difficile de donner une valeur exacte à la partie réelle de la permittivité complexe du film d'eau. Cependant, pour l'eau pure, ϵ_s a une valeur de 87,9 entre 0 et 1°C d'après l'équation (II.8) et [Buchner et al., 1999], la permittivité relative ordinaire (partie réelle de ϵ_r^*) peut diminuer d'environ 10 % pour une très forte concentration C en ions salins et une température de 0°C. Ainsi, pour les simulations en période de fonte et en période d'accumulation, une valeur de 81 pour le film d'eau semble être une valeur convenable. On tient compte ainsi de la diminution de la permittivité relative ordinaire due à la présence d'ions salins dans le film d'eau.

Pour la partie imaginaire de l'équation (III.2), celle-ci dépend uniquement de la conductivité électrique du film d'eau, voir section IV.3.1.2.

IV.5 Tension de claquage ($V_{50\%}$) pour une configuration glaçon-plan

Les intervalles d'air qui se forment au cours des premières minutes d'accumulation de glace en régime humide peuvent être assimilés à des configurations pointe-plan ou la pointe représente le glaçon et le plan la surface de glace accumulée sur la face supérieure de la jupe suivante, comme le décrit la figure IV.9.

Au cours de l'accumulation, les glaçons s'allongent, figure IV.5, et la distance de l'intervalle d'air, figure IV.9, diminue si aucun arc partiel ne s'établit à la pointe du glaçon. L'arc partiel s'établira si la chute de tension le long de l'intervalle d'air ainsi créé, c'est-à-dire entre la pointe du glaçon et le plan formé par la jupe recouverte de glace (figure IV.9), est supérieure à la tension de claquage de cet intervalle d'air. Quelques valeurs de tension de claquage dans l'air existent pour différentes géométries d'électrodes et de petites distances d'intervalles d'air [Kannus, 1998] mais ces valeurs sont définies pour des pointes métalliques et non pour des glaçons. Il était donc nécessaire de déterminer la tension de claquage d'un intervalle d'air de configuration glaçon-plan et ceci pour différentes longueurs de ce dernier.

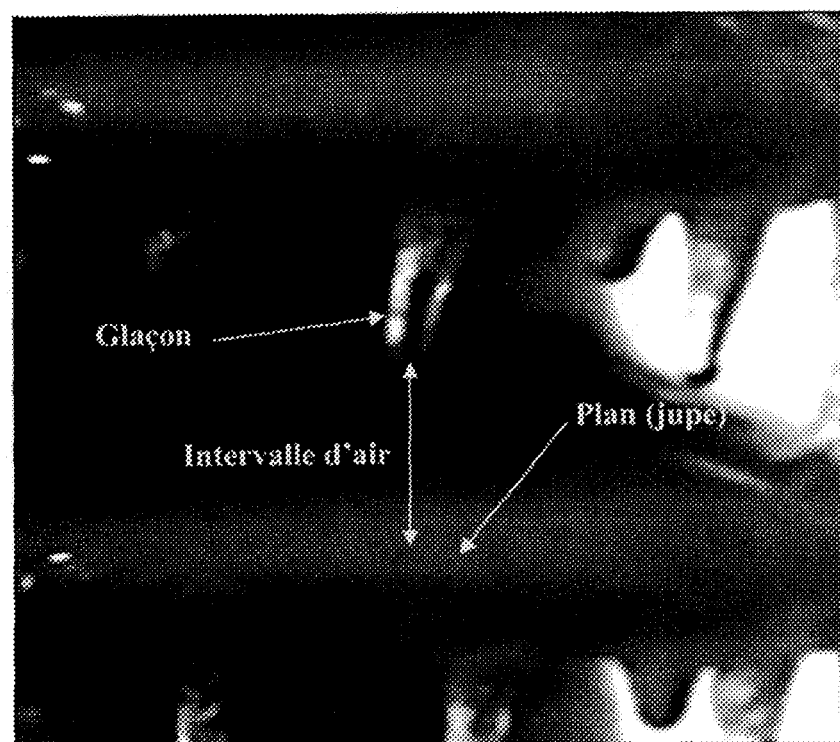


Figure IV.9 : Intervalle d'air réel obtenu lors d'une accumulation de glace en régime humide entre deux jupes d'isolateur de poste

IV.5.1 Procédure expérimentale

Les glaçons utilisés dans la mesure de la tension de claquage en fonction de la longueur de l'intervalle d'air ont été formés à partir de moules afin d'obtenir une forme de glaçon identique pour chaque test, figure IV.10. Les caractéristiques géométriques de ces glaçons artificiels ont été choisies en fonction de la modélisation d'un glaçon qui est décrite à la figure IV.6.

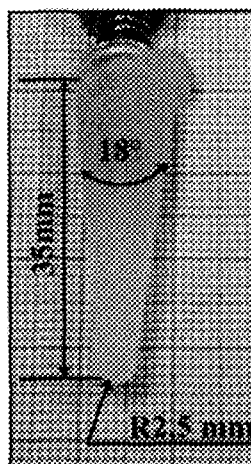


Figure IV.10 : Caractéristiques principales des glaçons formés à partir de moules

La haute tension est appliquée au glaçon par l'intermédiaire d'une électrode métallique en cuivre implantée au centre de ce dernier lors de sa formation dans le moule, comme le décrit la figure IV.11. Cette électrode sert aussi de support au glaçon.

Les différents tests ont été réalisés en chambre climatique pour des glaçons formés à partir de deux conductivités d'eau de 340 $\mu\text{S}/\text{cm}$ et 680 $\mu\text{S}/\text{cm}$ à 20°C et pour une longueur

d'intervalle d'air variant de 1 cm à 4 cm, prise entre l'extrémité du glaçon et l'électrode de masse, voir figure IV.12. Cette variation de longueur correspond à la distance des intervalles d'air créés pendant l'accumulation puisque la distance entre deux jupes consécutives d'un isolateur de poste est inférieure à 4 cm. De plus, il a été décidé de travailler avec des valeurs élevées de conductivité afin de respecter le fait que l'eau provenant de la fonte des glaçons prélevés sur des isolateurs glacés est de deux à trois fois plus conductrice que l'eau d'accumulation d'après [Buchan, 1989] et [Farzaneh et Melo, 1990]. D'autre part, avec des valeurs élevées de conductivité de l'eau utilisée pour former les glaçons, la tension appliquée à l'électrode *H.T* se retrouve appliquée directement aux bornes de l'intervalle d'air entre la pointe du glaçon et l'électrode circulaire servant de terre. Cela permet ainsi de relier directement la chute de tension dans l'intervalle d'air à la tension de claquage de ce dernier et ainsi faciliter la comparaison avec les chutes de tension calculées dans les simulations. Ces chutes de tension sont prises entre l'extrémité des glaçons et la surface de glace opposée.

Pendant toute la série de tests, la température de la chambre était maintenue à 0°C afin d'obtenir un film d'eau à la surface de la glace. Les caractéristiques de la chambre climatique, de l'alimentation *H.T* et des appareils de mesure sont données en annexe III.

La tension appliquée est alternative (60 Hz) puisque c'est la nature de la tension utilisée pour les tests de contournements réalisés en laboratoire sur les isolateurs de poste recouverts de glace afin de reproduire les conditions les plus fidèles à la réalité.

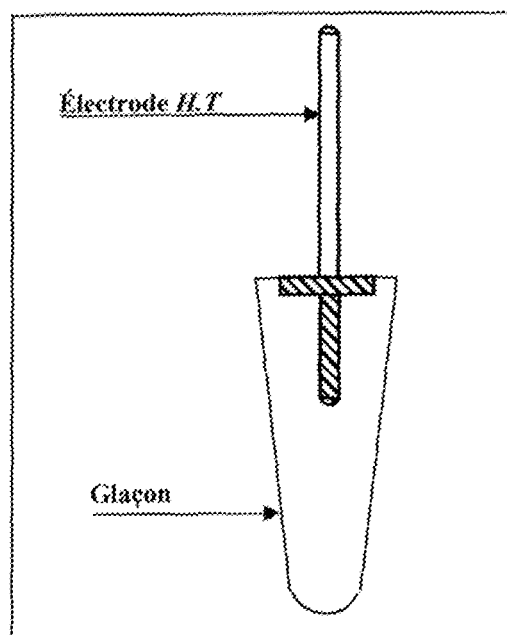


Figure IV.11 : Application de la *H.T* au glaçon

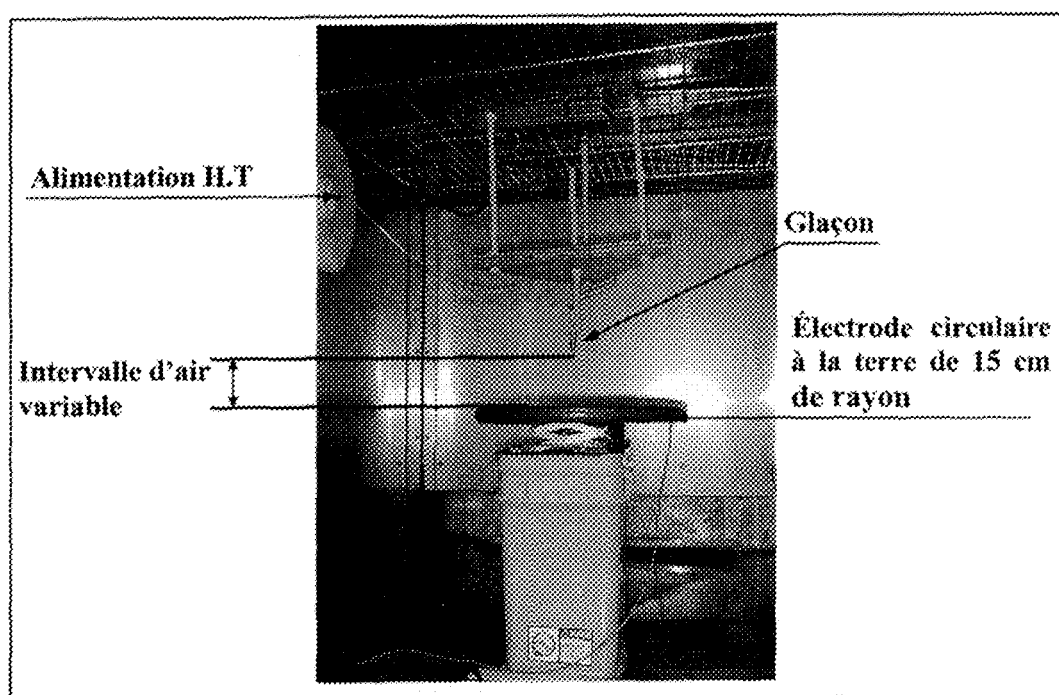


Figure IV.12 : Montage expérimental

La tension de claquage a été déterminée par la procédure « montée et descente » [CEI, 1991-2] qui permet de déterminer la tension de claquage 50 %, notée $V_{50\%}$. Cette méthode consiste, pour chaque longueur d'intervalle d'air, à effectuer dix essais « utiles »; le premier essai utile étant celui qui présente un résultat différent des essais précédents (tenue ou claquage de l'intervalle d'air). Pour chaque essai, un nouveau glaçon est utilisé. Si l'essai est une tenue, la tension appliquée est augmentée d'un pas et inversement si l'essai est un claquage. Un pas correspond à 10 % de la tension de claquage présumée. La tension de claquage $V_{50\%}$ est alors déterminée en calculant la moyenne de tous les essais utiles. Les résultats obtenus, en présence d'un film d'eau uniquement (sans égouttement d'eau), sont présentés à la figure IV.13.

Pour les deux conductivités, deux droites quasiment parallèles sont obtenues par régression linéaire. La tension de claquage varie donc linéairement en fonction de la longueur de l'intervalle d'air considérée.

L'écart obtenu entre les deux courbes provient principalement de la conductivité superficielle des glaçons qui est plus importante pour une conductivité d'eau de 680 $\mu\text{S}/\text{cm}$. D'après [Jordan et al., 1978], l'activité de couronne à la surface de la glace augmente avec l'augmentation de la conductivité superficielle de la glace. Comme le film d'eau à la surface du glaçon est plus conducteur pour une eau de 680 $\mu\text{S}/\text{cm}$ que pour une eau de 340 $\mu\text{S}/\text{cm}$, la conductivité superficielle du glaçon est plus importante, ce qui augmente

l'activité des décharges couronnes à l'extrémité du glaçon réduisant ainsi la tension de claquage pour une même longueur d'intervalle d'air.

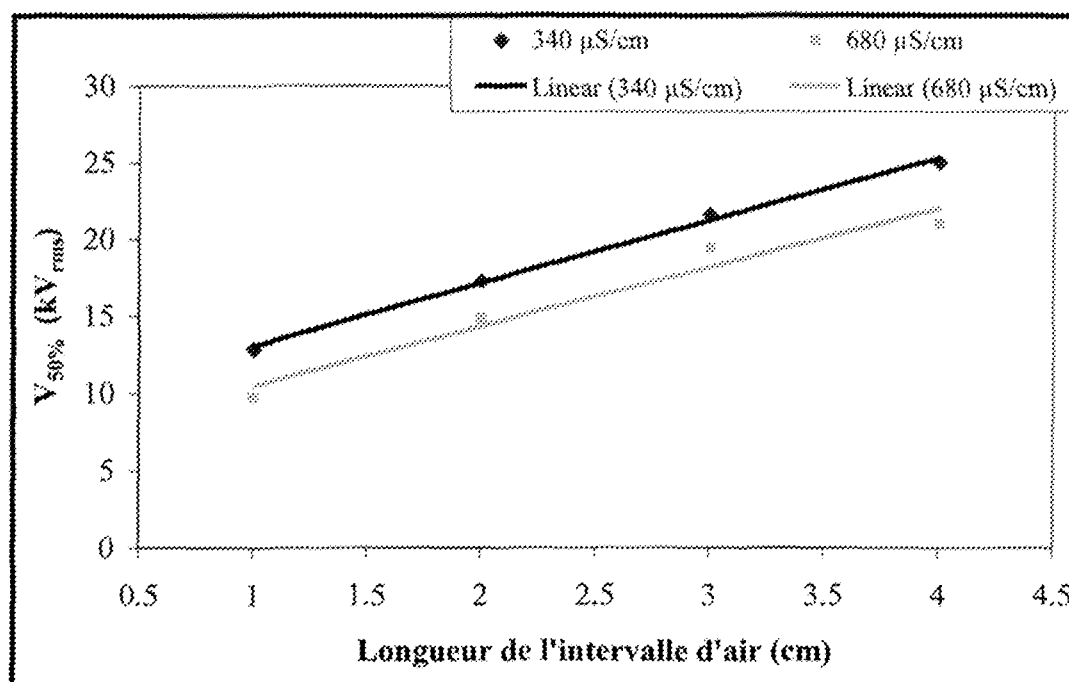


Figure IV.13 : Tension de claquage $V_{50\%}$ en fonction de la longueur de l'intervalle d'air pour une conductivité d'eau de 340 µS/cm et 680 µS/cm sans égouttement d'eau

IV.5.2 Prise en compte des gouttes d'eau à l'extrémité des glaçons

Lorsque le film d'eau est présent à la surface de la glace, il se produit une accumulation d'eau à la tête des glaçons qui se transforme rapidement en gouttes. Le débit de ces gouttes peut être plus ou moins important suivant la position des glaçons. Sur les observations faites en laboratoire pendant les accumulations de glace, un débit plus important apparaît au niveau des glaçons situés sur les jupes du bas de l'isolateur. Il a été remarqué à la section

II.3.5 que la présence d'une goutte d'eau à l'extrémité d'une électrode métallique en configuration pointe-plan (champ électrique non uniforme), entraînait une réduction d'environ 25 % de la tension de claquage de l'intervalle d'air ainsi formé par rapport au cas où il y avait absence de goutte d'eau.

Afin de déterminer, pour une configuration glaçon-plan, quelle était la valeur de la réduction de la tension de claquage obtenue par la présence d'une goutte d'eau par rapport au cas où seulement un film d'eau est présent, des tests utilisant le même dispositif expérimental présenté figure IV.12 ont été effectués. Les mesures ont été entreprises pour une longueur d'intervalle d'air de 4 cm et une température maintenue à +1°C qui permettait d'obtenir une accumulation rapide d'eau à l'extrémité du glaçon. Des conductivités de 340 $\mu\text{S}/\text{cm}$ et 680 $\mu\text{S}/\text{cm}$ ont été utilisées pour la formation des glaçons. Les résultats sont résumés dans le tableau IV.1.

Pour une conductivité d'eau de 680 $\mu\text{S}/\text{cm}$ la réduction de la tension de claquage $V_{50\%}$ obtenue est d'environ 23 % contre 29 % pour une conductivité d'eau de 340 $\mu\text{S}/\text{cm}$, ce qui est en accord avec les résultats obtenus par [Swift, 1983] qui donne une réduction de 21 % pour une configuration pointe métallique-plan. Cette réduction est explicable par le fait que la goutte, sous l'action de l'augmentation de la tension appliquée, s'allonge [Tang et Raghuvver, 1997] et devient effilée, figures IV.14-a à IV.14-d. Ceci a pour effet de diminuer le rayon de courbure du glaçon (d'un facteur 10 environ) et la longueur de l'intervalle d'air. Ainsi, le champ électrique au voisinage du glaçon devient donc plus

important et les décharges couronnes débiteront pour une tension appliquée plus faible. De plus, lorsque la goutte est devenue trop instable, des micro-gouttelettes sont éjectées, figure IV.14-e, pouvant ainsi entraîner le déclenchement à l'arc électrique.

Tableau IV.1 : Tension de claquage $V_{50\%}$ avec et sans goutte d'eau à l'extrémité du glaçon

Température (°C)	680 $\mu\text{S}/\text{cm}$		340 $\mu\text{S}/\text{cm}$	
	$V_{50\%}$ (kV _{rms})	Écart-type (kV _{rms})	$V_{50\%}$ (kV _{rms})	Écart-type (kV _{rms})
0	21,00	2,54	25,03	1,99
1	16,35	1,11	17,82	1,47

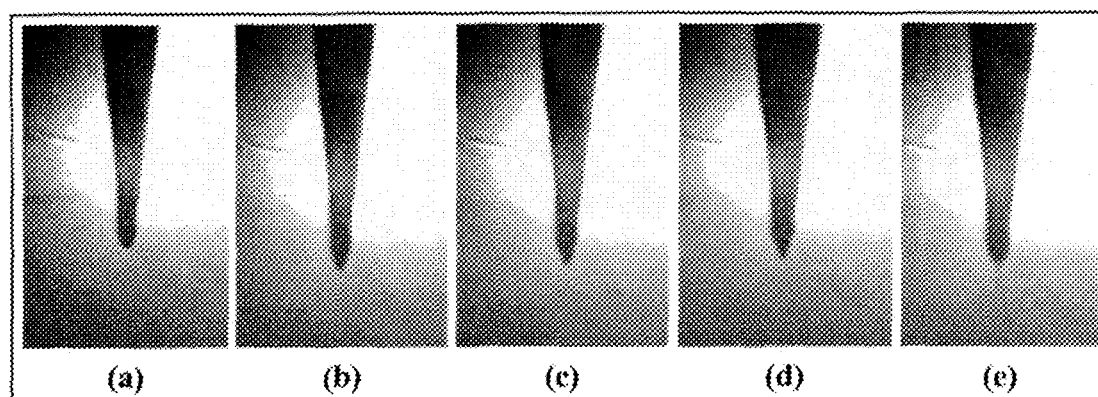


Figure IV.14 : Évolution d'une goutte d'eau suspendue à l'extrémité d'un glaçon

Dans les simulations, il est impossible de tenir compte géométriquement de la présence de ces gouttes d'eau à l'extrémité des glaçons, dû principalement au fait que leur forme soit très difficile à prévoir. En effet, la forme d'une goutte d'eau évoluant dans un champ électrique (divergent ou non) dépend de la combinaison de la force électrostatique, de la force gravitationnelle et de la force induite par la tension de surface [Tang et Raghuvver, 1997]. Celle-ci n'est donc pas simple à prévoir. Par contre, l'influence d'une goutte d'eau

sur la tension de claquage a été déterminée précédemment. Les valeurs ainsi obtenues ont donc permis de tenir compte indirectement dans les simulations de la présence d'une goutte d'eau à la pointe des glaçons par la réduction de la tension de claquage que cette dernière entraîne.

Il est important ici de noter que pour les fins de simulation et de simplification, il a été supposé que la réduction de la tension de claquage engendrée par la présence de la goutte d'eau à l'extrémité du glaçon avait été considérée comme étant la même pour une longueur d'intervalle d'air variant de 1 à 4 cm. En effet, d'après [Swift, 1983], la réduction de la tension de claquage engendrée par la présence d'une goutte d'eau à l'extrémité d'une pointe métallique diminue lorsque la longueur de l'intervalle d'air décroît. Ainsi, pour une configuration pointe métallique-plan, on passe d'une réduction de 21 % pour une longueur d'intervalle d'air de 4 cm à 17 % pour une longueur de 1 cm. On peut donc s'attendre à ce que la réduction de la tension de claquage varie de la même façon dans le cas d'une configuration glaçon-plan. Comme l'influence de la longueur de l'intervalle d'air n'est pas très significative, entre 1 et 4 cm, on peut ainsi supposer que la réduction de la tension de claquage en présence d'une goutte d'eau pour une configuration glaçon-plan est la même indépendamment de la longueur de l'intervalle d'air, permettant ainsi de réduire considérablement les mesures expérimentales et justifiant l'approximation choisie pour les simulations.

La figure IV.15 présente l'évolution d'une goutte d'eau à l'extrémité d'un glaçon au cours d'une période d'accumulation. On voit que lorsque la goutte n'est pas présente, figure IV.15-a, aucun arc partiel n'est présent à l'extrémité du glaçon. Lorsque l'accumulation d'eau à la tête du glaçon est suffisante, la goutte d'eau ainsi formée devient instable, s'étire sous l'effet du champ électrique, figure IV.15-b, et provoque le claquage de l'intervalle d'air, figure IV.15-c. D'après les observations visuelles de périodes d'accumulation réalisées en laboratoire, l'apparition de décharges partielles à l'extrémité des glaçons ne se produit uniquement que lorsque la goutte d'eau atteint une taille suffisante et par conséquent, lorsqu'elle devient instable. Ainsi, la présence d'arcs partiels est liée à la présence de gouttes d'eau de volume suffisant.

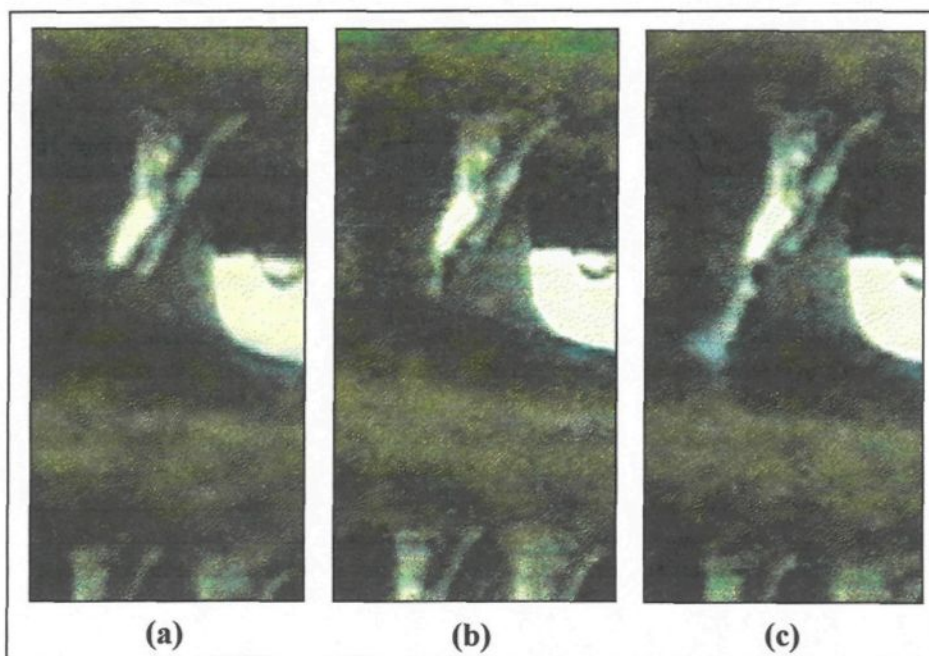


Figure IV.15 : Claquage d'un intervalle d'air réel présent sur un isolateur de poste en présence d'une goutte d'eau à l'extrémité d'un glaçon pendant une période d'accumulation

IV.5.3 Influence de l'humidité

Il est bien connu que la tension de claquage d'un intervalle d'air pointe métallique-plan est fortement influencée par l'humidité relative ou absolue de l'air. D'après [Leroy et Gary, 1984] et [Loeb, 1965], plus le taux d'humidité est important et plus la tension de claquage augmente. Ce phénomène paradoxal s'explique par le fait qu'il faut une énergie supplémentaire pour ioniser les molécules d'eau [Leroy et Gary, 1984]. En général, on introduit un facteur de correction d'humidité qui tient compte de l'influence de l'humidité absolue de l'air (g/m^3) ou de l'humidité relative de l'air (%) liée à la température, sur la tension de claquage. Ainsi, d'après [Leroy et Gary, 1984] et [Sebo et al., 1999], et en se plaçant dans les conditions expérimentales utilisées lors de nos tests en laboratoire effectués avec les glaçons (température ambiante à 0, -1°C et pression atmosphérique de 760 mm Hg), la tension de claquage peut varier de -7 % pour un taux d'humidité de 0 g/m^3 à environ +17 % pour un taux d'humidité très important de 25 g/m^3 , le taux normal d'humidité étant fixé à 11 g/m^3 [Leroy et Gary, 1984].

Lors des tests réalisés avec les glaçons, que ce soit en présence d'un film d'eau à la surface des glaçons ou en présence d'une goutte d'eau à l'extrémité de ces derniers, le taux d'humidité n'a pas été mesuré et par conséquent, n'a pas été pris en compte. Cependant, on a pu constater précédemment qu'un taux d'humidité très élevé pouvait augmenter jusqu'à 17 % la tension de claquage obtenue sous des conditions normales. Cependant, il a aussi été démontré que la présence d'une goutte d'eau à l'extrémité des glaçons entraînait une diminution de cette même tension de claquage d'environ 29 %. Ainsi, si les tests sur les

glaçons ont été réalisés avec un taux d'humidité moyen voir élevé, on peut admettre que c'est en fait la réduction de la tension de claquage engendrée par la présence d'une goutte d'eau à l'extrémité des glaçons qui prime sur l'augmentation de la tension de claquage produite par un taux d'humidité élevé. Dans ces conditions, il n'est donc pas nécessaire de tenir compte de l'influence de l'humidité lors des simulations mais uniquement de la présence d'une goutte d'eau à l'extrémité des glaçons.

IV.6 Mesure de la distribution du potentiel le long d'un isolateur glacé en période de fonte

IV.6.1 Procédure expérimentale

Le principe de mesure est basé sur celui utilisé par [Brettschneider, 1996] qui est décrit à la section II.6.1. Cependant, il a fallu l'adapter à l'isolateur de poste étudié, figure IV.2, qui ne présente aucune partie métallique entre ses jupes et donc aucun point de mesure pour le potentiel. Pour contrer ce problème, des électrodes métalliques ont été placées autour des jupes 3, 7, 11, 15, 19 et 23 de l'isolateur de poste, comme le montre la figure IV.15. La mesure du potentiel de ces électrodes a permis de déterminer la distribution du potentiel le long de l'isolateur recouvert de glace.

Une fois les électrodes placées, il ne restait plus qu'à réaliser une accumulation de glace en régime humide sur l'isolateur de poste avec les paramètres suivant :

- Température de l'air durant l'accumulation : -12°C ,

- Durée d'accumulation : 70 min,
- Direction des précipitations : horizontale,
- Teneur en eau : 6.8 g/m^3 ,
- Diamètre moyen des gouttelettes : $80 \text{ }\mu\text{m}$,
- Débit d'eau : $1,2 \text{ l/min}$,
- Vitesse du vent : $3,3 \text{ m/s}$,
- Épaisseur sur le cylindre témoin : 15 mm ,
- Tension appliquée : 0 V_{rms} ,

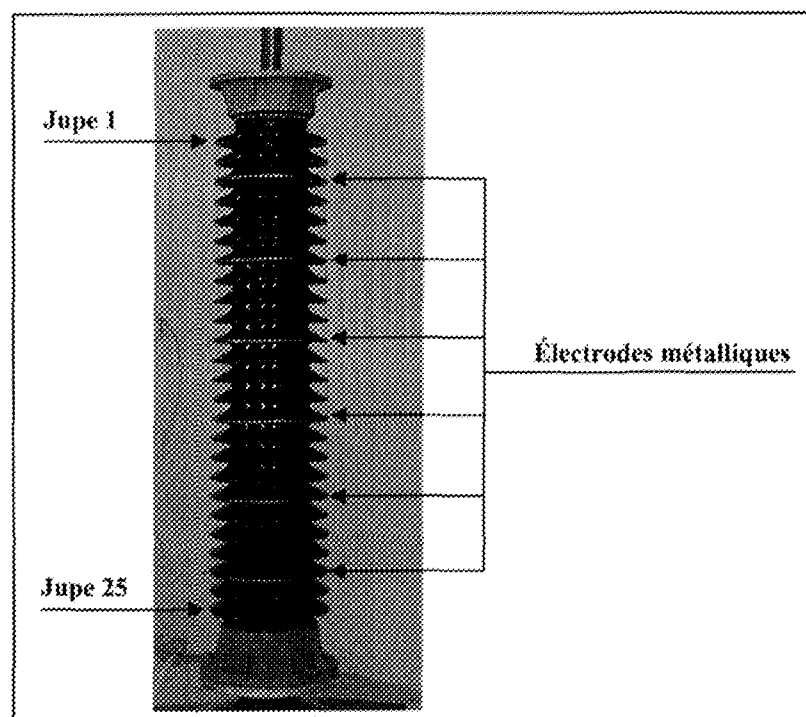


Figure IV.15 : Positionnement des électrodes métalliques

Comme le montre la figure IV.16, l'absence de tension appliquée à l'isolateur entraîne la formation d'un pont de glace assez homogène d'une épaisseur uniforme d'environ 3 cm qui couvre la totalité de l'isolateur de poste.

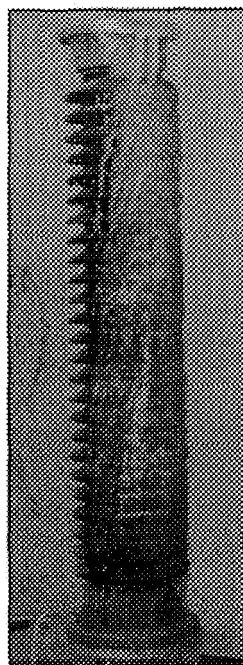


Figure IV.16 : Accumulation de glace réalisée en régime humide

Une fois l'accumulation terminée et la glace séchée après une période de refroidissement de 20 min à -12°C , deux intervalles d'air au voisinage des électrodes H.T et de la mise à la terre, comme le montre la figure IV.17, ont été réalisés en prenant soin de bien sécher les jupes dégagées de la glace. De même, la glace accumulée sur les électrodes a été soigneusement enlevée afin que l'eau provenant de la fonte de celle-ci ne vienne pas nuire aux mesures. Ces précautions ont été prises afin de rendre reproductible l'expérience ainsi

que de simplifier la modélisation et la simulation 3-D de cet isolateur glacé en vue de la comparaison des résultats numériques et expérimentaux.

On a procédé ensuite au réchauffement de la chambre climatique jusqu'à une température de 7°C avec un taux de réchauffement moyen de $0,42^{\circ}\text{C}/\text{min}$ pour les températures allant de -12°C à 0°C puis de $0,15^{\circ}\text{C}/\text{min}$ de 0°C à 7°C . La mesure débute lorsque des gouttes d'eau sont visibles à l'œil nu dans l'intervalle d'air du bas, ce qui indique la présence d'un film d'eau suffisant à la surface du dépôt de glace.

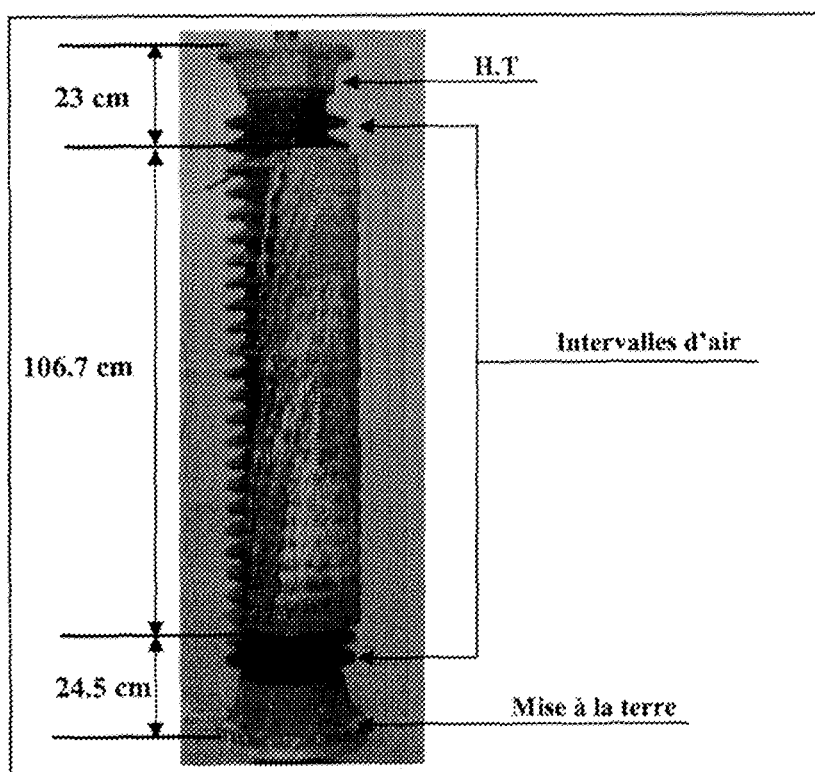


Figure IV.17 : Position des intervalles d'air

La tension appliquée à l'isolateur a été fixée à 40 kV_{ms}, d'une part pour éviter l'apparition d'arcs partiels le long des intervalles d'air et d'autre part, pour respecter le calibre maximum du voltmètre électrostatique qui est de 40 kV.

Toutes les informations concernant la chambre climatique, les appareils de mesure et l'alimentation *H.T* sont données en annexe IV.

IV.6.2 Distribution du potentiel

Suivant la procédure expérimentale présentée précédemment, cinq mesures ont été effectuées pour cinq accumulations. Pour chaque test, les conductivités de l'eau d'accumulation et de l'eau de fonte récoltées étaient mesurées à l'aide d'un appareil de mesure de la conductivité de type Yokogawa modèle SC82. Les conductivités moyennes obtenues pour l'eau d'accumulation et l'eau de fonte ramenées à 20°C sont les suivantes :

- Eau d'accumulation : 31,1 $\mu\text{S/cm}$ avec un écart type de 0,581 $\mu\text{S/cm}$,
- Eau de fonte : 218 $\mu\text{S/cm}$ avec un écart type de 14,2 $\mu\text{S/cm}$.

À partir des cinq mesures, la moyenne et l'écart type du potentiel des six électrodes ont été déterminés. Les résultats sont présentés dans le tableau IV.2.

Tableau VI.2 : Moyenne et écart type du potentiel de chaque électrode de mesure						
	Jupe 3	Jupe 7	Jupe 11	Jupe 15	Jupe 19	Jupe 23
Moyenne (kV _{rms})	11,99	11,46	10,96	10,5	10,08	9,78
Écart type (kV _{rms})	1,15	1,18	1,11	0,99	0,94	0,91

Les valeurs moyennes de potentiel ont été tracées en fonction de la position de chaque électrode le long de l'isolateur. On obtient ainsi la distribution de la moyenne du potentiel en fonction de la distance qui est donnée à la figure IV.18 et qui a été utilisée dans la validation des modélisations et simulations tridimensionnelles présentées au chapitre VI.

De plus, au cours des ces expérimentations, le courant de fuite a été mesuré à l'aide d'un voltmètre branché en parallèle sur une résistance de mesure de 10,21 Ω , comme décrit à l'annexe IV. Ainsi, le courant de fuite, en l'absence d'arcs électriques partiels le long des intervalles d'air était d'environ 225 μA . Cette faible valeur obtenue indique que la composante résistive du courant de fuite est quasiment nulle en l'absence d'arcs électriques partiels, comme l'ont noté [Kannus, 1998] et [Hara et Phan, 1978]. Ainsi, le courant de fuite mesurée est donc capacitif, tel que décrit dans la section II.5.5.

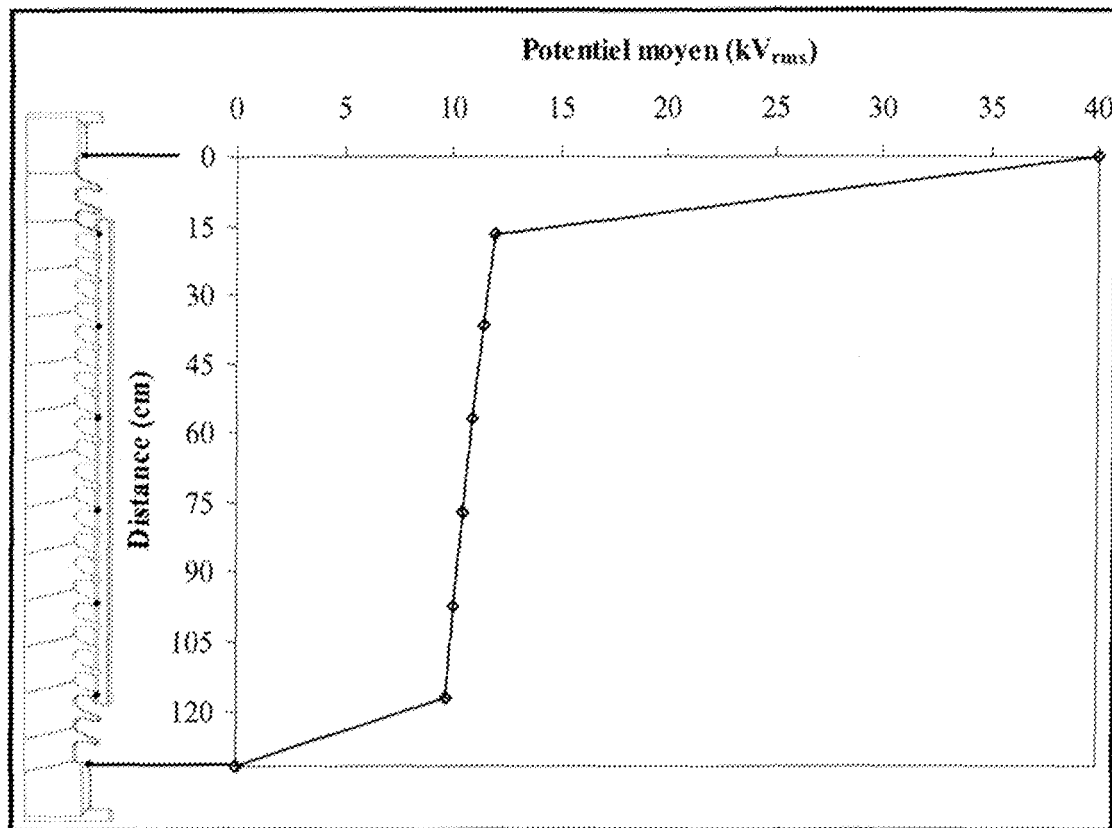


Figure VI.18 : Distribution de la moyenne du potentiel le long d'un isolateur de poste recouvert de glace en période de fonte

IV.7 Conclusion

Pour les simulations bidimensionnelles et tridimensionnelles, les considérations suivantes ont donc été faites :

- L'isolateur est modélisé par trois éléments qui sont les deux électrodes considérées comme des conducteurs parfaits et le corps en porcelaine considéré comme un isolant parfait de permittivité relative égale à 6.

- La glace est modélisée comme un isolant parfait dont la permittivité relative complexe est égale à la permittivité en statique avec une valeur de 75. Pour les périodes de fonte, son épaisseur est constante et présente une valeur de 3 cm équivalente à une épaisseur radiale de 1,5 cm.
- Le film d'eau est modélisé comme une couche conductrice d'épaisseur constante de 150 μm et de conductivité égale, en période d'accumulation, à celle de l'eau servant à l'accumulation et égale à la valeur de l'eau de fonte mesurée en période de réchauffement. Sa permittivité relative ordinaire est égale à 81 pour des températures du film d'eau de 0 et $+1^\circ\text{C}$ afin de tenir compte de la réduction de la permittivité causée par la présence d'ions salins dans le film d'eau.
- De plus, afin de caractériser les accumulations de glace, un coefficient de proportionnalité entre la longueur moyenne des glaçons et la durée d'accumulation ainsi que les dimensions générales d'un glaçon a été établi. De même, il a aussi été démontré que la présence d'une goutte d'eau à l'extrémité d'un glaçon diminuait de 23 à 29 % la tension de claquage $V_{50\%}$ d'une configuration glaçon-plan qui varie linéairement avec la longueur de l'intervalle d'air. Toutes ces informations ont été utilisées dans la modélisation et la simulation tridimensionnelle d'une accumulation de glace réalisée en régime humide, chapitre VI, section VI.2.

CHAPITRE V

SIMULATIONS BIDIMENSIONNELLES

V.1 Introduction

L'objectif général des simulations bidimensionnelles était de se préparer aux simulations tridimensionnelles et de se familiariser avec le logiciel de calcul utilisé. Comme il n'existait aucune étude relative au calcul de la distribution du potentiel et du champ électrique le long des isolateurs de poste recouverts de glace, les résultats obtenus en 2-D ont servi de support aux simulations tridimensionnelles plus compliquées ainsi qu'à définir des pistes de recherche en ce qui concerne les paramètres à prendre en compte dans les simulations 3-D. En particulier, les 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 ainsi que la présence d'un arc électrique partiel le long d'un intervalle d'air ont été étudiés de même que leur influence sur les distributions du potentiel et du champ électrique le long de l'isolateur de poste recouvert de glace.

V.2 Modélisation

V.2.1 Introduction

Une fois que la méthode numérique permettant de résoudre les équations différentielles régissant le problème étudié a été choisie, il s'agit de déterminer comment mettre en pratique la méthode retenue. À ce stade, deux solutions sont envisageables. La première solution consiste généralement à développer son propre programme dont l'application est généralement spécifique au problème étudié. Cependant, cela requiert un certain temps de mise au point du programme et cette durée peut devenir importante lorsqu'il s'agit de traiter des problèmes présentant des géométries complexes, en l'occurrence quand ceux-ci sont modélisés en 3-D. La deuxième solution est l'utilisation de logiciels commerciaux basé sur la méthode numérique retenue. Leur application couvre généralement un domaine plus vaste que le problème étudié et dans certains cas, ils ne répondent pas tous aux exigences spécifiques du problème. Cependant, ils offrent souvent un interface utilisateur convivial simplifiant ainsi la modélisation du problème (interface *C.A.O* et définition des propriétés des matériaux), la résolution du problème (définition des conditions initiales et conditions aux frontières, maillage automatique ainsi que différents solveurs) et enfin, la visualisation des résultats (affichage des résultats sous forme de courbes, d'équipotentiels, de vecteurs, etc.). Cette dernière solution a ainsi été retenue pour réaliser les différentes simulations. Une description rapide du logiciel et de ces capacités est présentée dans la section suivante.

V.2.2 Description du logiciel

Parmi le peu de logiciels commerciaux disponibles basés de la *M.E.F.F*, le logiciel Lorentz-2d [Integrated Engineering Software, 1998] a été retenu pour les raisons suivantes :

- il est spécialisé dans la résolution de problèmes électromagnétiques,
- il permet de prendre en compte la présence de plusieurs diélectriques,
- il permet de modéliser une surface conductrice de faible épaisseur (le film d'eau),
- il permet de travailler en régime statique ou quasi-statique (60 Hz),
- enfin, il est très convivial et permet une modélisation rapide du problème.

Ce logiciel utilise la formulation indirecte de la *M.E.F.F* dont le principe est décrit au Chapitre III, section III.6.2. La modélisation et la simulation d'un isolateur de poste recouvert de glace peuvent se résumer en cinq étapes successives suivantes :

- La première étape consiste à définir la géométrie entière de l'isolateur glacé par l'intermédiaire d'un outil *C.A.O.*
- La deuxième étape porte sur la définition des propriétés électriques des matériaux présents. Cela consiste à définir les permittivités relatives ordinaires et les conductivités volumiques d'après les valeurs obtenues au Chapitre IV. De plus, il faut définir les conditions aux limites qui se traduisent par le potentiel imposé sur chaque électrode (conditions de Dirichlet).

- La troisième étape porte sur le choix du type d'analyse, c'est-à-dire soit statique ($f = 0$ Hz) ou soit quasi-statique ($f = 60$ Hz). De plus, on peut prendre en compte soit uniquement l'influence de la permittivité du matériau, soit sa conductivité ou soit les deux. Vient ensuite la définition du maillage qui consiste à discrétiser les différents interfaces entre les matériaux en éléments de frontière. Ici, ce sont des éléments isoparamétriques linéaires qui sont utilisés. Le maillage se fait automatiquement ou manuellement.
- La quatrième étape consiste en la résolution du problème par l'application de la méthode numérique et par la construction du système d'équations (équation III.43). Suivant la taille du problème, on peut choisir de résoudre le système d'équations soit directement pour un faible nombre d'inconnues ou soit itérativement pour des problèmes de grande taille. Dans le dernier cas, on doit spécifier un critère de convergence.
- La dernière étape consiste à l'affichage des résultats comme le potentiel, le champ électrique avec, suivant que l'on travaille en statique ou quasi-statique, leur module, leur partie réelle ou imaginaire ainsi que les composantes normales et tangentielles du champ électrique.

Afin de vérifier la conformité des résultats obtenus, il est possible dans un premier temps, de procéder à une première analyse qui se fait par la vérification des potentiels imposés sur les électrodes puisque ceux-ci sont recalculés lors de la quatrième étape

présentée ci-dessus. Dans un second temps, on peut vérifier les conditions d'interfaces diélectrique-diélectrique en l'absence de charges qui sont décrites à la section III.2.3.

De plus, afin d'obtenir des résultats cohérents, il y a une contrainte imposée par le logiciel, inhérent à la formulation indirecte, concernant le maillage et plus particulièrement la taille des éléments de frontière utilisés dans la discrétisation de deux interfaces adjacentes. En effet, la longueur de deux éléments adjacents ne doit pas être supérieure à 10 fois la distance séparant ces deux éléments. Cette contrainte a surtout dû être prise en compte dans le maillage du film d'eau dont l'épaisseur est de 150 μm . Dans ces conditions, la longueur des éléments constituant les interfaces glace-eau et eau-air ne doivent pas dépasser 1.5 mm et par conséquent, sur la totalité des éléments utilisés, la majorité le sont pour le maillage du film d'eau. Des détails plus précis sur le logiciel comme le temps de calcul, les éléments utilisés et le maillage sont présentés en annexe V.

V.2.3 Modélisation de l'isolateur de poste recouvert de glace

Pour les simulations bidimensionnelles, il a été supposé que la glace s'accumule sur la moitié de l'isolateur comme le montre la figure V.1. Avec cette configuration, il est possible de définir une symétrie suivant le plan AA' coupant verticalement l'isolateur et la couche de glace en deux parties égales. C'est donc suivant ce plan vertical que les modélisations et les simulations ont été réalisées et les distributions du potentiel et du champ électrique calculées.

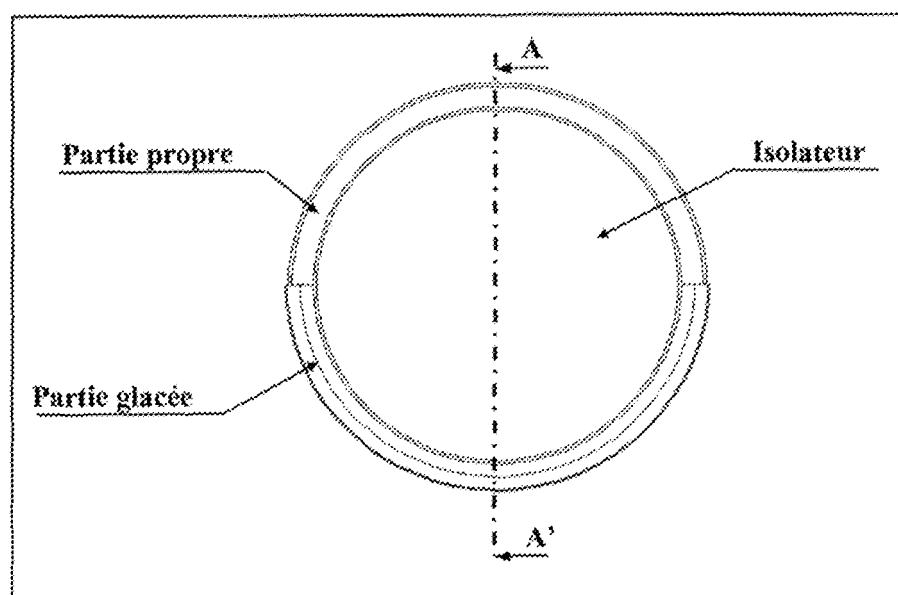


Figure V.1 : Plan de coupe AA'

En général, la condition nécessaire pour simplifier un modèle tridimensionnel en modèle bidimensionnel est, pour les problèmes électrotechniques, l'invariance du potentiel et du champ électrique selon une direction donnée, qui serait ici perpendiculaire au plan AA'. Dans le cas de l'isolateur de poste recouvert de glace, cette condition n'est pas respectée puisque l'isolateur est circulaire. Cela signifie donc que la modélisation de l'isolateur d'un point de vue purement théorique n'est pas correcte. Ainsi, le modèle utilisé en 2-D ne prend pas en compte les capacités électriques totales de l'isolateur de poste et du dépôt de glace mais uniquement celles qui sont définies suivant le plan de coupe AA' défini à figure V.1. Cependant, le but général des simulations bidimensionnelles était de se préparer aux simulations tridimensionnelles et de se familiariser avec le logiciel.

Ainsi, les simulations bidimensionnelles présentées dans les sections suivantes ont été effectuées avec des dépôts de glace présentant une géométrie idéalisée. Dans ces conditions, il a été considéré que les intervalles d'air étaient de configuration glaçon-plan comme le montre la figure V.2. La géométrie des glaçons respecte les valeurs moyennes données à la section IV.2.2.1, avec un rayon moyen de l'extrémité de 2,5 mm et un angle d'ouverture de 18° . Ici, la longueur du glaçon est fixe et égale à 25 mm.

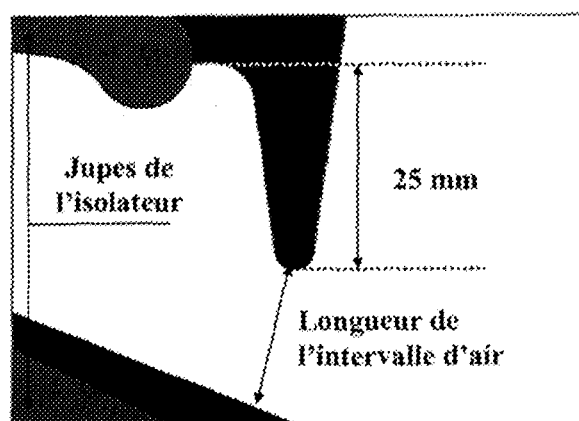


Figure V.2 : Configuration des intervalles d'air

Cette configuration d'intervalle d'air et de dépôt de glace n'est pas très réaliste mais elle permet d'étudier l'influence de plusieurs paramètres sans pour autant devoir modéliser plusieurs cas différents. Cela fait l'objet des sections suivantes.

V.3 Influence d'un film d'eau conducteur à la surface de la glace

V.3.1 Modèles étudiés

Dans cette partie, l'influence d'un film d'eau conducteur présent à la surface de la couche de glace sur la distribution du potentiel et du champ électrique a été étudiée. Pour ce faire, trois modèles d'accumulation de glace avec et sans film d'eau à leur surface ont été comparés. Les trois modèles étudiés sont les suivants :

- un pont total de glace avec un intervalle d'air d'une longueur de 23,4 mm situé entre la dernière jupe de l'isolateur et l'électrode à la masse, figure V.3-a ;
- un pont total de glace avec un intervalle d'air d'une longueur de 17,7 mm situé entre la première et la deuxième jupe de l'isolateur, figure V.3-b ;
- enfin, un pont partiel de glace avec présence de deux intervalles d'air, situés respectivement à la même position que les deux intervalles d'air précédents et possédant la même géométrie que ces derniers, figure V.3-c.

Les paramètres de simulation sont donnés par le tableau V.1. Ici, une conductivité élevée du film d'eau d'une valeur égale à 300 $\mu\text{S}/\text{cm}$ à 20°C a été considérée. La valeur donnée par le tableau correspond à la conductivité du film d'eau donnée à 1°C puisque l'on considère que l'on est en période de fonte.

