

**MÉMOIRE PRÉSENTÉ À L'UNIVERSITÉ DU QUÉBEC À
CHICOUTIMI COMME EXIGENCE PARTIELLE DE LA MAÎTRISE
EN INGÉNIERIE**

**PAR
NISRINE MHAGUEN**

**DÉVELOPPEMENT DE MODÈLES DYNAMIQUES DE
PRÉDICTION DE LA TENSION CRITIQUE DE CONTOURNEMENT
DES ISOLATEURS RECOUVERTS DE GLACE BASÉS SUR LA
MÉTHODE DES ÉLÉMENTS FINIS**

JANVIER 2011

Résumé

La grande majorité des modèles numériques statiques et dynamiques de prédiction de la tension critique de contournement des isolateurs recouverts de glace en période de fonte se base sur la formulation analytique de Wilkins afin d'évaluer la résistance résiduelle de la couche de glace. La limitation des modèles fondés sur cette formule résulte du fait qu'ils ne sont pas applicables à des dépôts de glace de géométries complexes. De plus, un grand nombre des modèles dynamiques actuellement élaborés est restreint à des distances d'arc inférieures à un mètre puisque ces modèles ne tiennent compte que d'un seul arc en contact avec la surface de la glace. Pour pallier à ces problématiques, il a été décidé de recourir à la méthode des éléments finis (MEF) dans l'intention de prédire la tension critique de contournement des isolateurs recouverts de dépôts de glace de formes complexes, et ce, pour des distances d'arc atteignant les deux mètres. Cette dernière considération nécessite la prise en compte de deux arcs partiels en contact avec la couche de glace.

Pour ce faire, des modèles prédictifs dynamiques, au nombre de trois, ont été établis dans cette recherche, soit un modèle mono-arc en courant continu (CC), un modèle mono-arc en courant alternatif (CA) et enfin un modèle bi-arcs en CA. Ce dernier est en fait une extension du modèle mono-arc en CA. Tous les modèles ainsi développés sont basés sur le modèle de Obenaus pour lesquels la résistance résiduelle de la couche de glace est calculée par la MEF. La surface de la glace, de par la présence d'un film d'eau conducteur d'épaisseur supposée constante, est modélisée par une surface en deux dimensions de conductivité surfacique uniforme sur laquelle sont présents un ou deux pieds d'arc (selon le modèle) considérés comme des surfaces circulaires équipotentielles. Le choix du critère de propagation de l'arc a été porté sur le critère de Hampton, étant donné la simplicité de son implémentation dans les algorithmes de calcul et de sa validation par la MEF. La tension critique de contournement est obtenue par calcul itératif lorsque le pied d'arc atteint l'électrode de mise à la terre (cas du modèle mono-arc) ou encore lorsque les deux pieds d'arc se rencontrent (cas du modèle bi-arcs).

Les modèles proposés ont été réalisés par le biais du logiciel commercial d'éléments finis (EF) COMSOL Multiphysics® qui a été couplé avec Matlab® pour l'exécution des algorithmes. Les trois modèles dynamiques d'EF ont été validés à partir des résultats expérimentaux et numériques issus d'études antérieures. La comparaison des différents résultats a montré que les modèles dynamiques mono-arc d'EF, en CC et en CA, sont en mesure de prédire la tension critique de contournement avec une précision aussi bonne que celle trouvée par les modèles dynamiques actuels. L'erreur maximale est de l'ordre de 13 %, et cela, indépendamment de la conductivité d'eau d'accumulation, de la distance d'arc (inférieure à un mètre) ainsi que de la longueur initiale de l'intervalle d'air, paramètre influent qui n'était pas pris en compte dans les modèles dynamiques actuels. En ce qui concerne le modèle dynamique bi-arcs qui est actuellement, au meilleur de nos connaissances, le seul modèle dynamique applicable à des distances d'arc supérieures à un

mètre, la comparaison des résultats numériques avec des résultats expérimentaux antérieurs a permis de valider ce modèle avec une erreur maximale de 5,8 %.