Tableau V.1 : Paramètres de simulation				
	Glace	Porcelaine	Film d'eau	Air
Permittivité relative (ϵ_r)	75,0	6,0	81,0	1,0
Conductivité ($\mu\text{S/cm}$)	0	0	174,6	0
Epaisseur (mm)	30,0	-	0,15	-

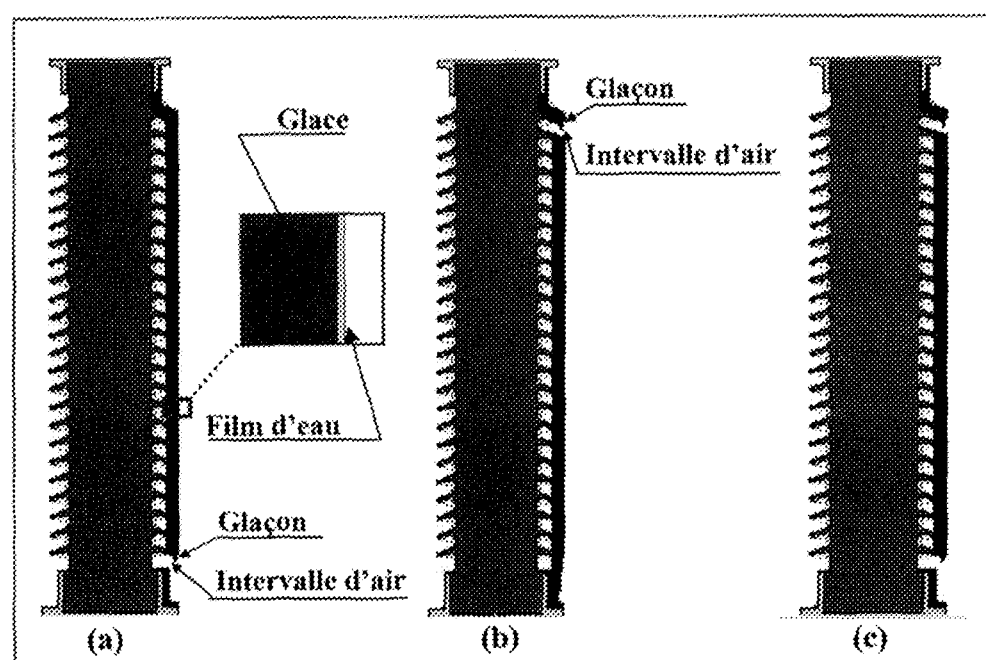


Figure V.3 : Différents modèles d'accumulation de glace

La tension appliquée à l'isolateur de poste est de $147,3 \text{ kV}_{\text{rms}}$. Cette tension correspond à la tension de service entre phase et terre ($443 \text{ kV}_{\text{rms}}$) en opération sur les lignes de 735 kV divisée par trois, comme le montre la figure V.4. Cela suppose que la tension est linéairement distribuée sur les trois colonnes isolantes, ce qui n'est pas vraiment le cas dans la réalité (à cause des capacités parasites).

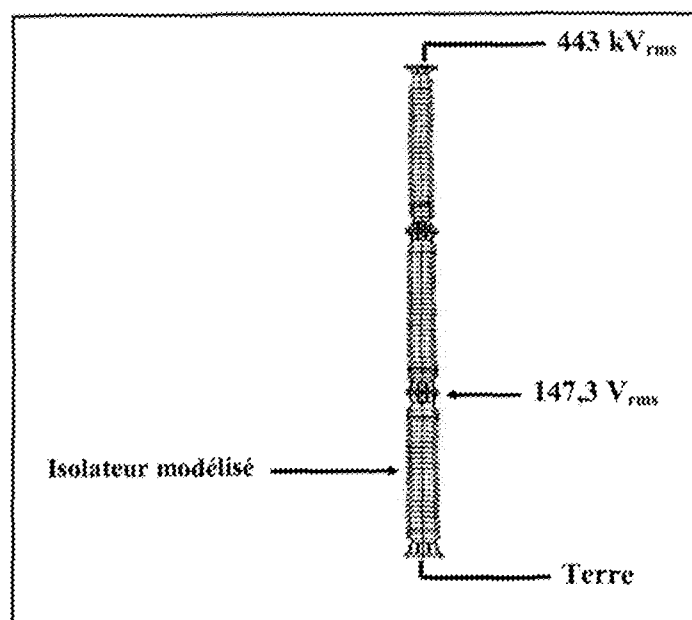


Figure V.4 : Tension appliquée à l'isolateur de poste

V.3.2 Distribution totale du potentiel

La distribution totale du potentiel est calculée pour l'isolateur propre, figure V.5, pour l'accumulation de glace présentant ou non un film d'eau à sa surface dans le cas de l'intervalle d'air en position haute, figure V.6, en position basse, figure V.7, et dans le cas de deux intervalles d'air, figure V.8. Pour chaque figure, la chute de tension entre deux équipotentiels est de 3,125 % de la tension appliquée à l'isolateur, c'est-à-dire environ 4,60 kV.

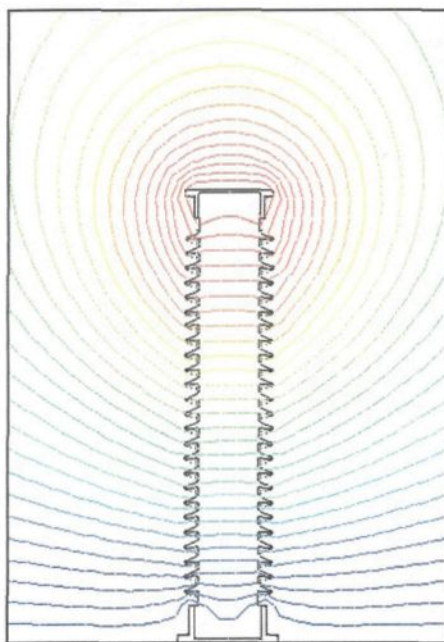


Figure V.5 : Distribution totale du potentiel pour un isolateur propre

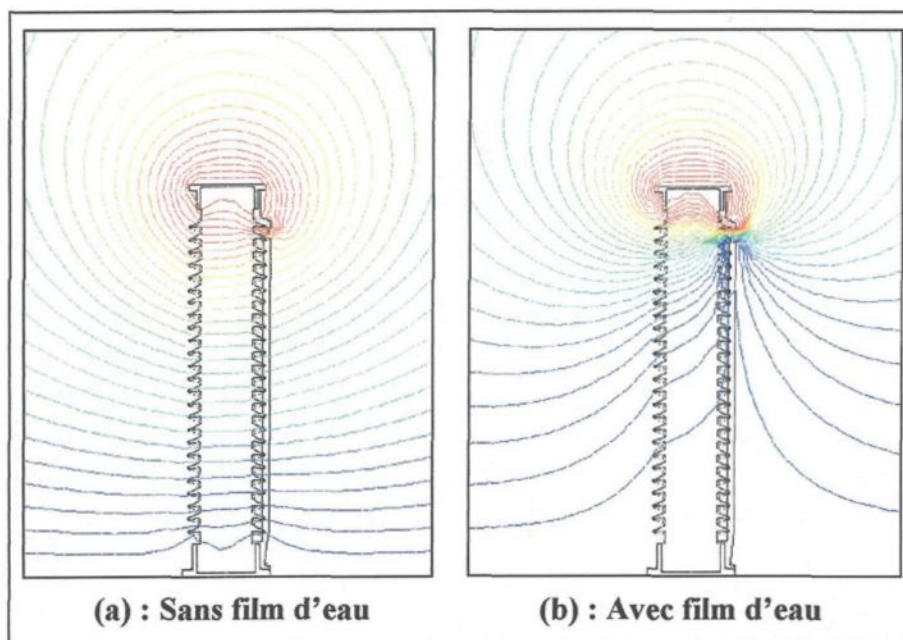


Figure V.6 : Distribution totale du potentiel pour une accumulation de glace présentant un intervalle d'air en position haute

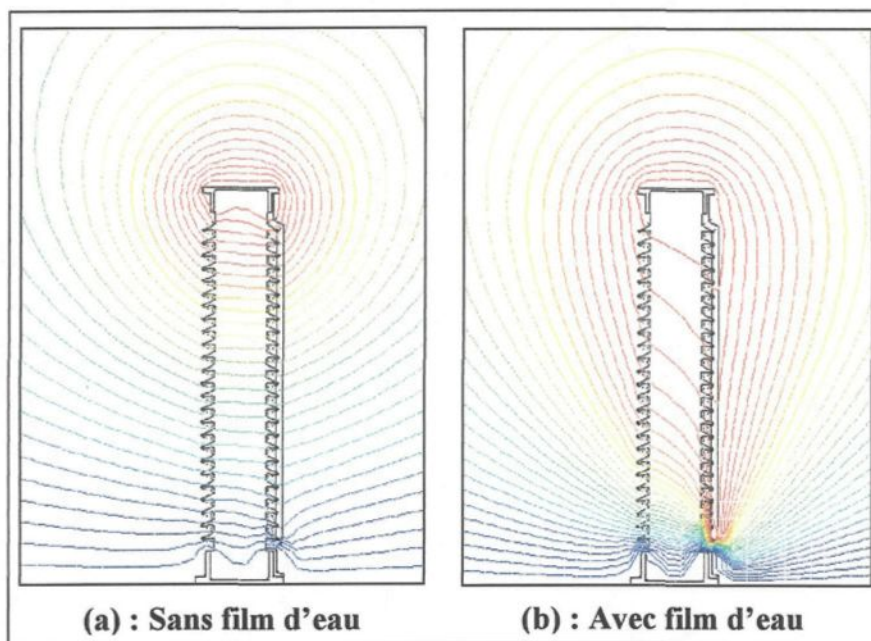


Figure V.7 : Distribution totale du potentiel pour une accumulation de glace présentant un intervalle d'air en position basse

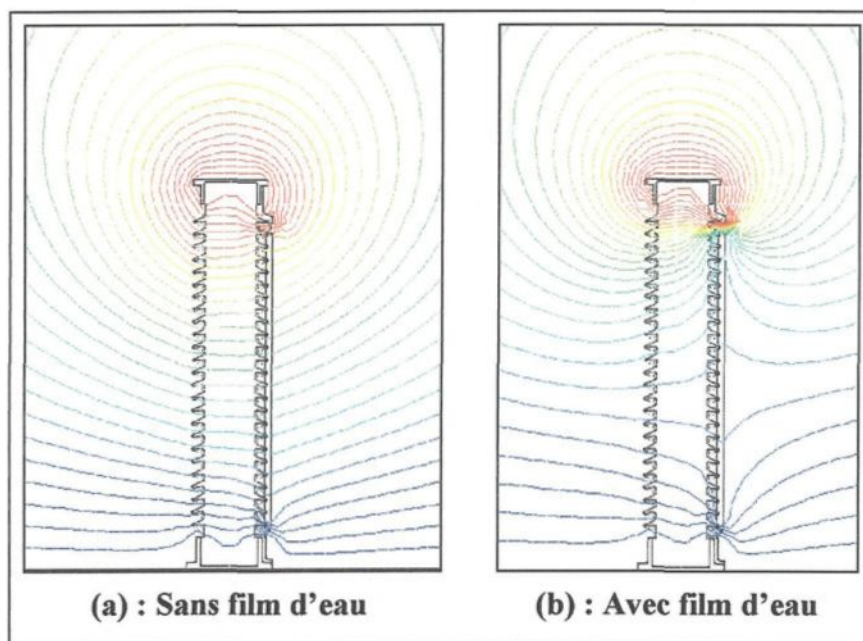


Figure V.8 : Distribution totale du potentiel pour une accumulation de glace présentant deux intervalles d'air

La présence d'une couche de glace sans film d'eau à sa surface, figures V.6-a, V.7-a et V.8-a, entraîne une faible concentration du potentiel au niveau des différents intervalles d'air. Cette concentration de potentiel provient de la valeur élevée de la permittivité relative de la glace (égale à 75) par rapport à celle de l'air (égale à 1).

La présence du film d'eau à la surface de la glace perturbe considérablement la distribution du potentiel. Comme on peut le constater sur les figures V.6-b, V.7-b et V.8-b, presque la totalité de la tension appliquée se retrouve aux bornes des différents intervalles d'air.

V.3.3 Distributions du potentiel et du champ électrique

Les distributions du potentiel et du champ électrique ont été calculées le long de la ligne de référence donnée figure V.9.

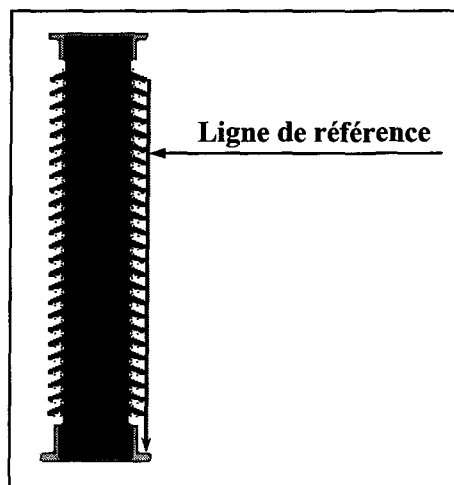


Figure V.9 : Ligne de référence

Les distributions du potentiel et du champ électrique obtenues sont données à la figure V.10 pour l'isolateur propre, figures V.11 et V.12 pour l'intervalle d'air en position basse, figures V.13 et V.14 pour l'intervalle d'air en position haute et figures V.15 et V.16 pour les deux intervalles d'air.

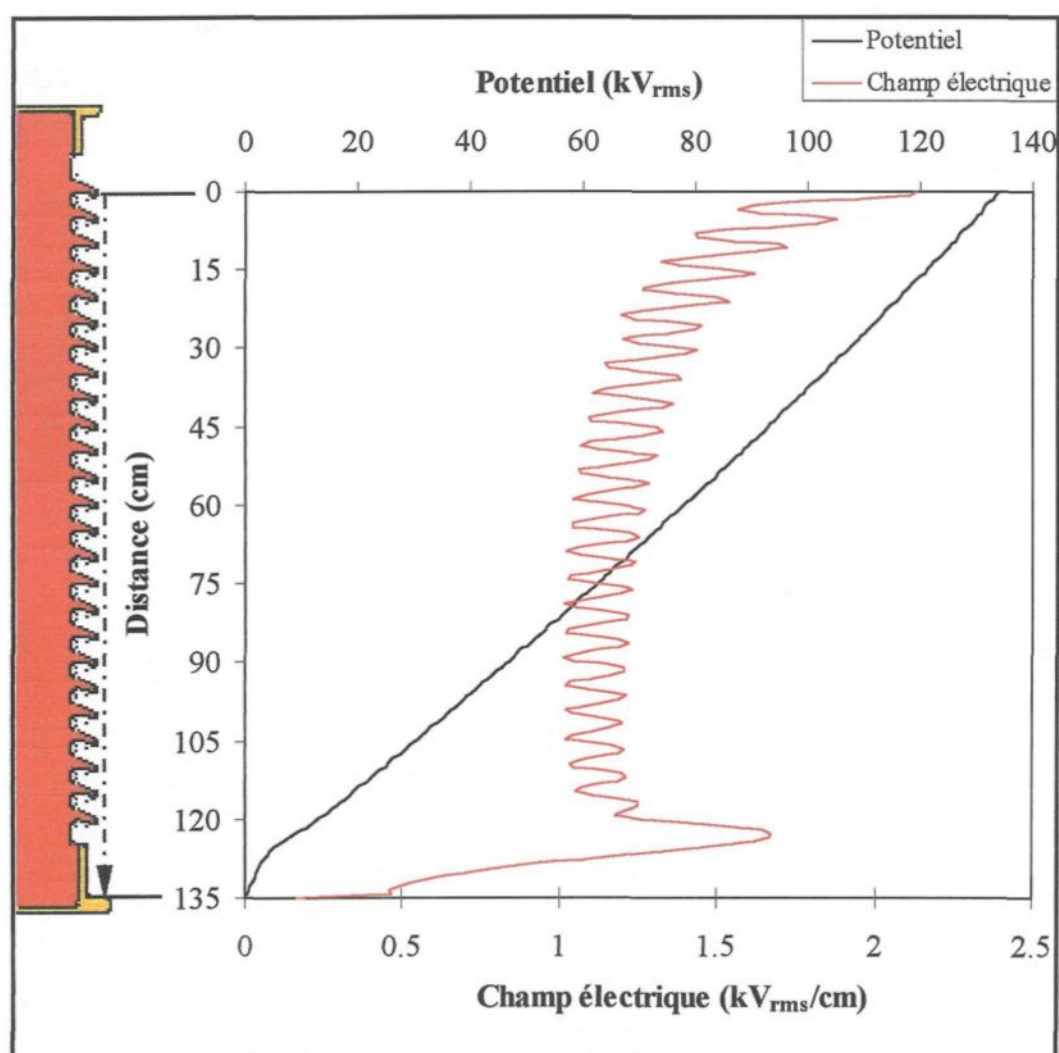


Figure V.10 : Distributions du potentiel et du champ électrique pour un isolateur de poste propre

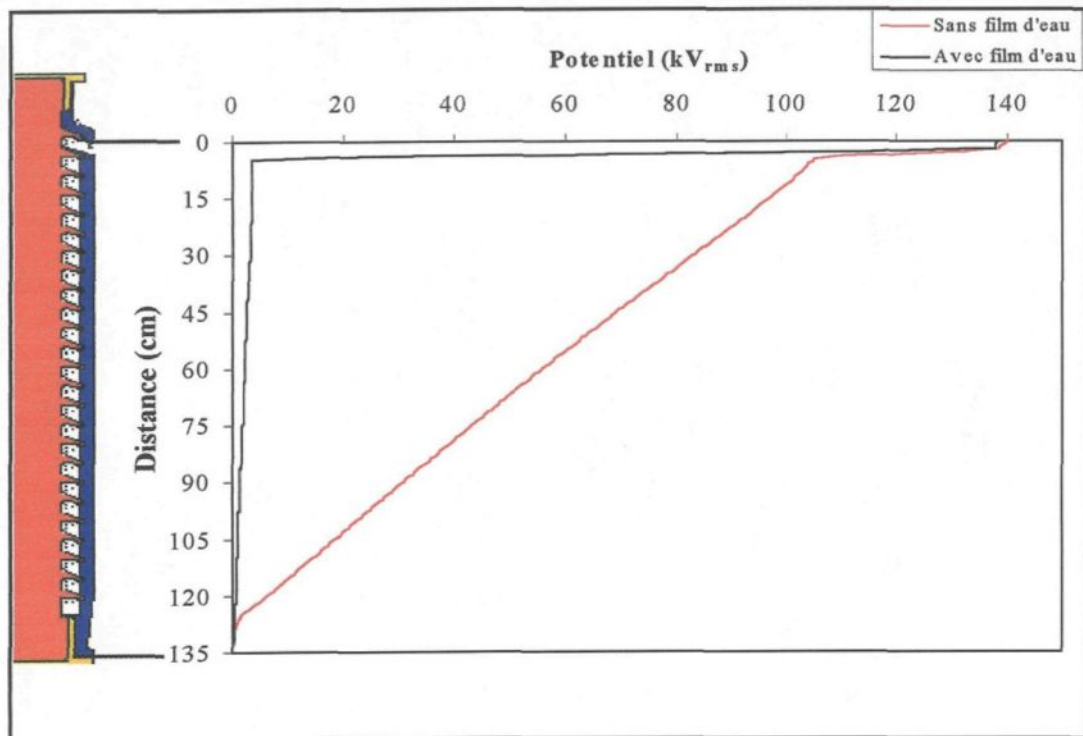


Figure V.11 : Distributions du potentiel pour un isolateur de poste recouvert de glace présentant un intervalle d'air en position haute

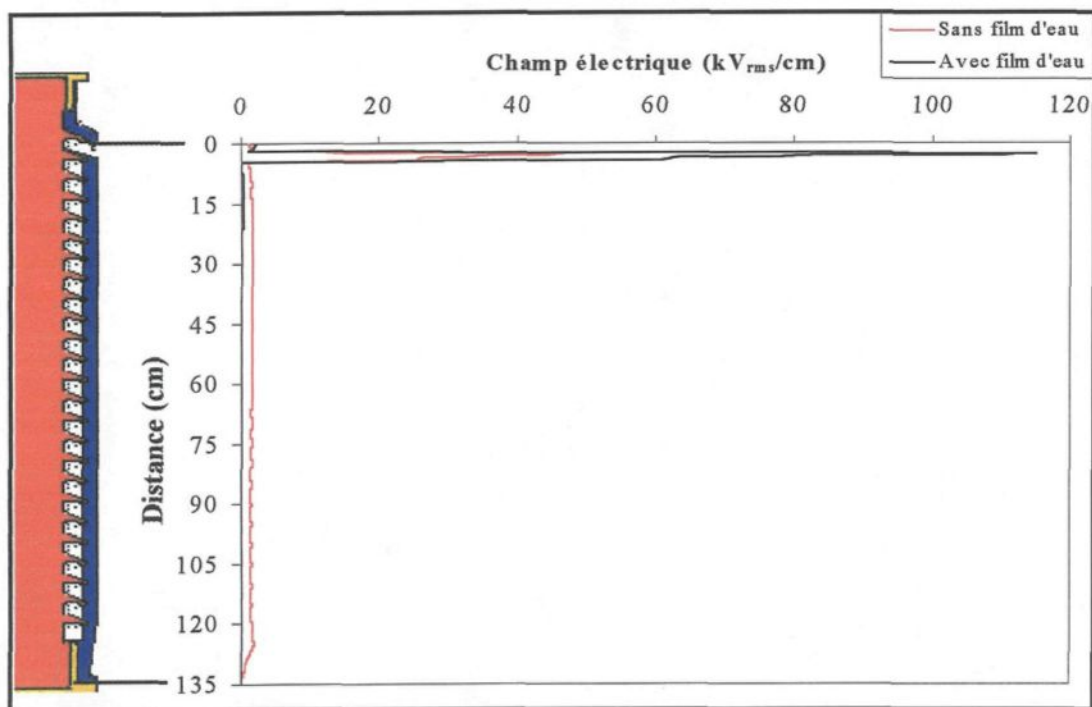


Figure V.12 : Distributions du champ électrique pour un isolateur de poste recouvert de glace présentant un intervalle d'air en position haute

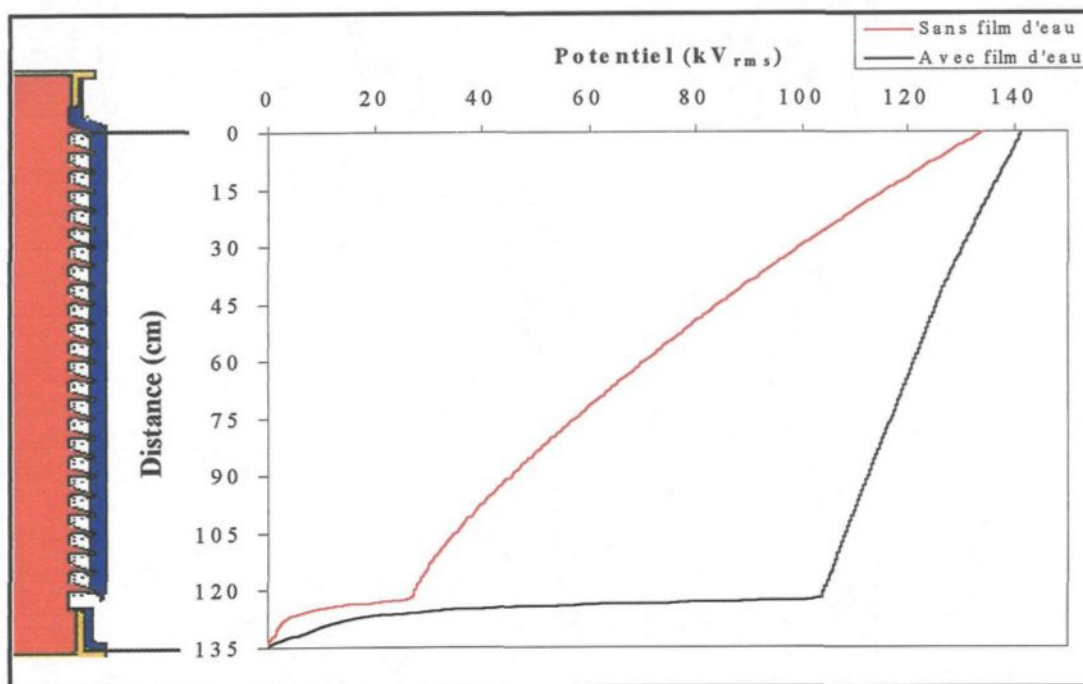


Figure V.13 : Distributions du potentiel pour un isolateur de poste recouvert de glace présentant un intervalle d'air en position basse

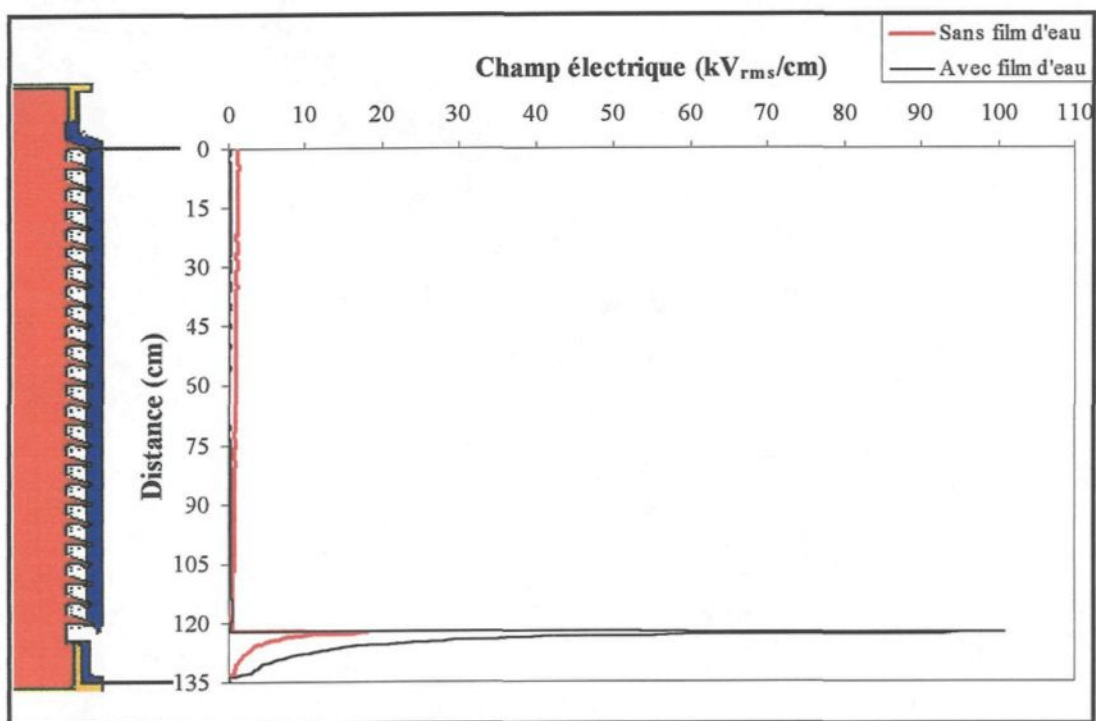


Figure V.14 : Distributions du champ électrique pour un isolateur de poste recouvert de glace présentant un intervalle d'air en position basse

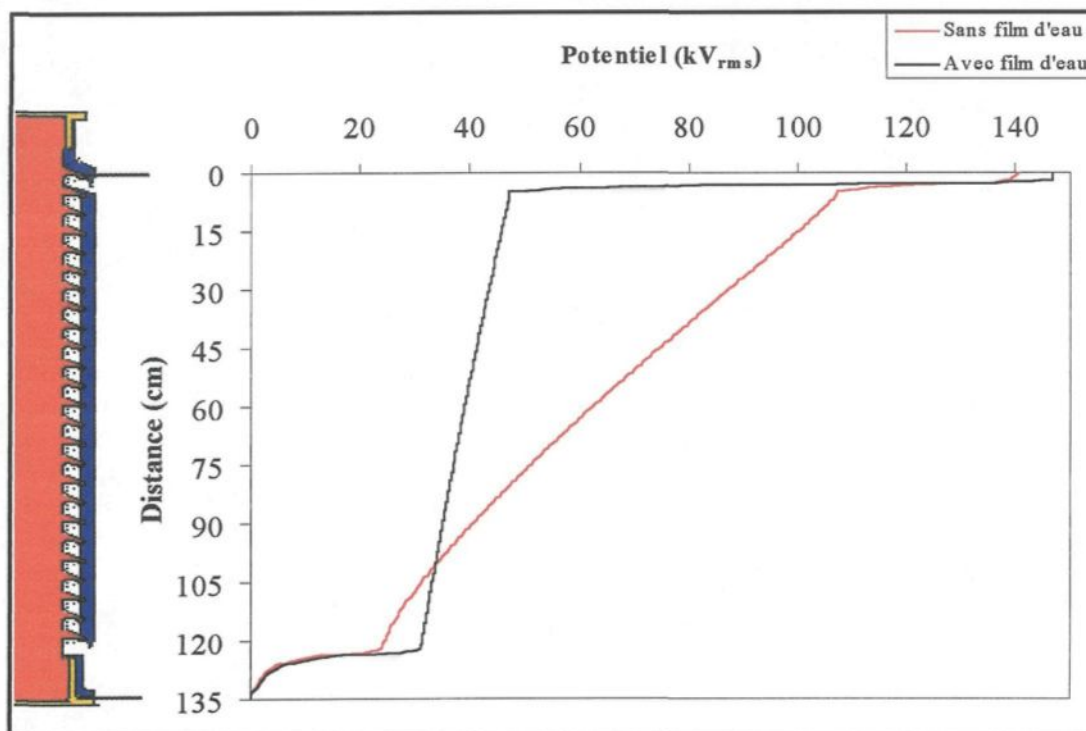


Figure V.15 : Distributions du potentiel pour un isolateur de poste recouvert de glace présentant deux intervalles d'air

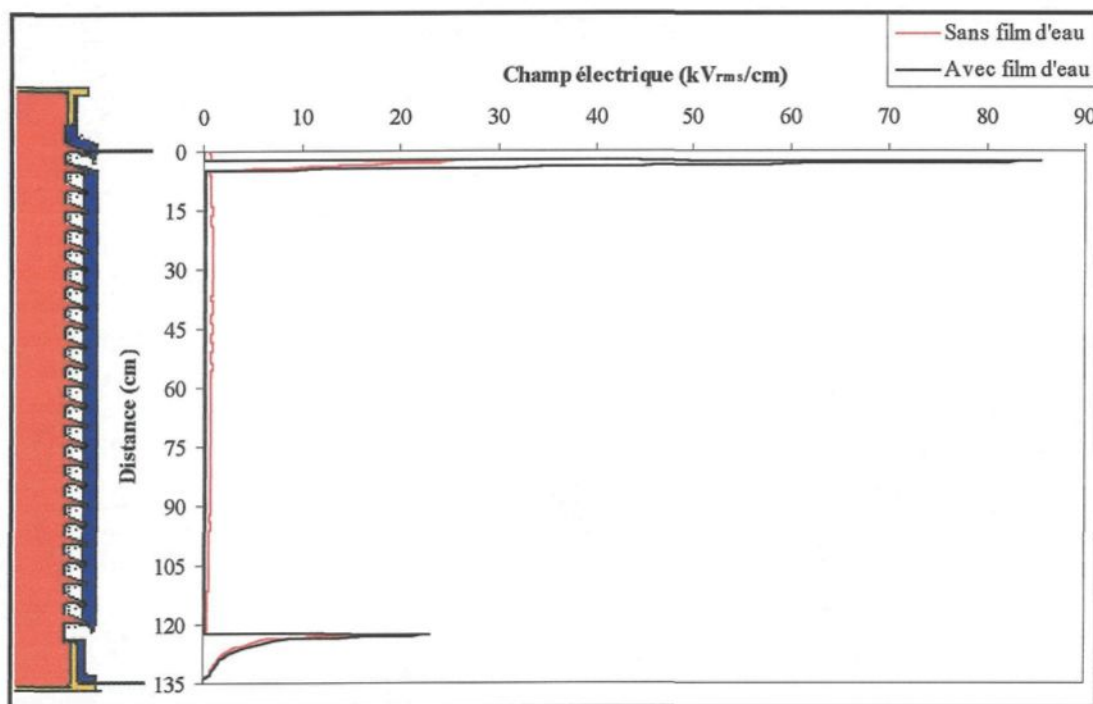








Figure V.16 : Distributions du champ électrique pour un isolateur de poste recouvert de glace présentant deux intervalles d'air

Avec les différentes distributions du potentiel obtenues le long de la ligne de référence passant par la tête des glaçons, on obtient une meilleure compréhension de ce qui se passe au niveau des intervalles d'air. Ces différentes distributions permettent ainsi de calculer la chute de tension aux bornes de chaque intervalle d'air et la valeur du champ électrique à l'extrémité des glaçons. Les différentes valeurs obtenues, pour chaque modèle de couche de glace, sont résumées dans le Tableau V.2 ci-dessous. La chute de tension est prise entre la tête du glaçon et la surface de glace opposée.

Tableau V.2 : Chute de tension le long des intervalles d'air et champ électrique à la pointe des glaçons					
		Chute de tension (kV _{rms})		Champ électrique à la pointe du glaçon (kV _{rms} /cm)	
		Sans film	Avec film	Sans film	Avec film
Intervalle d'air en position basse 		26,0	131,4	32,4	130,3
Intervalle d'air en position haute 		23,8	134,1	42,4	180,6
<div>2 intervalles d'air </div>	Position haute	30,4	104,1	40,0	135,7
	Position basse	23,2	31,0	21,3	29,0

La chute de tension dans les intervalles d'air ainsi que le champ électrique à la pointe des glaçons sont plus importants lorsque le film d'eau conducteur est présent à la surface de la glace.

À partir des valeurs du tableau V.2, on peut exprimer la chute de tension dans les intervalles d'air en pourcentage de la tension appliquée (147,3 kV_{rms}). Les valeurs obtenues sont données par le tableau V.3.

Tableau V.3 : Chute de tension le long des intervalles d'air (%)			
		Sans film d'eau	Avec film d'eau
	Intervalle d'air en position basse	17,6	89,1
	Intervalle d'air en position haute	16,2	91,0
2 intervalles d'air 	Position haute	20,6	70,7
	Position basse	15,7	21,0

Les valeurs données dans le tableau V.2 et le tableau V.3 démontrent l'importante influence du film d'eau sur la distribution du potentiel et de l'intensité du champ électrique à l'extrémité des glaçons. En effet, les valeurs de la chute de tension et du champ électrique obtenues dans le cas où le film d'eau est présent sont environ cinq fois plus

grande que celles obtenues dans le cas où le film d'eau est absent. Ceci démontre donc bien la dangerosité d'une période de fonte par rapport à une période de refroidissement.

De plus, d'après la courbe obtenue à la figure IV.6 pour une conductivité de $340 \mu\text{S}/\text{cm}$, la tension de claquage, pour une configuration d'intervalle d'air glaçon-plan sans la présence d'une goutte d'eau à l'extrémité du glaçon, est de :

- $21,22 \text{ kV}_{\text{rms}}$ pour un intervalle d'air de 3 cm ;
- $17,14 \text{ kV}_{\text{rms}}$ pour un intervalle d'air de 2 cm ;
- $13,06 \text{ kV}_{\text{rms}}$ pour un intervalle d'air de 1 cm.

En comparant ces valeurs aux valeurs de chute de tension obtenues dans le tableau V.2, on peut dire que :

- Dans le cas de la glace sans le film d'eau à sa surface, les valeurs obtenues peuvent entraîner l'apparition d'un arc électrique local dans chaque intervalle d'air. Les valeurs obtenues sont sensiblement les mêmes que les valeurs de tension de claquage données ci-dessus. Si ce cas est présent, une fonte prématurée de la surface de glace et des glaçons engendrée par les arcs électriques partiels entraîne l'apparition d'un film d'eau conducteur à la surface de la glace.

- Dans le cas de la glace avec le film d'eau, les valeurs de chutes de tension du tableau V.3 sont supérieures aux valeurs de tension de claquage obtenues expérimentalement. Dans ce cas, les arcs locaux naissent dans les intervalles d'air et peuvent entraîner, si les conditions requises sont présentes [Kannus, 1998] [Farzaneh et Kiernicki, 1995] [Task Force, 33.04.09, 1999], un contournement de l'isolateur de poste.

V.4 Influence de la position d'un intervalle d'air

Dans cette partie, l'influence de la position d'un intervalle d'air sur la distribution du potentiel et du champ électrique est étudiée en reprenant le modèle de glace avec un intervalle d'air en position haute, figure V.3-b. Pour ce faire, les distributions du potentiel et du champ électrique ont été calculées pour l'intervalle d'air situé entre la jupe 1 et 2, figure V.17-a, entre la jupe 5 et 6, figure V.17-b, entre la jupe 10 et 11, figure V.17-c, entre la jupe 15 et 16, figure V.17-d, entre la jupe 20 et 21, figure V.17-e, et enfin, entre la jupe 25 et l'électrode à la terre, figure-V.17-f.

Ces différentes simulations ont été réalisées pour des accumulations de glace présentant un film d'eau à leur surface. De plus, pour chaque position de l'intervalle d'air, les paramètres de simulation sont identiques à ceux du tableau V.1.

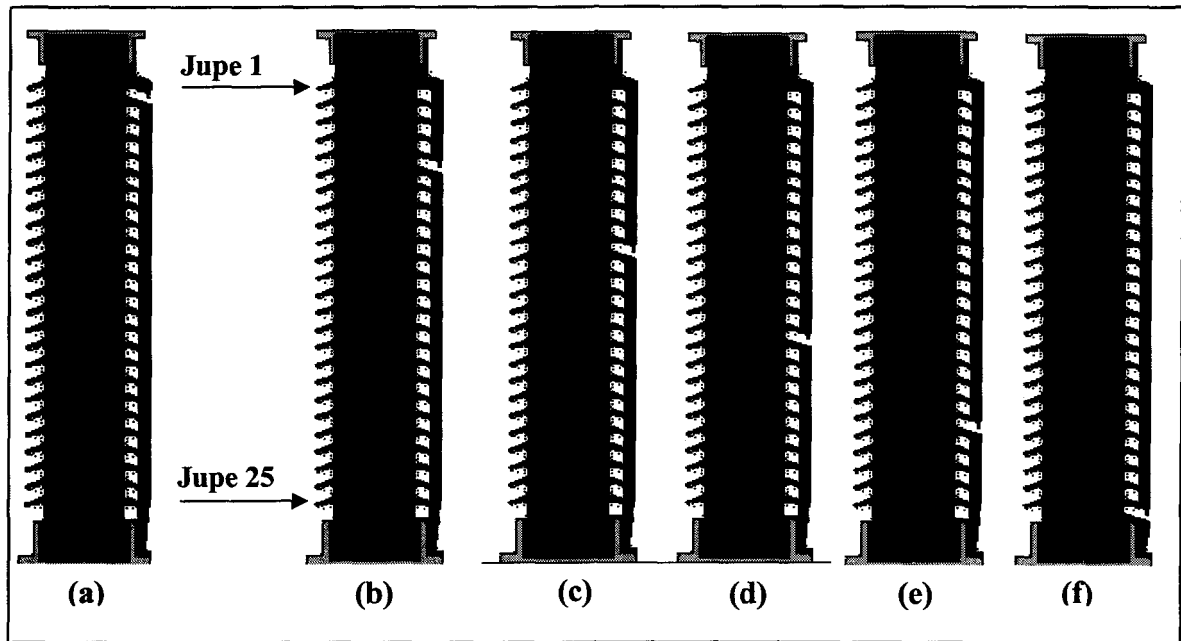
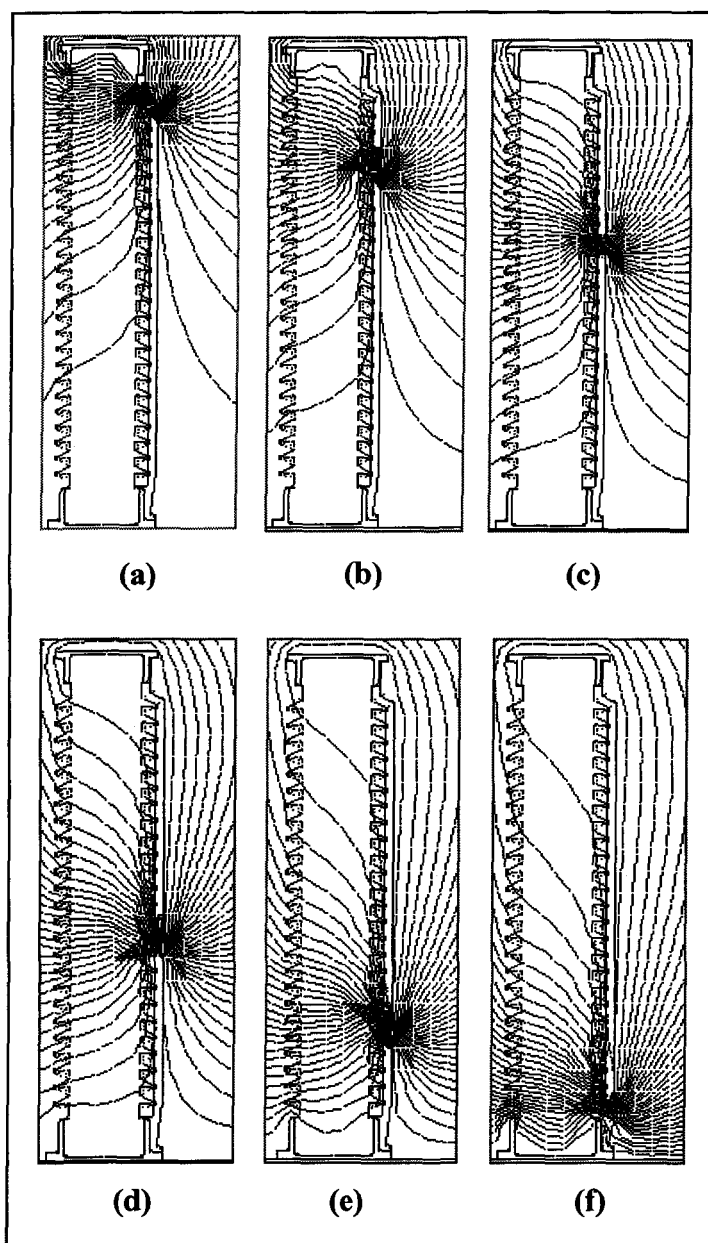


Figure V.17 : Différentes positions de l'intervalle d'air

Pour les six positions de l'intervalle d'air, les distributions totales du potentiel, figure V.18, les distributions du potentiel, figure V.19, selon la ligne de référence donnée en figure V.8 ainsi que les distributions du champ électrique, figure V.20, le long de cette même ligne ont été déterminées.

Quelle que soit la position de l'intervalle d'air le long de l'isolateur, on retrouve ici, d'après la figure V.18, l'influence d'un film d'eau conducteur qui entraîne une forte concentration du potentiel dans l'intervalle d'air.



**Figure V.18 : Distribution totale du potentiel
pour chaque position de l'intervalle d'air
Séparation des équipotentiels : 3.125%**

Concernant la distribution du potentiel et du champ électrique le long de la ligne de référence, figures V.19 et V.20, la chute de tension ainsi que le champ électrique sont sensiblement identiques le long de l'intervalle d'air quelque soit sa position.

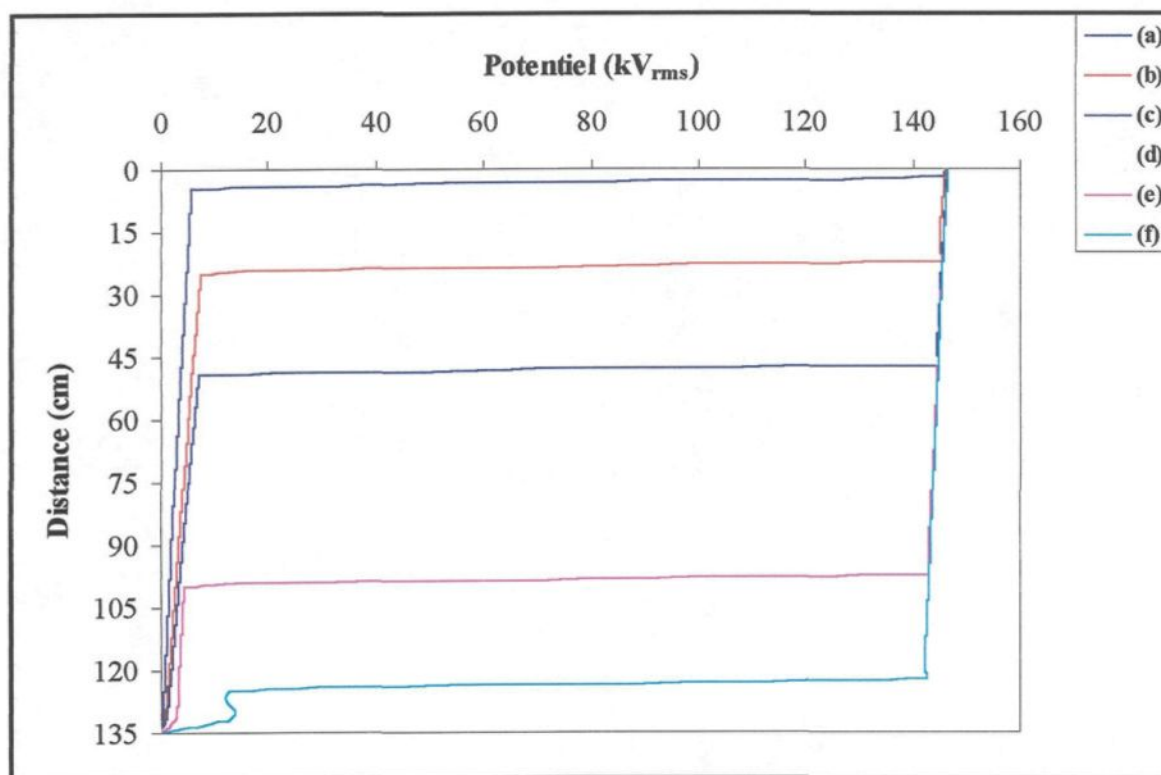


Figure V.19 : Distribution du potentiel le long de la ligne de référence pour différentes positions de l'intervalle d'air

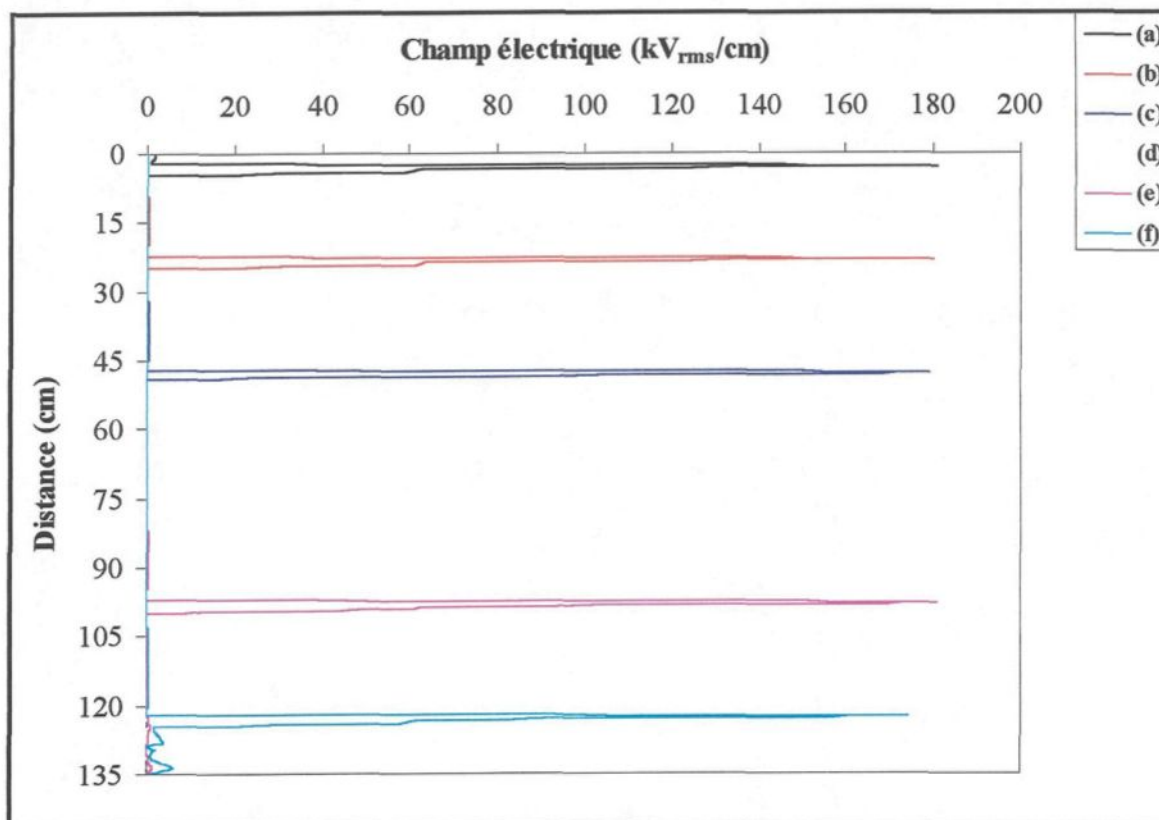


Figure V.20 : Distribution du champ électrique le long de la ligne de référence pour différentes positions de l'intervalle d'air

V.5 Influence de la longueur d'un intervalle d'air

Cette partie est consacrée à l'étude de l'influence de la longueur d'un intervalle d'air sur la chute de tension le long de celui-ci et sur la valeur du champ électrique à la tête du glaçon. Pour cela, la configuration de glace retenue est celle présentant un intervalle d'air en position haute, figure V.3-b, mais dont la distance prise entre la tête du glaçon et la surface opposée de glace, figure V.21, est variable. La longueur du glaçon est gardée constante.

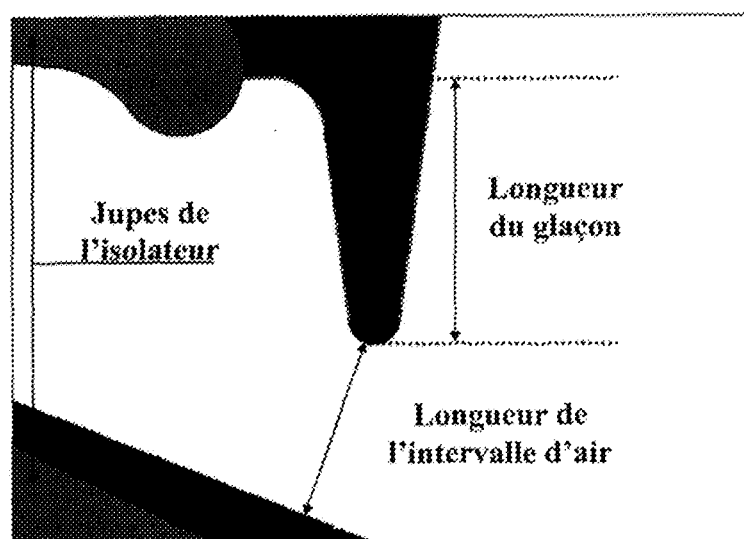


Figure V.21 : Configuration de l'intervalle d'air

Pour chaque longueur de l'intervalle d'air, la chute de tension entre l'extrémité du glaçon et la surface de glace opposée est calculée ainsi que le champ électrique à la tête du glaçon. Les valeurs obtenues sont données à la figure V.22.

La chute de tension obtenue le long de l'intervalle d'air, figure V.22, est quasi-constante lorsque la longueur de celui-ci varie. Par contre, la valeur du champ électrique à la tête du glaçon décroît lorsque la longueur de l'intervalle d'air augmente. Cette valeur de champ électrique est importante puisque c'est elle qui détermine l'apparition des décharges couronnes à l'extrémité du glaçon [Leroy et Gary, 1984]. Par conséquent, si cette valeur devient inférieure à la valeur du champ seuil critique, les décharges ne pourront pas être entretenues et elles s'éteindront. En extrapolant ceci à un cas réel, on peut dire que lorsqu'un intervalle d'air s'agrandit, sous l'action de la fonte ou de la chute de glace, il y a

une longueur critique pour laquelle les décharges couronnes ne peuvent plus se produire, ce qui peut inhiber tout risque de contournement de l'isolateur.

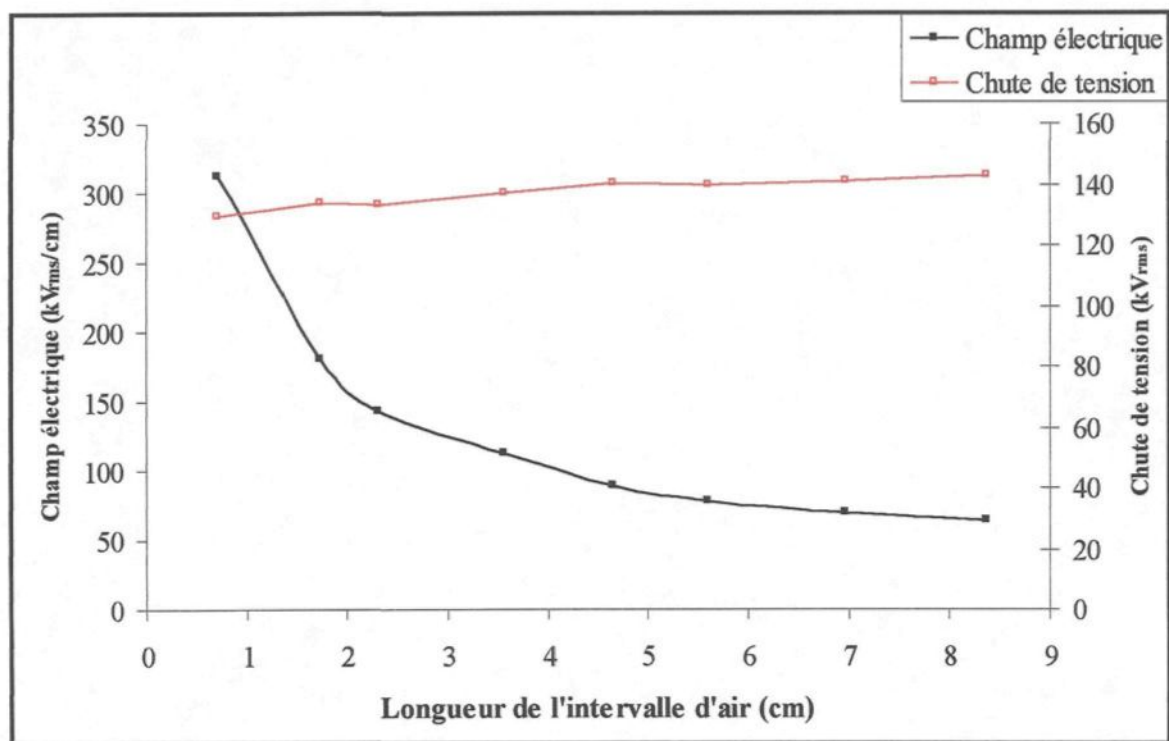


Figure V.22 : Chute de tension dans l'intervalle d'air et champ électrique à la tête du glaçon en fonction de la longueur de l'intervalle d'air

Afin de vérifier les résultats obtenus avec le glaçon, la chute de tension obtenue figure V.22, a été appliquée à une électrode métallique en configuration pointe-plan. Cette électrode métallique, qui présente les mêmes caractéristiques géométriques que le glaçon, est soumise à la même variation de la longueur d'intervalle d'air. Le choix de cette configuration pointe métallique-plan vient du fait qu'elle est très facile à modéliser et que

son comportement électrique est très voisin de notre configuration glaçon-plan. Les résultats obtenus sont donnés en figure V.23.

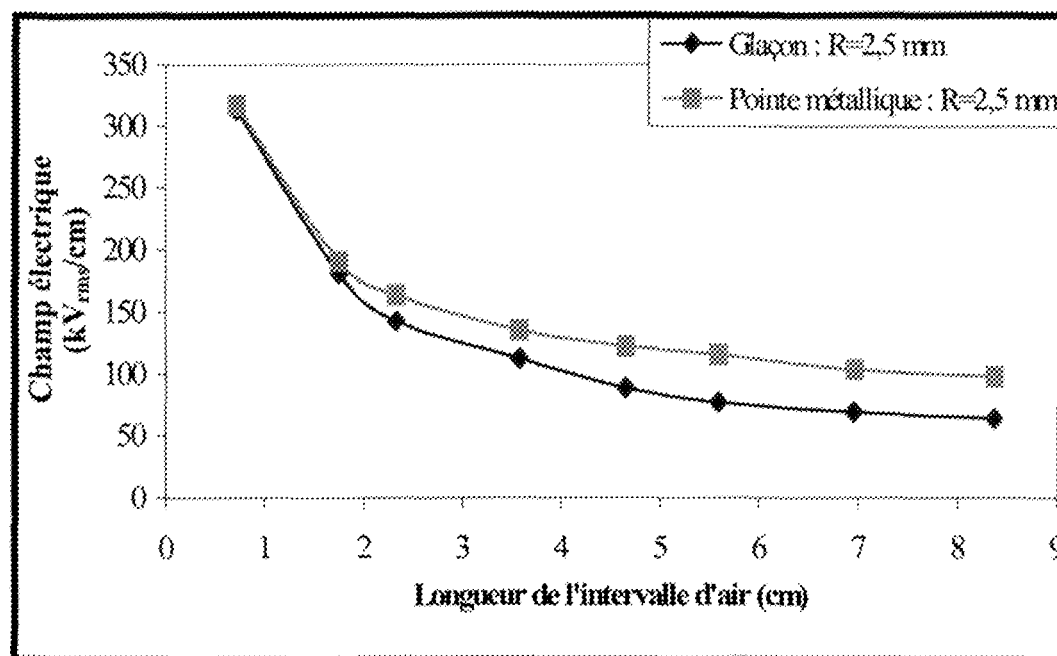


Figure V.23 : Comparaison entre le champ électrique à l'extrémité du glaçon et de la pointe métallique pour la même variation de la longueur de l'intervalle d'air et la même chute de tension

Les résultats de la figure V.23 montrent que la distribution du champ électrique obtenue pour la pointe métallique est similaire à celle du glaçon pour une température de l'air d'environ 1°C. La différence entre les deux distributions provient du fait que dans le cas du glaçon, l'intervalle d'air n'est pas tout à fait une configuration pointe-plan. En effet, lorsque la longueur de l'intervalle d'air augmente, les dimensions de la surface de glace considérée se modifient. La distribution du champ électrique est donc légèrement influencée.

V.6 Influence de la conductivité du film d'eau

Cette partie est consacrée à l'étude de l'influence de la conductivité du film d'eau sur la distribution du potentiel et plus particulièrement sur la chute de tension le long d'un intervalle d'air. Le cas étudié est une accumulation de glace présentant un intervalle d'air en position haute, figure V.3-b, mais avec différentes valeurs de conductivité du film d'eau. Les paramètres de simulation et géométriques restent inchangés. Les résultats obtenus sont donnés par la figure V.24.

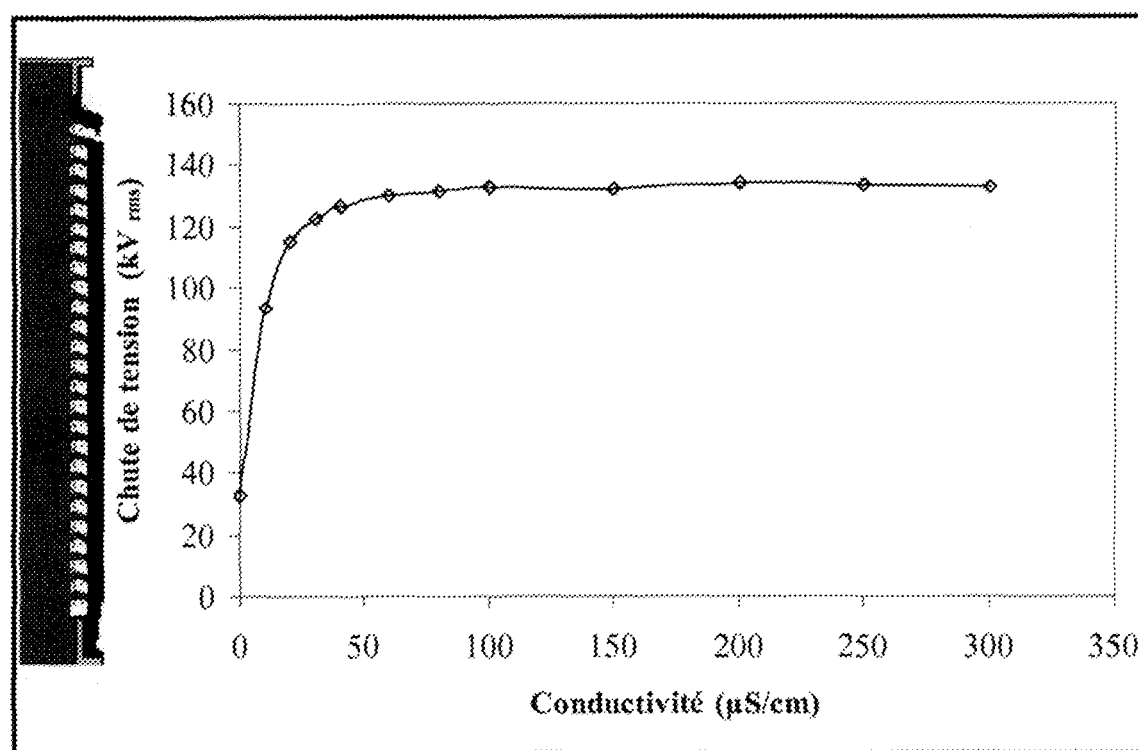


Figure V.24 : Chute de tension le long de l'intervalle d'air en position haute en fonction de la conductivité du film d'eau

D'après la courbe obtenue à la figure V.24, il y a deux domaines de variation de la chute de tension en fonction de la conductivité. Le premier domaine se situe entre 0 et 100 $\mu\text{S}/\text{cm}$ pour lequel la chute de tension augmente rapidement avec la conductivité. Pour le second domaine, entre 100 et 300 $\mu\text{S}/\text{cm}$, la chute de tension peut être considérée comme constante. La valeur obtenue pour une conductivité nulle est proche de celle obtenue dans le cas de la glace seule.

L'interprétation que l'on peut faire de cette courbe est la suivante : c'est en début de période de fonte que la conductivité du film d'eau est la plus élevée et par conséquent, que la chute de tension le long de l'intervalle d'air est la plus grande. Dans ces conditions, la probabilité d'avoir un arc électrique partiel qui se transforme en contournement est la plus grande. Si le contournement n'a pas lieu, la conductivité du film d'eau diminue (car la surface de la glace est moins polluée) ainsi que la chute de tension dans l'intervalle d'air, et par conséquent, les chances d'avoir un arc local sont moindres. Le danger se situe donc bien lorsque la conductivité du film d'eau est la plus grande.

V.7 Modélisation d'un arc électrique partiel le long d'un intervalle d'air

D'après les différents résultats obtenus à la section V.2.2, la chute de tension calculée le long des intervalles d'air obtenue en présence du film d'eau était suffisante pour engendrer l'apparition d'un arc local le long de ceux-ci. C'est le cas du dépôt de glace présentant un intervalle d'air en position haute, figure V.3-b, étudié dans cette partie. Dans cette

situation, il peut être intéressant de déterminer l'influence de cet arc électrique partiel sur la distribution du potentiel et du champ électrique.

Les capacités du logiciel utilisé ne permettent pas une modélisation fidèle d'un arc électrique. Cependant, comme première approximation, l'arc électrique a été considéré comme un court-circuit, c'est-à-dire avec une chute de tension le long de celui-ci nulle, afin de simplifier la modélisation de ce dernier et les simulations qui en découlent. Dans ces conditions d'approximation, les points de contact de l'arc électrique partiel avec la surface de glace et du glaçon sont portés au même potentiel, comme décrit en figure V.25. Ces points de contacts ont été modélisés par deux segments dont la longueur est environ égale à 0,14 mm. Cela correspond à un arc électrique partiel d'un rayon de pied d'arc de 0,07 mm dans lequel circulerait un courant crête de 15 mA d'après la formule suivante, [Zhang et Farzaneh., 2000] :

$$r = \sqrt{\frac{I_m}{0.875 \pi}} \quad (\text{V.1})$$

où r est le rayon de la tête de l'arc en cm et I_m l'intensité du courant de fuite en A.

Les distributions du potentiel et du champ électrique le long de la ligne de référence donnée à la figure V.8 sont présentées aux figures V.26 et V.27 respectivement et comparées avec celles obtenues dans le cas où aucun arc électrique partiel n'est présent.

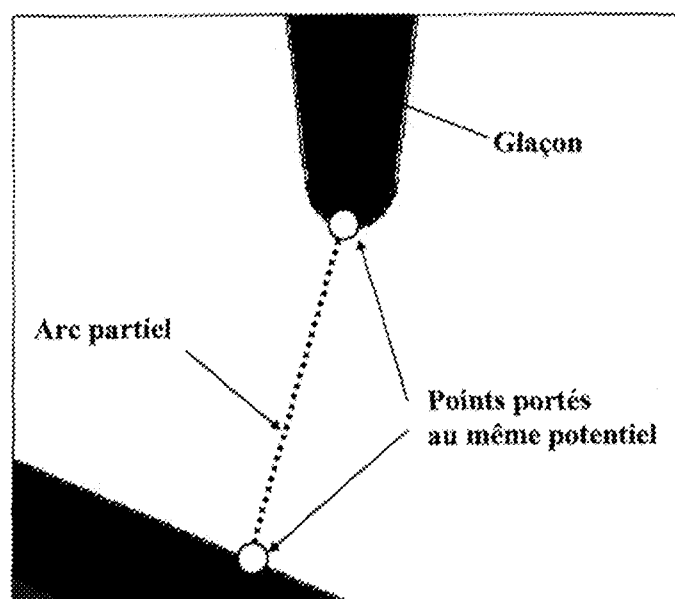


Figure V.25 : Modélisation d'un arc électrique partiel dans l'intervalle d'air

En regard des résultats obtenus à la figure V.27, l'intervalle d'air peut être considéré comme un condensateur de haute impédance, comparé à l'impédance du film d'eau. Dans cette situation, ceci semble normal qu'une très grande partie de la tension appliquée se retrouve aux bornes de l'intervalle d'air lorsqu'aucun arc électrique partiel n'est présent. Mais lorsqu'un arc partiel apparaît, il court-circuite l'intervalle d'air et il ne subsiste alors que l'impédance résistive du film d'eau. Ceci explique donc la distribution quasi-linéaire du potentiel lorsque l'arc partiel est présent.

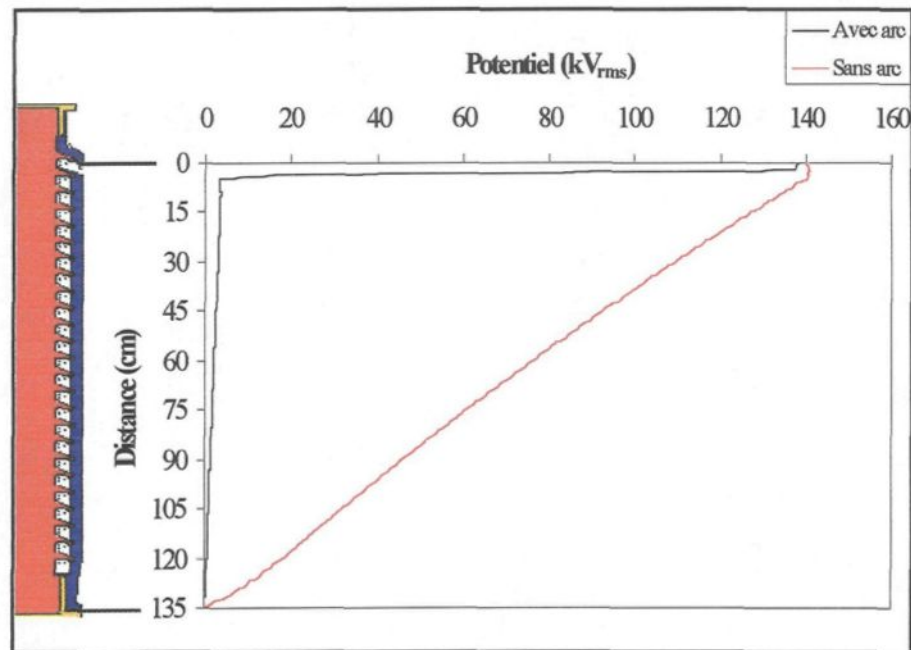


Figure V.26 : Distribution du potentiel avec et sans arc électrique partiel présent dans l'intervalle d'air en position haute

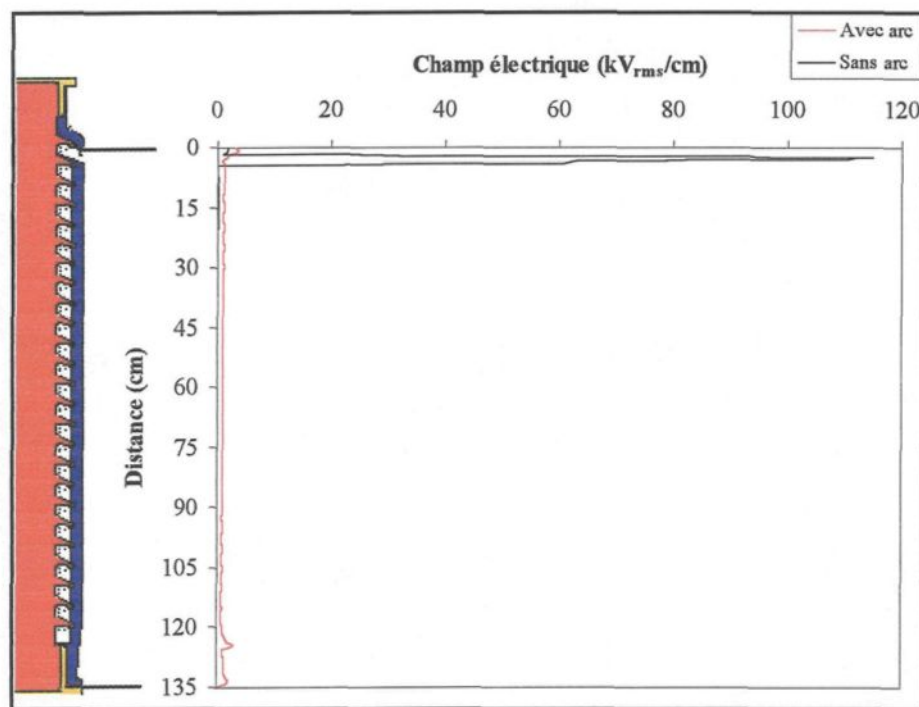


Figure V.27 : Distribution du champ électrique avec et sans arc électrique partiel présent dans l'intervalle d'air en position haute

V.8 Conclusion

V.8.1 Concernant les résultats des simulations

La Méthode des Éléments Finis de Frontières est bien adaptée à la détermination du potentiel et du champ électrique le long des isolateurs recouverts de glace compte tenu du fait que le problème à résoudre est assez complexe. Malgré le nombre important d'éléments de frontière utilisé dans la discrétisation du film d'eau, soit environ 2500, les résultats obtenus ont permis une meilleure compréhension de l'influence de certains paramètres liés à l'accumulation de glace et de leur interaction sur la distribution du potentiel et du champ électrique.

Ainsi, les résultats obtenus en configuration 2-D ont permis de mettre en évidence l'influence des paramètres suivants :

1) Influence du film d'eau conducteur

Les résultats obtenus ont démontré que la présence d'un film d'eau conducteur à la surface du dépôt de glace modifiait considérablement les distributions du potentiel et du champ électrique le long de l'isolateur de poste recouvert de glace, et cela quelque soit la position et le nombre d'intervalles d'air. Ainsi, pour des conductivités du film d'eau supérieures à $100 \mu\text{S/cm}$, environ 70 à 92 % de la tension appliquée se retrouve aux bornes de un ou de deux intervalles d'air et cela, indépendamment de leur position. Pour des conductivités inférieures $100 \mu\text{S/cm}$, la chute de tension le long des intervalles d'air

diminue et tend, pour une conductivité nulle, vers la valeur obtenue pour un dépôt de glace sans film d'eau à sa surface.

2) Position et longueur de l'intervalle d'air

La position d'un intervalle d'air le long de l'isolateur ne modifie pas la chute de tension le long de celui-ci et vaut environ 91 % de la tension appliquée lorsqu'un film d'eau de forte conductivité est présent à la surface du dépôt de glace. Dans ces conditions, la valeur du champ électrique le long de l'intervalle d'air n'est pas modifiée. Cela s'explique principalement par le fait que la distribution du potentiel le long de l'isolateur de poste propre est quasi-linéaire. De plus, pour une position donnée, l'augmentation de la longueur de l'intervalle d'air modifie la distribution du champ électrique le long de l'intervalle d'air et donc à l'extrémité de glaçon, sans pour autant affecter la chute de tension le long de ce dernier. On a pu aussi constater que la valeur du champ électrique à l'extrémité du glaçon en fonction de la longueur de l'intervalle d'air étudié était proche de celle obtenue avec une configuration pointe métallique-plan possédant la même géométrie et soumis à la même chute de tension. Cela implique donc que la configuration des intervalles d'air prenant naissance le long des dépôts de glace peut être assimilée à une configuration pointe-plan ou la pointe est le glaçon.

3) Présence d'un arc électrique partiel

Avec environ 90 % de la tension appliquée se retrouvant aux bornes d'un intervalle d'air, la probabilité d'apparition d'un arc électrique partiel devient très importante. Si cela se produit, l'arc électrique partiel court-circuite l'intervalle d'air et la distribution du potentiel, gouvernée par la conductivité du film d'eau, devient alors linéaire le long du dépôt de glace. Cependant, cette simulation n'a pas pris en compte la chute de tension le long de l'arc électrique partiel considéré comme un court-circuit. Ainsi, une modélisation un peu plus élaborée prenant en compte la chute de tension le long de l'arc électrique partiel a été utilisée pour les simulations 3-D.

V.8.2 Concernant la validité des simulations

Comme il a été mentionné au début de ce chapitre, les simulations effectuées en configuration bidimensionnelle avaient principalement pour objet de servir de support aux simulations tridimensionnelles ainsi que de donner des pistes de recherche concernant les simulations 3-D à effectuer. Ainsi, les principales pistes étudiées dans ce chapitre ont donc été reprises en configuration 3-D et sont présentées dans le chapitre suivant.

De plus, malgré le fait que la modélisation bidimensionnelle utilisée dans ce chapitre d'un isolateur de poste ne soit pas adaptée au problème étudié, on a voulu déterminer la précision des résultats obtenus. Pour ce faire, la simulation de l'isolateur de poste recouvert de glace utilisé dans la mesure de la distribution du potentiel, section IV.5, a été effectuée.

Les deux distributions du potentiel obtenues numériquement et expérimentalement ont été comparées. Les résultats sont présentés à la figure V.28 pour les distributions du potentiel et figure V.29 pour l'erreur relative.

Ainsi, d'après les résultats, on peut observer une différence importante obtenue entre les résultats expérimentaux et numériques, confirmant ainsi le fait que la modélisation bidimensionnelle n'est pas vraiment adaptée à la configuration géométrique de l'isolateur de poste recouvert de glace. L'erreur relative moyenne est de 33,0 %, ce qui démontre la nécessité des simulations tridimensionnelles afin d'obtenir des résultats plus précis.

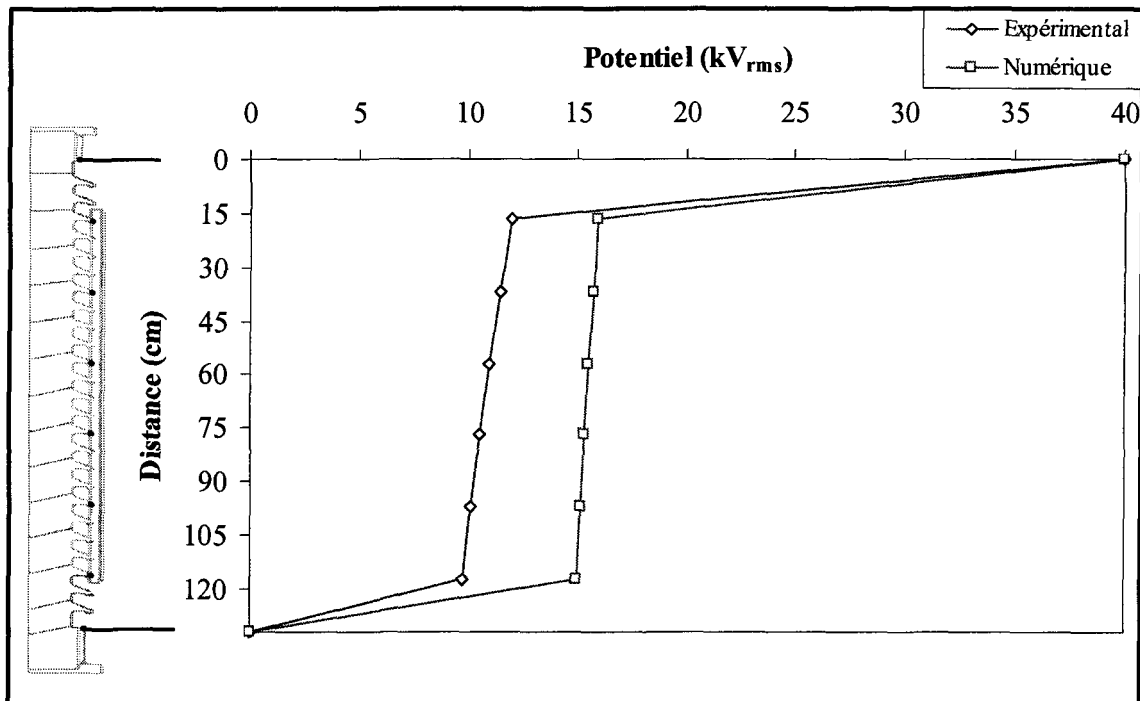


Figure V.28 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques

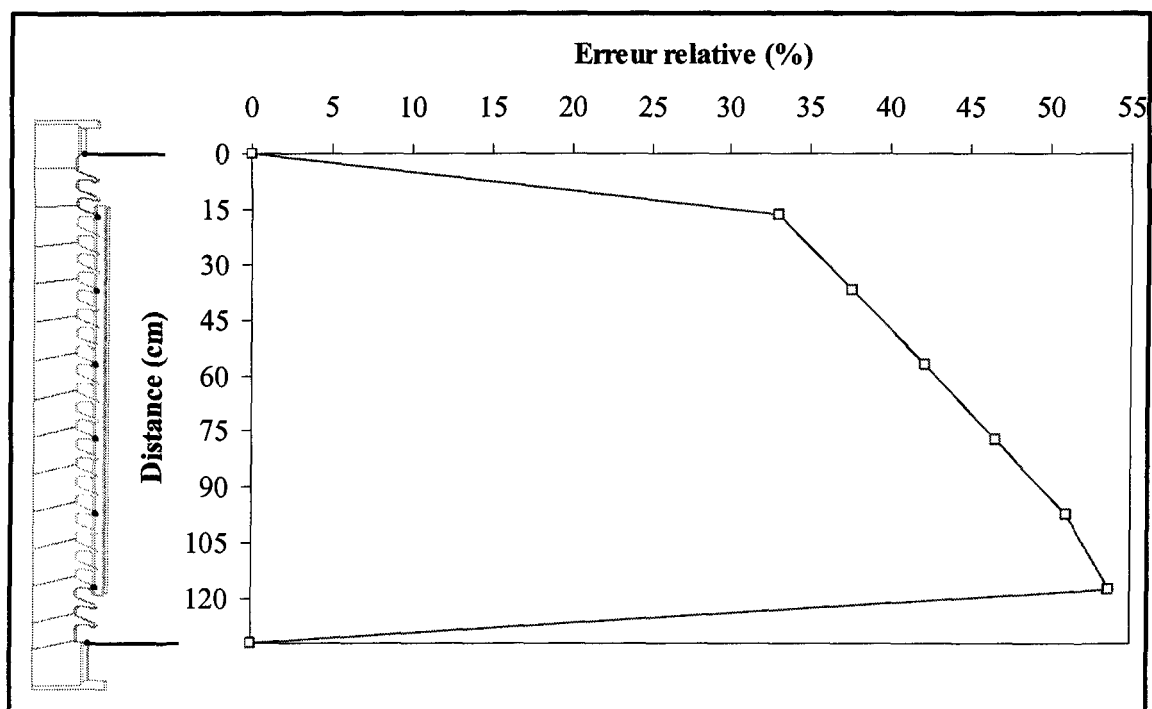


Figure V.29 : Erreur relative entre les résultats expérimentaux et numériques

CHAPITRE VI

SIMULATIONS TRIDIMENSIONNELLES

VI.1 Introduction

Après avoir effectué les simulations bidimensionnelles avec des dépôts de glace idéalisés et mis en évidence les pistes de recherche à suivre, ce chapitre propose d'étudier plus précisément et de mettre en évidence quels sont les paramètres qui agissent directement sur les distributions du potentiel et du champ électrique le long de l'isolateur de poste glacé. Ainsi, un intérêt particulier a été porté sur les intervalles d'air et surtout sur leur position, leur nombre et leur longueur. À cet effet, des simulations basées sur des périodes de fonte réalisées en laboratoire ont été effectuées et dont certaines prennent en compte la présence d'un arc électrique partiel le long d'un intervalle d'air. De plus, afin de déterminer, en période d'accumulation, la relation entre l'évolution des distributions du potentiel et du champ électrique le long de l'isolateur et la création des intervalles d'air, des simulations d'une période d'accumulation ont été entreprises, basées elles aussi sur des accumulations réalisées en laboratoire.

VI.2 Modélisation tridimensionnelle

Les simulations tridimensionnelles ont été réalisées avec le logiciel Coulomb qui est la version 3-D du logiciel commercial utilisé pour les simulations bidimensionnelles [Integrated Engineering Software, 2000] et dont les caractéristiques sont présentées plus en détails en annexe V. Il offre les mêmes possibilités de modélisation que ce dernier et étant lui aussi basé sur la formulation indirecte de la *M.E.F.F*, une attention particulière doit être portée sur la taille des éléments utilisés dans la discrétisation du film d'eau. Les éléments utilisés sont soit de type quadrilatère du deuxième ordre ou soit triangulaire du premier ordre.

Avant d'entreprendre les simulations des périodes d'accumulation et de fonte, il a fallu simplifier la modélisation de l'isolateur recouvert de glace afin que celle-ci puisse être simulée sans problèmes. Puis pour valider la modélisation, la simulation du modèle de l'isolateur glacé utilisé dans la détermination expérimentale de la distribution du potentiel a été effectuée et les résultats numériques obtenus avec ce modèle ont été comparés aux résultats expérimentaux.

VI.2.1 Modélisation d'un cas simple d'isolateur de poste recouvert de glace

Afin de déterminer les capacités du logiciel commercial utilisé pour les simulations tridimensionnelles, un cas simple d'isolateur de poste recouvert de glace a été étudié. Le but de cette manœuvre consiste principalement à déterminer la limitation du logiciel en

terme du nombre d'éléments de frontière utilisé dans la discrétisation de l'isolateur de poste recouvert de glace avec présence d'un film d'eau conducteur à la surface de celle-ci. En effet, il faut aussi respecter, au même titre qu'en configuration bidimensionnelle, la contrainte liée au nombre d'éléments décrivant une couche de faible épaisseur, en l'occurrence le film d'eau conducteur à la surface de la glace. C'est cette contrainte sur la longueur de deux éléments adjacents qui limite le nombre d'éléments utilisé.

Pour reprendre la modélisation utilisée en 2-D, on a considéré, dans un premier temps, que la glace était accumulée sur la moitié de l'isolateur. Dans cette configuration, l'isolateur glacé présente une symétrie par rapport au plan AA' qui permet de séparer l'isolateur glacé en deux parties égales. On réduit ainsi la dimension du modèle de l'isolateur de poste recouvert de glace en simulant uniquement la moitié de l'isolateur, comme le décrit la figure VI.1.

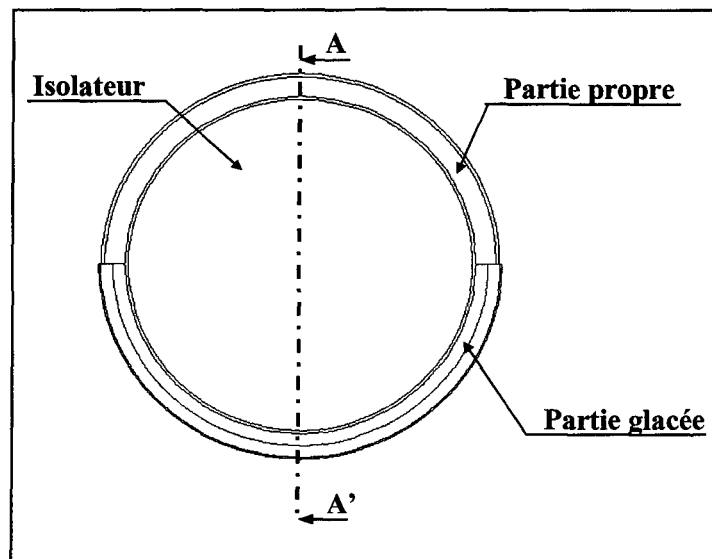


Figure VI.1 : Modélisation de l'isolateur glacé

À partir de cette simplification, un modèle idéalisé d'un isolateur de poste recouvert de glace avec présence d'un film d'eau conducteur et d'un intervalle d'air a été étudié. Ce modèle est donné à la figure VI.2.

Les paramètres de simulation utilisés sont donnés par le tableau VI.1. Ceux-ci sont identiques aux paramètres utilisés pour les simulations bidimensionnelles mis à part l'épaisseur et la conductivité du film d'eau qui ont été respectivement multipliées et divisées par 20 afin de conserver la même résistance équivalente qu'une épaisseur de film d'eau de 150 μm . Cette manœuvre a été utilisée dans le but de diminuer le nombre d'éléments trop important utilisé dans le maillage du film d'eau qui était d'une épaisseur de 150 μm . Environ 40000 éléments étaient nécessaires à la discrétisation du film d'eau, ce qui dépassait les capacités du logiciel. Avec une épaisseur de 3 mm, ce nombre diminuait à 15000 environ. Ainsi le maillage du modèle d'isolateur glacé a nécessité environ 26000 éléments. Ici, et comme dans toutes les autres simulations, ce sont les éléments triangulaires qui ont été utilisés puisqu'ils permettent une meilleure représentation des géométries complexes par rapport aux éléments quadrilatères. Un aperçu du maillage est donné à la figure VI.3

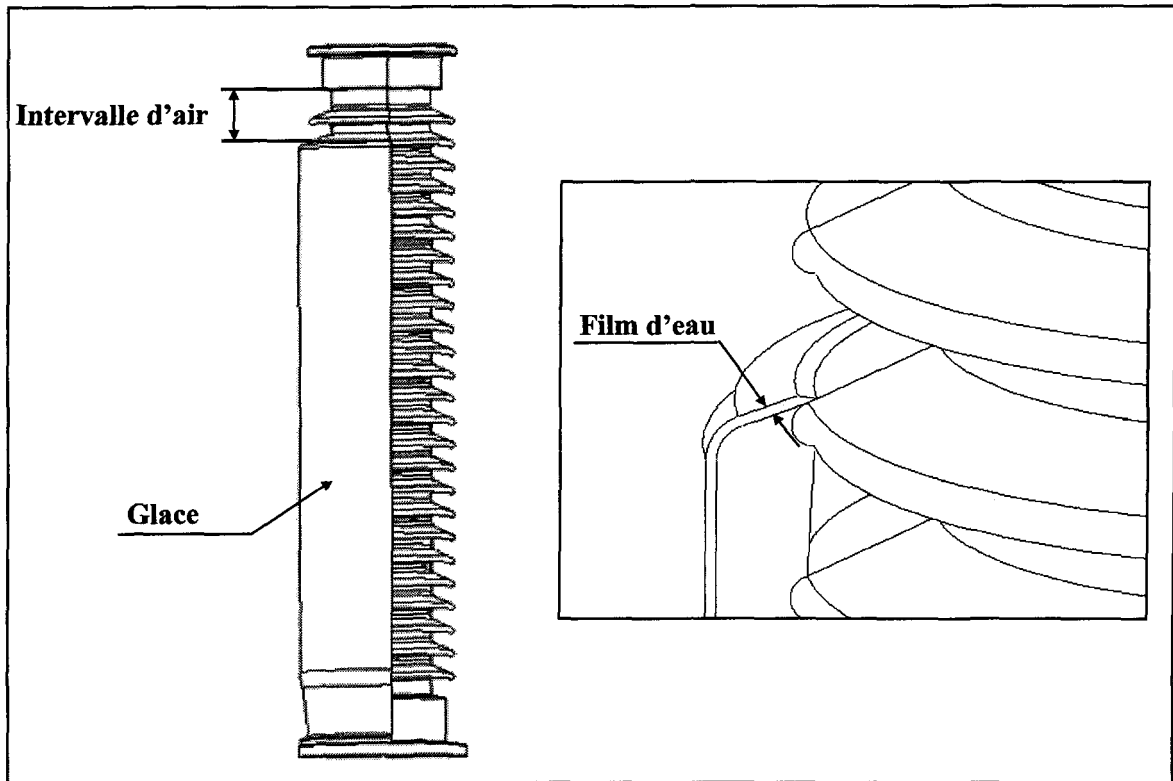
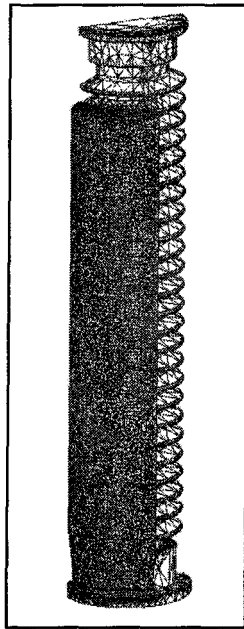


Figure VI.2 : Modélisation de l'isolateur de poste recouvert de glace avec un film d'eau conducteur

Tableau VI.1 : Paramètres de simulation				
	Air	Glace	Porcelaine	Film d'eau
Permittivité relative ϵ_r	1,0	75,0	6,0	81,0
Conductivité ($\mu\text{S}/\text{cm}$)	0	0	0	15
Épaisseur (mm)	-	30,0	-	3

Les distributions du potentiel et du champ électrique obtenues pour le modèle de l'isolateur propre sont données à la figure VI.4.



**Figure VI.3 : Exemple de maillage
par éléments de frontière**

Les distributions du potentiel sont présentées respectivement à la figure VI.5 pour la partie de l'isolateur recouverte de glace et figure VI.6 pour la partie propre de l'isolateur de poste glacé. Les deux distributions obtenues ont été comparées avec celles de l'isolateur propre calculées suivant les mêmes lignes de référence.

Sur la figure VI.4, on remarque que la distribution du potentiel le long de l'isolateur propre n'est plus linéaire comme pour le cas bidimensionnel mais présente une chute de tension plus importante le long des huit premières jupes en partant de l'électrode *H.T* se traduisant par un champ électrique plus élevé à cet endroit. La différence entre les deux distributions provient principalement de la modélisation, qui en 3-D, tient compte de la capacité totale de l'isolateur de poste.

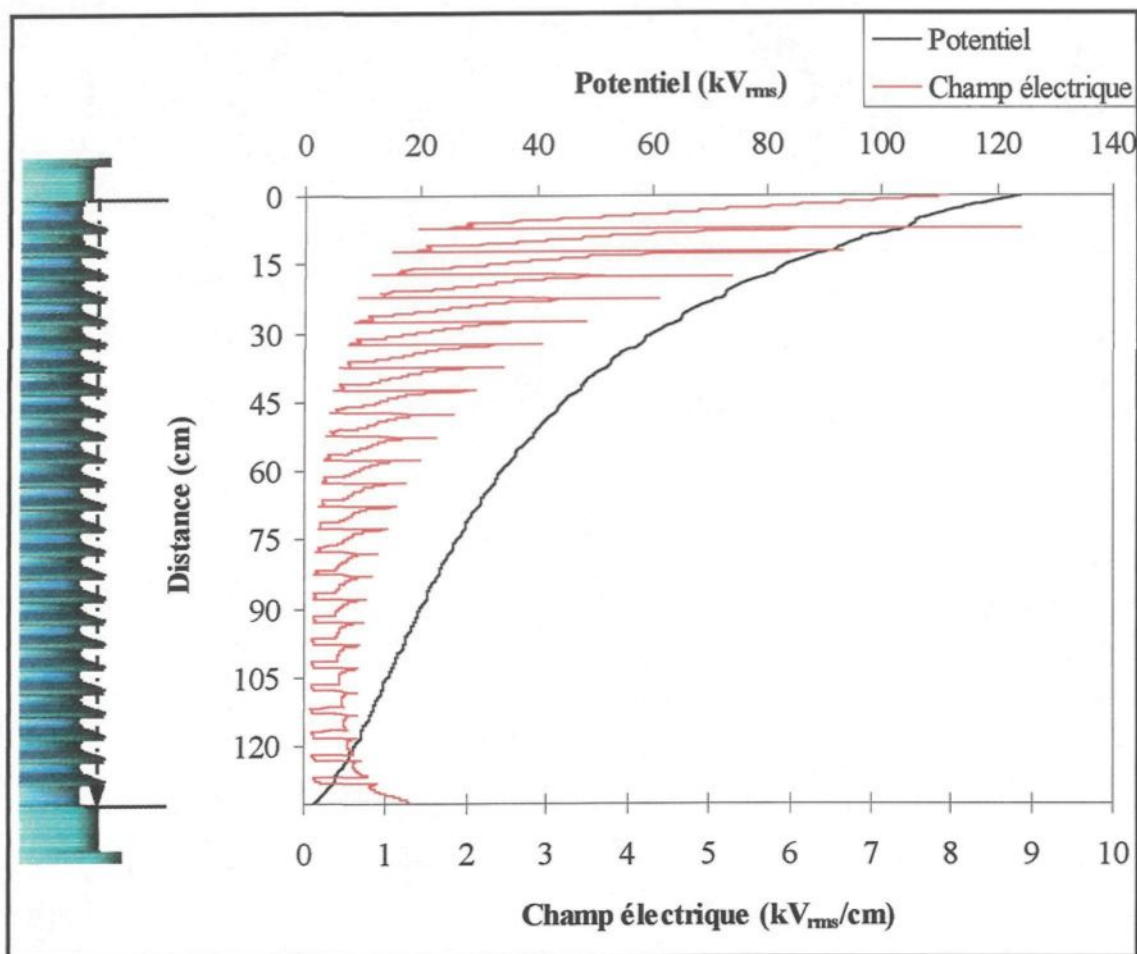


Figure VI.4 : Distributions du potentiel et du champ électrique pour l'isolateur de poste propre

Les résultats obtenus montrent que la présence du film d'eau entraîne non seulement une forte concentration de la tension appliquée au niveau de l'intervalle d'air, figure VI.5, mais elle influence aussi la distribution du potentiel le long de la partie propre de l'isolateur recouvert de glace, figure VI.6.

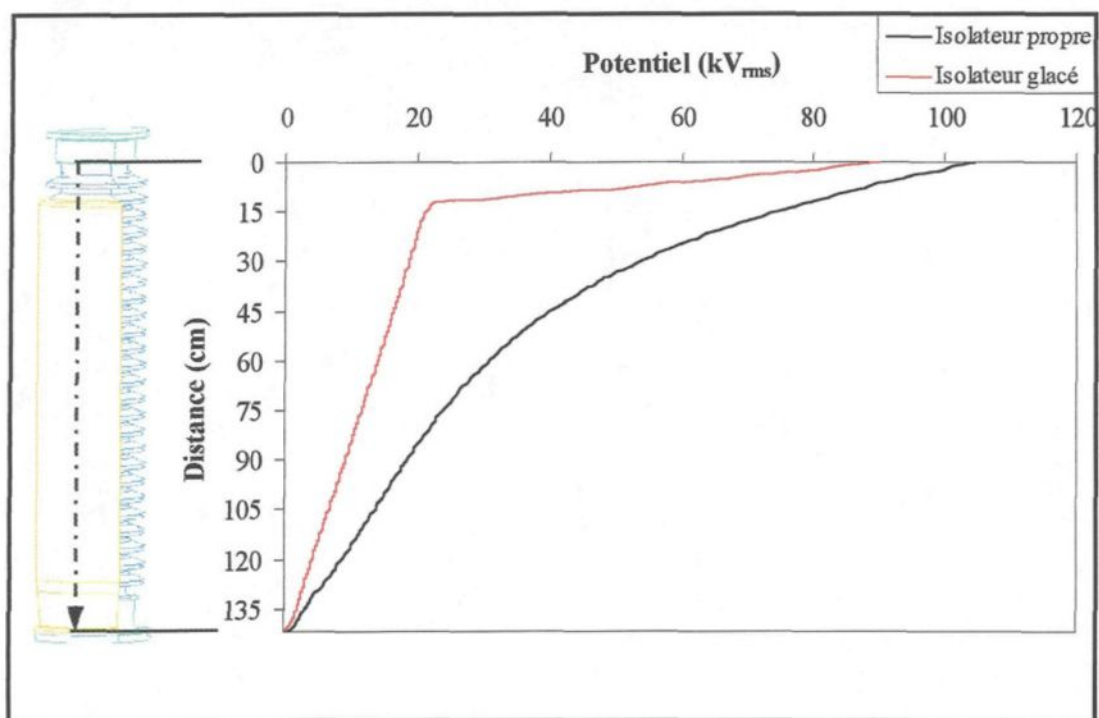


Figure VI.5 : Distributions du potentiel pour la partie recouverte de glace

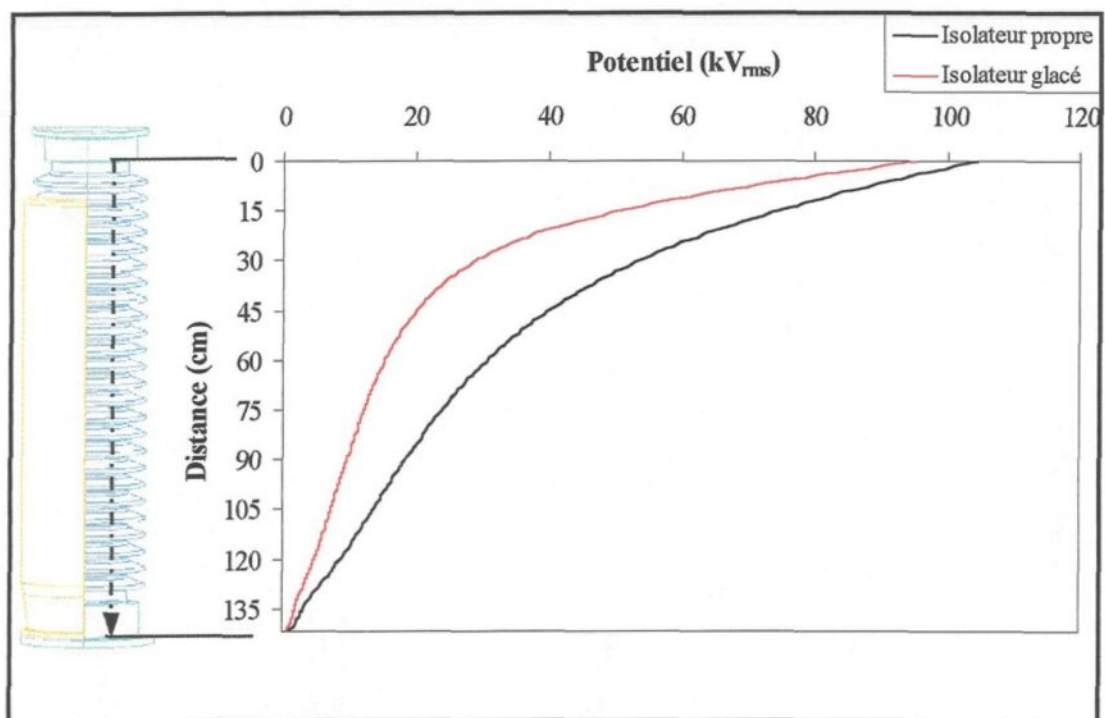


Figure VI.6 : Distributions du potentiel pour la partie propre

Pour déterminer la cohérence des résultats obtenus, les valeurs du potentiel calculé de chaque électrode ont été vérifiées et comparées aux valeurs imposées. Les erreurs relatives maximales obtenues sont données dans le tableau VI.2.

Tableau VI.2. Erreur relative maximale sur le potentiel calculé des électrodes	
	Erreur relative maximale (%)
Isolateur propre	0.89
Isolateur glacé	1.07

Cependant, malgré la cohérence des résultats obtenus, le nombre d'éléments utilisés était encore trop élevé en dépit des simplifications apportées au modèle. Cela aurait posé un problème pour la modélisation de dépôts de glace présentant des géométries plus complexes et en l'occurrence, dans la modélisation des accumulations de glace pour lesquelles le raffinement du maillage aurait été impossible. De plus, plus le nombre d'éléments est élevé et plus le temps de calcul est important. Ainsi, il a été décidé d'effectuer une autre modélisation de l'isolateur de poste glacé en supposant cette fois que la glace était accumulée sur l'isolateur entier, c'est-à-dire sur 360°. Il était donc possible de simplifier le modèle en ne simulant qu'une portion de 15° de l'isolateur recouvert de glace, comme le décrit la figure VI.7. Cela a permis de diminuer de manière significative le nombre d'éléments nécessaires au maillage et d'obtenir ainsi une meilleure précision des résultats pour des géométries plus compliquées.

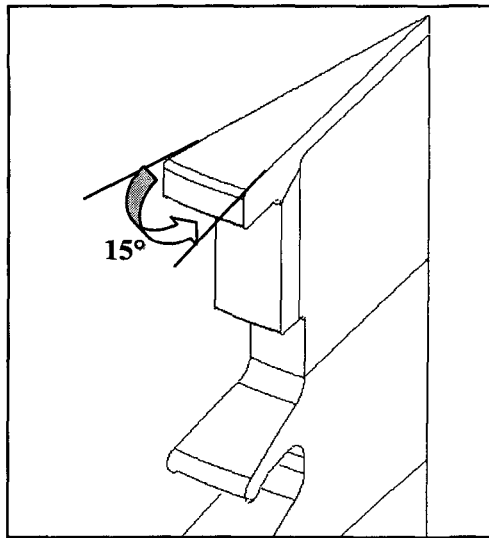


Figure VI.7 : Modélisation d'une portion de 15° de l'isolateur de poste

Pour comparer les deux modèles, la distribution du potentiel le long de l'isolateur suivant la même ligne de référence, figure VI.2, ainsi que l'erreur relative entre les deux distributions ont été calculées. Les résultats obtenus pour les deux modèles d'isolateur glacé sont présentés à la figure VI.8 et à la figure VI.9 respectivement. Les paramètres de simulation étaient les mêmes que ceux donnés par le tableau IV.1

On peut remarquer, d'après la figure VI.9, que l'erreur relative est plus élevée le long de la surface de glace. Cependant, le long de l'intervalle d'air, l'erreur relative est faible, ce qui signifie que la chute de tension le long de celui-ci est presque identique pour les deux modèles. Par conséquent, pour la suite des simulations, la modélisation d'une portion de 15° de l'isolateur de poste recouvert de glace a été utilisée.

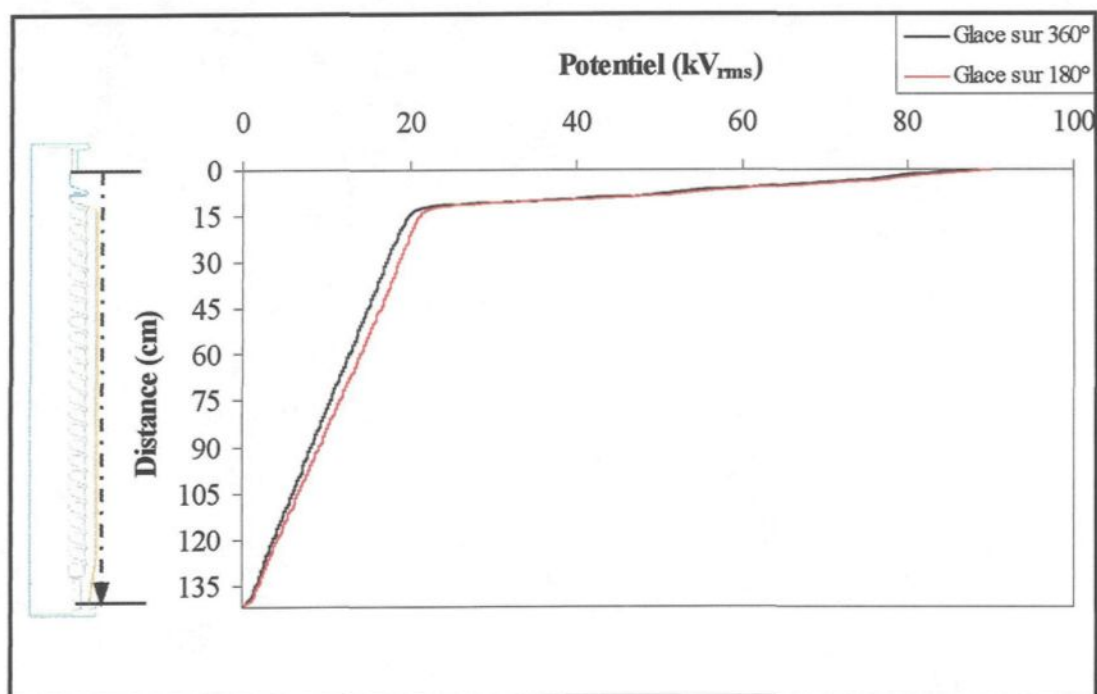


Figure VI.8 : Distribution du potentiel pour un isolateur de poste recouvert totalement (sur 360°) et à moitié (sur 180°) de glace

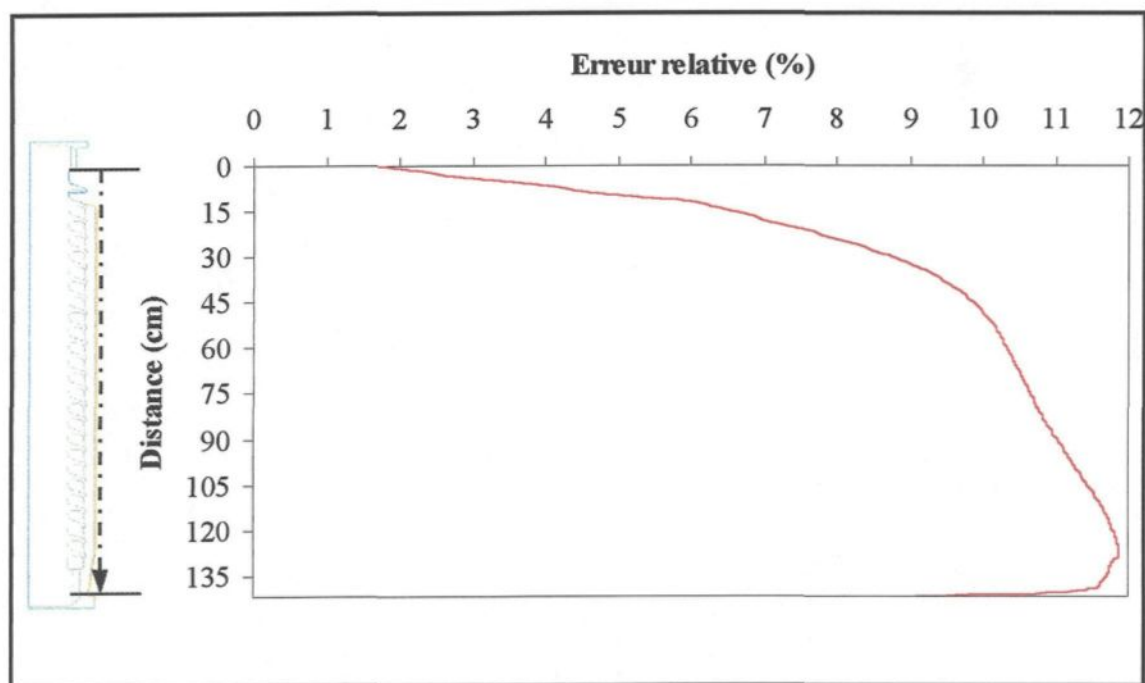


Figure VI.9 : Erreur relative par rapport à la distribution du potentiel obtenue pour un dépôt de glace sur 180°

VI.2.2 Validation expérimentale du modèle tridimensionnel

Afin de déterminer la précision des résultats des différentes simulations et de valider le modèle retenu pour les simulations 3-D, la distribution du potentiel obtenue expérimentalement le long d'un isolateur de poste recouvert de glace en période de fonte, figure IV.18, a été comparée avec les résultats numériques obtenus pour le même modèle d'isolateur glacé qui est donné à la figure VI.10. Les paramètres de simulation sont résumés dans le tableau VI.3. La conductivité du film d'eau correspond à la valeur moyenne obtenue, section IV.5.2, ramenée à 1°C pour une épaisseur du film d'eau de 3 mm. Les résultats obtenus sont donnés en figure VI.11.

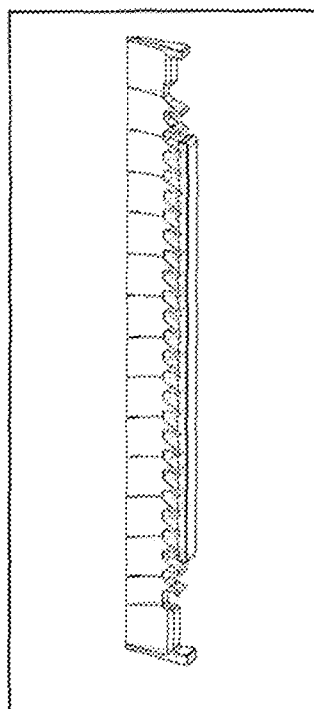


Figure VI.10 : Modélisation de l'isolateur glacé utilisée dans la mesure de la distribution du potentiel

Tableau VI.3 : Paramètres de simulation				
	Air	Glace	Porcelaine	Film d'eau
Permittivité relative ϵ_r	1,0	75,0	6,0	81,0
Conductivité ($\mu\text{S}/\text{cm}$)	0	0	0	6,34
Épaisseur (mm)	-	30,0	-	3

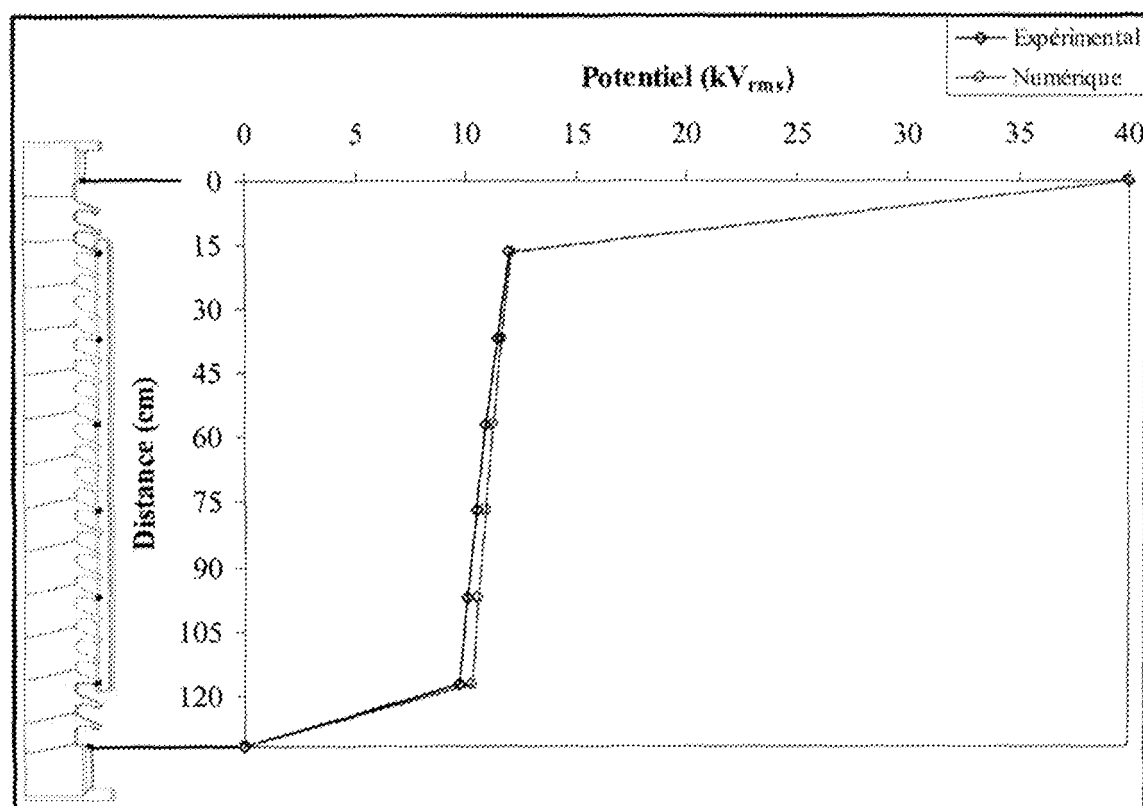


Figure VI.11 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques pour une configuration tridimensionnelle

Pour comparer les résultats expérimentaux et numériques, l'erreur relative obtenue pour la distribution du potentiel a été calculée. Les résultats sont donnés par la figure VI.12. L'erreur relative moyenne ainsi obtenue est de 2,6%. Ceci démontre une très bonne concordance entre les simulations 3-D et les mesures expérimentales. De plus, cela signifie

que les simplifications apportées au modèle tridimensionnelle de l'isolateur de poste recouvert de glace sont justifiées et que la simulation d'une portion angulaire de 15° de l'isolateur de poste glacé suffit à décrire l'ensemble du problème.

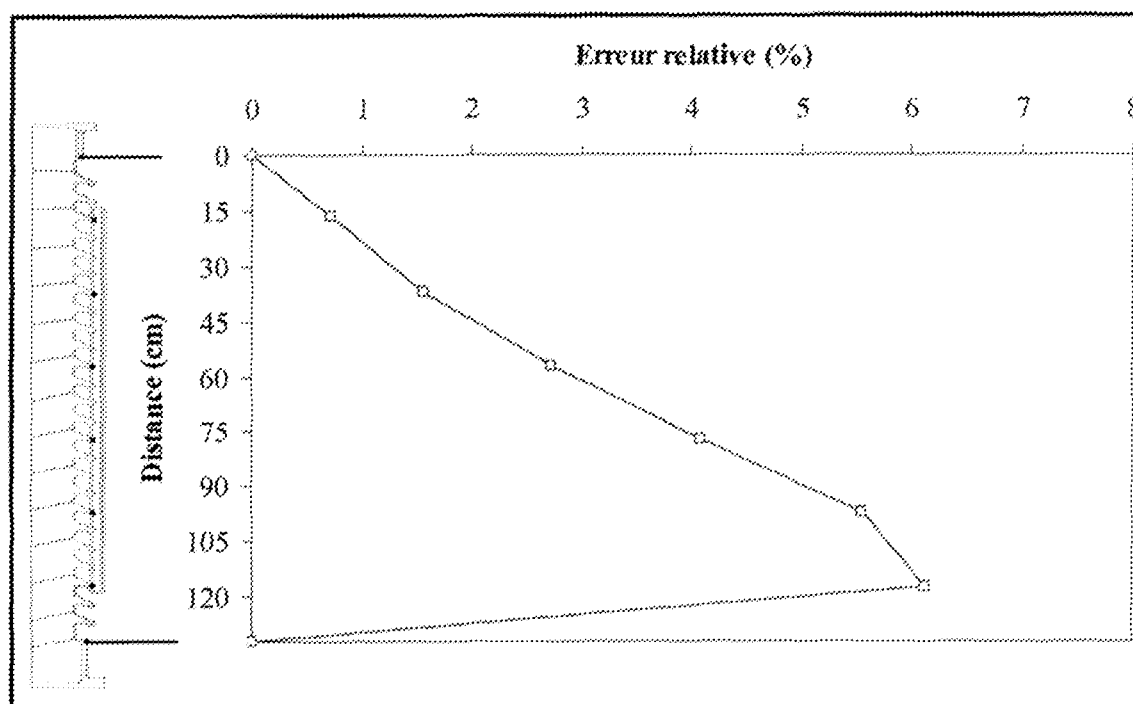


Figure VI.12 : Erreur relative entre les résultats expérimentaux et numériques

Afin d'obtenir une bonne précision sur les résultats numériques, plusieurs simulations avec un nombre différent d'éléments de frontière ont été nécessaires. Les résultats obtenus ont été comparés avec les résultats expérimentaux en calculant l'erreur relative moyenne, comme décrit à la figure VI.13. Ainsi, plus le maillage est fin et plus les résultats numériques convergent vers les résultats expérimentaux. De plus, on peut remarquer qu'à

partir d'un certain nombre d'éléments, ici 20960, l'erreur est constante. C'est uniquement le temps de calcul qui augmente.

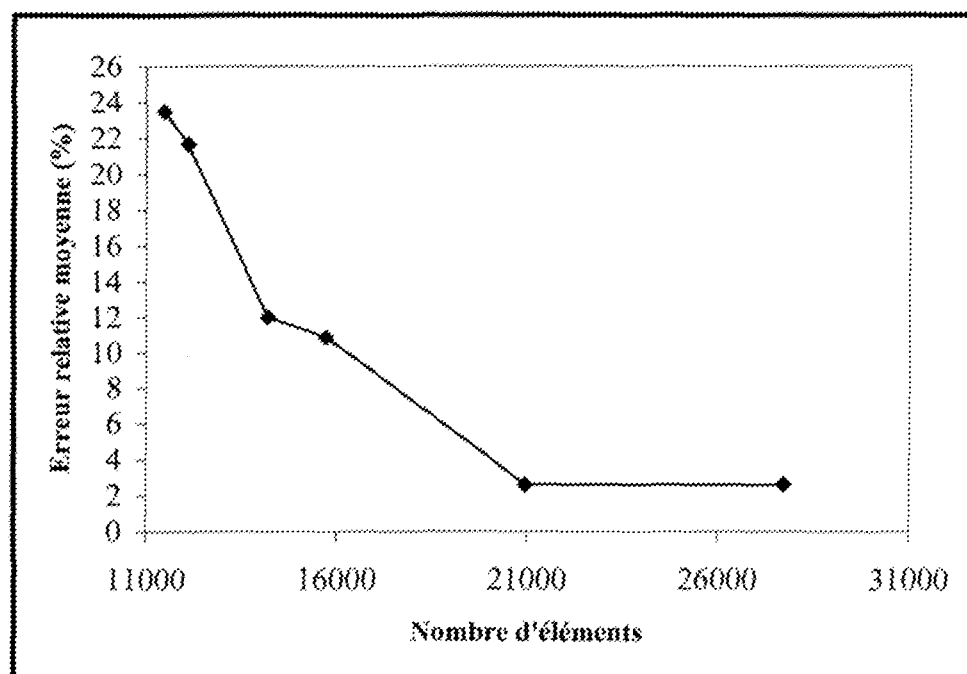


Figure V.13 : Comparaison des résultats numériques et expérimentaux en fonction du nombre d'éléments de frontière

VI.3 Modélisations et simulations d'une période d'accumulation

VI.3.1 Description du problème

L'évolution de la distribution du potentiel le long de l'isolateur et l'évolution de l'accumulation de glace au cours du temps sont étroitement liées. En effet, l'apparition d'arcs partiels à l'extrémité des glaçons va modifier la longueur de ceux-ci au cours du temps et va, par conséquent, agir directement sur la géométrie du dépôt de glace par la création d'intervalles d'air. Ces intervalles d'air demeurent jusqu'à la fin de

l'accumulation et sont le siège, comme il a été constaté au chapitre précédent, d'une concentration de la tension appliquée lors de la période de fonte. On s'est donc intéressé particulièrement à la période qui concerne la croissance des glaçons tel que décrite à la section IV.2.2.1, c'est-à-dire les 11 à 15 premières minutes de l'accumulation qui sont déterminantes dans la forme finale du dépôt de glace.

Pour ce faire, trois cas différents correspondant respectivement à une longueur de glaçon et à une durée d'accumulation donnée, voir figure VI.14, ont été étudiés. D'après la relation de proportionnalité obtenue à la figure IV.5, la longueur moyenne d'un glaçon est de 1,2 cm pour un temps d'accumulation de 5 min (figure VI.14-a), 1,9 cm pour 8 min d'accumulation (figure VI.14-b) et 2,7 cm pour 11 min (figure VI.14-c).

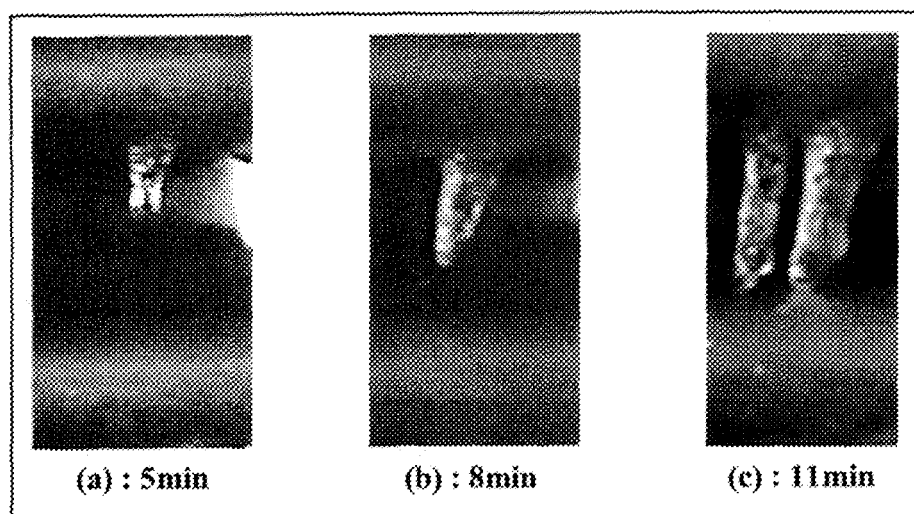


Figure VI.14 : Glaçons à différentes étapes de l'accumulation

Pour la modélisation de chaque période d'accumulation, les données utilisées sont celles obtenues dans le chapitre IV, en particulier la géométrie des glaçons est celle donnée à la figure IV.6 mais avec la longueur ajustée en fonction du temps d'accumulation. Les paramètres principaux utilisés pour chaque modèle sont résumés dans le tableau VI.4. La conductivité du film d'eau correspond à la conductivité de l'eau d'accumulation, c'est-à-dire $32,1 \mu\text{S}/\text{cm}$ à 20°C , ramenée à 1°C . Ne connaissant pas l'épaisseur du film d'eau au cours de l'accumulation de glace, il a été supposé que celle-ci était égale à l'épaisseur du film d'eau en période de fonte, c'est-à-dire $150 \mu\text{m}$, ramenée à 3 mm pour les fins de simulation. De plus, afin de simplifier chaque modèle, uniquement un glaçon est présent sur chaque jupe du modèle de l'isolateur de poste.

Tableau VI.4 : Paramètres de simulation

	Air	Glace	Porcelaine	Film d'eau
Perméabilité relative ϵ_r	1,0	75,0	6,0	81,0
Conductivité ($\mu\text{S}/\text{cm}$)	0	0	0	0,93
Épaisseur (mm)	-	3,0	-	3

VI.3.2 Simulation après 5 min d'accumulation de glace

Pour le premier modèle correspondant à 5 min d'accumulation, présenté à la figure VI.15, les glaçons de chaque jupe sont identiques. Afin de simplifier au maximum le modèle, la glace accumulée sur les électrodes n'a pas été prise en compte. De plus, à part la couche de glace de la première jupe du haut, figure VI.16, toutes les autres sont

identiques. L'intervalle d'air 1 présent entre l'électrode *H.T* et la couche de glace de la première jupe (jupe 1) a une longueur de 1,55 cm. Sa présence est due à l'apparition d'arcs électriques partiels en tout début d'accumulation entraînant ainsi sa création.

Les distributions du potentiel et du champ électrique, présentées à la figure VI.17, ont été déterminées le long de la ligne de référence passant par l'extrémité de la tête des glaçons, figure VI.15.

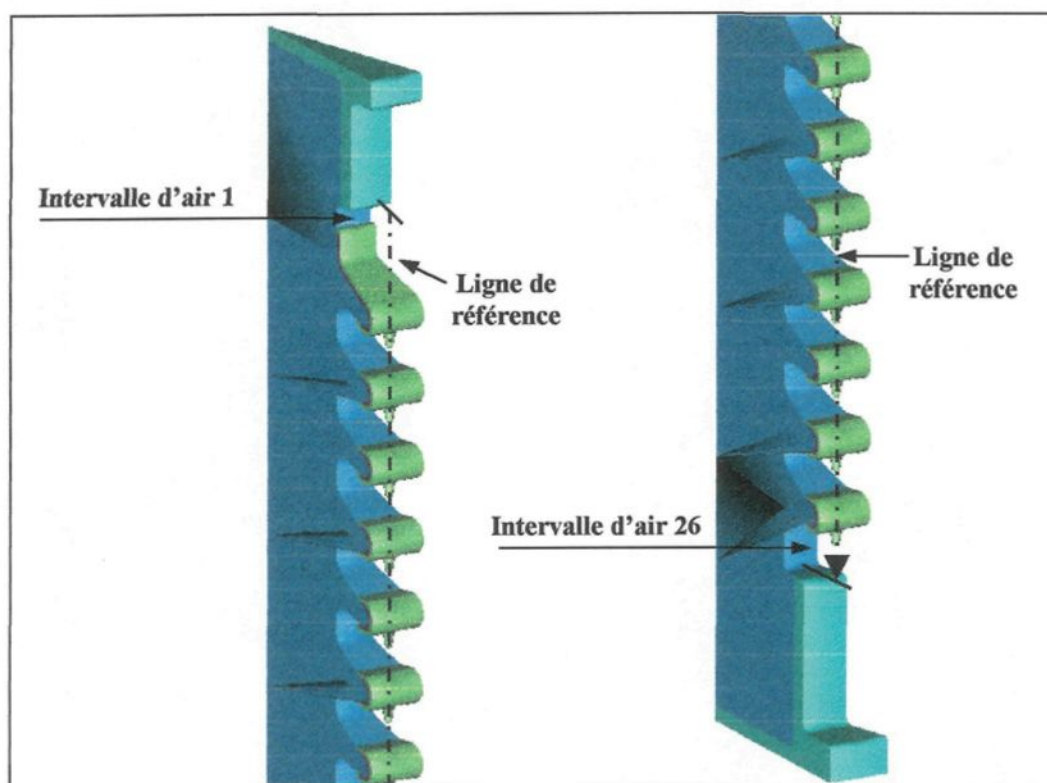


Figure VI.15 : Modélisation de l'accumulation de glace après 5 min.

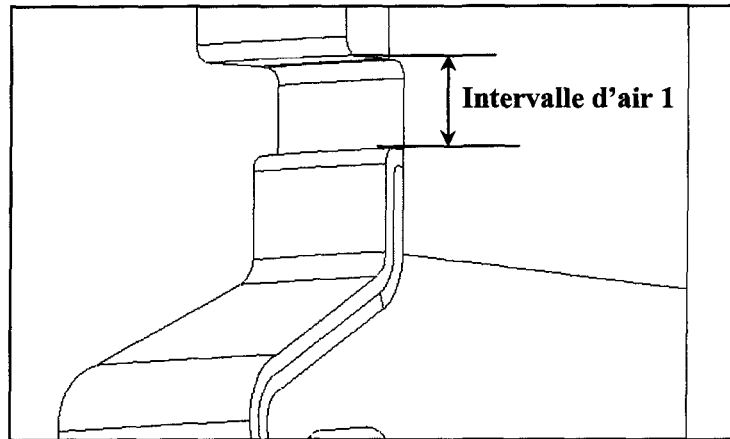


Figure VI.16 : Couche de glace de la première jupe

Pour déterminer s'il y a présence ou non d'arc électrique partiel à l'extrémité des glaçons, la chute de tension le long des intervalles d'air ainsi formés a été calculée et est donnée à la figure VI.18. Les valeurs ainsi obtenues ont été comparées à la tension de claquage déterminée expérimentalement au chapitre IV, figure IV.13, pour une longueur d'intervalle d'air de 1,53 cm majorée d'une réduction de 29 % afin de tenir compte de la présence de gouttes d'eau à l'extrémité des glaçons. Cela correspond à une tension de claquage de 10,8 kV_{rms}. En comparant cette valeur aux chutes de tension obtenues pour les intervalles d'air présents sur la première et deuxième jupe du haut, respectivement 23,06 et 11,87 kV_{rms}, on peut constater qu'il y a apparition d'arc partiel à l'extrémité des deux premiers glaçons. Ces arcs partiels vont donc inhiber la croissance des glaçons, ce qui est pris en compte dans la simulation suivante correspondant à une accumulation de 8 min. La chute de tension obtenue pour les autres glaçons étant inférieure à la tension de claquage, leur longueur est donc augmentée.

De même, pour l'intervalle d'air 1, figure VI.16, la chute de tension de $65,1 \text{ kV}_{\text{rms}}$ obtenue a été comparée avec la tension de claquage de $10 \text{ kV}_{\text{rms}}$ donnée par l'équation (II.2) pour la même longueur d'intervalle d'air. Cela montre qu'il y a apparition d'un arc partiel le long de cet intervalle d'air et par conséquent, celui-ci garde la même longueur pour la simulation suivante.

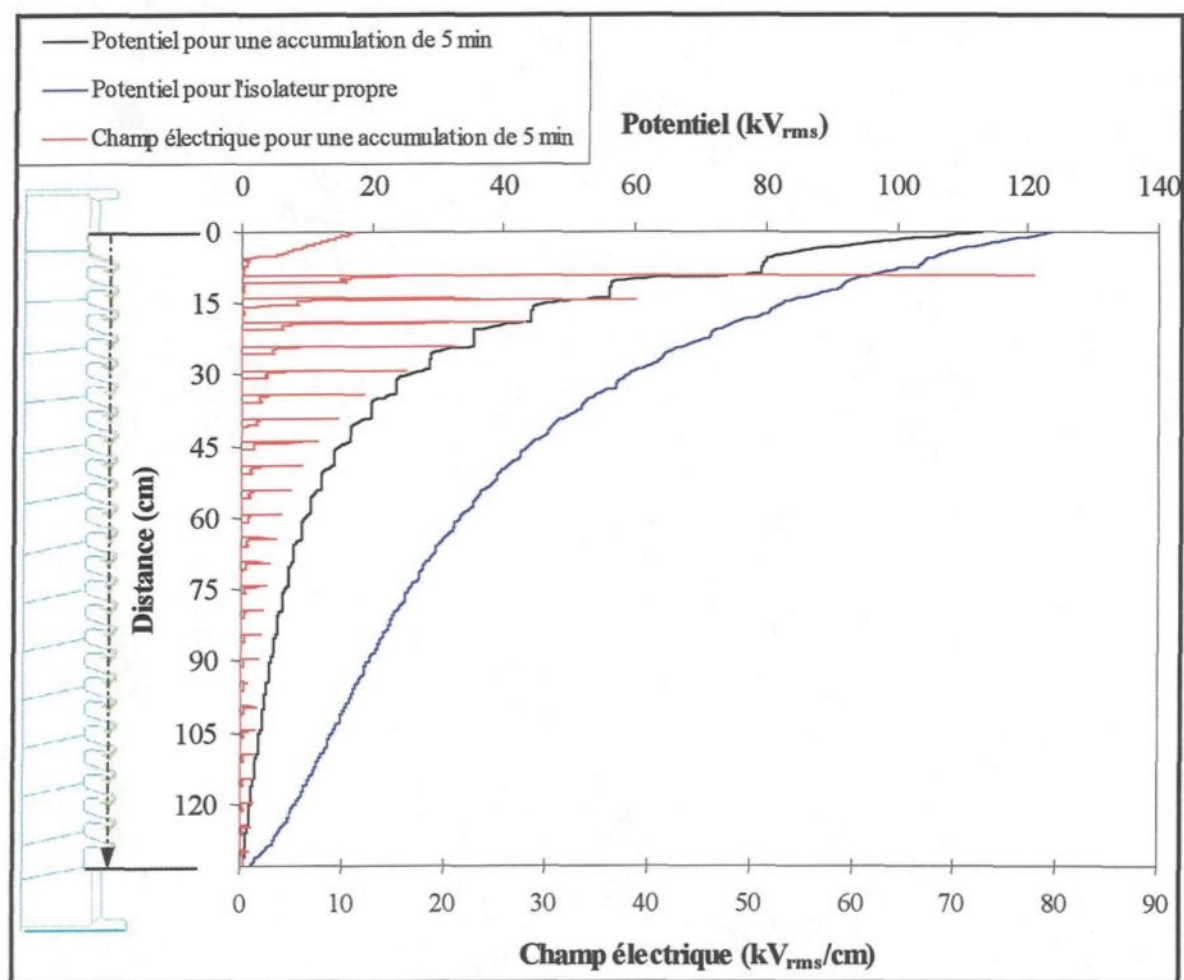


Figure VI.17 : Distributions du potentiel et du champ électrique pour une accumulation de 5 min

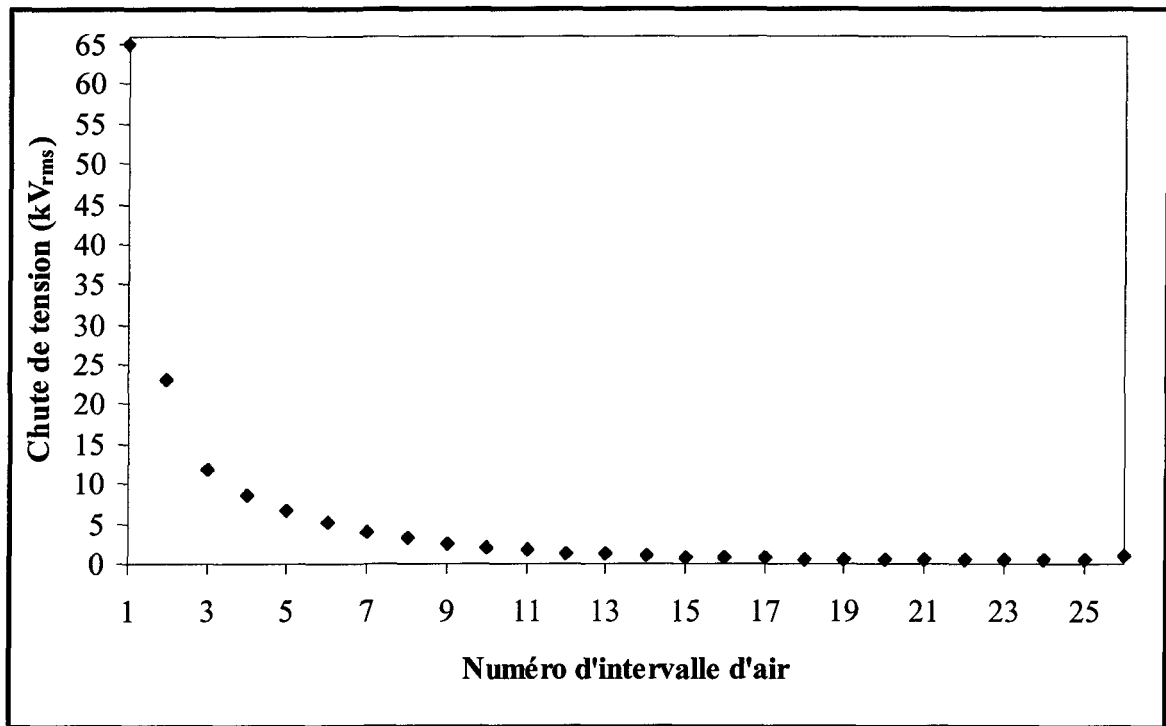


Figure VI.18 : Chute de tension le long des intervalles d'air pour une accumulation de 5 min

VI.3.3 Simulation après 8 min d'accumulation de glace

Dans le cas présent, uniquement les glaçons des deux premières jupes gardent leur longueur initiale (celle correspondant à 5 min d'accumulation). La longueur des autres glaçons a été augmentée de 0,7cm, voir figure VI.19. Pour la modélisation, uniquement la longueur des glaçons a été modifiée, tous les autres paramètres ayant été conservés. On néglige ainsi le changement d'épaisseur de glace puisque celle-ci varie peu entre 5 min et 8 min d'accumulation.

Les distributions du potentiel et du champ électrique, figure VI.20, ont été calculées selon la même ligne de référence que la simulation précédente. De même que dans le modèle précédent, la chute de tension le long des différents intervalles d'air ainsi formés, voir figure VI.21, a été calculée afin de déterminer s'il y a présence ou non d'arcs partiels.

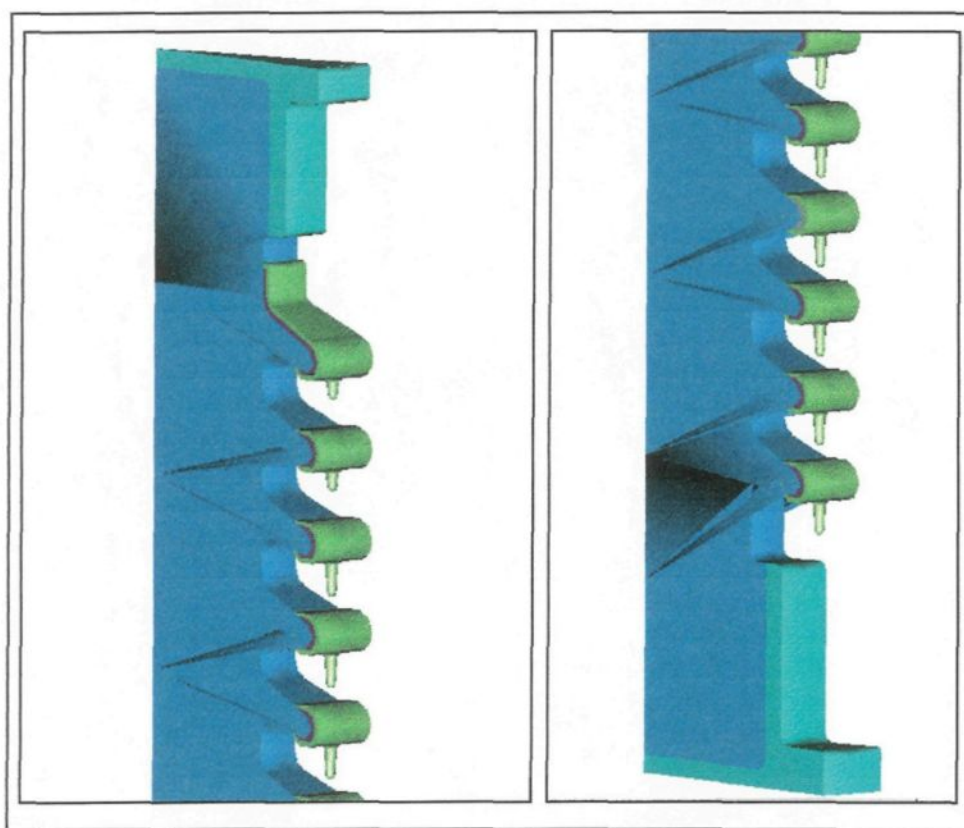


Figure VI.19 : Modélisation de l'accumulation de glace après 8 min.

Pour l'intervalle d'air 1, figure VI.16, la chute de tension est de $50,51 \text{ kV}_{\text{rms}}$, ce qui est nettement supérieure à la valeur de claquage de $10 \text{ kV}_{\text{rms}}$. L'arc partiel est toujours présent.

Pour les intervalles d'air 2 et 3, les chutes de tension sont respectivement de 25,56 et de 12,5 kV_{rms} contre une tension de claquage de 10,8 kV_{rms} obtenue pour la même longueur d'intervalle d'air. Il y a donc toujours présence d'arcs partiels à l'extrémité des deux premiers glaçons.

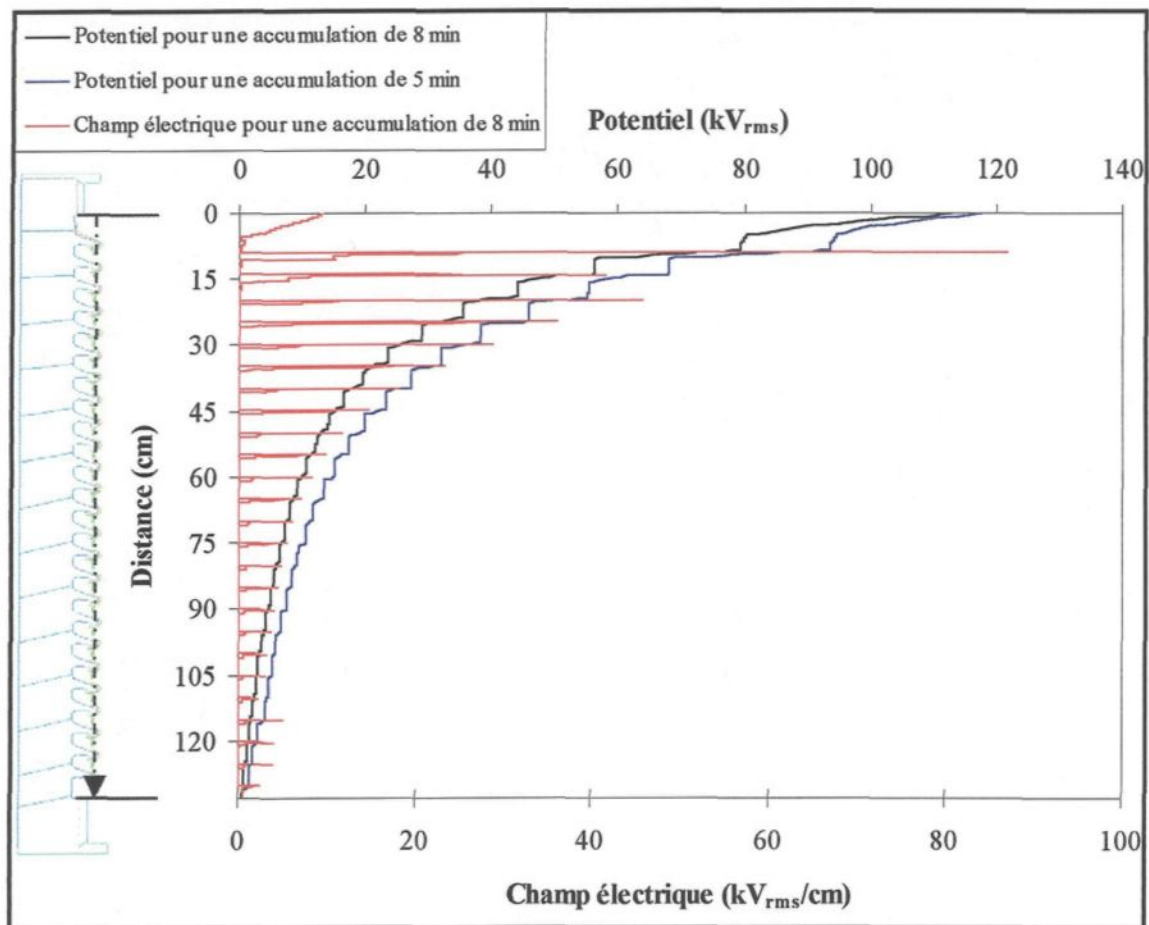


Figure VI.20 : Distribution du potentiel pour une accumulation de 8 min

Pour l'intervalle d'air 3 dont la longueur est passée à 0,83 cm, sa chute de tension est de 9,3 kV_{rms} contre une tension de claquage de 8.77 kV_{rms} déterminée à partir de la figure

IV.14 pour la même longueur d'intervalle d'air avec une réduction de 29% en présence d'une goutte d'eau. Un arc électrique partiel est donc présent à l'extrémité du glaçon. Pour les autres glaçons, leur chute de tension est en-dessous de la tension de claquage de $8.77 \text{ kV}_{\text{rms}}$.

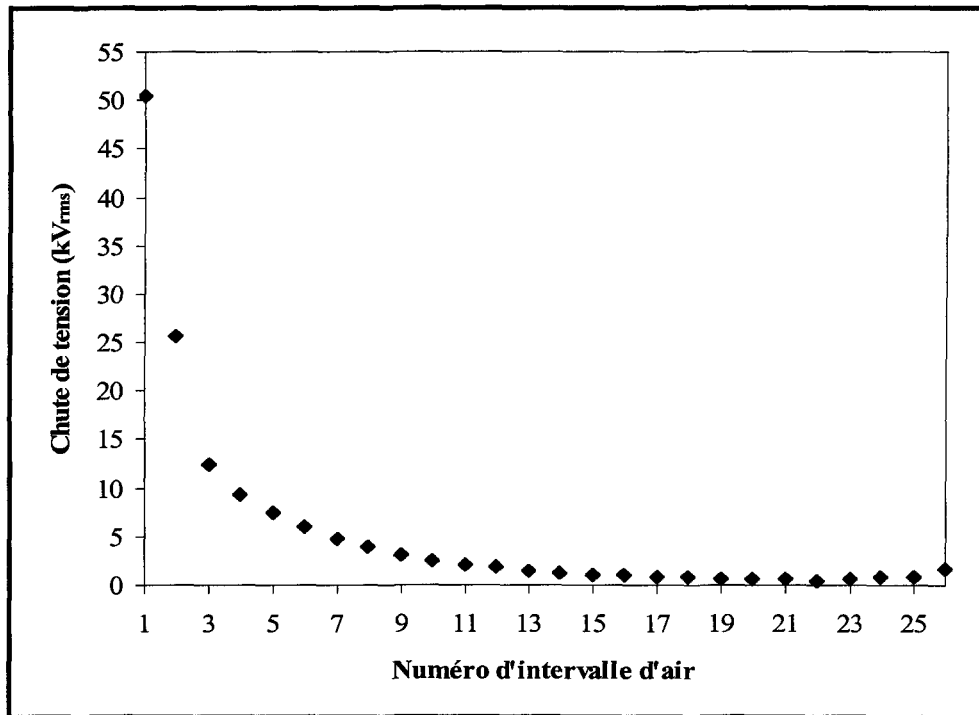


Figure VI.21 : Chute de tension le long des intervalles d'air pour une accumulation de 8 min.

VI.3.4 Simulation après 11 min d'accumulation de glace

Pour cette modélisation, la longueur des intervalles d'air 1, 2, 3 et 4, voir figure VI.22-a, a été conservée ainsi que l'épaisseur des couches de glace. De plus, la longueur du glaçon présent sur la dernière jupe a été augmentée de la même longueur qu'il

a fallu aux autres glaçons pour combler l'intervalle d'air, voir figure VI.22-b, c'est-à-dire de 0,8 cm. Les distributions du potentiel et du champ électrique sont données à la figure VI.23. Les chutes de tension le long des intervalles d'air sont présentées à la figure VI.24 et résumées dans le tableau VI.5 pour les intervalles d'air 1, 2, 3, 4 et 26.

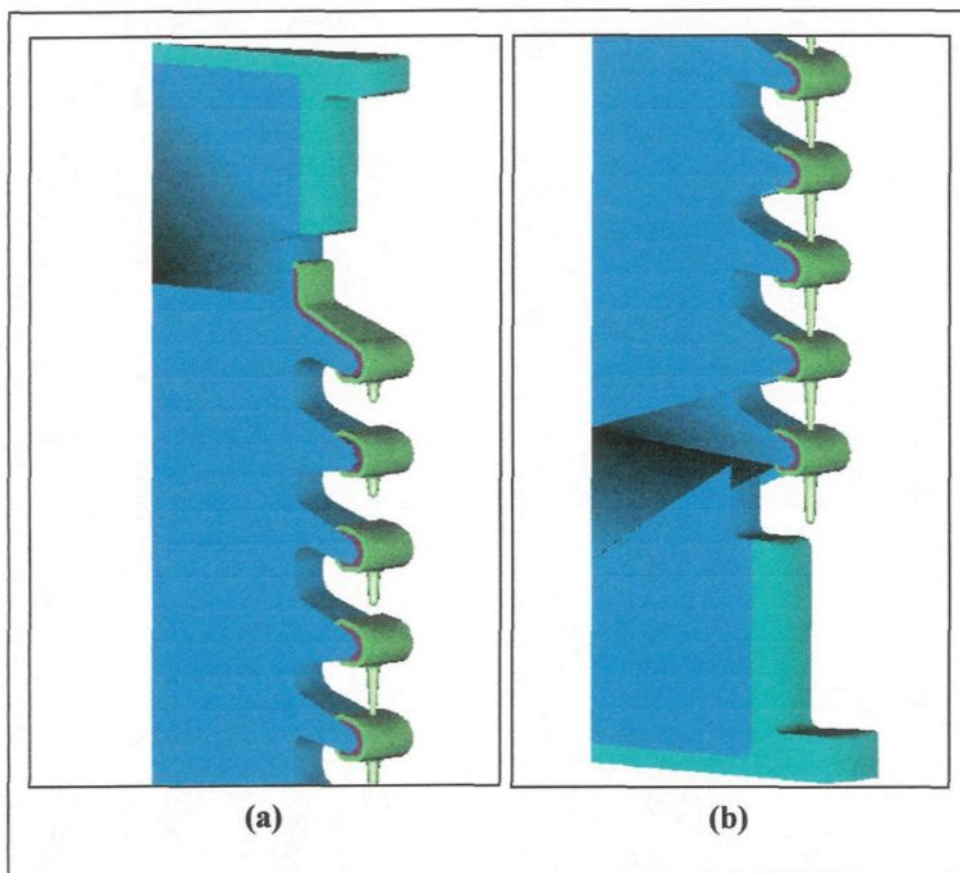


Figure VI.22 : Modélisation de l'accumulation de glace après 11 min

En regard des résultats obtenus en figure VI.24 et au tableau VI.5, il y a toujours présence d'arcs électriques partiels dans le long de l'intervalle d'air 1, 2, 3 et 4. Par contre

il n'y a toujours pas d'arc partiel le long de l'intervalle d'air 26, entre le dernier glaçon et l'électrode à la terre.

Tableau VI.5 : Chute de tension le long des différents intervalles d'air pour une accumulation de 11 min				
Intervalle d'air 1	Intervalle d'air 2	Intervalle d'air 3	Intervalle d'air 4	Intervalle d'air 26
49,62 kV _{rms}	28,14 kV _{rms}	17,05 kV _{rms}	13,51 kV _{rms}	2,21 kV _{rms}

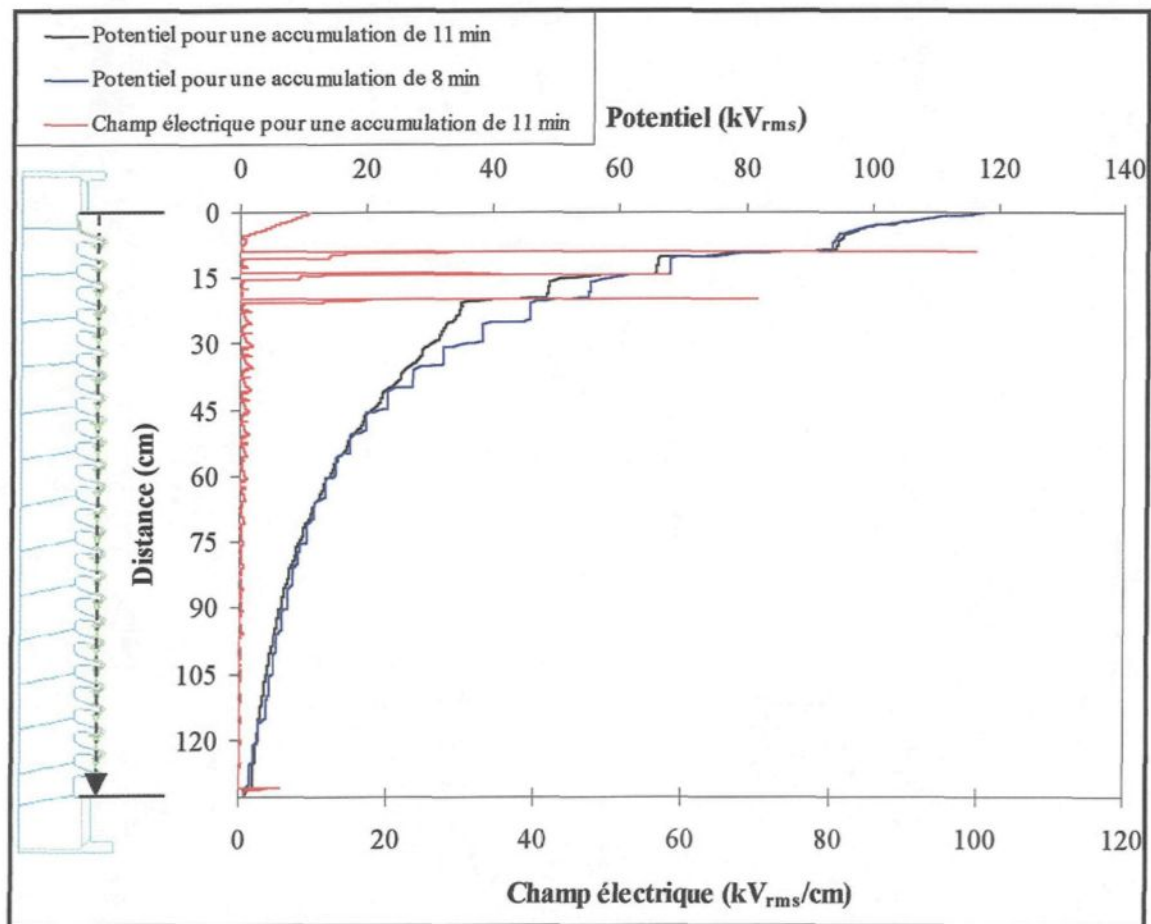


Figure VI.23 : Distributions du potentiel et du champ électrique pour une accumulation de 11 min

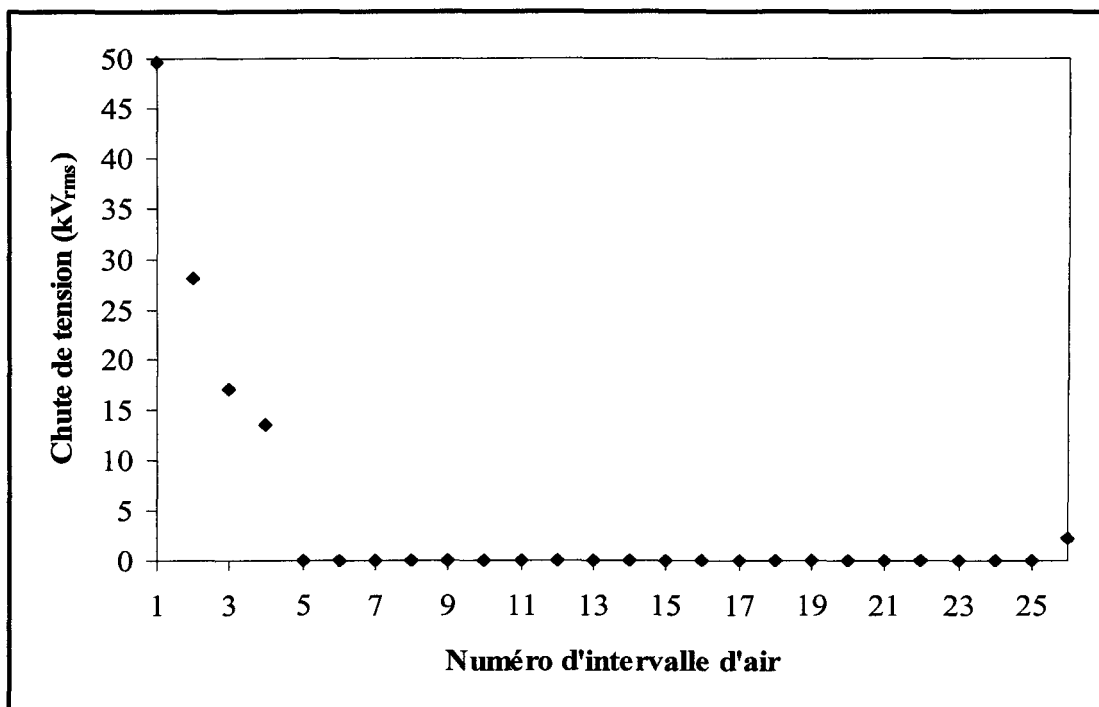


Figure VI.24 : Chute de tension le long des intervalles d'air pour une accumulation de 11 min

VI.3.5 Vérifications expérimentales

Comme il est très difficile de mesurer l'évolution du potentiel au cours d'une accumulation de glace, la vérification des résultats numériques s'est donc faite visuellement en comparant la forme du dépôt de glace utilisé pour modéliser une accumulation de glace de 11 min avec les enregistrements vidéos de l'accumulation de glace correspondante, voir figure VI.25.

D'après la figure VI.25-a, l'intervalle d'air 1 est encore présent après 11 min d'accumulation, ce qui vient confirmer la modélisation de la figure VI.22-a.

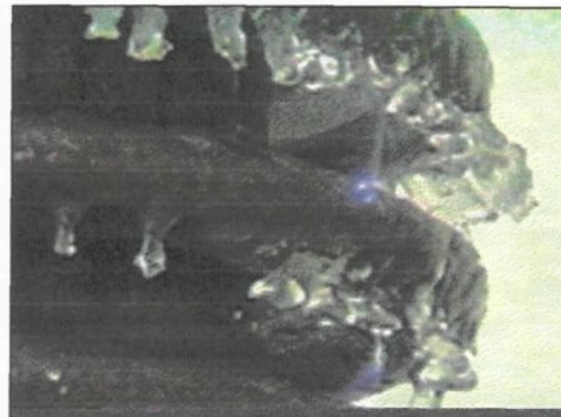
Il apparaît très bien sur la figure VI.25-b que les glaçons des deux premières jupes sont courts et que des arcs électriques partiels sont présents à leur extrémité, ce qui est en accord avec la modélisation donnée à la figure VI.22-a et les résultats numériques du tableau VI.5. La même observation peut être faite pour la figure VI.25-c comparée à la figure VI.22-a, où les glaçons sont plus longs que ceux des deux premières jupes et présentent aussi des arcs partiels à leur extrémité. D'après les enregistrements vidéos, les différents arcs partiels observés apparaissent par intermittence, en synchronisation avec la présence de gouttes d'eau à l'extrémité des glaçons.

Ensuite à partir de la quatrième jupe, figure VI.25-d, jusqu'à l'avant-dernière jupe, figure VI.25-e, les glaçons ont ponté l'espace entre les jupes ce qui est aussi en accord avec les simulations, voir figures VI.22-a et VI.22-b.

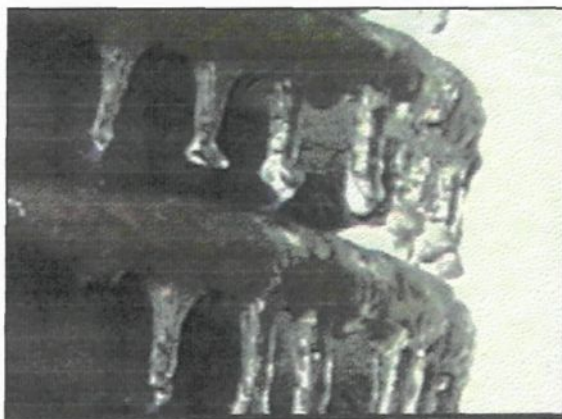
Finalement, la dernière jupe, figure VI.25-e et VI.25-f, présente des glaçons plus courts que ceux modélisés à la figure VI.22-b. Cette différence vient principalement du fait que la quantité d'eau est importante au bas de l'isolateur. Ainsi, ce n'est plus seulement des gouttes d'eau qui sont présentes à l'extrémité des glaçons mais des colonnes d'eau qui, sous l'action du champ électrique, vont s'étirer le long des lignes de champ électrique jusqu'à l'électrode mis à la terre et vont entraîner l'apparition de décharges partielles comme on peut le constater sur les figure VI.25-e et VI.25-f.



(a) : intervalle d'air 1



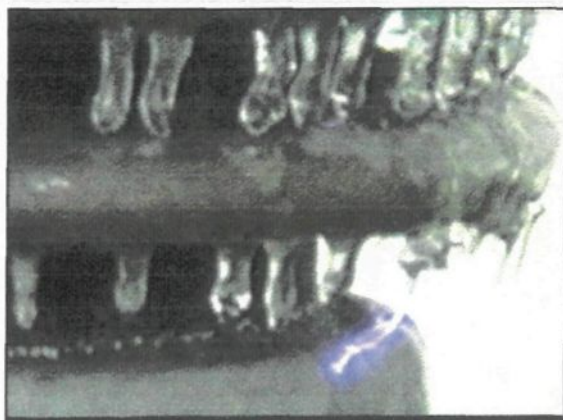
(b) : intervalles d'air 2 et 3



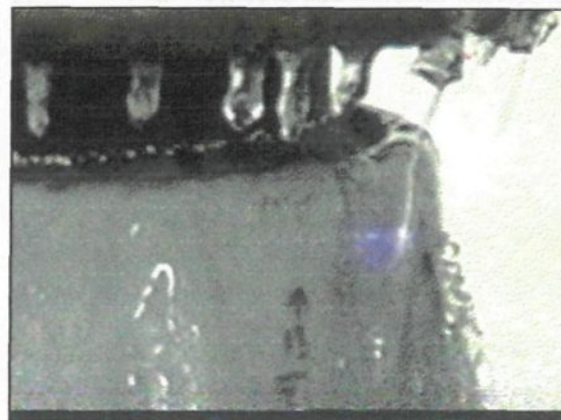
(c) : intervalle d'air 4



(d) : intervalle d'air 5



(e) : intervalles d'air 25 et 26



(f) : intervalle d'air 26

Figure VI.25 : Enregistrements vidéos correspondant à environ 11 min d'accumulation de glace

VI.4 Modélisations et simulations de deux périodes de fonte

VI.4.1 Description du problème

Cette partie est consacrée aux simulations de deux cas réels d'isolateur de poste recouvert de glace soumis à une période de fonte réalisée en laboratoire et au cours de laquelle, la chute de parties de glace est survenue. Il était donc intéressant de déterminer l'évolution des distributions du potentiel et du champ électrique avant et après la chute de glace pour ces deux accumulations de glace présentant une géométrie finale différente mais réalisées sous les mêmes conditions expérimentales suivantes :

- température d'accumulation : -12°C ,
- débit d'eau : 1,2 l/min,
- direction des précipitations : horizontale,
- teneur en eau : 6.8 g/m^3 ,
- diamètre moyen des gouttelettes : $80 \text{ }\mu\text{m}$,
- vitesse du vent : 3,3 m/s,
- épaisseur sur le cylindre témoin : 15 mm,
- conductivité de l'eau d'accumulation : $30,6 \text{ }\mu\text{S/cm}$ à 20°C .

Les dépôts de glace numérotés 1 et 2 obtenus en fin d'accumulation sont présentés respectivement à la figure VI.26-a et VI.26-b, et pour lesquels, la position des intervalles d'air est identifiée par les flèches. Le dépôt de glace 1 compte cinq intervalles d'air contre trois pour le dépôt de glace 2.

Après quelques minutes de fonte, des morceaux de glace se sont détachés sous l'action des arcs électriques partiels présents dans les intervalles d'air, ce qui a entraîné une modification des dépôts de glace, comme le montre la figure VI.27. En l'occurrence, cela a entraîné une augmentation des intervalles d'air situés aux extrémités de l'isolateur de poste dans les deux cas. Ainsi, il ne reste plus que trois intervalles d'air pour le dépôt de glace 1, figure VI.27-a, contre deux pour le dépôt de glace 2, figure VI.27-b.

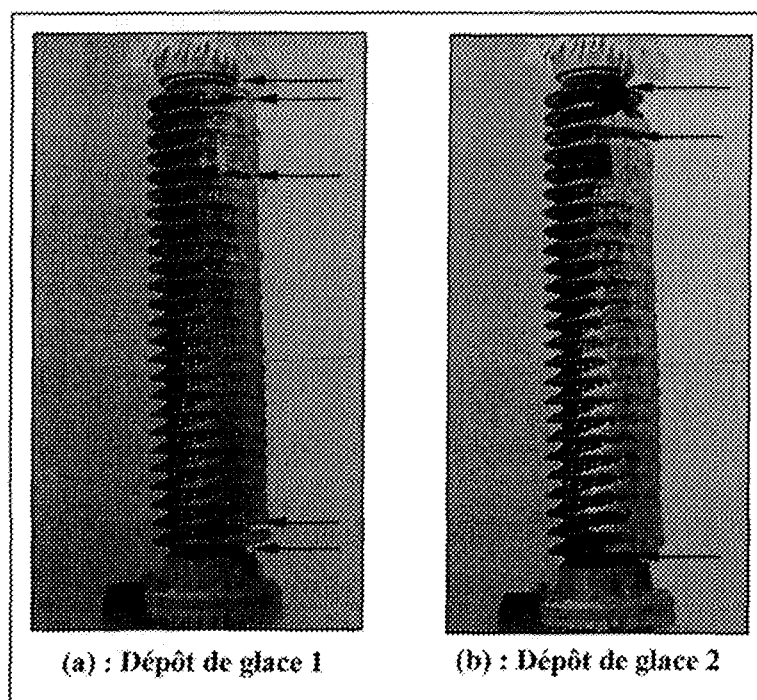


Figure VI.26 : Dépôts de glace en début de période de fonte

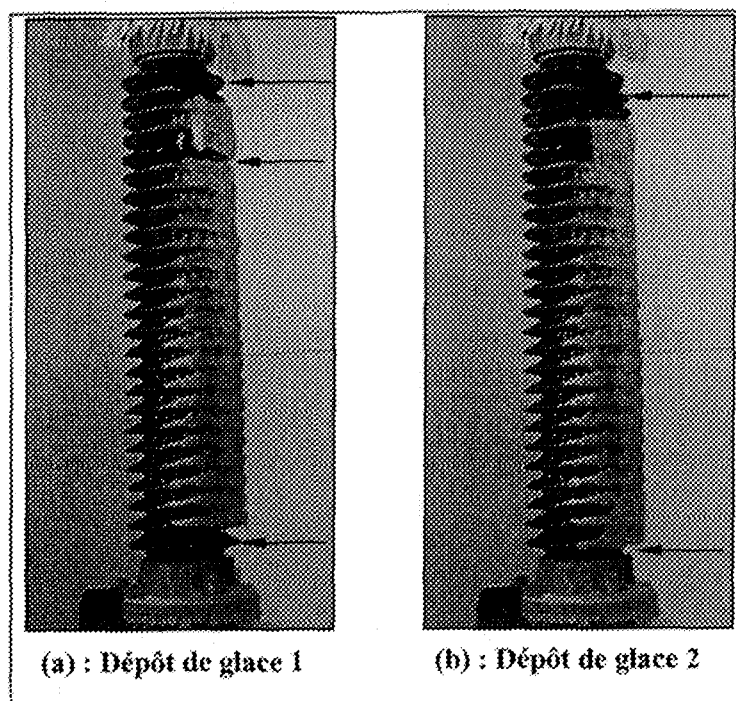


Figure VI.27 : Modification des dépôts de glace après la chute de glace

VI.4.2 Modélisation

Pour la modélisation, la géométrie principale du dépôt de glace et en particulier la longueur des différents intervalles d'air ont été respectées. Par contre, la glace accumulée sur les deux électrodes n'a pas été prise en compte. Les paramètres utilisés pour les deux simulations sont donnés par le Tableau VI.6

La conductivité du film d'eau, mesurée au début des périodes de fonte, était de $207 \mu\text{S}/\text{cm}$ à 20°C pour le dépôt de glace 1 et de $195 \mu\text{S}/\text{cm}$ à 20°C pour le dépôt de glace 2. Afin de pouvoir comparer les deux dépôts de glace, la conductivité du film d'eau a été prise égale à la moyenne des deux conductivités, soit $201 \mu\text{S}/\text{cm}$ à 20°C .

Tableau VI.6 : Paramètres de simulation

	Air	Glace	Porcelaine	Film d'eau
Permittivité relative ϵ_r	1,0	75,0	6,0	81,0
Conductivité ($\mu\text{S}/\text{cm}$)	0	0	0	5,85
Épaisseur (mm)	-	30,0	-	3

La figure VI.28 montre la modélisation du dépôt de glace 1 en début de fonte. Celui-ci est constitué de quatre parties de glace distinctes formant ainsi cinq intervalles d'air. La chute des parties de glace 1 et 4 a entraîné l'agrandissement des intervalles d'air 1 et 5, figure VI.29. L'intervalle d'air 3 conserve la même longueur.

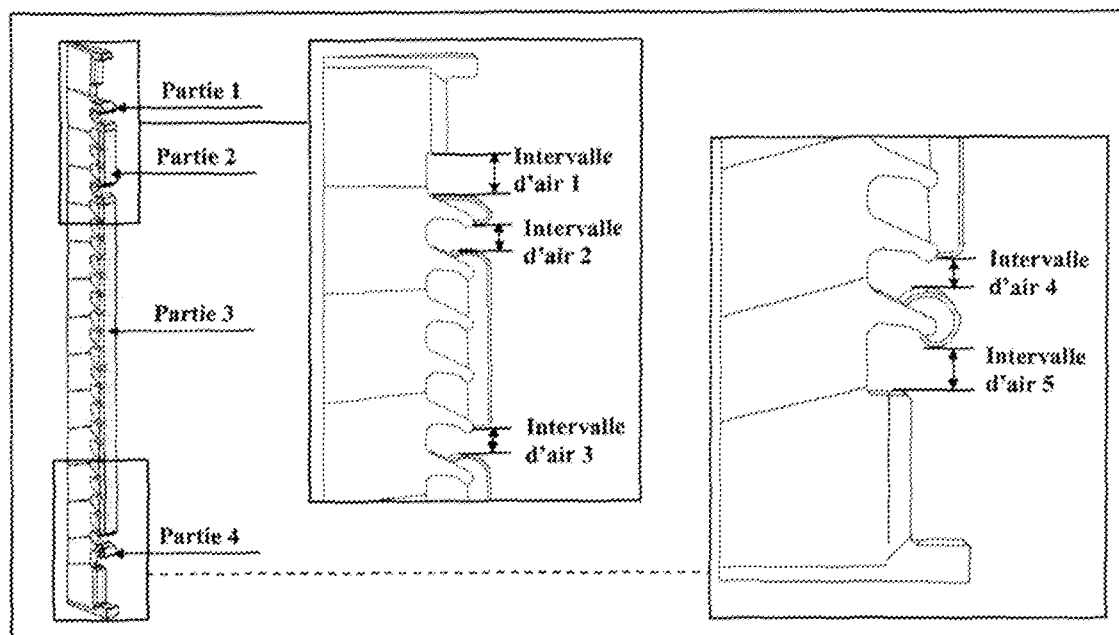


Figure VI.28 : Modélisation du dépôt de glace 1 avant la chute de glace

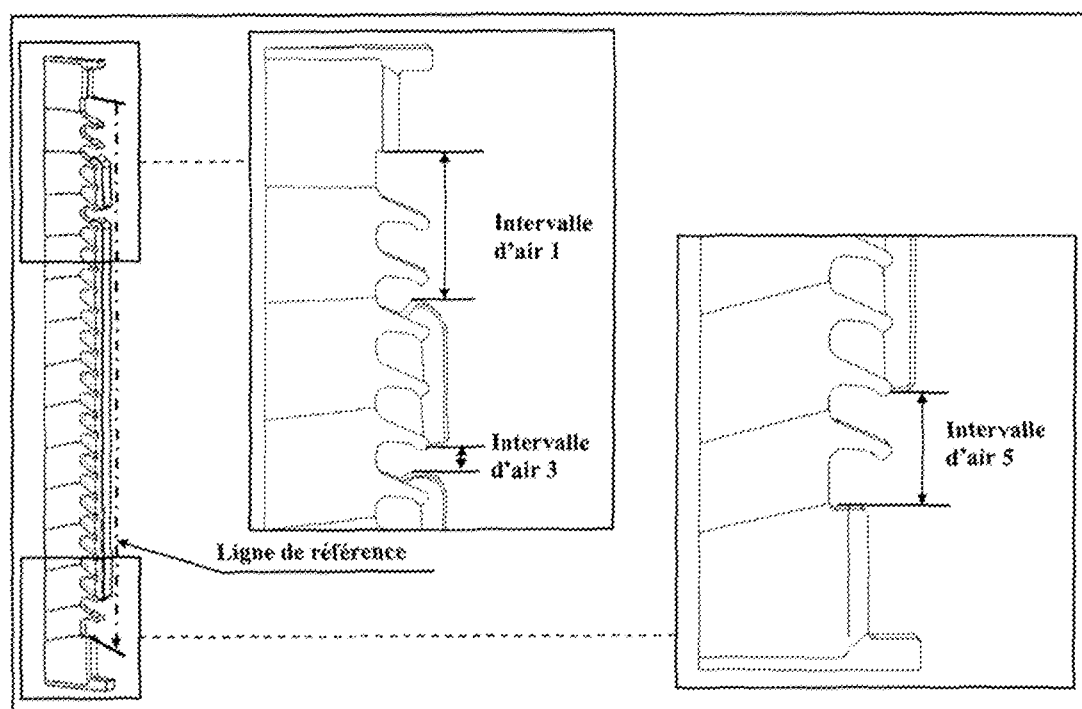


Figure VI.29 : Modélisation du dépôt de glace 1
après la chute de parties glacées 1 et 4

La modélisation du dépôt de glace 2 au début de la période de fonte est donnée par la figure VI.30. Le dépôt de glace est constitué de deux parties de glace formant trois intervalles d'air, numérotés de 1 à 3. La chute de la partie de glace 1, figure VI.30, a entraîné l'agrandissement de l'intervalle d'air 1 et la disparition de l'intervalle d'air 2, comme le montre la figure VI.31. L'intervalle d'air 3, quant à lui, conserve la même longueur.

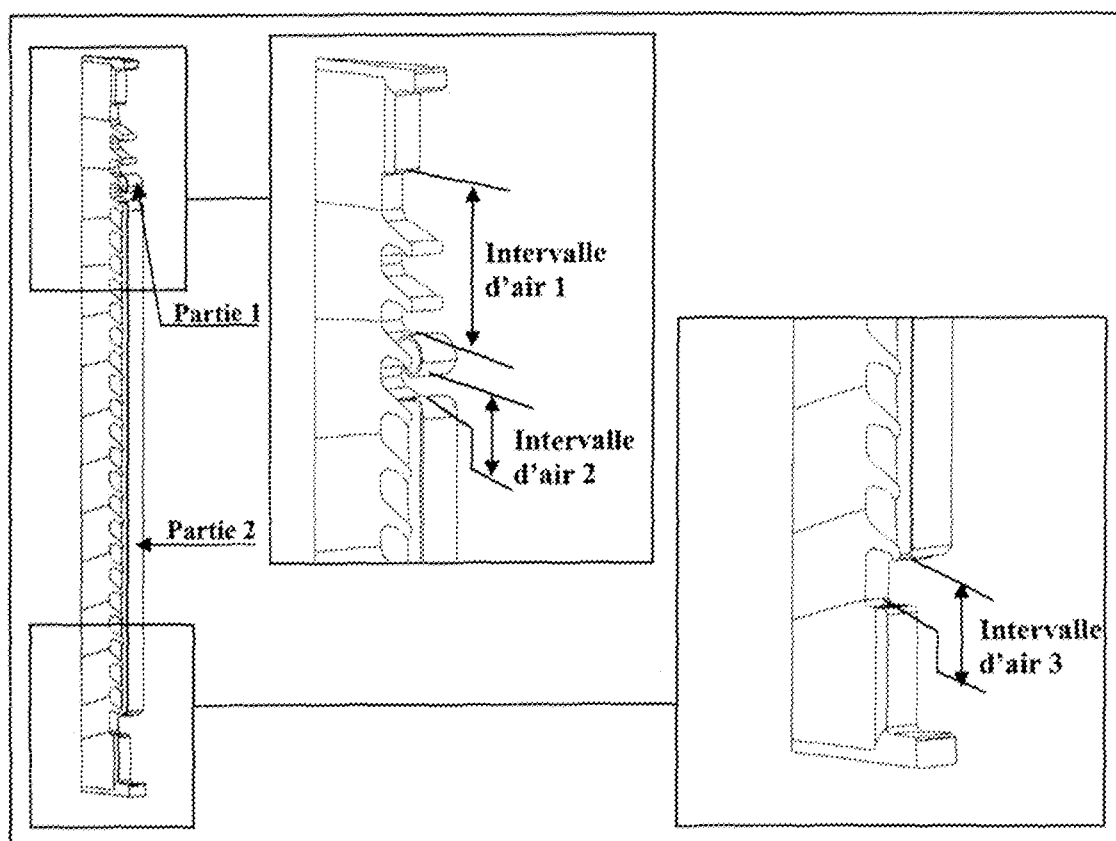
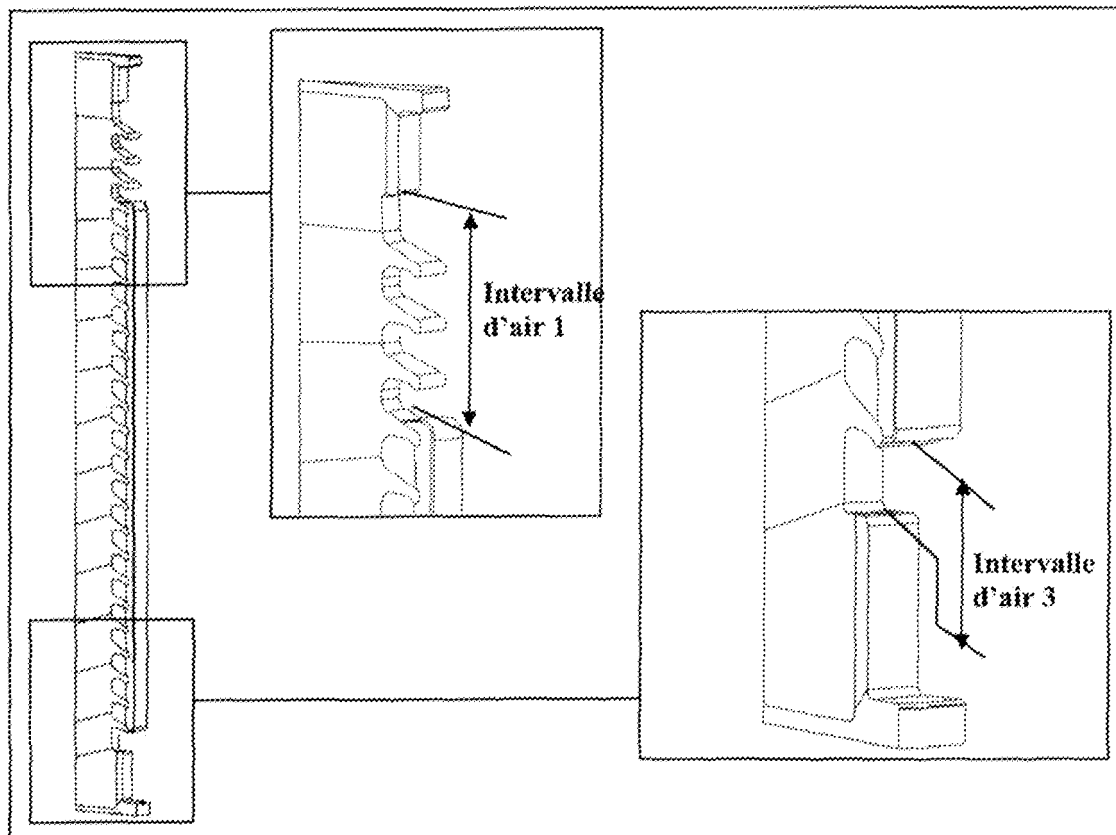


Figure VI.30 : Modélisation du dépôt de glace 2 avant la chute de la glace



**Figure VI.31 : Modélisation du dépôt de glace 2
après la chute de la partie glacée 1**

VI.4.3 Distributions du potentiel et du champ électrique

Les distributions du potentiel et du champ électrique ont été calculées suivant la même ligne de référence définie à la figure VI.29. Les résultats obtenus sont présentés respectivement par les figures VI.32 et VI.33 pour le dépôt de glace 1 et par les figures VI.34 et VI.35 pour le dépôt de glace 2.

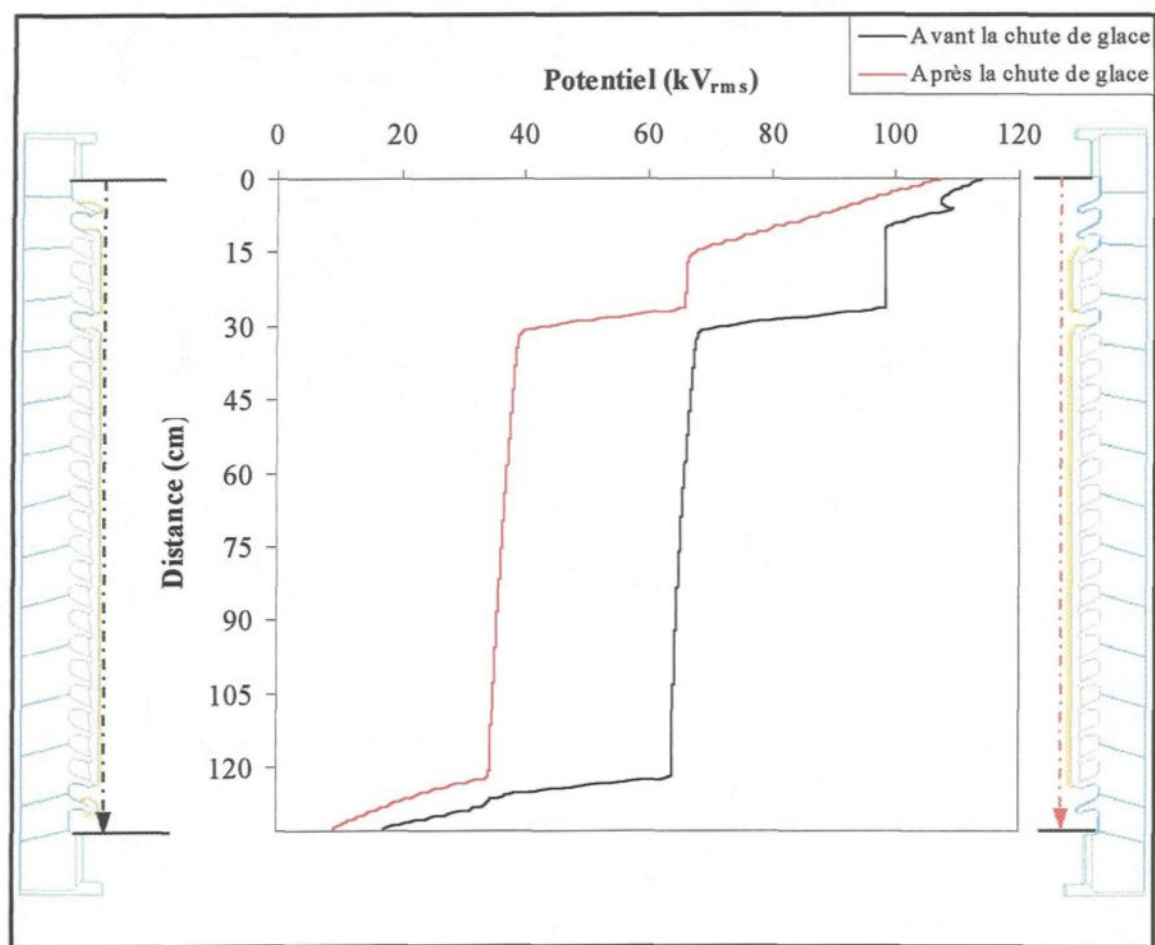


Figure VI.32 : Distributions du potentiel obtenues pour le dépôt de glace 1

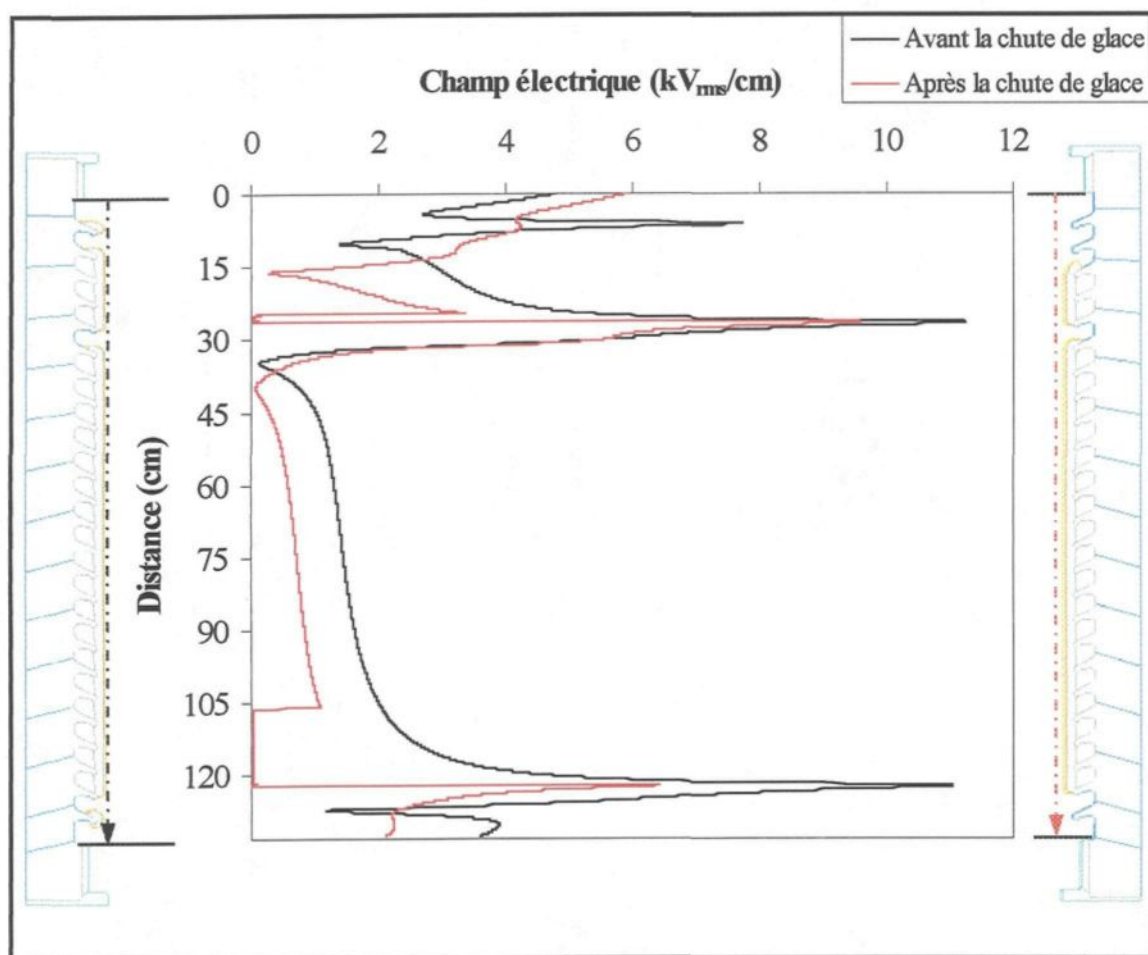


Figure VI.33 : Distributions du champ électrique obtenues pour le dépôt de glace 1

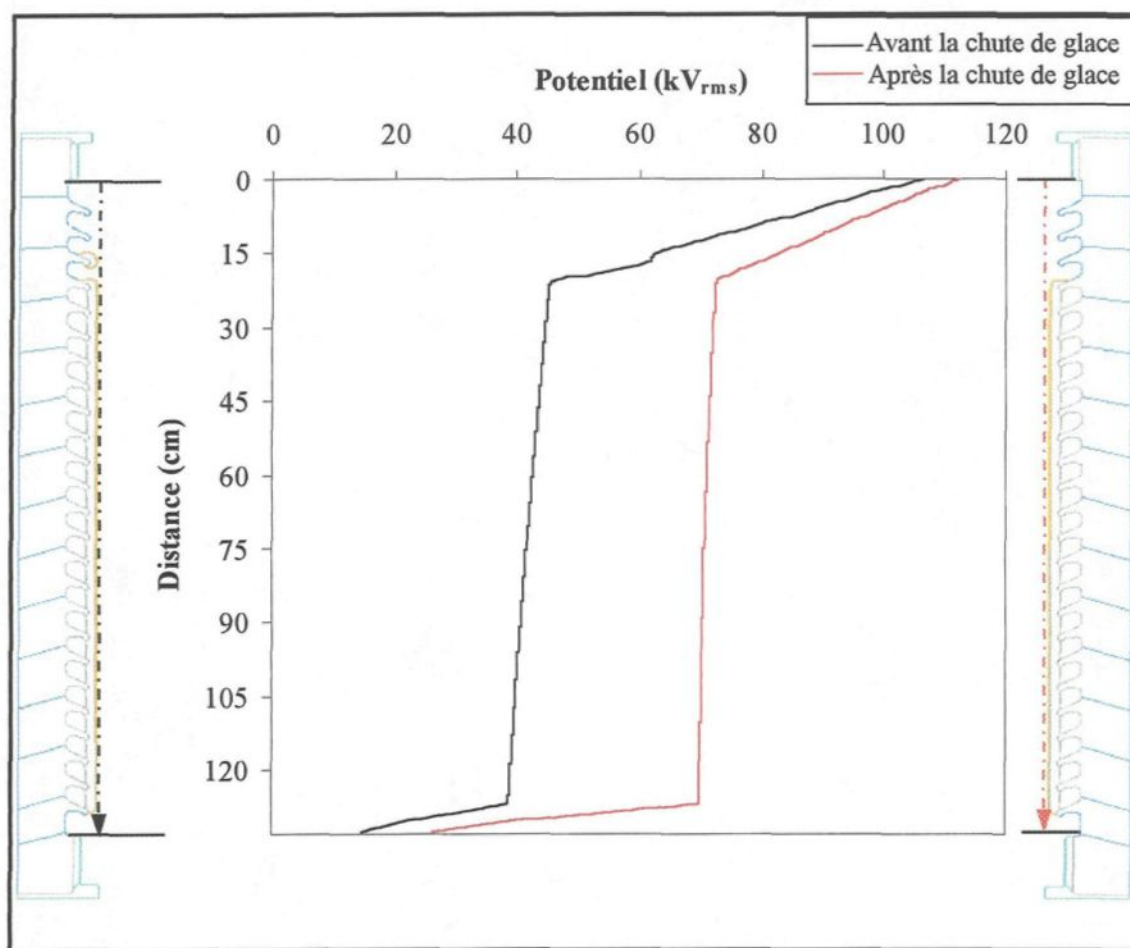


Figure VI.34 : Distributions du potentiel obtenues pour de dépôt de glace 2

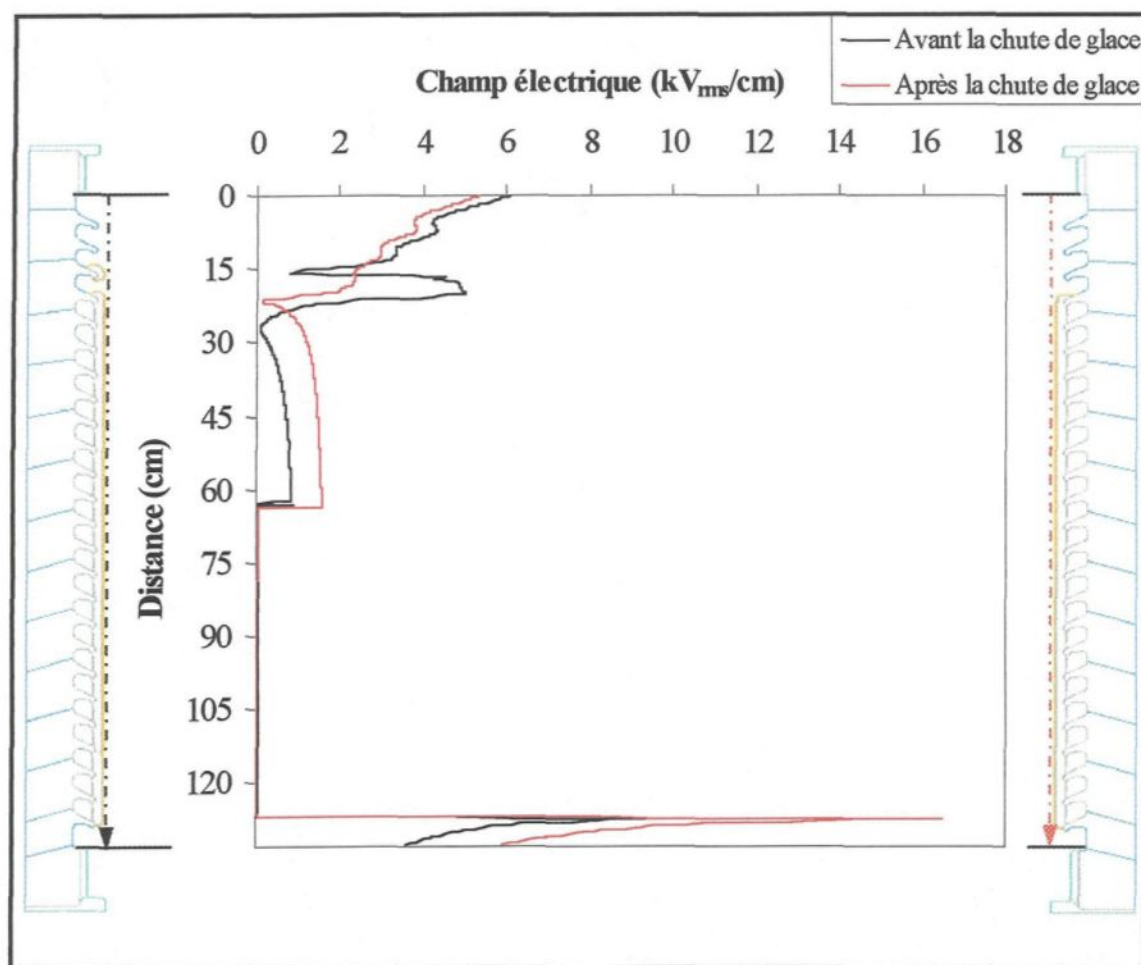


Figure VI.35 : Distributions du champ électrique obtenues pour le dépôt de glace 2

Les résultats obtenus montrent que la chute de parties de glace influence considérablement les distributions du potentiel et du champ électrique le long des deux dépôts de glace.

VI.4.4 Chutes de tension le long des intervalles d'air

Dans le but de voir plus précisément l'influence des différentes parties de glace, la chute de tension le long des différents intervalles d'air avant et après la chute de glace a été déterminée respectivement pour le dépôt de glace 1, tableaux VI.7 et VI.8 et pour le dépôt de glace 2, tableaux VI.9 et VI.10. Les différentes chutes de tension ont été calculées suivant la distance d'arc qui correspond à la longueur minimale de l'intervalle d'air, comme le montre la figure VI.36.

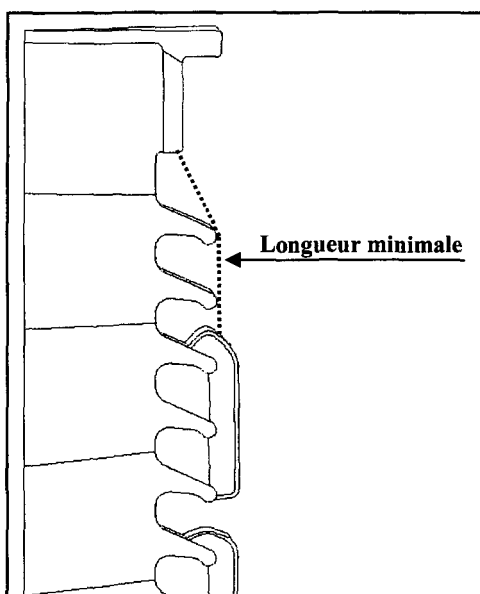


Figure VI.36 : Longueur minimale d'un intervalle d'air

Les valeurs obtenues ont été comparées à la tension de claquage de chaque intervalle d'air donnée par l'équation (II.2) afin de déterminer s'il y a présence ou non d'arcs électriques partiels le long des différents intervalles d'air.

Tableau VI.7 : Chute de tension le long des intervalles d'air obtenue avant la chute de glace pour le dépôt de glace 1

	Intervalle d'air 1	Intervalle d'air 2	Intervalle d'air 3	Intervalle d'air 4	Intervalle d'air 5
Longueur minimale des intervalles d'air (cm)	4,4	2,8	2,6	2,4	3,9
Chute de tension (kV_{rms})	37,3	10,3	30,1	29,2	34,1
Tension de claquage donnée par l'équation (II.2) (kV_{rms})	22,0	15,5	14,5	13,6	20,0

Tableau VI.8 : Chute de tension le long des intervalles d'air obtenue après la chute de glace pour le dépôt de glace 1

	Intervalle d'air 1	Intervalle d'air 3	Intervalle d'air 5
Longueur minimale des intervalles d'air (cm)	15,4	2,6	10,9
Chute de tension (kV_{rms})	80,7	26,5	34,4
Tension de claquage donnée par l'équation (II.2) (kV_{rms})	67,0	14,5	48,5

Tableau VI.9 : Chute de tension le long des intervalles d'air obtenue avant la chute de glace pour le dépôt de glace 2

	Intervalle d'air 1	Intervalle d'air 2	Intervalle d'air 3
Longueur minimale des intervalles d'air (cm)	15,2	1,89	4,7
Chute de tension (kV_{rms})	85,1	16,6	38,3
Tension de claquage donnée par l'équation (II.2) (kV_{rms})	66,3	11,6	23,2

Tableau VI.10 : Chute de tension le long des intervalles d'air obtenue après la chute de glace pour le dépôt de glace 2		
	Intervalle d'air 1	Intervalle d'air 3
Longueur minimale des intervalles d'air (cm)	20,8	4,71
Chute de tension (kV_{rms})	73,7	68,3
Tension de claquage donnée par l'équation (II.2) (kV_{rms})	88,5	23,2

Il est intéressant de calculer pour chaque dépôt de glace, la chute de tension totale le long de tous les intervalles d'air. Les résultats obtenus sont résumés dans le tableau VI.11 pour le dépôt de glace 1 et dans le tableau VI.12 pour le dépôt de glace 2.

Tableau VI.11 : Chute de tension totale le long des intervalles d'air pour le dépôt de glace 1		
	Avant la chute de glace	Après la chute de glace
Longueur totale des intervalles d'air (cm)	16,1	28,9
Chute de tension totale (kV_{rms})	141,0	141,6
Pourcentage de la tension appliquée (%)	95,7	96,1

Tableau VI.12 : Chute de tension totale le long des intervalles d'air pour le dépôt de glace 2		
	Avant la chute de glace	Après la chute de glace
Longueur totale des intervalles d'air (cm)	21,8	25,5
Chute de tension totale (kV_{rms})	140,0	142,0
Pourcentage de la tension appliquée (%)	95,0	96,4

On peut remarquer que la chute de tension totale est sensiblement la même pour les deux dépôts de glace et cela, avant et après la chute de glace. Elle est donc indépendante du nombre, de la position et de la longueur des différents intervalles d'air. Cependant, comme la longueur totale des intervalles d'air est différente pour chaque cas considéré, il peut être intéressant de définir un champ électrique moyen par longueur d'intervalle d'air en divisant la chute de tension totale par la longueur totale des intervalles d'air. Les valeurs obtenues sont présentées au tableau VI.13.

Tableau VI.13 : Champ moyen par longueur d'intervalle d'air (kV_{rms}/cm)			
Avant la chute de glace		Après la chute de glace	
Dépôt 1	Dépôt 2	Dépôt 1	Dépôt 2
8,75	6,42	4,90	5,56

À partir du champ moyen par longueur d'intervalle d'air, noté E_{gm} , on peut déterminer une relation entre la tension appliquée à l'isolateur de poste glacé, notée V_{app} , la longueur totale des intervalles d'air, Lg_t , et E_{gm} . La relation obtenue est la suivante :

$$V_{app} (kV_{rms}) = E_{gm} (kV_{rms}/cm) \cdot Lg_t (cm) + 6.15 (kV_{rms}) \quad (VI.1)$$

où le dernier terme de l'équation (VI.1) correspond à la chute de tension moyenne le long des parties de glace plus la chute de tension moyenne aux électrodes et calculé en prenant la

moyenne des quatre valeurs obtenues pour chaque dépôt de glace avant et après la chute de glace.

À partir de l'équation (VI.1), on peut définir le champ électrique moyen E_{gm} en fonction de la longueur totale Lg_t pour une tension appliquée V_{app} de 147,3 kV_{rms} comme suit :

$$E_{gm} (kV_{rms} / cm) = \frac{141,15}{Lg_t (cm)} \quad (VI.2)$$

VI.4.5 Comparaison des résultats numériques du dépôt 1 obtenus après la chute de glace avec les observations faites en laboratoire

Les résultats numériques du tableau VI.6 montrent que les chutes de tension le long des différents intervalles d'air du dépôt de glace 1 sont susceptibles d'engendrer des arcs électriques partiels le long de ceux-ci excepté pour l'intervalle d'air 5. Cependant, lors des expériences en laboratoire, des décharges partielles ont été observées le long de ces trois intervalles d'air, figure VI.37.

L'explication que l'on peut proposer est que la fonte du dépôt de glace 1 entraîne un débit d'eau important au niveau de l'intervalle d'air 5, voir figure VI.37-b. Comme on a pu le constater pour une configuration glaçon-plan, la présence d'une goutte d'eau à l'extrémité d'un glaçon diminue la tension de claquage d'environ 29 %. Et d'après [Swift, 1983], cette diminution peut aller jusqu'à 75 % pour une configuration plan-plan. La

configuration de l'intervalle d'air 5 n'est ni glaçon-plan, ni plan-plan, mais on peut s'attendre à ce que la réduction de la tension de claquage engendrée par la présence de gouttes d'eau soit située entre 29% et 75% de la tension de claquage donnée par l'équation (II.2). Dans ces conditions, la valeur de la chute de tension le long de l'intervalle d'air 5 serait donc suffisante pour initier un arc partiel.

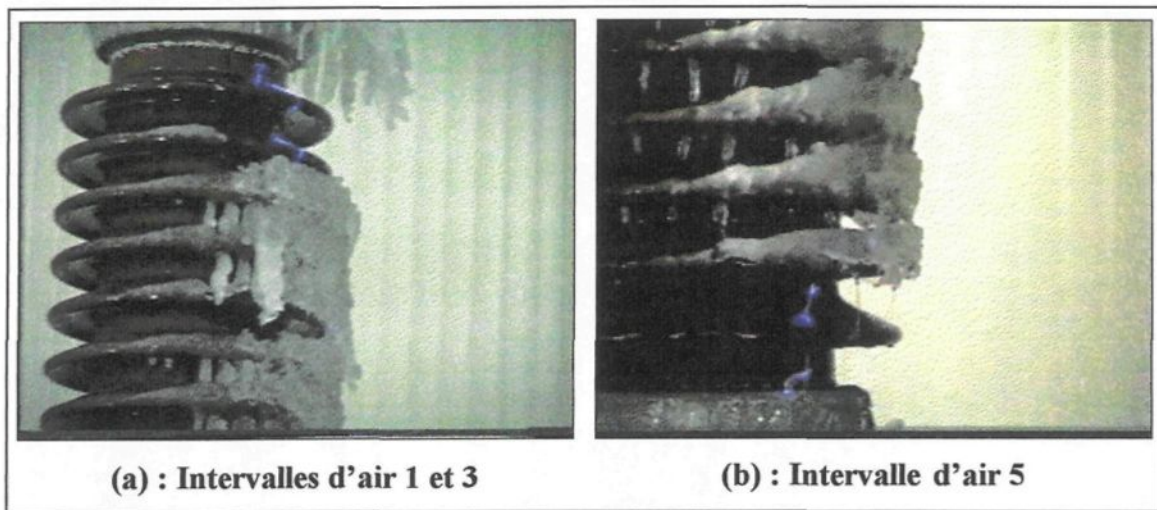


Figure VI.37 : Arcs partiels le long des intervalles d'air du dépôt de glace 1 après la chute de glace

L'autre explication que l'on peut donner est que l'apparition des arcs partiels le long des intervalles d'air 1 et 3 entraînerait une augmentation de la chute de tension le long de l'intervalle d'air 5 et permettrait ainsi à l'arc partiel de s'établir le long de celui-ci. Ceci fait l'objet des simulations présentées à la section VI.5 qui tiennent compte de la présence d'arcs partiels le long des intervalles d'air.

VI.5 Étude de l'influence des intervalles d'air

Cette partie est consacrée exclusivement à l'étude de l'influence des intervalles d'air et plus particulièrement de leur position le long de l'isolateur de poste, de leur longueur minimale et de leur nombre sur la chute de tension le long de ces derniers.

VI.5.1 Influence de la position d'un intervalle d'air

Dans cette partie, la chute de tension le long d'un intervalle d'air en fonction de sa position le long de l'isolateur de poste glacé a été étudié. Pour ce faire, le modèle présenté à la figure VI.38 a été utilisé et la position de l'intervalle d'air 2 d'une longueur de 10,3 cm a été modifiée. Le modèle utilisé présente deux intervalles d'air près des électrodes, de même longueur égale à 9 cm et dont la position est basée sur les observations faites en laboratoire, figures VI.28 et VI.29.

Les simulations ont été faites en période de fonte avec les paramètres donnés par le tableau VI.14. La conductivité du film correspond à une valeur de 300 $\mu\text{S}/\text{cm}$ obtenue à 20°C.

Tableau VI.14 : Paramètres de simulation				
	Air	Glace	Porcelaine	Film d'eau
Permittivité relative ϵ_r	1,0	75,0	6,0	81,0
Conductivité ($\mu\text{S}/\text{cm}$)	0	0	0	8,73
Épaisseur (mm)	-	3,0	-	3

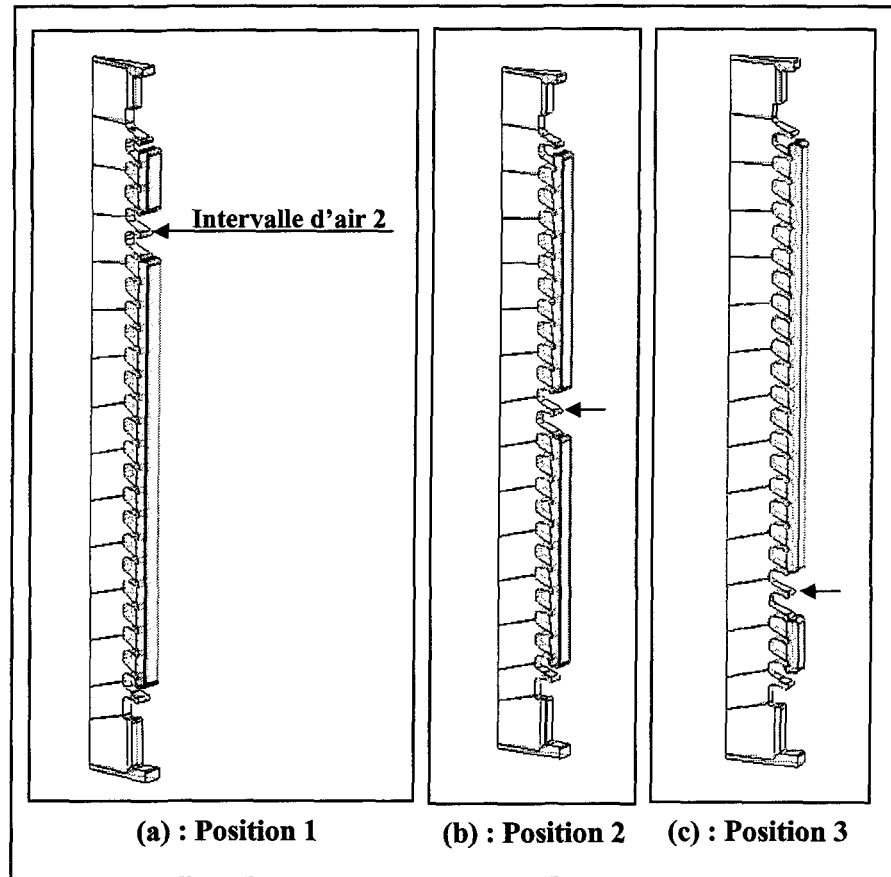


Figure VI.38 : Différentes positions de l'intervalle d'air étudié

La distribution du potentiel pour chaque position de l'intervalle d'air 2 est donnée à la figure VI.39. La chute de tension le long des différents intervalles d'air, notée respectivement ΔV_1 , ΔV_2 et ΔV_3 ainsi que le champ électrique moyen E_{gm} sont donnés par le tableau VI.14.

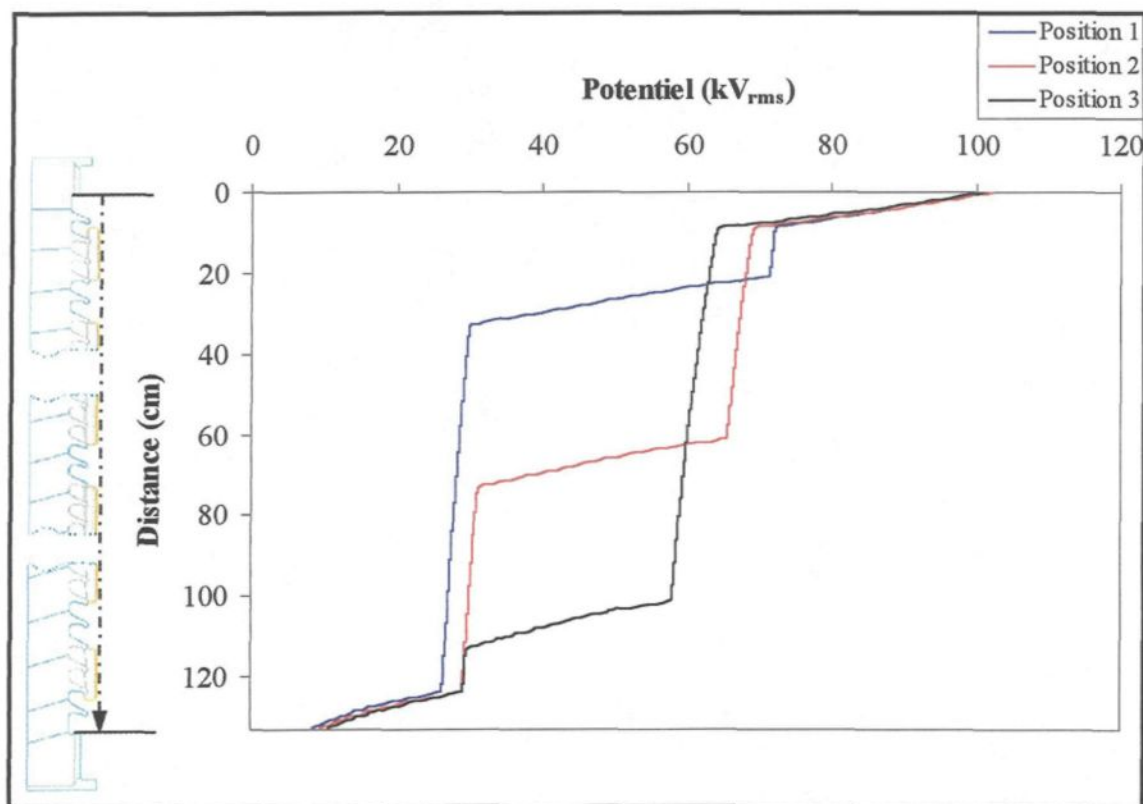


Figure VI.39 : Distribution du potentiel pour chaque position de l'intervalle d'air 2

D'après les résultats obtenus à la figure VI.39 et au tableau VI.15, la chute de tension ΔV_2 diminue lorsque l'intervalle d'air 2 se rapproche de l'électrode à la masse. Comme on peut le constater sur la figure VI.4, la distribution du potentiel de l'isolateur propre n'est pas linéaire mais présente une pente plus forte au niveau des 8 premières jupes qui a tendance à diminuer en s'approchant de l'électrode à la masse. Pour l'isolateur propre, la chute de tension est donc plus importante sur les huit premières jupes que sur les huit dernières, ce qui explique la différence dans ΔV_2 obtenue pour les différentes positions.

Cependant, le champ moyen dans les intervalles d'air, E_{gm} , est conservé quelque soit la position de l'intervalle d'air 2.

Tableau VI.15 : ΔV_1, ΔV_2, ΔV_3 et E_{gm} en fonction de la position de l'intervalle d'air 2			
	Position 1	Position 2	Position 3
ΔV_1 (kV _{rms})	75,1	78,2	83,1
ΔV_2 (kV _{rms})	41,5	34,4	28,2
ΔV_3 (kV _{rms})	26,6	29,3	29,4
E_{gm} (kV _{rms} /cm)	5,05	5,01	4,97

VI.5.2 Influence du nombre d'intervalles d'air pour une même longueur totale de distance d'arc.

Pour cette partie, trois configurations différentes de dépôt de glace ont été étudiées mais dont la distance totale des intervalles d'air, ou distance totale d'arc, est égale avec une valeur de 28,3 cm. Ainsi, la distance totale d'arc a été répartie sur un intervalle d'air, figure VI.40-a, sur deux intervalles d'air de même longueur minimale, figure VI.40-b et sur trois intervalles d'air, figure VI.40-c. Les distributions du potentiel, calculées suivant la ligne de référence de la figure VI.40-a, sont données à la figure VI.41, et le champ moyen E_{gm} par le tableau VI.15.

Les paramètres de simulation utilisés sont les mêmes que ceux donnés par le tableau VI.14.

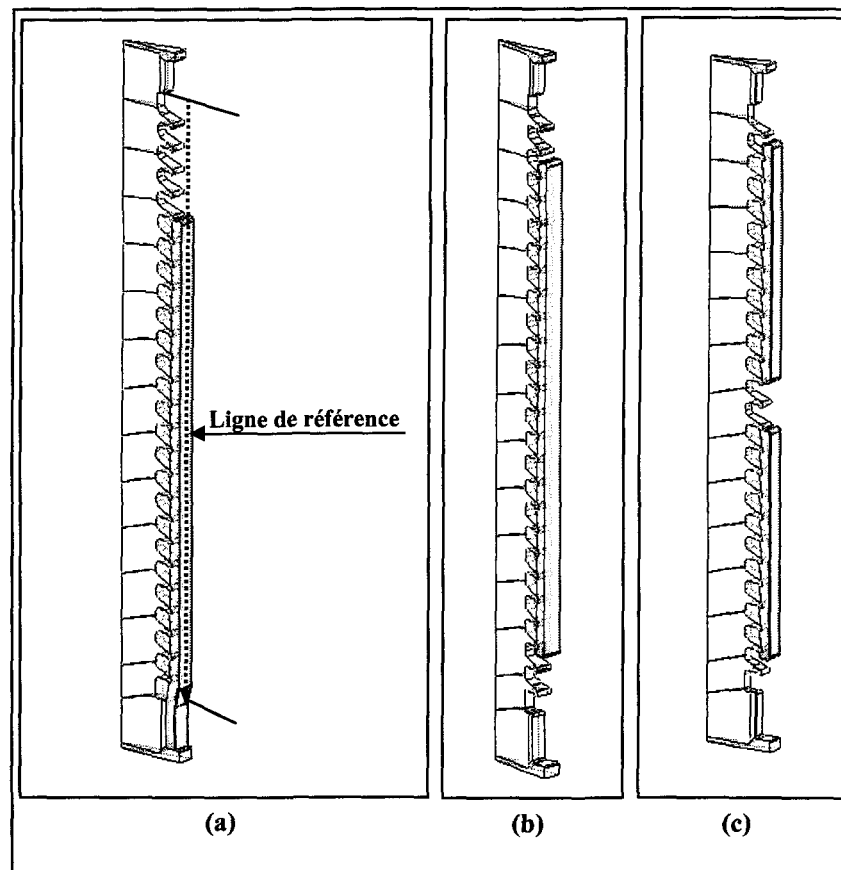


Figure VI.40 : Configurations des dépôts de glace pour la même distance d'arc

Tableau VI.16 : Champ moyen E_{gm} en fonction du nombre d'intervalle d'air pour une distance d'arc de 28,3 cm			
	un intervalle d'air	deux intervalles d'air	trois intervalles d'air
E_{gm} (kV _{rms} /cm)	4,84	4,98	5,01

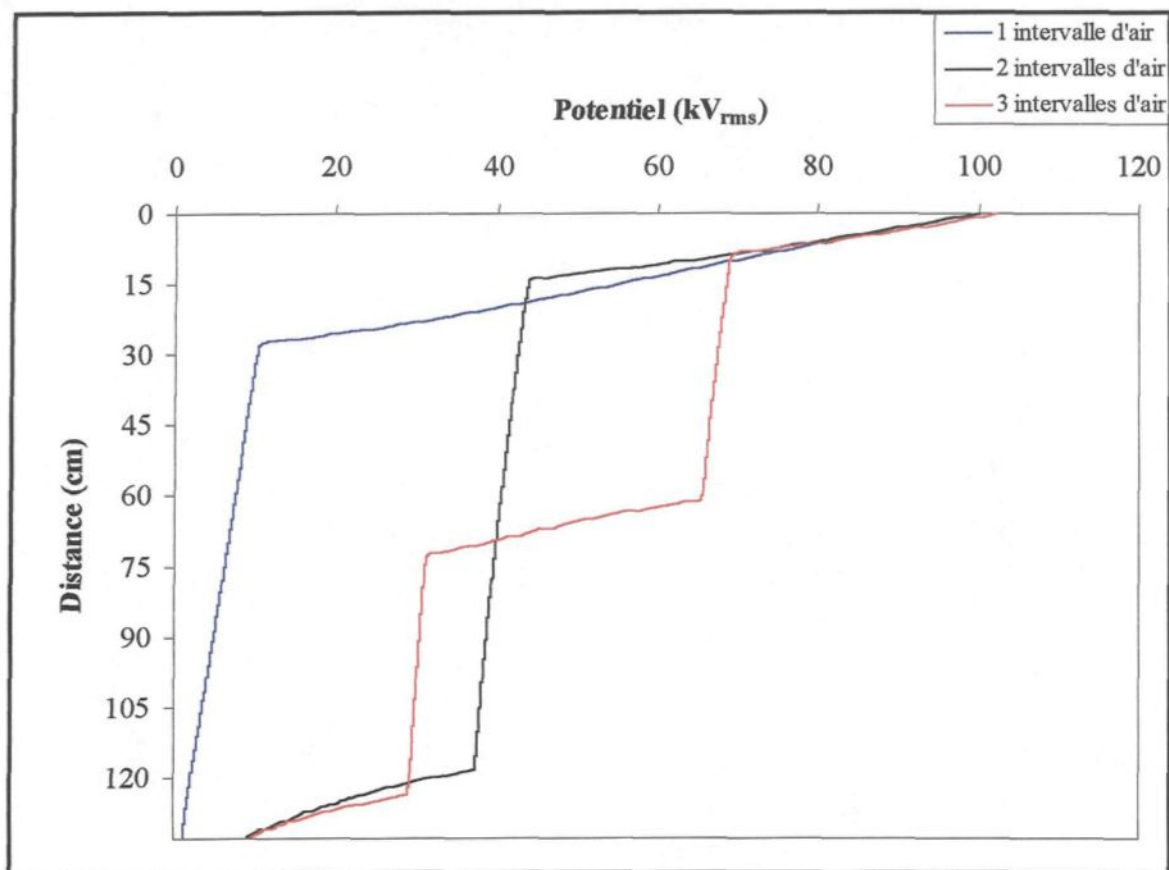


Figure VI.41 : Distributions du potentiel en fonction du nombre d'intervalles d'air

Les résultats du tableau VI.16 montrent que le nombre d'intervalles d'air n'a pas de réelle influence sur le champ électrique moyen le long des intervalles d'air et donc sur la chute de tension totale. De plus, pour le dépôt de glace présentant deux intervalles d'air de même longueur, ici 14,15 cm pour la figure VI.40-b, on constate que la chute de tension est de 103,3 kV_{rms} dans l'intervalle d'air situé près de l'électrode *H.T* et de 37,5 kV_{rms} pour l'intervalle d'air situé près de l'électrode à la terre. La chute de tension, pour deux

intervalles d'air de même longueur minimale, est donc plus importante le long de l'intervalle d'air situé près de l'électrode *H.T.*

VI.6 Prise en compte des arcs électriques partiels

VI.6.1 Modélisation de l'arc électrique partiel

Comme pour le cas bidimensionnel décrit à la section V.6, il est difficile de modéliser fidèlement un arc électrique partiel établi le long d'un intervalle d'air avec le logiciel utilisé pour les simulations tridimensionnelles. La façon la mieux adaptée au logiciel que l'on a utilisé en 3-d est très similaire à celle utilisée en 2-D mais avec quelques modifications. Ainsi, on considère toujours la présence d'un arc électrique partiel pour lequel le courant de fuite est faible, 15 mA, ce qui donne un rayon de pied d'arc de 0,07 mm d'après l'équation (V.1). Cependant, dans cette partie, la chute de tension le long de l'arc partiel n'est plus nulle mais donnée, d'après [Farzaneh et al., 1997], par la relation suivante :

$$V_{arc} = E_{arc} \cdot x \text{ où } E_{arc} = 204,7 I_m^{-0.6607} \quad (\text{VI.2})$$

où V_{arc} est exprimé en V, E_{arc} en V/cm, x en cm et I_m en A.

L'équation (VI.2) est valide pour des longueurs d'intervalles d'air supérieures ou égales à 7 cm. Pour obtenir la chute de tension le long de l'arc électrique partiel, il suffit alors de

multiplier E_{arc} par la longueur minimale de l'intervalle d'air. Pour des longueurs d'intervalles d'air inférieures à 7 cm, l'équation suivante a été utilisée :

$$V_{arc} = x.E_{arc} \text{ où } E_{arc} = 346,4I_m^{-0.3555} \quad (\text{VI.3})$$

pour une longueur d'intervalle d'air proche de 5 cm.

L'arc électrique partiel est donc modélisé par ses deux points de contact soit avec les électrodes ou soit avec les surfaces de glace. Pour les surfaces de glace, les points de contact sont représentés par un cercle d'un rayon de 0,07 cm formant une surface équipotentielle, comme le montre la figure VI.42. Comme les électrodes sont des équipotentiels, il n'est pas nécessaire de modéliser les points de contact de l'arc partiel avec celles-ci.

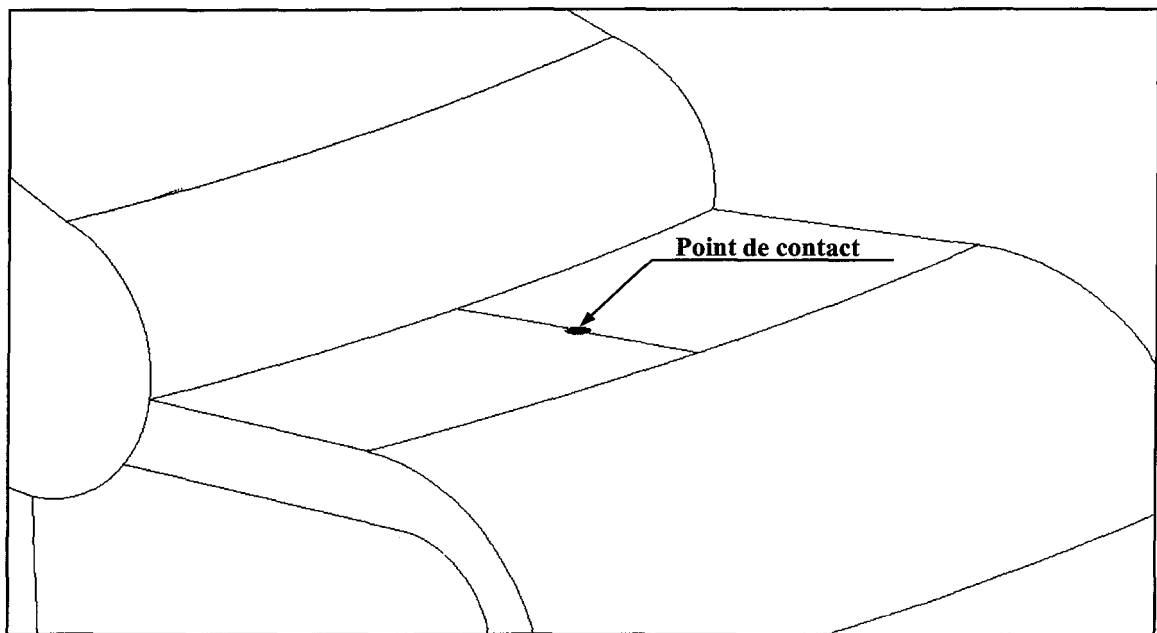


Figure VI.42 : Modélisation tridimensionnelle du point de contact de l'arc électrique partiel avec la surface de glace

VI.6.2 Dépôt de glace présentant un intervalle d'air

Pour cette simulation, le dépôt de glace présente uniquement un intervalle d'air le long duquel est établi un arc électrique partiel, comme le montre la figure VI.43. La chute de tension le long de l'intervalle d'air étant, sans la présence de l'arc, de $136,9 \text{ kV}_{\text{rms}}$, elle est donc supérieure à la tension de claquage donnée par l'équation (II.2) qui est de $119,8 \text{ kV}_{\text{rms}}$ pour une longueur de $28,3 \text{ cm}$.

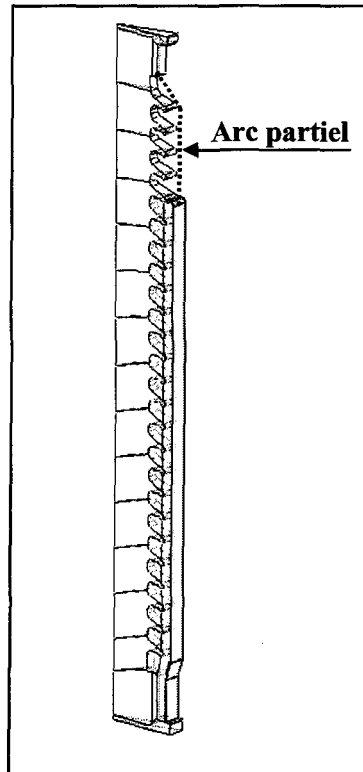


Figure VI.43 : Dépôt de glace présentant un intervalle d'air

Pour une distance d'arc (ou longueur minimale de l'intervalle d'air) de 28,3 cm et un courant I_m de 15 mA, la chute de tension obtenue à partir de l'équation VI.2 est de 92,57 kV_{rms}. Par conséquent, le point de contact décrit à la figure VI.41 est porté à un potentiel de 54,73 kV_{rms}. La distribution du potentiel obtenue le long de la ligne de référence de la figure VI.39-a avec la prise en compte de l'arc partiel est donnée à la figure VI.44. Elle a été comparée à la distribution obtenue sans arc partiel.

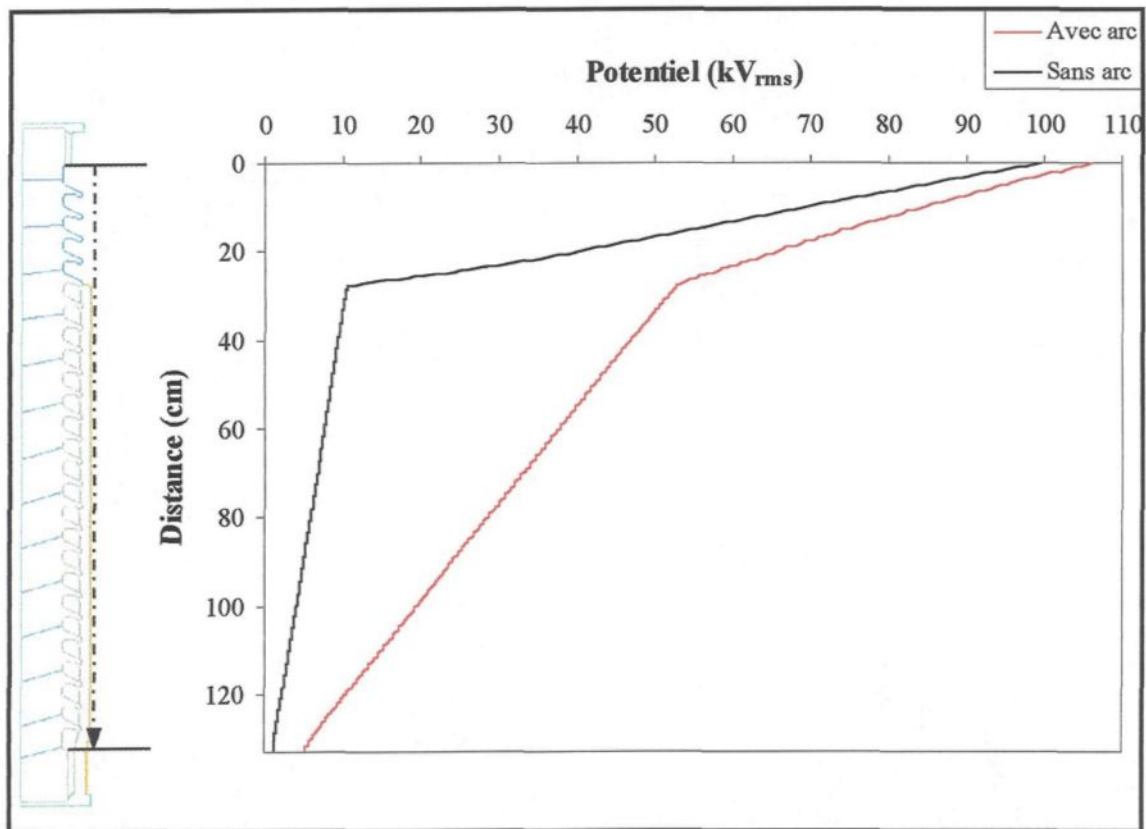


Figure VI. 44 : Distributions du potentiel avec et sans arc électrique partiel le long de l'intervalle d'air

Les paramètres de simulation utilisés sont les mêmes que ceux donnés au tableau VI.13.

La présence de l'arc électrique partiel ne modifie pas seulement la distribution du potentiel le long de l'isolateur de poste, mais il influence localement la distribution du potentiel à la surface du film d'eau autour du point de contact, comme le montre la figure VI.45.

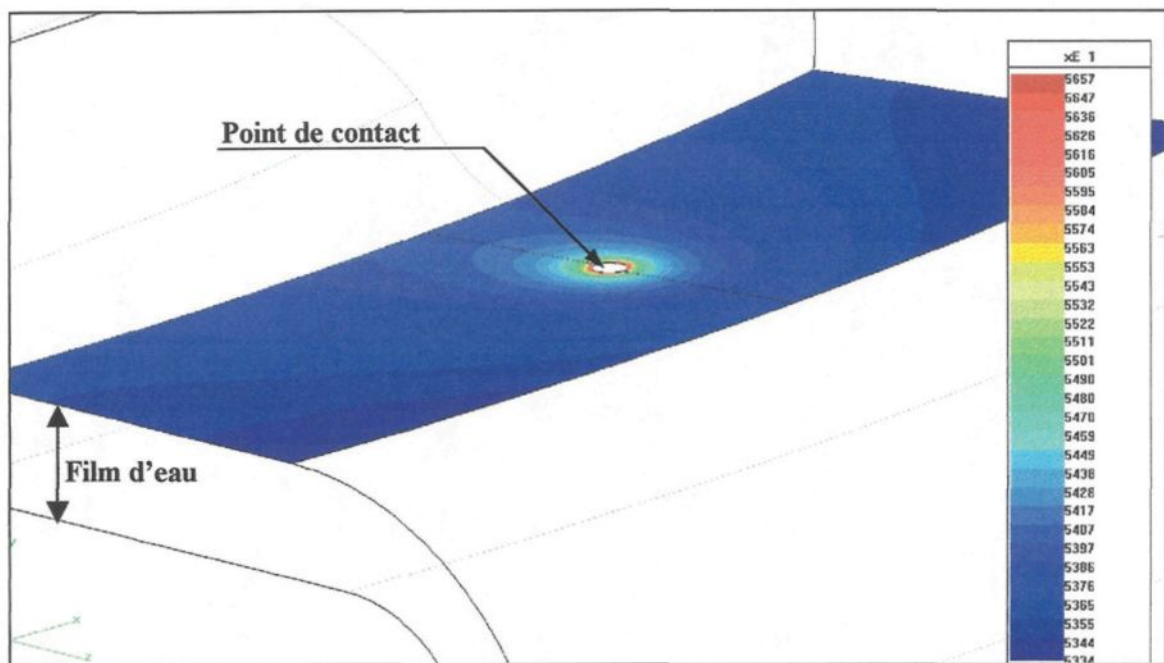


Figure VI.45 : Distribution du potentiel autour du point de contact de l'arc partiel avec le film d'eau

VI.6.3 Dépôt de glace présentant deux intervalles d'air

Pour cette simulation, on s'est intéressé au dépôt de glace 2 obtenu lors de la période de fonte après la chute de glace, figure VI.33. D'après les résultats du tableau VI.9, la chute de tension obtenue dans l'intervalle d'air 3 est suffisante pour initier un arc électrique

partiel le long de cet intervalle d'air dont la longueur minimale est de 4,71 cm. Par conséquent, l'arc électrique est modélisé le long de cet intervalle d'air. La chute de tension le long de cet arc partiel est donc, d'après l'équation VI.3, de 7.23 kV_{rms} pour un courant de 15 mA. Le rayon du point de contact est toujours de 0,07 mm et est porté à un potentiel de 7,23 kV_{rms}. Les paramètres de simulation sont les mêmes que ceux du tableau VI.6.

Les distributions du potentiel avec et sans arc électrique calculées suivant la ligne de référence de la figure VI.31 sont données à la figure VI.46.

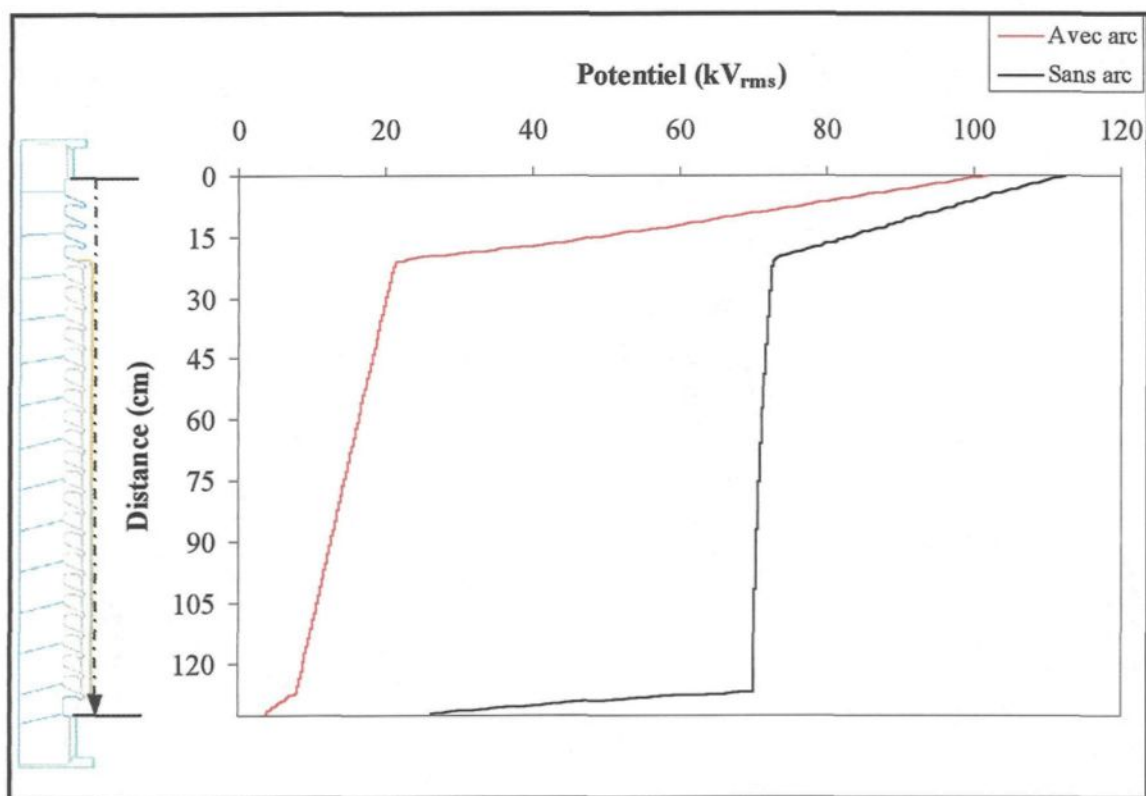


Figure VI.46 : Distributions du potentiel avec et sans arc électrique le long de l'intervalle d'air 3

La chute de tension le long de l'intervalle d'air 1 augmente considérablement lorsque l'arc partiel est présent dans l'intervalle d'air 3. Ainsi on passe d'une chute de tension de 73,7 kV_{rms} le long de l'intervalle d'air 1 à 126,0 kV_{rms} lorsque l'arc est présent. La conséquence directe de la présence de l'arc partiel dans l'intervalle d'air 3 est la naissance d'un arc électrique partiel dans l'intervalle d'air 1 car la chute de tension ainsi obtenue est supérieure à la tension de claquage de 88,5 kV_{rms} donnée par le tableau VI.9.

VI.6.4 Dépôt de glace présentant trois intervalles d'air

Ici, c'est le dépôt de glace de la figure VI.31 présentant trois intervalles d'air qui a été étudié. D'après les résultats du tableau VI.7, la chute de tension obtenue pour l'intervalle d'air 1 est suffisante pour initier un arc partiel le long de celui-ci. Avec un courant de 15 mA, la chute de tension le long de l'arc partiel est, d'après l'équation (VI.2), de 50,55 kV_{rms}. Dans ces conditions, le point de contact de l'arc avec la surface de glace est porté au potentiel de 96,75 kV_{rms}. Les paramètres de simulation sont donnés par le tableau VI.6 et le rayon de la tête de l'arc est toujours de 0,07 mm.

Les distributions du potentiel avec et sans la présence de l'arc partiel calculées suivant la ligne de référence de la figure VI.31 sont présentées à la figure VI.47.

Les résultats obtenus montrent que la présence de l'arc partiel dans l'intervalle d'air 1 entraîne une augmentation considérable de la chute de tension le long de l'intervalle d'air 3 ainsi que dans l'intervalle d'air 5. Ainsi la chute de tension le long de l'intervalle d'air 3

est de $49,97 \text{ kV}_{\text{rms}}$ en présence de l'arc partiel contre $26,5 \text{ kV}_{\text{rms}}$ sans arc partiel. De même pour l'intervalle d'air 5, la chute de tension obtenue avec l'arc partiel est de $42,8 \text{ kV}_{\text{rms}}$ contre $34,4 \text{ kV}_{\text{rms}}$ sans l'arc partiel.

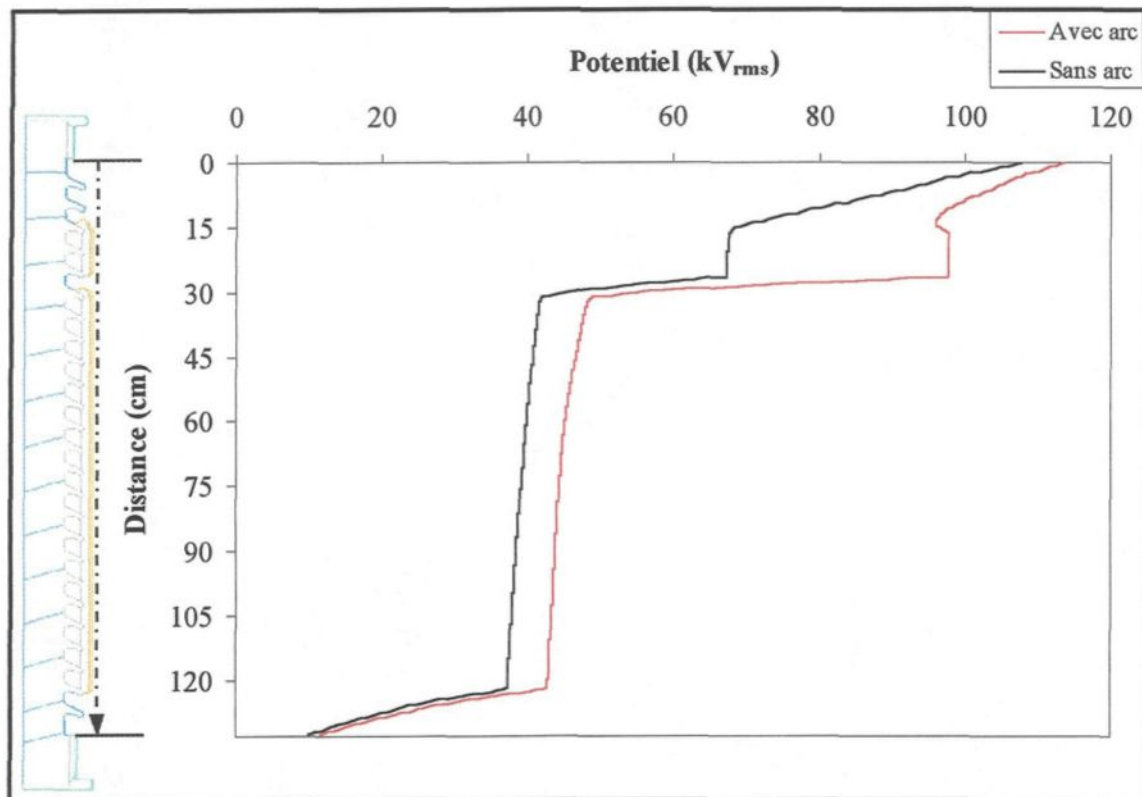


Figure VI.47 : Distributions du potentiel avec et sans la présence d'un arc partiel le long de l'intervalle d'air 1.

VI.7 Influence de la permittivité relative de la glace

Dans cette partie, l'influence de la permittivité de la glace sur la distribution du potentiel le long de l'isolateur de poste a été étudiée. Pour ce faire, le modèle de la figure VI.48

présentant deux intervalles d'air a été étudié. La distribution du potentiel a été calculée pour les cas avec et sans film d'eau à la surface du dépôt de glace et ceci, pour une permittivité relative de 75 et de 106. Les paramètres de simulation sont résumés dans le tableau VI.17.

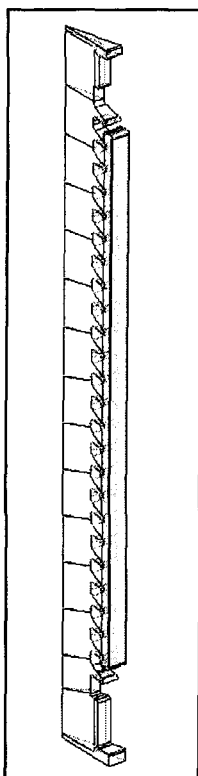


Figure VI.48 : Modèle utilisé

Tableau VI.17 : Paramètres de simulation				
	Air	Glace	Porcelaine	Film d'eau
Permittivité relative ϵ_r	1,0	75 ou 106	6,0	81,0
Conductivité ($\mu\text{S}/\text{cm}$)	0	0	0	8,73
Épaisseur (mm)	-	3,0	-	3

Les différentes distributions du potentiel sont données par la figure VI.49. De plus, les erreurs relatives entre les deux distributions du potentiel obtenues dans le cas de la présence du film d'eau sont données à la figure VI.50 et lorsque le film d'eau n'est pas présent, figure VI.51. Ainsi, on peut remarquer que la valeur de la permittivité relative de la glace n'influence pas la distribution du potentiel le long de l'isolateur de poste lorsqu'un film d'eau conducteur est présent à la surface de la glace.

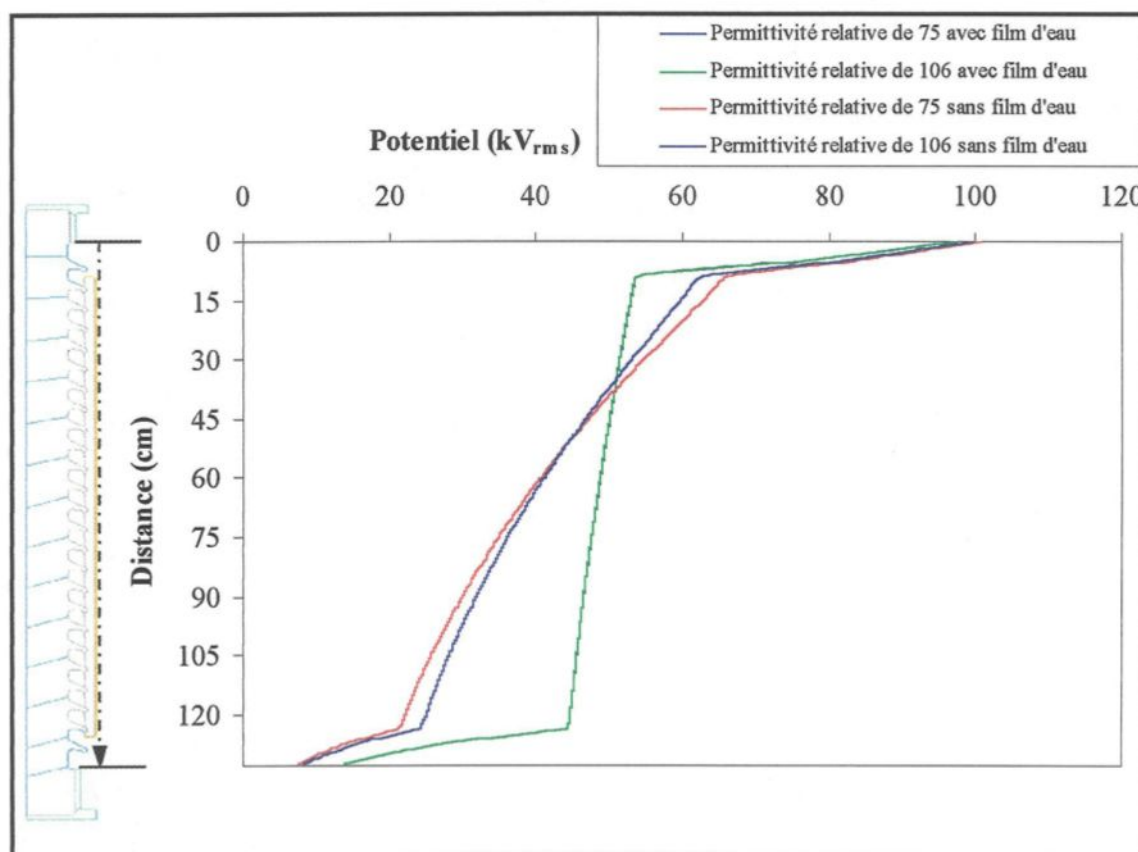


Figure VI.49 : Comparaison des distributions du potentiel pour des permittivités relatives de 75 et 106 avec et sans film d'eau à la surface du dépôt de glace

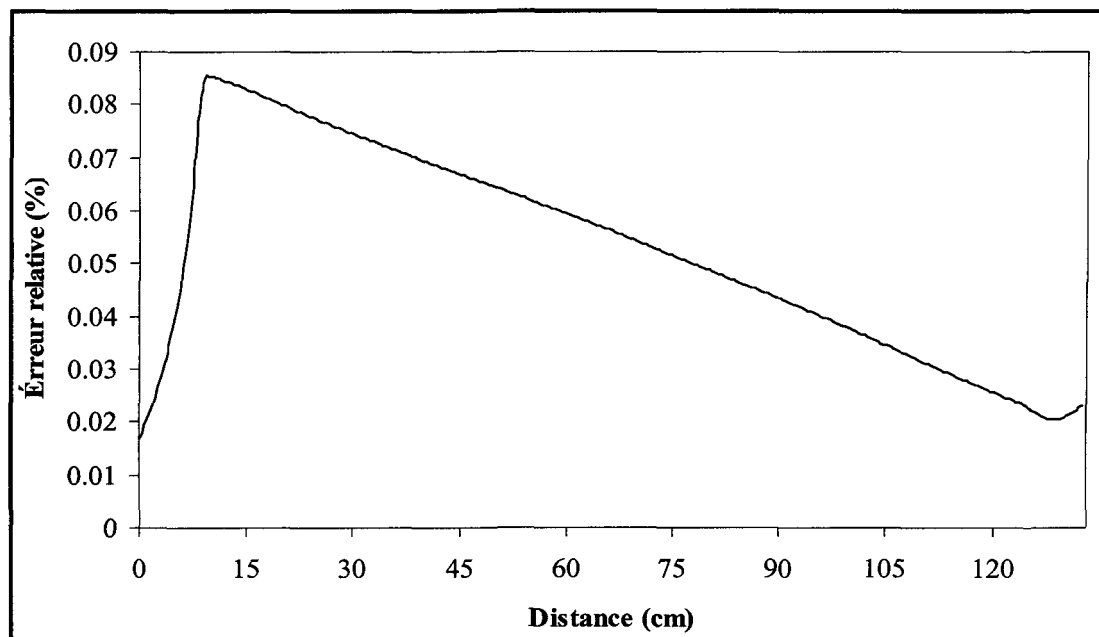


Figure VI.50 : Erreur relative entre les distributions du potentiel obtenues lorsque le film d'eau est présent à la surface de la glace

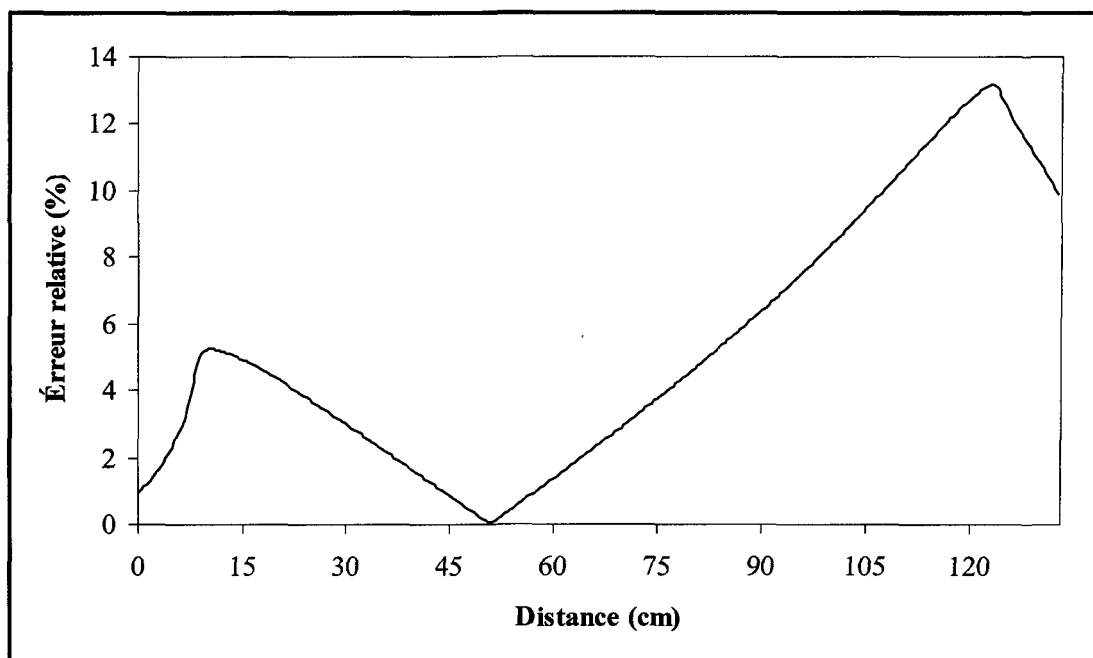


Figure VI.51 : Erreur relative entre les distributions du potentiel obtenues sans le film d'eau à la surface de la glace

CHAPITRE VII

ANALYSE DES SIMULATIONS 3-D

DISCUSSION

VII.1 Introduction

Ce chapitre présente l'analyse des résultats obtenus à partir des simulations tridimensionnelles afin de mettre en évidence l'influence des paramètres étudiés sur les phénomènes de pré-contournement. À partir de cette analyse, des suggestions d'amélioration du comportement des isolateurs sous des conditions de précipitations atmosphériques froides ont été proposées. Cependant, il est à noter que ces suggestions dépassent les objectifs que nous nous étions fixés et qu'elles ne sont que des pistes de recherche et non pas des solutions immédiatement applicables aux isolateurs de poste.

VII.2 En période d'accumulation

Les différents résultats obtenus des simulations d'une période d'accumulation montrent que la croissance des glaçons est étroitement liée à l'évolution du potentiel et du champ électrique le long de l'isolateur de poste. En effet, la répartition du potentiel le long de l'isolateur de poste et donc le long des intervalles d'air présents au cours de l'accumulation

de glace détermine la présence d'arcs électriques partiels le long de ces derniers. Ce sont ces arcs électriques partiels qui, en interrompant la croissance des glaçons, contribuent à la création des intervalles d'air qui demeurent jusqu'à la fin de l'accumulation.

De plus, les différentes simulations et observations faites en laboratoire ont permis de mettre en évidence le rôle des gouttes d'eau présentes à l'extrémité des glaçons dans le processus de claquage des intervalles d'air. Par conséquent, leur influence sur l'évolution de la géométrie du dépôt de glace au cours de l'accumulation est à considérer.

VII.2.1 Analyse des résultats

D'après les résultats obtenus aux figures VI.17, VI.20 et VI.23, c'est au niveau des trois premières jupes situées au voisinage de l'électrode *H.T* que l'influence de la distribution du potentiel et du champ électrique sur la longueur des glaçons est la plus remarquable. En effet, dans les trois cas simulés, la chute de tension entre l'électrode *H.T* et la quatrième jupe correspond à environ 73 % de la tension appliquée. De ces 73 %, environ la moitié est concentrée le long de l'intervalle d'air donnée à la figure VI.16. Ainsi, les chutes de tension obtenues couplées à la présence de gouttes d'eau à l'extrémité des glaçons, induisant une réduction de la tension de claquage de l'intervalle d'air, entraînent l'apparition d'arcs électriques partiels responsables de la fonte des glaçons. Comme ces arcs électriques sont synchronisés avec la présence de gouttes d'eau à l'extrémité des glaçons et qu'ils sont présents tout au long de l'accumulation, les glaçons ne peuvent

jamais atteindre la jupe inférieure entraînant ainsi la formation des intervalles d'air observables en fin d'accumulation.

La chute de tension importante observée entre l'électrode *H.T* et la quatrième jupe est en fait principalement causée par la distribution du potentiel et du champ électrique de l'isolateur de poste propre. D'après la figure VI.4, c'est à cet endroit que l'intensité du champ électrique et la chute de tension sont les plus importantes. Cela démontre qu'il y a donc une relation directe entre la distribution du potentiel et du champ électrique de l'isolateur propre avec la présence et la position des intervalles d'air. Comme on peut le remarquer sur la figure VI.17, la distribution du potentiel obtenue après 5 min d'accumulation suit la distribution du potentiel de l'isolateur propre calculée suivant la même ligne de référence. On a ainsi une chute de tension plus importante sur les premières jupes de l'isolateur qui a tendance à diminuer au fur et à mesure que l'on s'approche de l'électrode à la terre. Cela est aussi observable sur les distributions du potentiel obtenues après 8 min d'accumulation, figure VI.20, et 11 min d'accumulation, figure VI.23. On peut aussi remarquer à la figure VI.23, que la distribution du potentiel après 11 min d'accumulation est très proche de celle obtenue après 8 min d'accumulation. Les glaçons ayant atteint les jupes inférieures, à partir de la quatrième jupe, ont donc peu d'influence sur la distribution du potentiel le long de l'isolateur de poste. Dans ces conditions, on peut s'attendre à ce que la distribution du potentiel évolue peu jusqu'à la création d'un pont de glace, figures IV.4-e et IV.4-f, entre la quatrième et vingt-cinquième jupe, c'est-à-dire une fois l'espace inter-jupes comblé par la glace.

La comparaison des résultats ont démontré une bonne concordance entre les résultats numériques et les observations visuelles faites en laboratoire. Le seul désaccord a été obtenu pour la dernière jupe située près de l'électrode à la terre. Les observations faites en laboratoire, figures VI.25-d et VI.25-e, montrent la présence d'arcs électriques partiels à l'extrémité des glaçons alors que les résultats numériques n'en prévoient pas. D'après les résultats du tableau VI.5, une chute de tension de $2,21 \text{ kV}_{\text{rms}}$ a été obtenue pour l'intervalle d'air entre la dernière jupe et l'électrode à la terre qui présente une longueur de 1,8 cm. Pour cette même longueur d'intervalle d'air, la tension de claquage avec présence d'une goutte d'eau est de $11,6 \text{ kV}_{\text{rms}}$. Avec une chute de tension de $2,21 \text{ kV}_{\text{rms}}$ et en prenant en compte la présence de gouttes d'eau, on est encore nettement inférieur à la tension de claquage calculée. Ainsi, cela démontre que la quantité d'eau au niveau de la dernière jupe de l'isolateur joue un rôle non-négligeable dans le processus d'accumulation de glace en laboratoire. En effet, afin d'accélérer le processus d'accumulation en laboratoire, la quantité d'eau (l/min) utilisée pour réaliser une accumulation de glace de forte épaisseur est généralement beaucoup plus importante que celle que l'on peut trouver dans la nature. Ainsi, au niveau de la dernière jupe, ce ne sont plus des gouttes d'eau qui sont présentes à l'extrémité des glaçons mais plutôt des colonnes d'eau, figure VI.25-e, qui s'étirent le long des lignes de champ entraînant la formation d'arcs électriques partiels au contact de l'électrode à la terre. Et ce sont ces arcs partiels générés par les colonnes d'eau qui empêchent les glaçons de grandir.

Ainsi, les résultats obtenus par les simulations seraient donc plus proches d'une accumulation réalisée avec une quantité d'eau plus faible et qui correspondrait à une accumulation réelle ou naturelle.

De plus, les valeurs du champ électrique moyen E_{gm} sont de 3,55 kV_{rms}/cm pour une accumulation de 5 min, de 6,0 kV_{rms}/cm pour une accumulation de 8 min et de 15,4 kV_{rms}/cm pour une accumulation de 11 min. Cela démontre bien que lorsque la majorité des glaçons ont atteint la jupe suivante, la majorité de la tension appliquée se concentre le long des intervalles d'air résiduels, maintenant ainsi la présence des arcs électriques partiels le long de ces derniers. Ce sont ces arcs électriques qui, au cours de l'accumulation, empêchent les intervalles d'air résiduels de se fermer alors que pour les autres jupes, le pont de glace se forme progressivement. Ce sont aussi ces arcs partiels qui entraînent une fonte locale prématurée des glaçons et des parties de glace situées près des intervalles d'air pouvant conduire à la chute de celles-ci en fin d'accumulation.

VII.2.2 Discussion

L'analyse des résultats obtenus lors des différentes simulations d'une période d'accumulation ont permis d'établir le lien entre la distribution du potentiel le long de l'isolateur de poste en période d'accumulation et la position des différents intervalles d'air présents le long du dépôt de glace. Ces résultats permettent ainsi, en ne simulant que les 11 premières minutes d'accumulation de glace, d'avoir une idée assez précise de la position

des intervalles d'air le long de l'isolateur de poste. Ceci est vrai en supposant qu'il n'y ait pas de chute de parties de glace au cours de l'accumulation. Ainsi, en reprenant le modèle obtenu pour 11 min d'accumulation, figure VI.22. et en supposant que les glaçons présents dans les différents intervalles d'air ne grandissent plus, on aurait donc au bout de 70 min d'accumulation, toujours la même géométrie du dépôt de glace pour les trois premières jupes mais avec une épaisseur de glace plus importante, un pont de glace entre la quatrième et la vingt-cinquième jupe et un intervalle d'air entre la dernière jupe et l'électrode à la terre. En fait cela ressemblerait un peu au dépôt de glace de la figure VI.26-b si la partie de glace de la première jupe ne serait pas tombée en fin d'accumulation. Cependant, on peut constater que le dépôt de glace de la figure VI.26-a, obtenu sous les mêmes conditions expérimentales que le dépôt de glace de la figure VI.26-b, est quelque peu différent. On retrouve les intervalles d'air près de l'électrode *H.T* et entre la première et deuxième jupe ainsi qu'entre la dernière jupe et l'électrode à la terre mais il y a aussi deux autres intervalles d'air dont la position n'était pas prévue par les simulations. Cela peut être attribuable au film d'eau et à la quantité d'eau pouvant différer légèrement d'une accumulation à une autre, influençant ainsi le processus d'accumulation de glace.

Mais malgré les différences observables d'une accumulation à une autre, il existe une très forte relation entre la position des intervalles d'air et les distributions non-linéaires du potentiel et du champ électrique le long de l'isolateur de poste propre. En effet, comme on a pu le constater précédemment, c'est au niveau de l'électrode *H.T* que l'intensité du champ électrique est, pour l'isolateur propre, la plus importante. C'est aussi à cet endroit que l'on

retrouve les intervalles d'air. La distribution non-linéaire du potentiel et du champ électrique le long de l'isolateur de poste propre est donc la principale cause de la formation des intervalles d'air. Ainsi, en améliorant la répartition du potentiel et du champ électrique le long de l'isolateur propre, il serait alors possible de modifier la géométrie du dépôt de glace en évitant que les intervalles d'air ne se concentrent uniquement à une seule place, permettant ainsi une meilleur répartition de ces derniers le long de l'isolateur de poste.

À ce sujet, il existe une méthode employée sur les longues chaînes d'isolateurs suspendus ainsi que sur certaines colonnes isolantes permettant de rendre plus linéaire la distribution du potentiel le long des isolateurs. Cette méthode consiste principalement à insérer un anneau de protection [Porcheron, 1996] entre la partie portée à la *H.T* et l'élément isolant afin de réduire la chute de tension et donc l'intensité du champ électrique au voisinage de la partie portée à la *H.T*. On obtient ainsi une meilleure répartition du potentiel et donc du champ électrique le long des isolateurs. Cependant, il n'existe à ce jour aucune recherche réalisée en laboratoire ayant étudiée le comportement électrique d'isolateurs parés d'un anneau de protection sous des conditions de pluies verglaçantes. Cela devrait être pris en compte dans des études futures.

Par ailleurs, il existe une autre technique permettant d'uniformiser la répartition du potentiel le long des isolateurs qui est dans l'utilisation d'un revêtement semi-conducteur déposé à la surface de ce dernier. Cette technique est utilisée pour des isolateurs fonctionnant sous des conditions de pollution sévère [Elsasser et al., 2000]. Cette couche

semi-conductrice, parcourue par un courant de faible intensité, permet une répartition linéaire du potentiel le long de l'isolateur, limitant ainsi l'intensité du champ électrique au voisinage de la partie *H.T.* De plus, la circulation d'un courant le long de la surface de l'isolateur crée un échauffement de la couche semi-conductrice qui peut être un atout sous des conditions hivernales puisque la chaleur dégagée peut diminuer l'adhérence de la glace sur la surface de l'isolateur et ainsi réduire la quantité de glace accumulée.

VII.3 En période de fonte

Comme il a été mentionné précédemment, ce sont les périodes de fonte qui sont les plus dangereuses pour les isolateurs en terme de contournement électrique. Cela est principalement dû à la présence d'un pont de glace à la surface de l'isolateur qui réduit considérablement la distance de fuite de l'isolateur propre ainsi qu'à la présence d'un film d'eau très conducteur entraînant une forte concentration de la tension appliquée au niveau des intervalles d'air. Cela est confirmé par les résultats des tableaux VI.11 et VI.12 qui indiquent qu'environ 96 % de la tension appliquée se retrouve aux bornes des différents intervalles d'air présents le long de l'isolateur de poste.

Cependant, ce qui est intéressant dans les résultats obtenus, ce sont les modifications des distributions du potentiel et du champ électrique provoquées par la chute de parties de glace. D'après les figures VI.30 et VI.31, la chute de parties de glace de faible volume modifie quelque peu la géométrie des dépôts de glace en diminuant le nombre d'intervalles

d'air et en augmentant la longueur des intervalles d'air restants. Cela a une grande incidence sur les distributions du potentiel, figures VI.32 et VI.34, et sur les distributions du champ électrique, figure VI.33 et VI.35, le long de l'isolateur de poste. Cependant, cela n'affecte en rien la chute de tension totale le long des intervalles d'air qui est quasi-constante dans tous les cas, tableaux VI.12 et VI.13.

En fait, en analysant de plus près ce qui passe au niveau des intervalles d'air, on peut remarquer que la redistribution du potentiel après la chute de glace diffère d'un dépôt de glace à un autre et est principalement régit par le nombre d'intervalles d'air présents.

En reprenant l'exemple du dépôt de glace 1, figure VI.28, il y avait cinq intervalles d'air avant la chute de glace dont les chutes de tension respectives sont données par le tableau VI.7. La chute de parties de glace, figure VI.29, a entraîné l'agrandissement de l'intervalle d'air 1 et de l'intervalle d'air 5, l'intervalle d'air 3 n'ayant pas subi de modification. Il ne reste donc que trois intervalles d'air pour lesquels les chutes de tension sont données par le tableau VI.8. Ainsi, on peut remarquer que la chute de tension le long de l'intervalle d'air 5 n'a pas été influencée par la chute des parties de glace. La chute de tension le long de l'intervalle d'air 3, après la chute de glace, est environ égale à la chute de tension de l'intervalle d'air 4 avant la chute de glace. De même, la chute de tension le long de l'intervalle d'air 1 après la chute de glace est en fait environ égale à la somme des chutes de tension des intervalles d'air 1, 2 et 3 obtenue avant la chute de glace. Ainsi, la

redistribution du potentiel après la chute de glace ne s'est pas faite sur tous les intervalles d'air restants mais uniquement le long de l'intervalle d'air 1 situé près de l'électrode *H.T.*

Pour le dépôt de glace 2, figure VI.30, il y avait trois intervalles d'air avant la chute de glace avec des chutes de tension respectives, tableau VI.9, qui sont de l'ordre de grandeur de celles obtenues pour le dépôt de glace 1 dont le nombre et la position des intervalles d'air après la chute de glace étaient semblables. La chute de glace a entraîné, figure VI.31, la disparition de l'intervalle d'air 2 et l'agrandissement de l'intervalle d'air 1; l'intervalle d'air 3 n'étant pas modifié. Les chutes de tension obtenues après la chute de glace, tableau VI.10, sont sensiblement les mêmes pour les deux intervalles d'air restants. Il y a eu un rééquilibrage des chutes de tension le long des deux intervalles d'air, ce qui n'avait pas été le cas pour le dépôt de glace 1. La différence entre les deux dépôts de glace est en fait la présence d'un intervalle d'air de plus pour le dépôt de glace 1, l'intervalle d'air 3. Ainsi, c'est l'intervalle d'air 3 placé entre les deux intervalles d'air situés respectivement près de chaque électrode qui empêche un rééquilibrage des chutes de tension le long des trois intervalles d'air.

Cela démontre ainsi que c'est le nombre d'intervalles d'air plutôt que leur longueur qui a une influence sur la distribution du potentiel et du champ électrique. Ainsi, la chute de parties de glace, aussi petites soient-elles, en entraînant une modification du nombre d'intervalles d'air, perturbent considérablement la distribution du potentiel et du champ électrique le long de l'isolateur de poste recouvert de glace, pouvant ainsi provoquer ou

inhiber le processus de contournement de l'isolateur glacé. Dans le cas où seulement deux intervalles d'air sont présents respectivement près des électrodes, la situation peut être plus dangereuse que dans le cas où un intervalle d'air supplémentaire s'intercale entre ces deux derniers. Ce troisième intervalle d'air se comporte en fait comme une barrière de potentiel empêchant le rééquilibrage de la tension le long des intervalles d'air. Son rôle est donc important.

La longueur totale des intervalles d'air n'a pas de réelle influence sur la chute de tension totale le long des intervalles d'air, comme on peut le constater par les résultats des tableaux VI.11 et VI.12. Cependant, avec une longueur totale plus importante, le champ électrique moyen E_{gm} devient plus faible, équation (VI.2). D'après l'équation (II.2) qui donne la tension de claquage d'un intervalle d'air en fonction de sa longueur, on peut définir le champ électrique moyen le long de l'intervalle d'air de la façon suivante :

$$E_{gm} (kV_{rms} / cm) = \frac{V_b (kV_{rms}) - 3,8}{x (cm)} = 4,1 \quad (VII.1)$$

Le champ moyen ainsi obtenu est constant et vaut 4,1 kV_{rms}/cm. Cela signifie donc que pour des valeurs de E_{gm} supérieures à cette valeur critique de 4,1 kV_{rms}/cm, il y aura claquage de l'intervalle d'air. En comparant cette valeur critique avec les valeurs obtenues au tableau VI.13, on peut noter que pour les deux dépôts de glace, avant et après la chute de glace, les valeurs de E_{gm} sont supérieures au champ moyen critique donné par l'équation (VII.1). Cela signifie donc que la probabilité d'avoir des arcs électrique partiels le long des

différents intervalles d'air est importante et que cette probabilité augmente avec une valeur de E_{gm} plus grande. Cela est confirmé par l'observation en laboratoire d'arcs électriques partiels, comme l'exemple de la figure VI.37, le long des intervalles d'air présents le long de chaque dépôt de glace étudié. Ainsi, la valeur obtenue pour E_{gm} pourrait permettre d'évaluer la dangerosité d'une accumulation de glace en période de fonte pour la même tension appliquée à l'isolateur recouvert de glace

VII.4 Influence des intervalles d'air

VII.4.1 Influence de la position d'un intervalle d'air

Comme il a été mentionné à la section précédente, un intervalle d'air intercalé entre deux intervalles d'air situés respectivement près des électrodes, figures VI.29 et VI.30, peut jouer un rôle non négligeable dans la distribution du potentiel le long des intervalles d'air présents. Ainsi, dans cette partie, la chute de tension le long de l'intervalle d'air 2, figure VI.38, en fonction de sa position le long de l'isolateur de poste a été étudiée.

Les résultats de la figure VI.39 et du tableau VI.15 montrent que lorsque l'intervalle d'air 2 se rapproche de l'électrode à la terre, la chute de tension le long de celui-ci diminue tandis que les chutes de tension le long des intervalles d'air situés près des électrode augmentent. C'est en fait la distribution du potentiel de l'isolateur propre qui en est responsable puisque la chute de tension est plus importante sur les premières jupes de l'isolateur propre situées près de l'électrode *H.T* et qu'elle a tendance à diminuer au fur et à

mesure que l'on s'approche de l'électrode à la terre. Lorsque l'intervalle d'air 2 passe de la position 1, figure VI.38-a, à la position 2, figure VI.38-b, la différence obtenue entre les deux ΔV_2 est de 7,1 kV_{rms}. Cette différence de potentiel se redistribue en majorité entre les intervalles d'air 1 et 3, ce qui explique l'augmentation de leur chute de tension respective. Par contre, lorsque l'on passe de la position 2 à la position 3, figure VI.38-c, c'est uniquement l'intervalle d'air 1 qui compense la différence de ΔV_2 entre la position 2 et 3.

La position de l'intervalle d'air 2 a donc une influence sur la distribution du potentiel le long de l'isolateur de poste glacé et donc sur la chute de tension le long des intervalles d'air présents. Cependant, comme le démontrent les résultats du tableau VI.15, la position de l'intervalle d'air 2 ne modifie pas le champ électrique moyen E_{gm} dont la valeur demeure quasi constante.

VII.4.2 Influence du nombre d'intervalles d'air pour une même longueur totale de distance d'arc.

Pour une même distance d'arc de 28,3 cm, mais répartie entre un, deux et trois intervalles d'air, on peut remarquer, d'après les résultats du tableau VI.16, que le champ électrique moyen E_{gm} varie peu, d'environ 3,4 %.

En reprenant le modèle de la figure VI.40-a, la chute de tension obtenue le long de l'unique intervalle d'air est de 136,9 kV_{rms}. La tension de claquage donnée par l'équation (II.2) pour cette longueur d'intervalle d'air est de 119,8 kV_{rms}. Il y aurait donc présence

d'un arc électrique partiel dans ce cas. Pour le modèle de la figure VI.39-b, la chute de tension est de $103,3 \text{ kV}_{\text{rms}}$ dans l'intervalle d'air situé près de l'électrode *H.T* et de $37,5 \text{ kV}_{\text{rms}}$ pour l'intervalle d'air situé près de l'électrode à la terre. Les deux intervalles d'air ayant la même longueur, leur tension de claquage est identique et vaut $61,8 \text{ kV}_{\text{rms}}$. Il y aurait donc présence d'un arc électrique partiel le long de l'intervalle d'air situé près de l'électrode *H.T* qui entraînerait, d'après les résultats de la section VI.5.3, la formation d'un arc électrique partiel le long de l'intervalle d'air situé près de l'électrode à la terre. Enfin, pour le modèle de la figure VI.40-c, la chute de tension le long de l'intervalle d'air situé près de l'électrode *H.T* est de $78,2 \text{ kV}_{\text{rms}}$, de $34,4 \text{ kV}_{\text{rms}}$ pour l'intervalle d'air central et de $29,3 \text{ kV}_{\text{rms}}$ pour l'intervalle d'air situé près de l'électrode à la terre. Les tensions de claquage correspondantes sont respectivement de $40,3 \text{ kV}_{\text{rms}}$, $45,9 \text{ kV}_{\text{rms}}$ et $38,2 \text{ kV}_{\text{rms}}$. Ainsi d'après les résultats de la section VI.5.4, la présence d'un arc partiel le long de l'intervalle d'air situé près de l'électrode *H.T* entraînerait la formation d'arcs électriques partiels le long des deux autres intervalles d'air. Par conséquent, dans les trois cas étudiés ci-dessus, il y aurait présence, le long du ou des intervalles d'air, d'un arc électrique partiel et cela pour une même distance d'arc totale.

Les résultats ainsi obtenus démontrent que pour une même distance d'arc répartie sur un ou plusieurs intervalles d'air, la valeur du champ électrique moyen E_{gm} change très peu. Ainsi, cela signifie que la probabilité d'avoir des arcs électriques partiels le long du ou des intervalles d'air est identique. Ce résultat est important car il signifie que pour une même

distance d'arc, s'il y a présence d'un arc électrique partiel dans le cas d'un seul intervalle d'air, il y en aura aussi dans le cas de deux ou trois intervalles d'air. Ainsi, c'est uniquement la distance d'arc totale qui détermine l'apparition des arcs partiels et non pas le nombre d'intervalles d'air.

VII.5 Prise en compte des arcs électriques partiels

VII.5.1 Dépôt de glace présentant un intervalle d'air

Les résultats de la figure VI.44 démontrent que la présence de l'arc électrique partiel le long de l'unique intervalle d'air entraîne une augmentation de la chute de tension le long de la surface de glace. La distribution du potentiel le long de l'isolateur de poste glacé devient plus linéaire. Cela s'explique par le fait que la valeur de la chute de tension le long de l'intervalle d'air n'est plus due à la présence du film d'eau conducteur à la surface de la glace mais imposée par l'arc électrique partiel. Une fois l'arc électrique partiel établi, celui-ci va donc entraîner une augmentation du courant de fuite puisqu'il va permettre à ce dernier de circuler le long de l'intervalle d'air. Ainsi, c'est uniquement la conductivité du film d'eau qui limitera la valeur du courant de fuite et donc la probabilité d'avoir ou non un contournement électrique de l'isolateur de poste.

VII.5.2 Dépôt de glace présentant deux intervalles d'air

Dans le cas de deux intervalles d'air situés respectivement près des électrodes, la présence d'un arc électrique partiel le long de l'un des deux intervalles d'air entraîne une augmentation considérable de la chute de tension le long du deuxième intervalle d'air, comme le montre les résultats de la figure VI.46.

Dans le cas étudié ici, l'augmentation de la chute de tension le long de l'intervalle d'air 1 est de l'ordre de grandeur de la différence entre la chute de tension de $68,3 \text{ kV}_{\text{rms}}$ obtenue le long de l'intervalle d'air 3 sans arc électrique partiel, voir tableau VI.10, moins la chute de tension de $7,23 \text{ kV}_{\text{rms}}$ obtenue le long de l'arc électrique partiel. On passe ainsi d'une chute de tension initiale de $73,3 \text{ kV}_{\text{rms}}$ à $126,0 \text{ kV}_{\text{rms}}$ dont la conséquence directe est la naissance d'un arc électrique partiel le long de cet intervalle d'air. Comme la chute de tension le long de l'arc électrique partiel dépend, d'après les équations (VI.2) et (VI.3), de l'intensité du courant de fuite mais aussi de la longueur de l'intervalle d'air, on peut ainsi dire que plus l'intervalle d'air le long duquel s'établit l'arc partiel est grand, plus la chute de tension le long de celui-ci sera grande et par conséquent, plus l'augmentation de la chute de tension le long du second intervalle d'air sera petite.

Ainsi dans le cas où deux intervalles d'air sont présents respectivement près des électrodes, l'établissement d'un arc électrique partiel le long d'un intervalle d'air entraîne une augmentation de la chute de tension le long du deuxième intervalle d'air dont la valeur dépend principalement du courant mais surtout de la longueur de l'intervalle d'air le long

duquel s'établit l'arc partiel. Dans ces conditions, presque la totalité de la tension appliquée se retrouve aux bornes du deuxième intervalle d'air entraînant ainsi le claquage de ce dernier si l'augmentation de la chute de tension est suffisante.

VII.5.3 Dépôt de glace présentant trois intervalles d'air

Pour le modèle présentant trois intervalles d'air le long du dépôt de glace, la présence d'un arc électrique partiel le long de l'intervalle d'air situé près de l'électrode *H.T* dans ce cas-ci entraîne une augmentation des chutes de tension le long des deux autres intervalles d'air, figure VI.47. Cependant, on a pu constater, d'après les résultats obtenus, que l'augmentation des chutes de tension respectives aux intervalles d'air 3 et 5, figure VI.31, n'est pas très grande. Cela provient principalement du fait, comme mentionné à la section précédente, que l'intervalle 1 a une longueur importante et que par conséquent, la chute de tension obtenue le long de l'arc partiel est importante. La différence entre les chutes de tension le long de l'intervalle d'air 1 obtenue sans et avec la présence d'un arc partiel est donc de 30,2 kV_{rms} qui est répartie sur les intervalles d'air 3 et 5. Cependant, on peut remarquer que cette répartition ne se fait pas équitablement entre les deux intervalles d'air mais qu'environ 77 % des 30,2 kV_{rms} est additionné à la chute de tension de l'intervalle d'air 3 et le reste à l'intervalle d'air 5. On constate à nouveau, comme mentionné à la section VI.2, que l'intervalle d'air 3 empêche un rééquilibrage de la distribution du potentiel le long du dépôt de glace.

Ainsi, la présence d'un arc partiel le long de l'intervalle d'air 1 entraîne une augmentation importante de la chute de tension le long de l'intervalle d'air qui le suit, provoquant ainsi le claquage de ce dernier et l'apparition d'un arc partiel le long de celui-ci, d'après les valeurs du tableau VI.8. On peut donc supposer que l'augmentation de la chute de tension le long de l'intervalle d'air 5, engendrée par la présence d'un arc partiel le long de l'intervalle d'air 1 et 3 serait nettement supérieur à la tension de claquage de ce dernier et provoquerait ainsi l'apparition d'un arc partiel le long de celui-ci. Cela viendrait donc confirmer les observations faites en laboratoire qui sont décrites à la section VI.3.5. En effet, comme il était difficile de prendre en compte deux arcs électriques partiels dans les simulations, spécialement à cause du nombre d'éléments que cela nécessitait, on peut cependant estimer l'augmentation de la chute de tension le long de l'intervalle d'air 5 en s'aidant des résultats de la simulation effectuée dans cette partie. Ainsi, avec la présence d'un arc électrique partiel le long de l'intervalle d'air 1, la partie supérieure de l'intervalle d'air 3 est portée à un potentiel d'environ 97,0 kV_{rms}. Avec la présence d'un arc électrique partiel le long de l'intervalle d'air 3, la chute de tension le long de celui-ci est de 4,1 kV_{rms} pour une longueur d'intervalle d'air de 2,6 cm d'après l'équation (VII.2) obtenue par [Farzaneh et al., 1997] pour une longueur d'intervalle d'air de 3 cm.

$$V_{arc} = x.E_{arc} \text{ où } E_{arc} = 567,6 I_m^{-0,2439} \quad (\text{VII.2})$$

Ainsi, la différence dans la chute de tension pour l'intervalle d'air 3 obtenue sans et avec un arc électrique partiel le long de ce dernier est d'environ 45,9 kV_{rms}, dont presque la

totalité sera ajoutée à la chute de tension de $42,8 \text{ kV}_{\text{rms}}$ obtenue le long de l'intervalle d'air 5 lorsque uniquement l'arc partiel était présent le long de l'intervalle d'air 1. La chute de tension obtenue ainsi augmentée est maintenant suffisante pour initier un arc électrique partiel le long de l'intervalle d'air 5, d'après la tension de claquage correspondante donnée par le tableau VI.8.

VII.6 Influence de la permittivité relative de la glace

Les résultats obtenus aux figures VI.49 et VI.50 montrent qu'en présence d'un film d'eau conducteur à la surface du dépôt de glace, la valeur de la permittivité relative de la glace n'a aucune influence sur la distribution du potentiel et du champ électrique le long du dépôt de glace. Ceci démontre donc que la distribution du potentiel et donc du champ électrique est principalement régie par l'impédance du film d'eau. Comme les impédances de l'isolateur propre, du dépôt de glace et du film d'eau sont connectées en parallèle, cela signifie donc que l'impédance du film d'eau est faible devant les deux autres. Cela confirme en partie le fait que la composante capacitive du courant de fuite soit négligeable devant la composante résistive de ce dernier [Kannus, 1998].

Lorsque le film d'eau n'est pas présent à la surface du dépôt de glace, il n'y a donc pas de circulation de courant de fuite « résistif » à la surface de la glace mais uniquement un courant capacitif qui est principalement induit par les différentes capacités présentes. Cela

explique pourquoi en changeant la valeur de la permittivité relative de la glace et donc sa capacité, on agit sur la distribution du potentiel le long de l'isolateur glacé.

En résumé, on peut dire qu'en présence d'un film d'eau conducteur à la surface du dépôt de glace, la valeur que l'on donne à la permittivité relative de la glace, qu'elle soit comprise entre 70 ou 106 comme c'est le cas dans la littérature, voir section II.4.2, n'a pas de réelle influence sur les résultats obtenus des différentes simulations. Par contre, pour des simulations qui ne prennent pas en compte le film d'eau, la valeur de la permittivité relative de la glace joue un rôle non négligeable dans la précision des résultats.

VII.7 Amélioration de la géométrie des isolateurs de poste

VII.7.1 Préliminaires

D'après l'analyse des résultats obtenus précédemment, on a pu constater que c'est au cours des premières minutes de l'accumulation de glace que se détermine en majorité la géométrie finale du dépôt de glace. En l'occurrence, c'est pendant cette période que se créent les intervalles d'air dont la position est déterminée par la distribution du potentiel le long de l'isolateur propre. Une fois l'accumulation de glace terminée, il ne reste plus qu'un pont de glace court-circuitant la majorité des jupes de l'isolateur de poste et les intervalles d'air créés au cours de l'accumulation.

En période de fonte, les seuls obstacles au contournement de l'isolateur sont, par ordre d'importance, les intervalles d'air et, une fois que les arcs électriques partiels sont présents le long de ceux-ci, la résistance du dépôt de glace. Cette dernière est, comme on a pu le constater au cours de ces travaux, uniquement régie par le film d'eau le long duquel s'écoule le courant de fuite. Ainsi, l'amélioration de la tenue diélectrique des isolateurs de poste recouverts de glace passe par l'imposition de barrières face au processus de développement du contournement électrique. À cet effet, des solutions possibles sont présentées dans les sections suivantes.

VII.7.2 Augmentation de la résistance du dépôt de glace

La première façon de réduire les risques de contournements serait d'augmenter la résistance du dépôt de glace. En fait, comme il a été mentionné aux sections II.3.3 et II.5.2, plus la conductivité de l'eau d'accumulation est importante, et par conséquent la conductivité du film d'eau en période d'accumulation et de fonte, plus la tension minimale de contournement diminue. Donc, si on arrive à diminuer la conductivité du film d'eau, en particulier au cours de la période de fonte qui est la plus dangereuse pour l'isolateur, il serait alors possible de diminuer le risque de contournement. Comme il est impossible d'agir directement sur la conductivité électrique propre du film d'eau en période de fonte, on peut cependant agir sur la géométrie finale du dépôt de glace et donc sur la résistance totale du film d'eau. Cela peut se faire en agissant sur la géométrie de l'isolateur de poste, tel que présenté en annexe VI.

Ainsi, la démarche proposée en annexe VI montre qu'il est possible d'augmenter artificiellement la résistance du dépôt de glace en agissant sur la géométrie de l'isolateur de poste décrite à la figure A.VI.4. On obtient ainsi un isolateur présentant une alternance de jupes de diamètre extérieur et de distance inter-jupes plus importants que ceux utilisés pour les isolateurs de poste standards. Cette suggestion est en accord avec une des suggestions proposées par [Task Force 33.04.09, 1999] pour l'amélioration de la tension de tenue des isolateurs glacés.

VII.7.3 Augmentation de la distance d'arc

En période de fonte, on a pu constater qu'en présence d'un film d'eau très conducteur à la surface du dépôt de glace, environ 96 % de la tension appliquée était concentrée le long des intervalles d'air. Un moyen simple serait de répartir ces 96 % de la tension appliquée le long de plusieurs intervalles d'air créés artificiellement et de s'assurer que la longueur de ces derniers soit supérieure à la distance de claquage.

Il s'agit dans un premier temps de créer des intervalles d'air le long du dépôt de glace et ensuite d'en déterminer le nombre. Pour répondre à la première question, il suffit de reprendre les solutions de la section précédente mais cette fois, il ne s'agit plus d'empêcher la création d'un pont de glace mais d'empêcher les glaçons de ponter au bout de 70 min d'accumulation (toujours en référence à la remarque IV.1 de la section IV.2.2.1) afin de créer un intervalle d'air entre les glaçons se formant sur les jupes extérieures (celle de

diamètre plus important), figure VII.4, et la couche de glace déposée sur la surface supérieure de la jupe extérieure consécutive. Cela signifie donc qu'il faudra à la fois augmenter le diamètre des jupes extérieures ainsi que la distance qui les sépare.

Maintenant pour déterminer le nombre d'intervalles d'air, et d'après l'analyse des résultats relatifs aux simulations des périodes de fonte, sections VII.2 et VII.4, un nombre supérieur ou égale à trois serait assez judicieux. En effet, dans le cas de deux intervalles d'air, la présence d'un arc électrique partiel le long d'un intervalle d'air entraîne immédiatement une augmentation considérable de la chute de tension le long du second intervalle d'air, ce qui entraîne le claquage de ce dernier. Ainsi, avec au moins trois intervalles d'air, il y a toujours l'intervalle d'air intercalé entre les intervalles situés près des électrodes qui joue le rôle de barrière de potentiel. Donc, pour cet exemple, on s'est limité à trois intervalles d'air mais le même calcul pourrait être appliqué à un nombre supérieur à trois. Le cheminement de ce calcul est présenté en annexe VII.

Une fois encore, la solution proposée passe par l'augmentation du diamètre extérieur de certaines jupes et de la distance entre ces dernières. Cependant, il faut garder à l'esprit que les corps des isolateurs de poste sont réalisés à partir d'une pièce de porcelaine moulée puis usinée, ce qui limite considérablement le diamètre des jupes. Toutefois, l'agrandissement du diamètre pourrait être réalisé par des pièces additives, respectant certaines contraintes diélectriques et mécaniques, et qui permettraient d'améliorer, à moindre coût, le comportement des isolateurs de postes déjà en place dans les postes de distribution sans

pour autant devoir les remplacer par de nouveaux types d'isolateurs. Ces pièces additives, dont l'appellation anglaise est « booster sheds » ont déjà été testées sous des conditions verglaçantes sévères [Task Force 33.04.09, 1999] et ont donné des résultats satisfaisants. Ce que nous avons suggéré dans cette partie concerne plutôt le cheminement de calcul afin de déterminer le diamètre ainsi que le nombre et la position respective de ces « booster sheds » qui pourraient être utilisés dans le cas particulier des isolateurs de poste standard.

VII.7.4 Conclusion

Les différentes solutions proposées précédemment donnent un aperçu des possibilités offertes afin d'améliorer le comportement électrique des isolateurs de poste en présence de glace. En effet, on est passé ici d'une solution permettant d'augmenter la résistance du dépôt de glace en période de fonte à une solution permettant d'inhiber tout risque de contournement. Ainsi le diamètre initial de 29,4 cm des jupes de l'isolateur de poste est passé de 34,2 cm pour la première solution à 69,4 cm pour la deuxième solution. Une multitude de géométries d'isolateur peuvent donc être développées en s'inspirant des solutions proposées mais dont le principal but était d'établir une procédure de calcul du diamètre des jupes extérieures.

CHAPITRE VIII

CONCLUSIONS GÉNÉRALES ET RECOMMANDATIONS POUR LES TRAVAUX FUTURS

VIII.1 Conclusions générales

VIII.1.1 Méthode des Éléments Finis de Frontière

La Méthode des Éléments Finis de Frontière s'est avérée être un bon choix parmi les différentes méthodes numériques proposées. Cette méthode, qui permet de se contenter d'une description surfacique des objets modélisés, présente les avantages importants par rapport aux différentes méthodes existantes du point de vue du nombre d'inconnues mis en jeu, de la prise en compte des domaines infinis, des configurations tridimensionnelles et de la description d'une surface conductrice de faible épaisseur.

Ainsi, malgré la complexité des modèles tridimensionnels étudiés et la limitation du nombre d'éléments pouvant être utilisé, la comparaison des résultats numériques obtenus par le biais du logiciel commercial avec les résultats expérimentaux a démontré une très bonne concordance. 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. Cependant, il est important de noter que la validation des résultats numériques s'est faite pour un cas particulier, c'est-à-dire lorsque aucun arc électrique partiel n'était présent le long des intervalles d'air. Cela implique donc que le courant de fuite circulant dans le film d'eau est très faible, comme décrit à la section IV.5.2, et peut être considéré comme purement capacitif. Il n'y a donc pas de courant de fuite résistif circulant le long de l'isolateur glacé. Ainsi tous les résultats obtenus sont valides uniquement dans le cas où la composante résistive du courant de fuite est négligeable (voire nulle) devant la composante capacitive.

VIII.1.2 Modélisation d'un isolateur de poste recouvert de glace

Au cours de cette recherche, trois modélisations de l'isolateur de poste recouvert de glace ont été utilisées.

La première modélisation utilisée en 2-D s'est faite suivant un plan de symétrie séparant l'isolateur de poste et le dépôt de glace accumulée sur 180° en deux parties égales. Ainsi les différents résultats obtenus à partir des simulations ont permis de mettre en évidence l'influence sur la distribution du potentiel et du champ électrique 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. Cependant, les résultats obtenus avec ce modèle bidimensionnel ne peuvent être exploités ni reliés à des mesures ou observations

expérimentales de part la nature du modèle utilisé qui ne modélise par correctement le comportement réel d'un isolateur recouvert de glace. La validité des résultats est donc à discuter. En fait, le but principal de cette étude bidimensionnelle était principalement une préparation aux simulations tridimensionnelles. Cela a ainsi permis de se familiariser avec les outils de simulation, de découvrir les limites du logiciel utilisé et de donner un bon aperçu des résultats à obtenir dans le cadre des simulations tridimensionnelles.

La deuxième modélisation utilisée est en fait la première modélisation 3-D représentant la moitié de l'isolateur recouvert de glace accumulée sur 180° . Ce modèle fût abandonné par la suite à cause du nombre trop élevé d'éléments utilisés dans le maillage. Cependant, il a quand même permis de mettre en évidence l'influence du film d'eau conducteur à la surface de la glace sur la distribution du potentiel le long du dépôt de glace, comme dans le cas bidimensionnel, mais aussi le long de la partie de l'isolateur de poste non recouverte de glace, ce qui n'avait pas été mis en évidence en 2-D.

Enfin, la dernière modélisation utilisée pour toutes les simulations tridimensionnelles est celle représentant une portion de 15° de l'isolateur de poste recouvert de glace, qui cette fois, était supposée s'être accumulée sur la totalité de l'isolateur de poste, c'est-à-dire sur 360° . Ainsi, en utilisant une périodicité des symétries, il a été possible de simuler le comportement de l'isolateur glacé uniquement en ne modélisant qu'une portion de 15° . La validation du modèle par les mesures expérimentales de la distribution du potentiel le long d'un isolateur de poste recouvert de glace sur environ 180° a permis de démontrer que pour

des courants de fuites faibles (uniquement capacitifs), la glace accumulée sur 180° ou 360° n'influence pas la distribution du potentiel et du champ électrique le long du dépôt de glace. Ainsi, à partir de ce modèle géométriquement plus simple que le précédent, diverses simulations ont été réalisées fournissant ainsi les principaux résultats de cette recherche et dont les conclusions sont présentées dans les sections suivantes.

VIII.1.3 Simulations tridimensionnelles d'une accumulation de glace

Les résultats obtenus à partir des simulations des onze premières minutes d'une période d'accumulation de glace ont permis de démontrer qu'il était possible de prédire la position des intervalles d'air le long d'un isolateur de poste. La comparaison du modèle obtenu après 11 min d'accumulation avec les observations expérimentales d'une accumulation réelle démontre une bonne corrélation des résultats. Ainsi, les simulations ont permis de déterminer l'évolution des distributions du potentiel et du champ électrique au cours de l'accumulation de glace qui aurait été difficile de déterminer expérimentalement. Les résultats obtenus ont démontré que c'est entre 0 et 5 min que l'évolution des distributions du potentiel et du champ électriques est la plus significative, c'est-à-dire dès que les glaçons commencent à croître entre les jupes de l'isolateur de poste. Cela démontre aussi l'influence importante du film d'eau conducteur dans les premiers instants de l'accumulation de glace. Cependant, au cours de la croissance des glaçons jusqu'à ce qu'ils pontent l'espace inter-jupes, l'évolution des distributions du potentiel et du champ électrique devient moins importante. Dans ces conditions, c'est uniquement les chutes de

tension entre l'extrémité des glaçons et la surface de glace opposée qui déterminent l'évolution du dépôt de glace et surtout la création des intervalles d'air.

En fait, il a été démontré que la position des intervalles d'air se formant le long de l'isolateur de poste au cours des premières minutes d'une accumulation de glace réalisée en régime humide est principalement régie par les distributions du potentiel et du champ électrique le long de l'isolateur de poste propre. En effet, c'est au niveau des trois premières jupes de l'isolateur de poste propre situées près de l'électrode *H.T* que l'intensité du champ électrique (ou la chute de tension) est la plus importante et c'est aussi au niveau de ces trois premières jupes que l'on retrouve les intervalles d'air formés au cours de l'accumulation de glace. Il existe donc une forte corrélation entre la position le long de l'isolateur de poste propre pour laquelle la chute de tension est la plus élevée et la position des intervalles d'air se formant au cours de l'accumulation de glace.

Cependant, pour ce qui est de la dernière jupe, c'est en fait, d'après les observations expérimentales, la présence d'une quantité importante d'eau qui entraîne l'apparition d'arcs électriques partiels à l'extrémité des glaçons et non pas la chute de tension dont la valeur obtenue numériquement est trop faible pour pouvoir initier ces arcs électriques partiels. Cela met en évidence le rôle joué par la quantité d'eau plus ou moins importante utilisée dans le régime humide d'accumulation et qui, en entraînant la formation de gouttes d'eau à l'extrémité des glaçons, diminue la tension de claquage des intervalles d'air agissant ainsi sur la géométrie du dépôt de glace obtenu en fin d'accumulation.

VIII.1.4 Simulations tridimensionnelles de périodes de fonte

En fin d'accumulation, on retrouve généralement les intervalles d'air aux positions que l'on a déterminées dans les simulations d'une période d'accumulation mais dont la géométrie a été modifiée par la fonte de parties de glace au cours de l'accumulation engendrée par la présence des arcs électriques partiels le long des intervalles d'air.

Lorsque la période de fonte débute, un film d'eau très conducteur se forme à la surface du dépôt de glace entraînant ainsi une forte concentration du potentiel le long des différents intervalles d'air. Ainsi, environ 96 % de la tension appliquée se retrouve aux bornes des différents intervalles d'air. La valeur du champ électrique moyen E_{gm} étant supérieure à la valeur critique de 4,1 kV_{rms}/cm, il y a donc présence d'arcs électriques partiels le long des intervalles d'air.

La présence des arcs électriques partiels entraîne la chute des parties de glace rendues très instables durant l'accumulation conduisant ainsi à la modification géométrique du dépôt de glace. Cette modification se traduit par la réduction du nombre d'intervalles d'air ainsi que par l'augmentation de certains intervalles d'air restants mais surtout par une modification importante des distributions du potentiel et du champ électrique le long du dépôt de glace obtenues avant la chute des parties de glace. Cependant, cela n'affecte en rien la chute de tension totale qui est toujours égale à 96 % de la tension appliquée. Par contre, le champ électrique moyen E_{gm} diminue mais est toujours supérieur à 4,1 kV_{rms}/cm, d'où la présence à nouveau d'arcs électriques partiels le long des intervalles d'air.

Ainsi, le nombre d'intervalles d'air présents le long du dépôt de glace n'affecte pas la chute de tension totale le long des intervalles d'air mais uniquement le champ électrique moyen E_{gm} qui diminue lorsque la longueur des intervalles d'air augmente. De plus, le nombre d'intervalles d'air a une influence directe sur la distribution du potentiel le long du dépôt de glace et donc sur la chute de tension le long des intervalles d'air. En effet, après la chute de parties de glace, on assiste à une redistribution du potentiel le long du dépôt de glace, et donc à une répartition de la tension appliquée le long des intervalles d'air présents. En général, c'est toujours l'intervalle d'air situé près de l'électrode $H.T$ qui possède la plus importante chute de tension et cela, indépendamment du nombre total d'intervalles d'air.

C'est uniquement le nombre d'intervalles d'air qui détermine la répartition du potentiel appliquée le long des intervalles d'air comme on a pu le constater après la chute de parties de glace. Ainsi, pour deux intervalles d'air situés respectivement près des électrodes, la répartition du potentiel est assez équitable. Dans le cas de trois intervalles d'air dont deux sont situés respectivement près des électrodes et le troisième intercalé entre ces deux derniers, la répartition de la tension appliquée n'est plus uniforme. Dans ce cas, environ 55 à 57 % de la tension appliquée se retrouve aux bornes de l'intervalle d'air situé près de l'électrode $H.T$, le reste étant réparti sur les deux autres intervalles d'air. L'intervalle d'air intercalé empêche donc une répartition uniforme de la tension appliquée entre les trois intervalles d'air et se comporte donc comme une barrière de potentiel. Cela peut expliquer pourquoi dans certains cas, la chute de parties de glace peut soit provoquer, soit inhiber le contournement électrique des isolateurs recouverts de glace.

Avec l'introduction du champ électrique moyen E_{gm} le long des intervalles d'air, il est maintenant possible, en période de fonte, de comparer le comportement des isolateurs recouverts d'un dépôt de glace réalisé en régime humide et soumis à la même tension appliquée. En comparant les valeurs de E_{gm} avec la valeur calculée de 4,1 kV_{rms} prise comme la valeur critique d'apparition des arcs électriques partiels, cela permettrait ainsi de classer la dangerosité des accumulations de glace réalisées en régime humide.

VIII.1.5 Influence des intervalles d'air

Lorsque trois intervalles d'air sont présents le long d'un isolateur de poste dont deux sont respectivement positionnés près des électrodes et le troisième intercalé entre ceux-ci, alors la chute de tension le long de ce troisième varie avec la position de ce dernier. Plus l'intervalle d'air s'approche de l'électrode à la terre, et plus sa chute de tension diminue. Cela est principalement dû à la chute de tension le long de l'isolateur propre qui diminue en s'approchant de l'électrode à la terre. Cependant, la position du troisième intervalle d'air n'affecte en rien la valeur du champ électrique moyen E_{gm} qui demeure la même quelle que soit la position de l'intervalle d'air le long du dépôt de glace. L'influence de la position du troisième intervalle d'air sur la distribution du potentiel le long du dépôt de glace se mesure par l'augmentation d'environ 10,5 % de la chute de tension des intervalles d'air situés respectivement près de chaque électrode lorsque le troisième intervalle d'air passe de sa position haute (près de l'électrode *H.T*) à sa position basse.

Pour une distance d'arc ou longueur minimale des intervalles d'air identique mais répartie sur un, deux, trois voire plusieurs intervalles d'air, le nombre d'intervalles d'air n'a pas d'influence sur la valeur du champ électrique moyen E_{gm} . Cela signifie que pour la même distance d'arc constituée de un, deux ou trois intervalles d'air, la chance d'avoir des arcs électriques partiels dans les trois cas est la même. Par conséquent, un dépôt de glace présentant deux ou trois intervalles d'air peut être modélisé par un dépôt de glace avec uniquement un intervalle d'air dont la distance d'arc est égale à la distance d'arc totale des deux ou trois intervalles d'air. Ce résultat pourra permettre d'étendre l'utilisation du modèle mathématique de prédiction des contournements électriques des isolateurs recouverts de glace qui jusqu'à maintenant, n'avait été validé que pour des longueurs de dépôt de glace de l'ordre de 60 cm. Son utilisation pourrait donc être étendue à des longueurs inférieures à 1,5 m, c'est-à-dire pour des isolateurs de poste standards 735 kV.

VIII.1.6 Influence d'un arc électrique partiel

Lorsqu'un seul intervalle d'air est présent le long du dépôt de glace, l'apparition d'un arc électrique partiel le long de ce dernier a de grandes chances de conduire à un contournement de l'isolateur puisque dans ce cas précis, c'est uniquement la résistance du film d'eau qui limite l'intensité du courant de fuite.

Lorsque deux intervalles d'air sont présents, l'apparition d'un arc électrique le long du premier intervalle d'air entraîne une augmentation importante le long du second intervalle d'air pouvant mener au claquage de ce dernier si la chute de tension ainsi obtenue est

supérieure à la tension de claquage. L'augmentation de la tension du second intervalle d'air est fonction de la longueur du premier intervalle d'air. Plus sa longueur est importante et plus l'augmentation de la chute de tension est importante. Ainsi, le claquage du deuxième intervalle d'air dépend grandement de sa longueur mais aussi de celle du premier intervalle d'air. Une fois les deux arcs électriques partiels établis, le courant de fuite peut s'écouler librement à travers les intervalles d'air et son intensité sera uniquement limitée par la résistance du film d'eau, comme dans le cas précédent.

Pour trois intervalles d'air, le premier arc électrique partiel s'établit généralement le long de l'intervalle d'air situé près de l'électrode *H.T.*, là où la chute de tension est la plus importante (environ 55 à 57 % de la tension appliquée). L'élévation du potentiel engendrée par la présence de l'arc partiel ne se répartit pas sur les deux intervalles d'air restants mais en majorité sur l'intervalle d'air suivant. Ainsi, cet intervalle d'air fait office de barrière de potentiel. Cependant, si la chute de tension le long de ce dernier devient supérieure à la tension de claquage, alors il ne restera plus que le troisième intervalle d'air pour limiter le courant de fuite. Ayant subi une augmentation de sa chute de tension avec le claquage du second intervalle d'air, il peut être le siège lui aussi d'un arc partiel. Dans ce cas, l'intensité du courant de fuite n'est limitée que par la résistance du film d'eau.

La conséquence d'un arc électrique s'établissant le long d'un intervalle d'air est donc une modification de la distribution du potentiel et du champ électrique le long de l'isolateur de poste recouvert de glace. Dans le cas de deux ou trois intervalles d'air, la présence d'un

arc électrique partiel le long de l'un d'eux entraîne une élévation importante de la chute de tension le long de l'intervalle d'air qui suit. Il devient alors plus difficile pour le ou les autres intervalles d'air suivants d'être le siège d'arcs électriques partiels et cela, dépendamment de la longueur des intervalles d'air. Ainsi, pour une même tension appliquée à l'isolateur de poste, il est donc préférable d'avoir au moins trois intervalles d'air le long du dépôt de glace afin de diminuer les risques de contournement de l'isolateur de poste recouvert de glace.

Les résultats obtenus d'après les simulations d'un arc électrique partiel s'établissant le long d'un intervalle d'air doivent être considérés avec prudence. En effet, la modélisation de l'arc électrique partiel utilisée est assez simpliste puisque uniquement la chute de tension le long de l'arc électrique partiel est prise en compte. De plus, lorsque l'arc électrique partiel est établi, on assiste à une augmentation du courant de fuite circulant à travers le film d'eau conducteur. Ainsi, l'intensité du courant augmente, devient de plus en plus résistif et dans ces conditions, les résultats numériques obtenus ne peuvent être validés en s'appuyant sur la validation expérimentale présentée à la section VI.1.2 réalisée pour un courant très faible, de nature capacitive. Cela démontre ainsi les limitations du logiciel utilisé au niveau de la modélisation des arcs électriques partiels et met en évidence les études qu'il reste à faire à ce niveau.

VIII.1.7 Influence de la valeur de la permittivité de la glace

La valeur de la permittivité de la glace n'a pas d'influence sur la distribution du potentiel et du champ électrique le long de l'isolateur de poste recouvert de glace lorsqu'un film d'eau conducteur est présent à la surface du dépôt de glace. C'est uniquement lorsque le film d'eau est absent, c'est-à-dire lorsqu'il s'agit uniquement des capacités, que la valeur de la permittivité relative de la glace agit sur la distribution du potentiel et du champ électrique.

En fait, on passe d'un régime purement capacitif, lorsque le film d'eau est absent, à un régime purement résistif lorsque le film d'eau et les arcs électriques partiels le long de tous les intervalles d'air sont présents. En présence du film d'eau uniquement, par exemple dans le cas de la mesure expérimentale de la distribution du potentiel, section VI.1.2, on se trouve dans un régime capacitif-résistif.

VIII.2 Recommandations pour les travaux futurs

Les résultats obtenus au cours de cette recherche ont largement contribué à la compréhension des phénomènes de pré-contournement des isolateurs de poste recouverts de glace et à la détermination des paramètres pouvant influencer la distribution du potentiel et du champ électrique le long des dépôts de glace. Les résultats ont aussi permis de mettre en évidence les limitations de cette recherche ouvrant ainsi la voie à de nouvelles études,

toujours dans le but d'approfondir les connaissances sur le sujet. Ainsi, pour les travaux à venir, les recommandations qui suivent pourront être de bon augure.

Tout d'abord, les simulations devront être poursuivies en 3-D ou éventuellement en 2-D axisymétriques mais uniquement dans le cas de géométries simples, sans glaçons ni arcs électriques partiels. Il serait primordial de se concentrer sur l'amélioration de la modélisation des arcs électriques partiels en premier lieu, puis d'y ajouter la circulation d'un courant de fuite le long du film d'eau. La prise en compte de ces deux phénomènes importants dans les futures simulations permettrait éventuellement de déterminer une valeur de champ électrique critique pouvant provoquer le contournement électrique d'un isolateur recouvert de glace. Suivant la complexité de la modélisation, il sera peut-être préférable de se limiter à des isolateurs plus petits que les isolateurs de poste. Cependant, quelle que soit la taille de l'isolateur étudié, c'est le choix de la méthode numérique utilisée dans les simulations qui sera déterminant.

Cependant, avec les nouvelles contraintes de modélisation qui devront être prises en compte, le logiciel commercial utilisé au cours de cette recherche n'est actuellement pas en mesure de répondre à toutes ces nouvelles exigences. Cela est principalement dû à la formulation indirecte de la *M.E.F.F* sur laquelle le logiciel est basé. Il sera donc nécessaire de se tourner vers d'autres logiciels basés sur des méthodes différentes, comme la *M.E.F* ou la formulation directe de la *M.E.F.F.*, ou éventuellement un couplage de ces deux méthodes.

De plus, il serait utile de développer un critère numérique plutôt qu'expérimental afin de déterminer la présence ou non d'un arc électrique partiel le long d'un intervalle d'air. En effet, au cours de cette recherche, la présence d'arcs électriques partiels le long des intervalles d'air était basée sur la tension de claquage déterminée expérimentalement en fonction de la longueur de l'intervalle d'air. Pour les simulations futures, il serait peut-être préférable d'utiliser un critère basé sur la théorie des streamers ou sur la théorie des décharges couronnes, ou éventuellement un couplage des deux. Cependant, cela demande de la modélisation supplémentaire si l'on veut tenir compte, par exemple, des charges d'espaces présentes le long des intervalles d'air avant le claquage de celui-ci.

Toujours au niveau de la simulation, il reste encore du travail à faire au niveau des isolateurs de poste. Ainsi, il pourrait être intéressant de déterminer l'influence, pour un isolateur de poste recouvert de glace, de la présence d'un anneau de garde sur la distribution du potentiel et du champ électrique le long du dépôt de glace en période de fonte. De plus, suivant la méthode numérique utilisée et en considérant qu'il n'y a pas d'arcs électriques partiels le long des intervalles d'air, les simulations pourraient être étendues à deux et même trois isolateurs de poste formant ainsi une colonne isolante recouverte de glace.

Au niveau expérimental, le plus important serait de valider le modèle prenant en compte les arcs électriques partiels et la circulation d'un courant de fuite à la surface du dépôt de glace. La procédure de mesure pourrait être la même que celle utilisée dans cette recherche

concernant la détermination expérimentale de la distribution du potentiel en période de fonte le long de l'isolateur de poste recouvert de glace. Mais cette fois, la tension appliquée devra permettre l'établissement d'arcs électriques partiels le long du ou des intervalles d'air permettant ainsi au courant de fuite, dont la valeur devra être mesurée, de s'écouler librement le long du dépôt de glace.

Toujours au registre expérimental, la réalisation d'accumulation de glace sur un isolateur de poste avec un anneau de garde sous tension de service pourrait être envisagée. Cela permettrait de déterminer l'influence de l'anneau de garde sur la géométrie du dépôt de glace et en particulier sur la position des intervalles d'air et donc sur les distributions du potentiel et du champ électrique le long de l'isolateur.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

AGUET M. et **M. IANOZ**, « Haute tension », Édition Dunod, pp. 226-253, **1987**.

ARCHER D.G. et **P. WANG**, « The dielectric constant of water and Debye-Hückel limiting law slopes », J. Phys. Chem. Ref. Data 19, 371, **1990**.

ASENJO E. et **N. MORALES**, « Low Frequency Complex Fields In Polluted Insulators », IEEE Trans. on Electrical Insulation, vol. EI-17, no. 3, pp. 262-267, juin **1982**.

ASENJO E., **N. MORALES** et **A. VALDENEGRO**, « Solution of Low Frequency Complex Fields in Polluted Insulators by Means of the Finite Element Method », IEEE Trans. on Dielectrics and Electrical Insulation, vol. 4, no. 1, pp. 10-16, février **1997**.

BINNS K.J et **P.J. LAWRENSON**, « Analysis and computation of electric and magnetic field problems », Pergamon Press ltd, **1973**.

BOSSAVIT A., **C. EMSON** et **I.D. MAYERGOYZ**, « Méthodes numériques en électromagnétisme », Éditions Eyrolles, Paris, **1991**.

BOYER A.E et **J.R MEALE**, « Insulation flashover under icing conditions on the Ontario-Hydro 500 kV transmission lign system », Proc. CEA Spring Meeting, Montréal, Québec, p.20, mars **1988**.

BREBBIA C.A, **J. TELLES** et **L. WROBEL**, « Boundary Element Techniques », Springer, Berlin, **1984**.

BRETTSCHEIDER S., « Effects of Atmospheric Ice on the Maximum Withstand Voltage of High Voltage Insulators », Mémoire présenté à l'Université de Karlsruhe, Allemagne, Décembre **1996**.

BRETTSCHEIDER S., « Étude des dimensions géométriques des glaçons réelles produit sur des isolateurs recouverts de glace », Rapport de recherche interne, Université du Québec à Chicoutimi, février **1998**.

BUCHAN P.G., « Electrical conductivity of insulator surface ices », Ontario hydro research division, report no. 89-31-k, May 10, **1989**.

BUCHNER R., J. BARTHEL et J. STAUBER, « The dielectric relaxation of water between 0° C and 35° C », Chem. Phys. Lett. 306, 57-63, **1999**.

CAMP P.R. et **W. KISZENICK**, «Electrical conduction in ice», Proc. of Inter. Symp. Physics of Ice, Germany, September 9-14, **1968**.

CEI, « Essais sous pollution artificielle des isolateurs pour haute tension destinés aux réseaux à courant alternatif », Norme internationale CEI 507, avril **1991**.

CHAKRAVORTI S. et **P.K. MUKHERJEE**, « Power Frequency and Impulse Field Calculation around a H.V Insulator with Uniform or Nonuniform Surface Pollution », IEEE Trans. on Electrical Insulation, vol. 28, no. 1, pp. 43-53, février **1993**.

CHARNESKI M.D., G.L. GAIBROIS et B.F. WHITNEY, « Flashover tests on artificially iced insulators », IEEE Trans. Power appar. Syst., vol. PAS-101, no.8, pp.2429-2433, août **1982**.

CHAVENT G., « Méthodes aux différences finies », Technique de l'ingénieur, A550, **1993**.

CHISHOLM W.A et al., « The cold-fog test » IEEE Paper 96 WM099-2 PWRD, présenté à IEEE-PES Winter Meeting, Baltimore, Md, janvier **1996**.

COLOMBANI D., L. KRAHENBUHL et N. BURAI, « A General Mixed Boundary Conditions Definition for Eddy Current Problems », IEEE Trans. on Magnetism, vol. MAG-20, no. 5, Septembre **1984**.

DAFFE J. et **R.G. OLSEN**, « An integral equation method for solving rotationally symmetric electrostatic problems in conducting and dielectric material », IEEE Trans. on EI, vol 98, pp. 1609-1616, Septembre-Octobre **1979**.

DHATT G. et **G. TOUZOT**, « Une présentation de la méthode des éléments finis », Maloine S. A. Editeur, Paris, **1984**.

DRAPEAU J.F et **M. FARZANEH**, « Ice accumulation characteristics on Hydro-Quebec H.V insulators », Proc. 6th Int. Workshop on the Atmospheric Icing of Structures, Budapest, Hongrie, pp.225-230, septembre **1993**.

DRAPEAU J.F., « État de l'art concernant les essais et le comportement sous glace des isolateurs », Rapport scientifique, Hydro-Québec, no IREQ-490, pp.1-46, novembre **1989**.

EL-KISHKY H. et **R.S. GORUR**, « Electric Potential and Field Computation along ac HV Insulators », IEEE Trans. on Dielectrics and Electrical Insulation, vol. 1, no. 6, pp. 982-988, décembre 1994.

ELSASSER O., **K. FESER** et **F. MESSERER**, « Flashover Behavior of Semiconducting Glazed Insulators Under Positive Lightning Impulse Stress at Different Climatic Conditions », Annual Report on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena, vol.1, pp. 203-206, octobre 2000.

FARZANEH M. et al., « DC flashover performance of iced-covered insulators », 10th Symp. On High Voltage Engineering, Montréal, Québec, août 1997.

FARZANEH M. et **J. KIERNICKI**, « Contournement électrique des isolateurs recouverts de glace », Revue canadienne de génie électrique et informatique, vol.22, no.3, pp.95-109, juillet 1997-1.

FARZANEH M. et **J. KIERNICKI**, « Flashover Performance of IEEE Standard Insulators under Ice conditions », IEEE Trans. Power Delivery, vol. PWRD-12, no.4, pp.1602-1613, octobre 1997-2.

FARZANEH M. et **J. KIERNICKI**, « Flashover Problems caused by ice build up on insulators », IEEE Electrical Insulation Mag., vol. 11, no.2, pp. 5-7, mars/avril 1995.

FARZANEH M. et **J. ZHANG**, « Propagation of AC Arc on Ice Surface », Proceeding of IEEE International Symposium on Electrical insulation 1998, Washington, DC. USA, juin 1998.

FARZANEH M. et **J.F. DRAPEAU**, « AC flashover performance of insulators covered with artificial ice », IEEE Trans. Power Delivery, vol. PWRD-10, no. 2, pp. 1038-1051, avril 1995.

FARZANEH M. et **J.L. LAFORTE**, « Effect of voltage polarity on ice accretion on short string insulators », Offshore Mech. And Artic Eng., vol. 113, pp. 179-184, mai 1991.

FARZANEH M. et **J.L. LAFORTE**, « Effect of voltage polarity on icicles grown on lign insulators », Int. J. Offshore and Polar Eng., vol. 2, no. 4, pp. 298-302, décembre 1992.

FARZANEH M. et **O.T. MELO**, « Properties and effect of freezing rain and winter fog on outline insulators », Cold Regions Science and Technology, pp. 33-46, 1990.

FARZANEH M. et **S. BRETTSCHNEIDER**, « Étude de la tension de tenue des isolateurs de poste en présence de glace atmosphérique en vue d'un choix approprié de type et

configuration d'isolateurs de poste à 735 kV », Vol. 1 : Étude en vue du choix d'isolateurs pour le poste de Montérégie, Rapport présenté à l'IREQ, 62p., septembre 2001.

FARZANEH M., J. ZHANG, R. CHAARANI et S.M FIKKE, « Critical Conditions of AC Arc Propagation on Ice Surfaces », Conference Record of the 2000 IEEE Int. Symp. On Electrical Insulation, Anaheim, Ca, USA, pp. 211-215, avril 2000.

FARZANEH M., ., « Ice accretion on high-voltage conductors and insulators and related phenomena », Philosophical Transactions of the Royal Society, Vol. 358, No. 1776, novembre 2000.

FARZANEH M., J. ZHANG et X. CHEN, « A laboratory study of leakage current and surface conductivity of ice samples », Proc. Conf. On electrical Insulation and Dielectric Phenomena, Arlington, États-Unis, Article 9456-1, pp. 631-638, 8A-1, octobre 1994.

FARZANEH M., J. ZHANG et X. CHEN., « Modelling of the AC Discharge on Ice Surfaces », IEEE Trans. POWER Delivery, vol. PWRD-12, no.1, pp.325-338, janvier 1997.

FARZANEH M., S. BRETTSCHEIDER et K.D. SRIVASTAVA, "Ultra-High Speed Photographic Observations of Discharge Development along the Ice Surface" Proceedings of 11th International Symposium on High-Voltage Engineering, Vol.3, pp.297-300, Londres, Angleterre, août 1999.

FARZANEH M., S.Y. LI et K.D. SRIVASTAVA, « Flashover on Ice Surface », Atmospheric Research, vol.46, pp.37-47, 1998.

FARZANEH M., X. CHEN et J. ZHANG, « A Study of Surface Conductivity and Flashover Voltage of Ice Samples formed Under Various Freezing conditions », International journal of Offshore and Polar Engineering, vol.6, no.4, pp.298-303, décembre1996.

FARZANEH M., X. CHEN et J. ZHANG, « A Study of Surface Conductivity and Flashover Voltage of Ice Samples Formed Under Various Freezing Conditions », Int. J. of Offshore and Polar Engineering, vol. 6, no. 4, pp. 298-300, décembre 1996.

FARZANEH M., Y. IL et Y. TEISSEYRE, « Effect of DC and AC corona discharges on the accretion of ice on H.V conductors », Proc. 5th Int. Workshop on Atmospheric Icing of Structures, Tokyo, Japon, Article B46, pp. 1-4, octobre/novembre 1990.

FAWI T.H. et **Y.A. SAFAR**, « Boundary Methods for the Analysis and Design of High-Voltage Insulators », Computer Methods in Applied Mechanics and engineering, pp. 134-369, 1987.

FIKKE S.M., J.E HANSEN et L. ROLFSENG, « Long range transported pollution and conductivity on atmospheric ice on insulators », IEEE Trans. Power Delivery, vol. PWRD-8, no.3, pp.1311-1321, juillet **1993**.

FLETCHER N.H., « The Surface of Ice », Proc. of the Inter. Symp. on Physics and Chemistry of Ice, Ottawa, Canada, pp. 132-136, août **1972**.

FORREST J.S., « The performance of high voltage insulators in polluted atmospheres », présenté à IEEE Winter Meeting, New York, N.Y., **1969**.

FUJIMOTO N. et **J.M. BRAUN**, « Critical Fields in Composite Insulators Effect of Voids and contaminants », Proceedings of 9th International Symposium on High-Voltage Engineering, pp. 8845-1 à 8845-4, septembre **1995**.

GLEN J.W., « The Physics of Ice », Cold Regions Research and Engineering Laboratory, **1974**.

HARA M. et **C. L. PHAN**, « A study of the leakage current of H.V insulators under glaze and rime », Can. ELEC. ENG. J. Vol.3, pp.15-22, **1978**.

HAYT W.H., « Engineering Electromagnetics », Fifth Edition, McGraw-Hill Book Compagny, **1989**.

HOBBS P.V., « Ice Physics », Clarendon Press, Oxford, **1974**.

HYDRO-QUEBEC, « Analysis of the Hydro-Quebec system blackout in April 1988 », Rapport officiel d'Hydro-Québec, Montréal, Québec, juillet **1988**.

INTEGRATED ENGINEERING SOFTWARE – Users and Technical Manual for Lorentz 2D 2.0, **1998**.

INTEGRATED ENGINEERING SOFTWARE – Users and Technical Manual for Coulomb 3D 5.2, **2000**.

IRAVANI M.R. et **M.R. RAGHUVeer**, « Numerical Computation of Potential Distribution Along a Transmission Line Insulator Chain », IEEE Trans. on Electrical Insulation, vol. EI-18. no. 2, avril **1983**.

JORDAN I.B., T. LE HUU et R. SAINT-ARNAUD, « Décharge couronne sur des pointes de glace à la surface de conducteurs », IEEE Conférence Canadienne sur les Communications et l'Énergie », Montréal, Publ. No.78 CH1373-0, pp. 184-187, novembre **1987**

KALIFA M.M et R.M MORRIS, « Performance of lign insulators under rime ice », IEEE Trans. Power Appar. Syst., vol. PAS-86, no.6, pp.692-698, juin 1968.

KANNUS K., « Aspect of the Electrical Performance of High Voltage insulator and Metal Oxide Surge Arresters under Various Environmental Stresses », Tampere University of Technology, Publications 229, 1998.

KANNUS K., V. VERKKOKEN et E. LAKERVI, « Effects of Ice Coating on the AC Performance of Medium Voltage Insulators », Proceeding of Nordic Symposium of Electrical Insulation, NORD-IS 86, Esbo, Finlande, pp.1-11, juin 1986.

KATO S., H. KOKAI, Y. NAKAJIMA et T. KOUNO, « Finite element method for calculation of potential distribution to the porcelain insulator with semi conducting surface layer », Proceedings of 3th International Symposium on High-Voltage Engineering, Milan, no. 12-11, août 1979.

KAWAI M., « AC flashover test at project UHV on ice-coated insulators », IEEE Trans. Power appar. Syst., vol PAS-89, no.8, pp.1800-1804, novembre/décembre 1970.

KHAN M.J. et P.H. ALEXANDER, « Charge Simulation Modeling of Practical Insulator Geometries », IEEE Trans. on Electrical Insulation, vol. EI-17, no. 4, pp. 325-332, août 1982.

LAAKSO H., « Complex Permittivity », <http://www.geo.fmi.fi/~hlaakso/Rosetta/Complex.GIF>, 1997.

LEROY G. et C. GARY, « Les propriétés diélectriques de l'air et les très hautes tensions », Collection de la direction des Études et Recherches d'Électricité de France, Édition Eyrolles, 1984.

LLI BOUTRY L., « Traité de Glaciologie », Tome I, Masson & C^{ie} Éditeurs, pp. 25-27, 1964.

LOEB L. B., « Electrical Coronas, Their Basic Physical Mechanisms », University of California Press, 1965.

MAENO N., « Measurements of Surface and Volume Conductivities of Single Ice Crystals », Proc. Of the Inter. Symp. On Physics and Chemistry of Ice, Ottawa, Canada, pp. 104-143, août 1972.

MASSET G.A. et D.C. ERICKSON, « Electromagnetic field components : their measurement using electro-optic and magneto-optic effect », Applied Optics vol. 14, no. 11, pp. 2712-2719, 1975.

MATSUDA H., H. KOMURO et K. TAKASU, « Withstand voltage characteristics of insulator strings covered with snow or ice », IEEE Trans. Power Delivery, vol. PWRD-6, pp. 1243-1250, juillet 1991.

MATSUDA H., H. KOMURO et K. TAKASU, « Withstand voltage characteristics of insulator strings covered with snow or ice », IEEE Trans. Power Delivery, vol. PWRD-6, pp.1243-1250, juillet 1991.

MICHEL B., « Éléments de la physique de la neige et de la glace », Les presses de l'Université Laval, Québec, 1964.

MISAKI T. et **H. TSUBOI**, « Computation of 3-Dimensional Eddy Current Problems by Using Boundary Element Method », IEEE Trans. on Magnetics, vol. MAG-21, pp. 2227-2230, no. 6, Novembre 1985.

OLSEN R.G., « Integral equations for electrostatics problems with thin dielectric or conducting layers », IEEE Trans. on Electrical Insulation, vol. EI-21, pp. 565-573, août 1986.

PETRENKO V.F., « Electromechanical Phenomena in Ice », Special Report 96-2, U.S Army Cold Regions Research and Engineering Laboratory, février 1996.

Porcheron Y., « Isolateurs », Techniques de l'ingénieur, section D 4425, pp. 1-9, 1996.

POUNDER E.R., « Physics of Ice », Pergamon Press, Oxford, 1965.

RASOLOJANAHARY J.L et **L. KRÄENBÜHL**, « Modélisation 3D de la conduction surfacique sur les isolateurs pollués », Rapport annuel no.1, contrat M73L12/1^E3717, décembre 1989.

RASOLONJANAHARY J.L., **L. KÄRENBÜHL** et **A. NICOLAS**, « Computation of electrical fields and potential on polluted insulators using boundary elements method », IEEE Trans. on Magnetic, vol. 28, no. 2, pp. 1473-1476, mars 1992.

SATO M., **H. SAITO**, **K. KAGA** et **H. AKAGAMI**, « Fundamental characteristics of AC flashover on contaminated insulators covered with ice », Japanese J. Appl. Physics, vol. 28, no. 5, pp. 889-896, mai 1989.

SEBO S. A., **C. M. PAWLAK**, **D.S. OSWIECINSKI** et **W. QUE**, « Humidity Correction Effects on AC Sparkover Voltage Characteristics of Small Air Gaps », High Voltage Engineering Symp., Conference Publication no. 467, 22-27 août 1999.

SHARIFI H., « Méthode des Éléments Finis de Frontière utilisant la Programmation Orientée Objet », mémoire de Maîtrise, Département d'Informatique, Université Laval, décembre 1996.

SHU L. C. SUN, J. ZHANG et L. GUN, « AC flashover performance of iced insulators under pressure and pollution conditions », Proc. 8th Int. Symp. High Voltage Engineering, Yokohama, Japon, Article 46.03, pp.1-4, août 1993.

SINGER H., H. STEINBIGLER et P. WEISS, « A charge simulation method for the calculation of high voltage field », IEEE Trans. Pass 93, pp. 1660-1668, septembre-octobre 1974.

SKOPEC A., J.G. WANKOWICZ et B. SIKORSKI, « Electric Field Calculation for an Axially-symmetric Insulator with Surface Contamination », IEEE Trans. on Dielectrics and Electrical Insulation, vol. 1, no.2, pp. 332-339, avril 1994.

SUGAWARA N. et M. FARZANEH, « On the Role of Water Film in the Mechanism of Flashover of Iced Insulator », Proceedings of IEEE Int. Symp. On Electrical Insulation, Washington, DC, juin 1986.

SUGAWARA N., K. TAKAYAMA et K. HOKARI, « Withstand voltage and flashover performance of iced insulators depending on the density of accreted ice », Proc. 6th Int. Workshop on Atmospheric Icing of Structures, Budapest, Hongrie, pp. 231-235, septembre 1993.

SWIFT D.A., « Water-triggered breakdown of an atmospheric air-gap », Fourth Int. Symp. High Volt. Eng., Paper #44.07, septembre 1983.

TAKAHASHI T., T. OKAMOTO et K. HIDAKA, « Development of New Small Optical-waveguide Pockels Sensor for Measuring Electric Fields », Proceedings of 10th International Symposium on High Voltage Engineering, Montréal, Ca, Vol. 6, pp. 89-92, août 1997.

TASK FORCE 33.04.09, ., « Influence of Ice and Snow on The Flashover Performance of Outdoor Insulators, Part I: Effects of Ice », ÉLECTRA, No. 187, pp. 91-111, décembre 1999.

TEISSEYRE Y. et M. FARZANEH, « On the Mechanisms of the Ice Accretion on H.V. Conductors », Cold Regions Science and Technology, no. 18, pp. 1-8, 1990.

VOLAT C., « Contribution au développement d'un capteur optique pour la mesure de champ électrique », Rapport de stage de D.E.A, Université J. Fourier, IN2P3-CNRS, juin 1997.

VUCKOVIC Z. et Z. ZDRAVKOVIC, « Effect of polluted snow and ice accretion on high-voltage transmission line insulators », Proc. 5th Int. Workshop on Atmospheric Icing of Structures, Article B4-3, pp. 1-6, Tokyo, Japon, octobre/novembre 1990.

WEAST R.C, "The Equivalent Conductance of the Separate Ions", CRC Handbook of Chemistry and Physics, 80th Edition, **2000**.

WU D., R. HARTINGS et S.M FIKKE, « The Performance of Vertically Installed Insulator Strings under Ice and Snow Conditions », Proceeding of 8th International Workshop on Atmospheric Icing of Structures, Island, pp.205-208, juin **1998**.

ZHANG J. et **M. FARZANEH**, « Propagation of AC and DC Arcs on Ice Surface », IEEE Trans. On Dielectrics and electrical Insulation, Vol.7, no.2, pp. 269276, avril **2000**.

ZIE Y., « Modèle numérique de conduction surfacique dans les dispositifs bidimensionnels – Prise en compte de non linéarités », thèse de doctorat , École Centrale de Lyon, Mars **1997**.

ANNEXE I

CONDUCTIVITÉ VOLUMIQUE ET PERMITTIVITÉ RELATIVE ORDINAIRE DU CIMENT EN FONCTION DE LA FRÉQUENCE

Les propriétés diélectriques du ciment permettant de sceller les électrodes au corps en porcelaine de l'isolateur de poste ont été déterminées au Laboratoire d'Instrumentation et de Matériaux d'Annecy (*LAIMAN*) à l'aide d'un analyseur d'impédance de type *HP4284A*. Ainsi, ces mesures ont permis de déterminer la partie réelle ε_r , de la permittivité relative ordinaire du ciment, notée ε_r^* , figure A.I.1, et sa conductivité σ_v en *CA*, figure A.I.2, relative à la formule suivante :

$$\varepsilon_r^* = \varepsilon_r - j \frac{\sigma_v}{\omega \cdot \varepsilon_0} \quad (\text{A.I.1})$$

avec ω , la pulsation angulaire et ε_0 , la permittivité du vide.

Ainsi, on peut remarquer, sur la figure A.I.1, que la valeur de la partie réelle de la permittivité relative du ciment ε_r , dépend peu de la fréquence entre 100 Hz et 1MHz. La valeur ainsi obtenue est d'environ 5,9, ce qui est très près de la permittivité ordinaire de la porcelaine. Cependant, les valeurs disparates obtenues entre 10 et 100 Hz proviennent des

erreurs de l'appareil de mesure utilisé induites par l'effet important de polarisation de charges pour les faibles fréquences. Ainsi, on peut considérer, si l'on ne tient pas compte des perturbations rencontrées dans les mesures à basse fréquence, que la valeur de la partie réelle de la permittivité relative du ciment est égale à 5,9 pour une fréquence de 60 Hz.

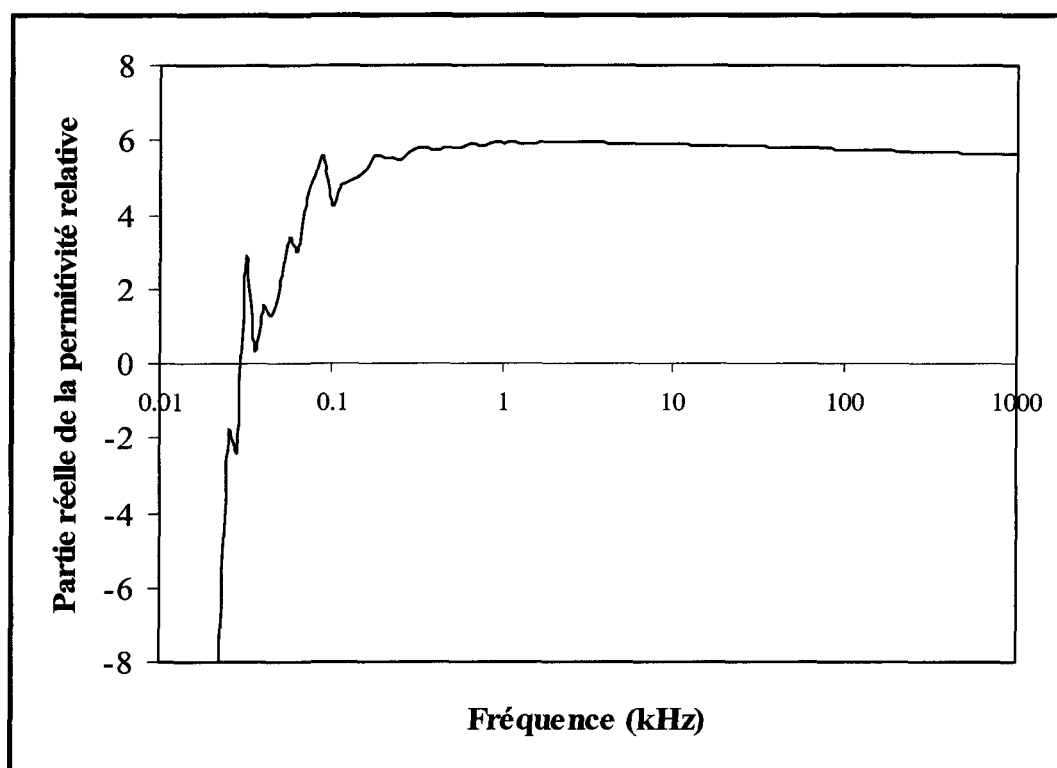


Figure A.I.1 : Partie réelle de la permittivité relative ordinaire du ciment en fonction de la fréquence

Pour ce qui est de la conductivité volumique σ_v du ciment, figure A.I.2, celle-ci augmente avec la fréquence. Pour les fréquences inférieures à 100 Hz, les valeurs de σ_v sont de l'ordre de 10^{-10} S/m.

Le ciment se comporte donc comme un très bon diélectrique et peut donc être considéré, pour la fréquence du réseau, comme un isolant parfait puisque sa conductivité volumique est très faible.

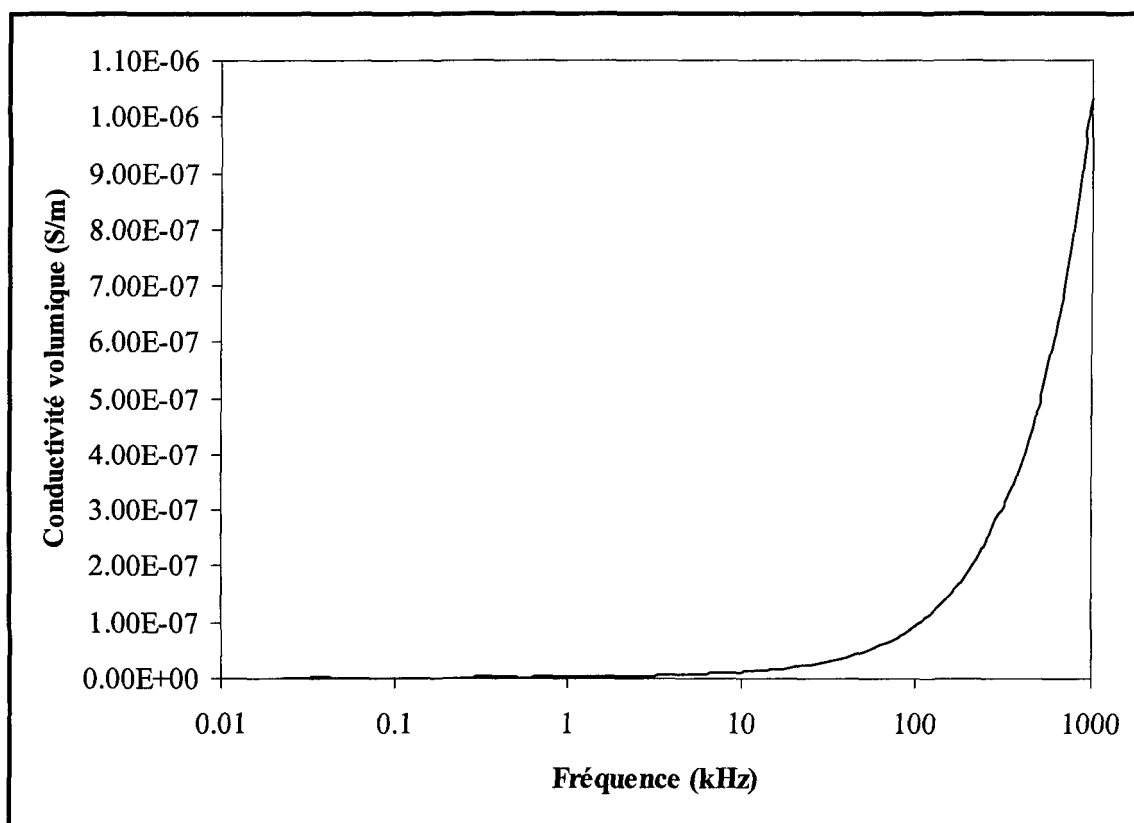


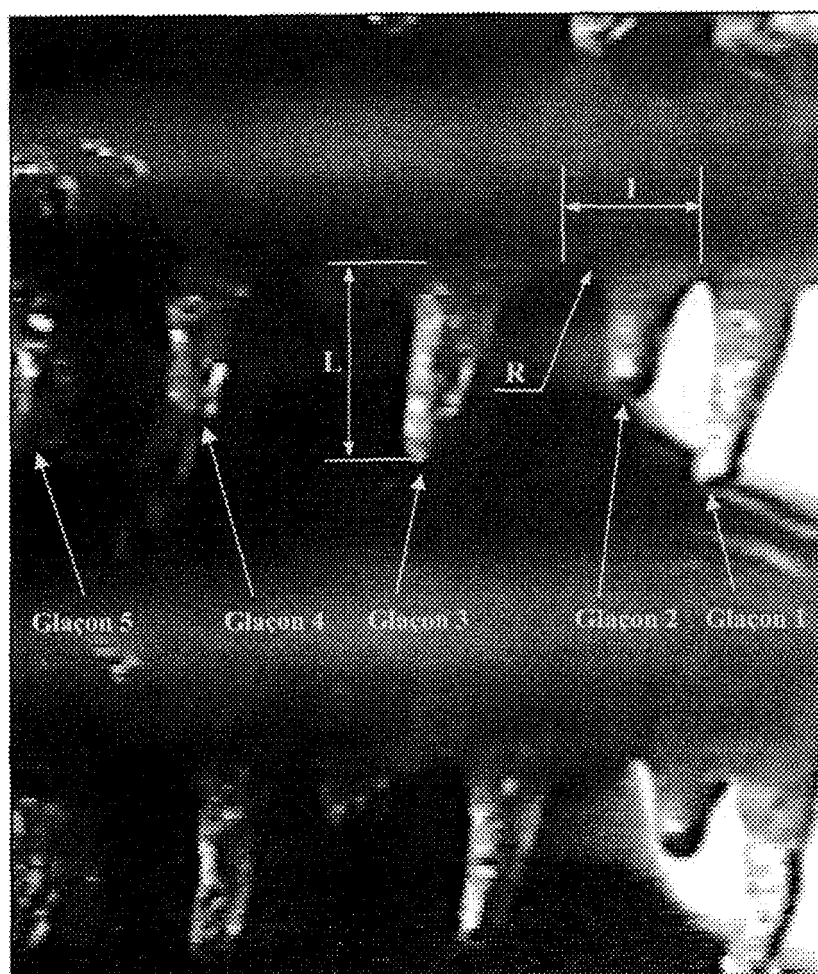
Figure A.I.2 : Conductivité volumique du ciment en fonction de la fréquence

ANNEXE II

DÉTERMINATION EXPÉRIMENTALE DES DIMENSIONS MOYENNES D'UN GLAÇON EN FONCTION DU TEMPS D'ACCUMULATION

La détermination de la longueur moyenne des glaçons a été basée sur un enregistrement vidéo d'une accumulation réalisée en régime humide sur un isolateur de poste soumis à la tension de service. Plus particulièrement, on s'est intéressé à l'évolution de l'accumulation de glace entre deux jupes de l'isolateur de poste dont la position le long de l'isolateur de poste avait été choisie de telle façon à ne pas avoir d'arcs électriques partiels à l'extrémité des glaçons lorsque ceux-ci s'allongeaient.

Pour déterminer la longueur moyenne d'un glaçon, la longueur respective de cinq glaçons pris comme référence a été déterminée en fonction du temps. Ainsi, en prenant la moyenne de la longueur des cinq glaçons, on a obtenu la longueur moyenne pour un glaçon en fonction du temps d'accumulation. Les glaçons ayant été pris comme référence sont indiqués sur la figure A.II.1, où L correspond à la longueur des glaçons si on ne tient pas compte de l'inclinaison due au vent, l la largeur de la base des glaçons et R le rayon de courbure de la base des glaçons.



**Figure A.II.1 : Caractérisation de la croissance
des glaçons**

Toutes les valeurs utilisées dans les simulations ont été déterminées à partir de la moyenne des valeurs prises sur les cinq glaçons présentés ci-dessus. Parmi ces valeurs, c'est uniquement la longueur L que l'on a considéré être fonction de la durée d'accumulation. Comme les valeurs de l et de R variaient peu tant que les glaçons

n'avaient pas atteint la jupe inférieure, on a donc décidé de les garder constantes pendant la durée correspondant à l'allongement des glaçons.

À titre d'information, la figure A.II.2 présente l'allongement respectif des glaçons 1 à 5. On remarque bien que la longueur de chaque glaçon, exceptée celle du glaçon 4, converge vers la même valeur d'environ 30 mm après 11 min d'accumulation et que l'allongement des glaçons n'est pas du tout linéaire en fonction de la durée d'accumulation. La mesure de la longueur de chaque glaçon a débuté après 1 min d'accumulation, puis toutes les 2 min jusqu'à 11 min d'accumulation.

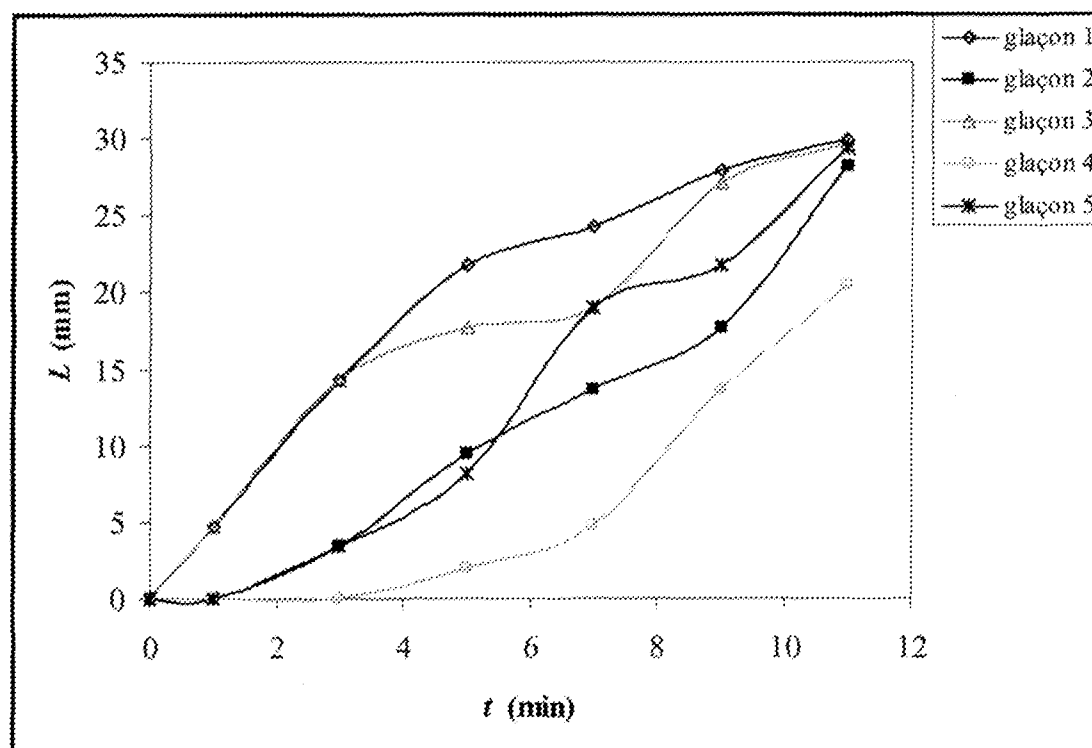


Figure A.II.2 : Longueur L de chaque glaçon en fonction du temps d'accumulation t

ANNEXE III

CARACTÉRISTIQUES TECHNIQUES DU MONTAGE EXPÉRIMENTAL UTILISÉ DANS LA MESURE DE LA TENSION DE CLAQUAGE ($V_{50\%}$) D'UNE CONFIGURATION GLAÇON-PLAN

Les mesures de la tension de claquage $V_{50\%}$ d'une configuration glaçon-plan ont été réalisées dans une chambre climatique de type *Envirotronics EH40-2-3*, dont les caractéristiques techniques sont les suivantes :

- dimensions : 102cm × 102cm × 102cm,
- système de refroidissement couplé à un système de chauffage,
- microcontrôleur de température et d'humidité,
- mesure de la température par thermocouple,
- température de contrôle : de -73°C à +177°C, $\pm 1,1^\circ\text{C}$.

La chambre est alimentée par un transformateur de test 220V/100 kV - 5 kVA. La mesure de la tension de claquage s'est faite par l'intermédiaire d'une sonde *H.T Fluke 80K-40* possédant un rapport de division de 1000 et une précision de $\pm 5\%$ à 60 Hz. Cette sonde était branchée à un multimètre numérique de type *Keithley 2000*. Les glaçons ont été formés à partir de moules en aluminium. La température de formation des glaçons était d'environ -25°C.

ANNEXE IV

CARACTÉRISTIQUES TECHNIQUES DU MONTAGE EXPÉRIMENTAL UTILISÉ DANS LA MESURE DE LA DISTRIBUTION DU POTENTIEL LE LONG D'UN ISOLATEUR DE POSTE RECOUVERT DE GLACE

Les mesures de la distribution du potentiel le long d'un isolateur de poste recouvert de glace ont été réalisées dans une chambre climatique, présentée à la figure A.IV.1, dont les caractéristiques techniques sont les suivantes :

- dimensions : 6 m × 6 m × 4 m,
- trois ventilateurs pour la circulation de l'air,
- système d'arrosage et de ventilation servant à former les gouttelettes d'eau et à fournir le courant d'air portant. Un ensemble de cinq gicleurs pneumatiques oscillant en plan vertical produisent les gouttelettes d'eau. Dix ventilateurs regroupés dans une cage *venturi* fournissent le courant d'air dont la vitesse peut varier de 0 à 12 m/s.
- système de refroidissement contrôlé par un microcontrôleur PID de température,
- mesure de la température par thermocouple,
- température de contrôle : jusqu'à $-30^{\circ}\text{C} \pm 0,5^{\circ}\text{C}$.

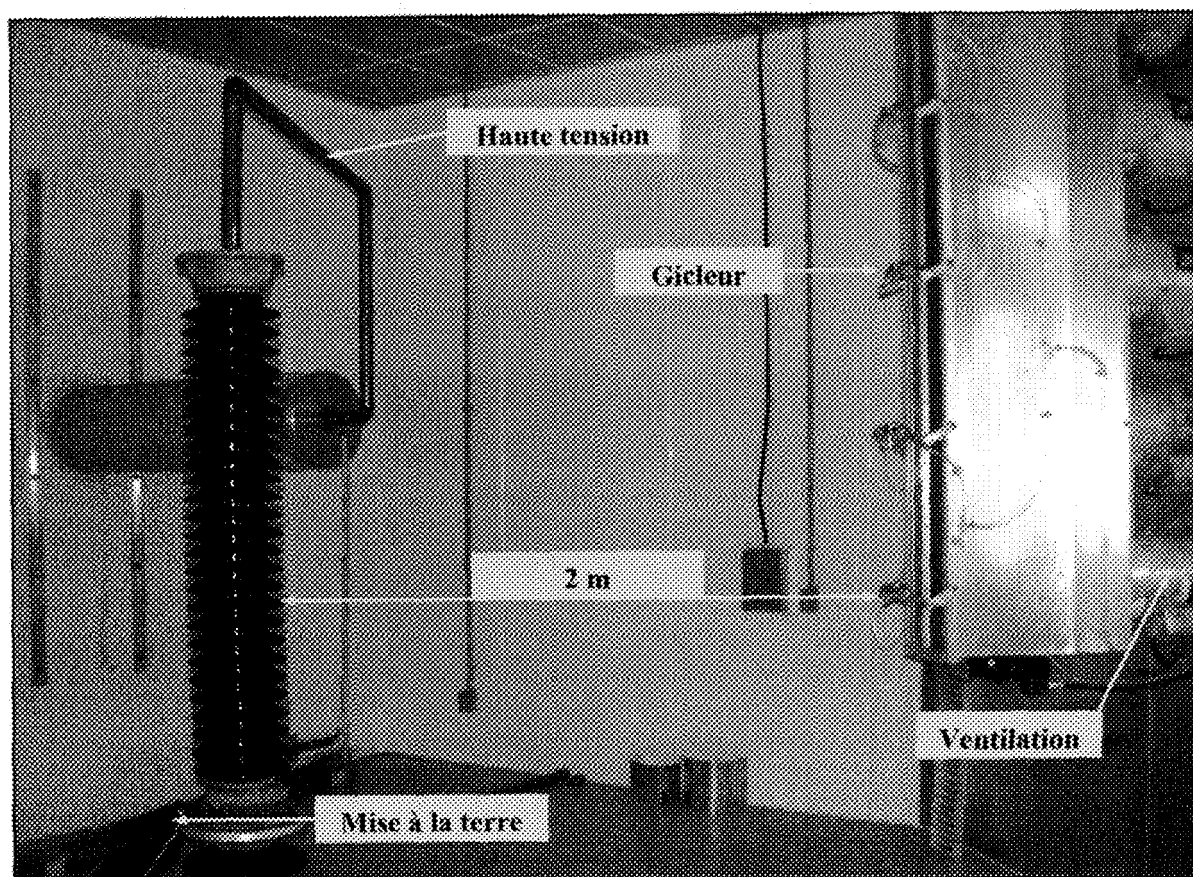


Figure A.IV.1 : Chambre climatique d'isolateurs

La chambre est alimentée par un transformateur de test 0,6/120 kV - 240 kVA dont l'impédance de court-circuit est égale à 5 %. Un régulateur mécanique de tension 0,6 V – 240 kVA assure la stabilité de la tension lors des essais.

La mesure de potentiel s'est faite par l'intermédiaire d'un voltmètre électrostatique de marque *Hallmark Standards Inc.* 40 kV.

La mesure du courant de fuite s'est faite à l'aide d'un multimètre numérique de marque *Keithley 2000* branché en parallèle sur un shunt de $10,21\ \Omega$.

ANNEXE V

CARACTÉRISTIQUES DES LOGICIELS UTILISÉS POUR LES SIMULATIONS

A.V.1 Simulations bidimensionnelles : Lorentz-2d

Les caractéristiques principales du logiciel commercial Lorentz-2d ont été présentées à la section V.1.2. Cependant, des informations supplémentaires sont nécessaires afin de déterminer les caractéristiques intrinsèques du logiciel lorsqu'il est utilisé dans la simulation d'un isolateur de poste recouvert de glace. En l'occurrence, ces informations concernent le nombre et le type d'éléments utilisés pour le maillage, la cohérence des calculs ainsi que le temps de calcul.

A.V.1.1 Maillage utilisé

Pour les simulations bidimensionnelles, l'approximation des variables physiques étant linéaire, les éléments utilisés étaient donc des éléments isoparamétriques linéaires. Ainsi, en moyenne le maillage comportait environ 800 éléments pour l'isolateur propre et 2500 éléments pour l'isolateur recouvert de glace sans le film d'eau. Lorsque ce dernier était présent, 5000 éléments étaient nécessaires dont la moitié était uniquement dédiée à la discrétisation du film d'eau afin de respecter les contraintes du logiciel concernant la taille des éléments adjacents [Integrated Engineering Software, 1998]. Cette contrainte, inhérente

à la formulation indirecte de la *M.E.F.F*, étant implicitement respectée par le logiciel lorsque le maillage était effectué avec la commande automatique, nous pouvons ainsi dire que la précision et la cohérence des résultats numériques étaient assurées de ce point de vue.

A.V.1.2 Cohérence des calculs

La cohérence des résultats numériques et par conséquent leur précision passe en fait par l'élaboration d'un maillage adéquat. En général, plus le maillage est fin et plus les résultats sont précis mais par contre, plus le temps de calcul est long. Cependant, un maillage fin n'entraîne pas forcément des résultats cohérents, comme nous avons pu le constater au cours de nos simulations.

La procédure employée pour déterminer le maillage adéquat afin d'obtenir des résultats cohérents et précis était la suivante :

- Utilisation du mailleur automatique avec un nombre d'éléments assez important. Cette procédure permettait de s'affranchir de la contrainte du logiciel concernant la taille des éléments adjacents puisqu'elle était automatiquement et prioritairement respectée par le logiciel.
- Augmentation locale du nombre d'éléments dans les régions critiques. Les régions critiques sont les zones où le potentiel et le champ électrique présentaient des variations importantes, comme au voisinage des intervalles d'air.

- Lancement de la simulation en définissant un critère de convergence du solveur itératif utilisé pour les problèmes de grande taille. Le critère de convergence était fixé à 10^{-6} .
- Une fois la simulation terminée, vérification des conditions aux limites, c'est-à-dire du potentiel imposé sur les différentes électrodes. Ici, une erreur maximale de 2 % a été jugée comme acceptable pour les valeurs de potentiel vérifiées. Si les valeurs relevées étaient acceptables, la vérification suivante était entreprise sinon, un remaillage était effectué suivi d'une nouvelle simulation.
- L'étape suivante consistait à vérifier les conditions d'interfaces pour les composantes tangentielles et normales du champ électrique dans les régions critiques, toujours avec une erreur maximale de 2 %. Si le maillage ne convenait pas, augmentation locale du nombre d'éléments suivie d'une nouvelle simulation. Cette dernière étape était répétée jusqu'à ce que la précision désirée était atteinte.

Nous pouvons ainsi remarquer que l'établissement d'un maillage adéquat avec ce logiciel est une procédure assez longue, si nous la comparons à certains logiciels d'éléments finis qui proposent des solutions plus automatisées de contrôle de la validité des résultats.

A.V.1.3 Temps de calcul

D'après [Integrated Engineering Software, 1998], si le problème à résoudre présente N^2 inconnues, le temps de calcul est proportionnel à N^4 . En général, les matrices obtenues avec la *M.E.F.F* sont pleines et non-symétriques [Integrated Engineering Software, 1998],

ce qui explique un temps de calcul passablement long. Pour les problèmes de tailles importantes qui nous concerne, le système final d'équation est résolue dans Lorentz-2d par méthode itérative. Par exemple, le temps de calcul pour l'isolateur de poste recouvert de glace avec un film d'eau conducteur à sa surface (figure V.3) dont le maillage était constitué d'environ 5000 éléments, le temps de calcul était d'environ 3 h.

A.V.2 Simulations tridimensionnelles : Coulomb

Comme Coulomb est la version 3-D de Lorentz-2d, ils ont donc en commun plusieurs caractéristiques inhérentes à la formulation indirecte de la *M.E.F.F.* sur laquelle ces logiciels sont basés. En particulier, cela concerne la contrainte sur la taille des éléments adjacents qui est aussi automatiquement respectée lorsque le maillage automatique est utilisé. La différence entre les deux versions provient principalement des éléments utilisés.

A.V.2.1 Maillage utilisé

En 3-D, les éléments utilisés par Coulomb sont soit de type triangulaire du 1^{er} ordre, soit de type quadrilatère du 2^{ième} ordre. Nous avons décidé d'utiliser les éléments triangulaires car ils permettent une meilleure représentation des formes géométriques complexes mais surtout parce que nous avons rencontré des problèmes avec le mailleur automatique lorsque les éléments quadrilatères ont été utilisés. Ces problèmes de maillage se sont traduits par une impossibilité d'utiliser le mailleur automatique pour les problèmes de grande taille et

spécialement lorsque le film d'eau était présent à la surface de la glace. Dans ces conditions, respecter la contrainte sur la taille des éléments adjacents devenait très difficile.

Avec les éléments triangulaires, le maillage comportait environ 3000 éléments pour l'isolateur propre, environ 12000 pour l'isolateur recouvert de glace et environ 21000 pour l'isolateur glacé avec la présence du film d'eau.

A.V.2.2 Cohérence des calculs

Pour déterminer la cohérence des calculs, nous avons utilisé la même procédure que celle décrite à la section A.V.1.2 dans le cas des simulations bidimensionnelles.

A.V.2.3 Temps de calcul

Comme dans le cas bidimensionnel, le temps de calcul est aussi proportionnel à N^4 où N est le nombre d'inconnues. Cependant, en tridimensionnel, le nombre d'inconnues est beaucoup plus important et par conséquent, le temps de calcul aussi. Par exemple, dans le cas précis de l'isolateur glacé avec un film d'eau conducteur à sa surface, le nombre d'éléments utilisé était environ 21000 et le temps de calcul correspondant était d'environ 72 h.

A.V.3 Problèmes rencontrés

A.V.2.3 Lorentz-2d

L'utilisation de Lorentz-2d pour les simulations bidimensionnelles n'a pas vraiment posé de problème en soi. La seule difficulté rencontrée se situait au niveau de la vérification de la cohérence des résultats obtenus qui devait se faire manuellement.

A.V.2.3 Coulomb

Pour les simulations tridimensionnelles, les difficultés rencontrées furent plus nombreuses que dans le cas 2-D. En effet, dans un premier temps, des simplifications au niveau géométrique (voir section VI.1.1) ont dû être entreprises afin de ne pas dépasser la capacité totale du logiciel en terme d'éléments utilisés qui est d'environ 35000. Une fois ce problème résolu, nous avons dû faire face au problème de mailleur automatique qui ne fonctionnait pas avec les éléments quadrilatères, et donc opter pour les éléments triangulaires. De plus, avec les éléments triangulaires, il n'était possible que de mailler régions par régions et non pas l'ensemble du problème, ce qui a grandement contribué à augmenter le temps de maillage et le raffinement de ce dernier afin d'obtenir des résultats cohérents et précis.

A.V.3 Conclusion

Malgré les problèmes rencontrés lors de l'utilisation des logiciels Lorentz-2d et surtout Coulomb, nous pouvons dire que ces logiciels sont très conviviaux à utiliser et permettent une modélisation géométrique et physique simple et rapide d'un isolateur glacé.

Cependant, nous pouvons déplorer que certaines fonctions telles que la vérification de la validité des résultats ainsi que le raffinement du maillage se fassent manuellement, et par conséquent, viennent nuire à la facilité d'utilisation des logiciels. Finalement, nous pourrions dire quelques mots sur la méthode numérique utilisée par le logiciel et surtout sur la contrainte qu'elle impose dans la discrétisation d'une surface conductrice de faible épaisseur. Comme on a pu le constater précédemment, une très grande partie des éléments utilisés pour le maillage est uniquement consacré à la discrétisation du film d'eau, augmentant ainsi considérablement le nombre total d'éléments. Cela aurait pu être évité en assimilant le film d'eau à une condition aux frontières supplémentaire (surface conductrice) comme cela peut être fait par l'utilisation de la formulation directe de la *M.E.F.F* [Zie, 1997]. Cela permettrait à la fois de diminuer le nombre d'éléments total et aussi de s'affranchir de la contrainte liée aux éléments adjacents.

ANNEXE VI

AUGMENTATION DE LA RÉSISTANCE DU DÉPÔT DE GLACE

A.VI.1 Calcul de la résistance équivalente du dépôt de glace en période de fonte

Comme il a été mentionné à la section II.5, le courant de fuite, en période de fonte s'écoule principalement à travers le film d'eau conducteur. Dans ces conditions, la résistance équivalente du dépôt de glace est en fait celle du film d'eau. Dans le cas d'un pont de glace de longueur L et de largeur l , la résistance R_p du film d'eau d'épaisseur w et de conductivité ρ_v est donnée par :

$$R_p = \frac{L}{\rho_v \cdot l \cdot w} \quad (\text{A.VI.1})$$

Maintenant, au lieu de considérer un pont de glace, on considère que les glaçons ont seulement ponté l'espace entre deux jupes de l'isolateur de poste, comme c'est le cas après 11 min d'accumulation, figure VI.22 ou VI.25-c. Si l'on suppose, comme le montre la figure A.VI.1, que les glaçons peuvent être assimilés à des cylindres de glace de longueur L et de rayon R entourés d'un film d'eau conducteur d'épaisseur w , alors la résistance d'un glaçon est donnée par l'équation suivante :

$$R_g = \frac{L}{\rho_v \pi ((R + w)^2 - R^2)} = \frac{L}{\rho_v \pi (w^2 + 2Rw)} \quad (\text{A.VI.2})$$

Maintenant si on veut déterminer la résistance équivalente R_{geq} de la portion du dépôt de glace délimitée par deux jupes d'isolateur de poste, présentée à la figure A.VI.1, et formée par trois glaçons identiques séparés de la même distance s , alors on obtient :

$$\frac{1}{R_{geq}} = \frac{1}{R_g} + \frac{1}{R_g} + \frac{1}{R_g} \Rightarrow R_{geq} = \frac{R_g}{3} \quad (\text{A.VI.3})$$

Si il y a n glaçons identiques formant la portion du dépôt de glace, alors l'équation (A.VI.3) devient :

$$R_{geq} = \frac{R_g}{n} = \frac{L}{n \rho_v \pi w (w + 2R)} \quad (\text{A.VI.4})$$

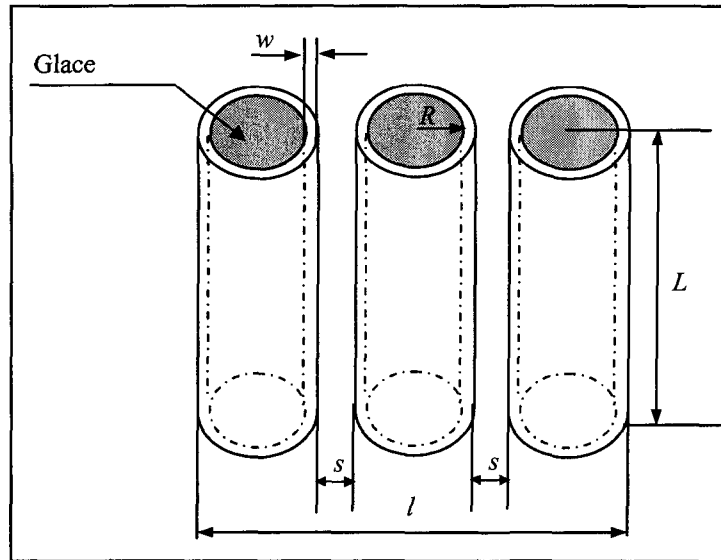


Figure A.VI.1 : Simplification de la géométrie des glaçons présents entre deux jupes de l'isolateur de poste

Maintenant au lieu d'avoir n glaçons formant la portion du dépôt de glace, on a un pont de glace de largeur l et de longueur L avec un film d'eau à sa surface d'épaisseur w et de conductivité ρ_v . Dans ces conditions, la largeur l peut être exprimée en fonction des données de la figure A.VI.1 comme suit :

$$l = 2n(R + w) + (n - 1)s \quad (\text{A.VI.5})$$

Ainsi, en introduisant l'équation (A.VI.5) dans l'équation (A.VI.1), on obtient :

$$R_{peq} = \frac{L}{\rho_v (2n(R + w) + (n - 1)s)w} \quad (\text{A.VI.6})$$

En faisant, pour la même portion du dépôt de glace entre deux jupes, le rapport entre R_{geq} et R_{peq} , et en supposant que w est négligeable devant R , on obtient alors :

$$\frac{R_{geq}}{R_{peq}} = \frac{2nR + (n - 1)s}{2n\pi R} \quad (\text{A.VI.7})$$

De plus, d'après les observations faites en laboratoire, le nombre de glaçons n par jupe est assez grand, environ 20. L'équation (A.VI.7) devient donc :

$$\frac{R_{geq}}{R_{peq}} = \frac{s}{2\pi R} + \frac{1}{\pi} \quad (\text{A.VI.8})$$

D'après l'équation (A.VI.8), le rapport entre les résistances équivalentes R_{geq} et R_{peq} , dépend uniquement, pour un rayon de glaçon R fixe, de la distance s séparant les glaçons et varie linéairement en fonction de cette distance. Ainsi, plus la distance s est importante, et plus le rapport des résistances équivalentes augmente. Par exemple, pour $s = R$, le rapport des résistances est de 0,48 alors que pour $s = 2R$, le rapport augmente à 0,64 et pour $s = R/2$, le rapport diminue à 0,39 et tend vers $1/\pi$ lorsque s devient très faible.

Par conséquent, la résistance équivalente de la portion du dépôt de glace formée par les glaçons est environ 1,5 à 3 fois supérieure à celle obtenue pour la portion du dépôt de glace formée à partir d'un pont de glace. Cela signifie que pour un dépôt de glace sur un isolateur de poste de longueur L et de largeur I , sa résistance équivalente en période de fonte sera de 1,5 à 3 fois plus faible si ce dernier est formé, pour une même durée d'accumulation, par des glaçons plutôt que par un pont de glace. Ainsi, pour une accumulation d'une durée de 70 min, il serait souhaitable que les glaçons commencent seulement à ponter l'espace inter-jupes au lieu d'avoir une obturation totale de ce dernier. Cela peut être réalisé en modifiant la dimension des jupes de l'isolateur de poste, tel que présenté à la section suivante.

A.VI.2 Modification de la géométrie de l'isolateur de poste

Il s'agit ici de calculer l'augmentation à apporter au diamètre des jupes de l'isolateur de poste afin d'empêcher l'obturation complète de l'espace inter-jupe à la fin de l'accumulation de glace. Ici, les différents calculs ont été effectués pour une accumulation

de glace réalisée en régime humide d'une durée de 70 min en référence à la remarque IV.1 de la section IV.2.2.1. D'après la courbe de la figure IV.5, la longueur moyenne apparente d'un glaçon (c'est-à-dire sans tenir compte de l'inclinaison causée par le vent) au bout de 70 min serait d'environ 17 cm. De plus, si l'on tient compte de l'inclinaison du glaçon de 8° causée par un vent de 3,3 m/s, on obtient ainsi un décalage de l'extrémité du glaçon par rapport à la verticale d'environ 2,4 cm, voir figure A.VI.2.

Pour l'isolateur de poste, la distance inter-jupes, voir figure A.VI.3, est de 3,8 cm. Comme la longueur moyenne des glaçons est d'environ 17 cm, et en tenant compte de l'agrandissement de 2,4 cm du rayon de la jupe, cela nécessite au moins 4 fois la distance inter-jupes pour empêcher la création d'un pont de glace. Ainsi, le rayon de la première jupe peut être par exemple augmenté de 2,4 cm ainsi que celui de cinquième jupe, de la neuvième jupe, de la treizième jupe, de la dix-septième jupe, de la vingt-et-unième jupe et de la vingt-cinquième jupe, voir figure A.VI.4.

D'après la figure A.VI.4, la géométrie de l'isolateur est constituée maintenant d'une alternance de jupes extérieures d'un diamètre de 34,2 cm qui sont séparées par trois jupes intérieures de diamètre initial de 29,4 cm. De plus, on peut constater que la distance entre les deux jupes extérieures consécutives est légèrement supérieure à la longueur des glaçons obtenue pour une durée d'accumulation de 70 min. Cependant, on s'aperçoit que l'axe des glaçons est proche de la deuxième jupe intérieure et en contact avec la jupe intérieure

suivante. Cela signifie donc que les glaçons risquent de ponter la distance entre les deux jupes extérieures avant la fin de l'accumulation.

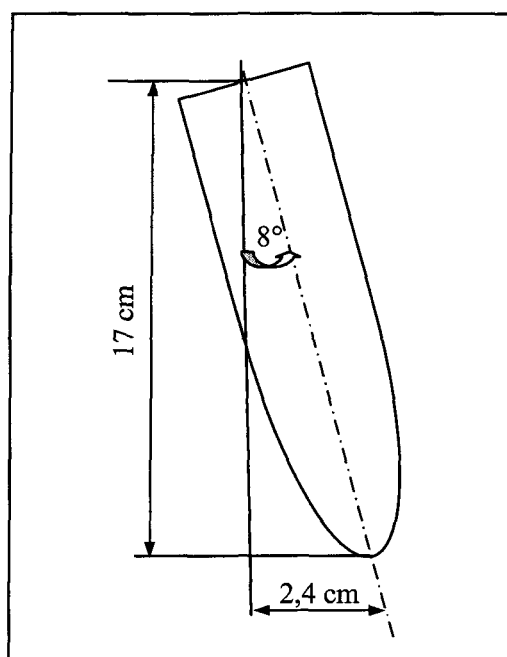


Figure A.VI.2 : Dimensions d'un glaçon après 70 min d'accumulation

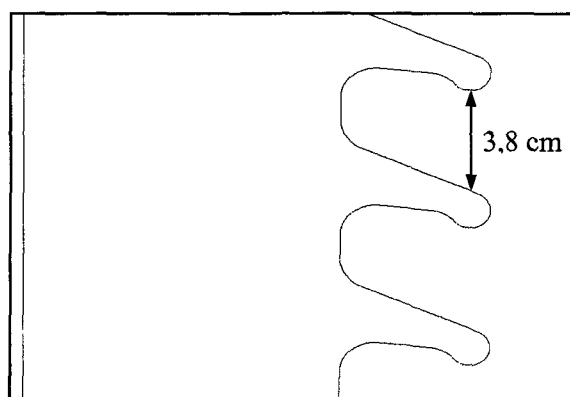
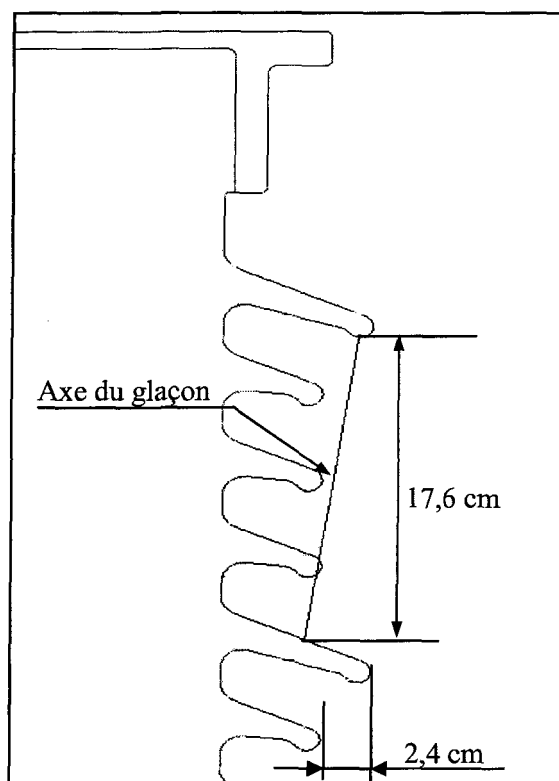


Figure A.VI.3 : Distance inter-jupes d'un isolateur de poste

Pour remédier à ce problème, on peut soit augmenter le diamètre des jupes extérieures, soit diminuer le diamètre des deuxième et troisième jupes intérieures, ou soit combiner les deux solutions. Cela bien sûr, doit être fait en respectant la distance de fuite initiale de l'isolateur de poste. De plus, il faut tenir compte à la fois de la glace qui s'accumule sur les deuxième et troisième jupes intérieures, entraînant une augmentation du diamètre des jupes extérieures, et de la glace accumulée sur le haut de la seconde jupe extérieure. Par exemple, pour une accumulation de glace de 70 min, l'épaisseur du pont de glace obtenue était d'environ 3 cm. On peut donc s'attendre à ce que la glace accumulée sur les deuxième et troisième jupes intérieures ait une épaisseur de l'ordre de trois centimètres au maximum. Ainsi, le rayon des jupes intérieures a augmentée, du côté de l'accumulation de glace, d'environ 3 cm. Par conséquent, il faudrait encore augmenter le rayon des jupes extérieures de trois centimètres pour être sûr que les glaçons pontent sur la jupe extérieure suivante, et non sur les jupes intérieures. De plus la distance de 17,6 cm obtenue entre les deux jupes extérieures devra aussi être augmentée afin de tenir compte de la glace accumulée sur le haut de la deuxième jupe extérieure.



**Figure A.VI.4 : Amélioration de la géométrie
de l'isolateur de poste**

ANNEXE VII

AUGMENTATION DE LA DISTANCE D'ARC

On commence à calculer la chute de tension le long des trois intervalles d'air que l'on supposera identique et donc égale à 96% de la tension appliquée divisée par trois, ce qui donne environ 47,1 kV_{rms}.

Maintenant il s'agit de calculer la distance de chaque intervalle d'air (identique dans ce cas) pour laquelle, la tension de claquage sera supérieure à 47,1 kV_{rms}. Étant donné que les glaçons n'ont pas ponté, on peut supposer que la configuration des intervalles d'air ainsi créés est de type glaçon-plan. Dans ces conditions, on peut se servir de la courbe de la tension de claquage $V_{50\%}$ d'une configuration glaçon-plan déterminée expérimentalement à la figure IV.13. Ainsi, pour une conductivité d'eau de 340 $\mu\text{S}/\text{cm}$ et pour une tension $V_{50\%}$ de 47,1 kV_{rms}, la distance minimale est de 9,32 cm. Cependant, il faut tenir compte de la présence de gouttes d'eau à l'extrémité des glaçons induisant une réduction de la tension de claquage de 29 %. Ainsi, la chute de tension est augmentée de 29 % et devient 60,8 kV_{rms}, ce qui donne une longueur d'intervalle d'air minimale de 12,7 cm.

Par conséquent, il faut s'assurer, en tenant compte de la longueur des glaçons et de leur inclinaison, voir figure A.VI.2, que l'extrémité des glaçons soit à une distance au moins égale à 12,7 cm de toute surface de glace. Pour ce faire le rayon initial de la première jupe de l'isolateur devra donc être augmenté de 12,7 cm (longueur minimale de l'intervalle d'air) plus 2,4 cm (dû à l'inclinaison de 8° des glaçons) plus 3 cm (dû à l'épaisseur du dépôt de glace en fin d'accumulation) pour un total de 18,1 cm. La figure A.VII.1 donne un aperçu des différentes dimensions qu'il faudrait respecter.

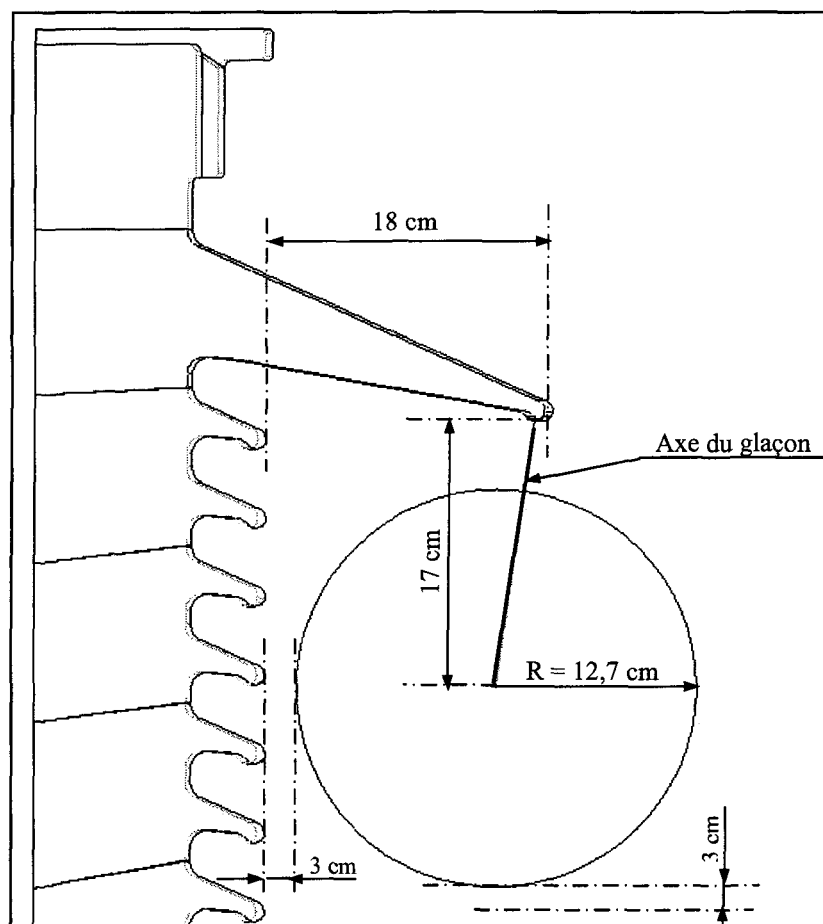


Figure A.VII.1 : Dimensions principales à respecter

Ainsi, sur la figure A.VII.1, on a tracé un cercle de rayon égal à la distance minimale d'intervalle d'air de 12,7 cm dont le centre se situerait à l'extrémité du ou des glaçons. En plus de cette distance, on doit prendre en compte la présence du dépôt de glace dont l'épaisseur maximale est de l'ordre de 3 cm, ce qui est représenté sur la figure. Ainsi, la prochaine jupe extérieure de diamètre important, ici 69,4 cm, pourrait être positionnée au niveau de la sixième ou septième jupe intérieure de la figure A.VII.1. On respecterait ainsi la distance minimale de l'intervalle d'air plus les 3 cm dus à la prise en compte de l'épaisseur de glace. Dans ces conditions, aucun arc électrique partiel ne pourrait s'établir le long de cet intervalle d'air, puisqu'il n'aurait pas la possibilité de prendre naissance ni entre l'extrémité du glaçon et la glace accumulée sur les jupes intérieures, ni entre l'extrémité du glaçon et la glace déposée sur la surface supérieure de la jupe extérieure suivante.

Donc, en reproduisant encore deux fois la même configuration le long de l'isolateur de poste, on obtiendrait trois intervalles d'air pour lesquelles, il n'y aurait aucune possibilité d'apparition d'arcs électriques partiels, interdisant ainsi tout risque de contournement de l'isolateur.

De plus, comme on peut le constater sur la figure A.VII.1, il serait aussi possible, afin de réduire le diamètre des jupes extérieures, de diminuer le diamètre des jupes intérieures et peut-être supprimer celles qui semblent être les plus encombrantes, toujours en conservant la ligne de fuite initiale de l'isolateur de poste. Une autre solution serait d'augmenter le

nombre d'intervalles d'air créés artificiellement le long de l'isolateur de poste. En répartissant la chute de tension totale sur quatre, cinq voire six intervalles d'air, on réduirait ainsi la longueur minimale de chaque intervalle d'air et donc le diamètre des jupes extérieures.

PUBLICATIONS DECOULANT DE CETTE RECHERCHE DOCTORALE

C. VOLAT, M. FARZANEH et A. GAKWAYA, « Dynamic variations of potential and electric field distributions around an ice-covered insulator during ice accretion », Proceedings of the 10th International Workshop on Atmospheric Icing of Structures, Brno, République Tchèque, juin 2002.

C. VOLAT, M. FARZANEH et A. GAKWAYA, « 3-D Modelling of Potential and Electric Field Distributions around an Ice-covered Insulator », Eastern Snow Conference 2001, 58th Annual Meeting, Ottawa, Ontario, mai 2001

C. VOLAT, M. FARZANEH et A. GAKWAYA, « Voltage and Field Distribution around a Post Insulator Covered with Atmospheric Ice », The Proceedings of the 9th International Workshop on Atmospheric Icing of Structures, Chester, Royaume-Uni, juin 2000, session 4b.

M. FARZANEH, C. VOLAT et A. GAKWAYA, « Electric Field Calculation around Ice-covered Insulator Using Boundary Element Method », IEEE International Symposium on Electrical Insulation, Anaheim, Californie, avril 2000, pp. 349-355.