L'usage de la MEF, le choix du critère de Hampton comme critère de propagation et la modélisation du film d'eau et du pied d'arc ont offert le moyen de développer des modèles dynamiques simples prédictifs de la tension critique de contournement des isolateurs recouverts de glace pour des distances d'arc qui peuvent aller jusqu'à deux mètres. Également, les résultats ont démontré toute la versatilité des modèles qui donnent la possibilité de tracer l'évolution de plusieurs paramètres, à savoir la résistance résiduelle, le courant de fuite ou la tension appliquée en fonction du déplacement du ou des pieds d'arc à la surface de la glace.

Abstract

The vast majority of dynamic and static models for predicting critical flashover voltage (FOV) of ice-covered insulators during the melting period use Wilkins analytical formulation to calculate the residual resistance of ice layer. Since this formulation can be used only for well-defined uniform ice layer with simple geometrical shape, it seems difficult to adapt it to non-uniform ice layer or for insulators with complex geometries. In addition, all dynamic models being developed are restricted to arcing distance less than one meter since they can take into account only one arc in contact with the ice surface. To overcome this problem, it was decided recently to use finite element method (FEM) to develop dynamic predictive models applied to insulators covered with a non-uniform ice layer, and this, for arcing distances that can reach two meters. This last consideration requires the implementation of two partial arcs in contact with the ice surface.

With this objective, three predictive dynamic models were established in this research work, that is to say a direct current (DC) single arc model, an alternative current (AC) single arc model and finally an AC two-arc dynamic model. The latter is in fact an extension of the AC single arc model. All the developed models are based on the model of Obenaus and use the FEM to calculate the residual resistance of the ice layer. Because of the presence of a conductive water film thickness assumed to be constant, the ice surface is modeled by a two-dimensional conductive surface in contact with one or two arc roots considered as circular equipotential surfaces. Using Hampton criterion as a propagation condition is a very good approach for designing simple dynamic models because this criterion can be easily validated by FEM. The critical FOV of ice-covered insulators is obtained by simple iterative calculation when the arc root reaches the ground electrode (case of single arc model) or when the two arc roots meet together (case of two-arc model).

The proposed models were elaborated by using the commercial software FEM COMSOL Multiphysics® which was coupled with Matlab® in order to enable the execution of algorithms. The three FEM dynamic models mentioned above were validated with experimental and numerical results obtained in previous studies. The comparison of different results concludes that the FEM single arc dynamic models in DC and AC are able to predict the critical flashover voltage with accuracy as good as the one found by the current dynamic models. The maximum error is around 13 % regardless of the applied water conductivity, the arcing distance (less than one meter) and the air gap initial length. This latter, which is an influential parameter, was not taken into account in most of the existing dynamic models. Regarding the two-arc dynamic model which is presently, to the best of our knowledge, the only dynamic model that can be applied to arcing distance higher than one meter, the comparison of the results show that the numerical results obtained are in agreement with the experimental ones obtained in previous studies with a maximum error of 5,8 %.

The use of FEM, the implementation of Hampton criterion as a criterion of propagation and the modeling of water film and arc root allowed the development of simple dynamic models that can predict critical FOV of ice-covered insulators with a maximum arcing distance of two meters. Also, the results have demonstrated the versatility of all proposed models that can easily trace the evolution of several parameters, namely the residual resistance, the leakage current and the applied voltage versus the displacement of one or two arc roots along the ice surface.

Remerciements

Mes premiers remerciements et respects vont certainement à mon directeur de recherche, M. Christophe Volat, professeur-chercheur à l'Université du Québec à Chicoutimi (UQAC). Son encadrement, ses conseils, son entière disponibilité et son soutien financier ont contribué largement à la réussite de ce travail de recherche.

Je tiens également à remercier profondément mon co-directeur, M. Masoud Farzaneh, professeur-chercheur et titulaire de la chaire industrielle CRSNG / Hydro-Québec / UQAC sur le givrage atmosphérique des équipements des réseaux électriques (CIGELE), pour les conseils, l'orientation, le soutien financier et l'appui qu'il m'a accordés tout au long de mes études.

J'adresse mes sincères remerciements à M. Issouf Fofana, professeur-chercheur et titulaire de la chaire de recherche du Canada sur les isolants liquides et mixtes en électrotechnologie (ISOLIME), qui, par son humanité, sa collaboration, ses encouragements et son assistance, a pu m'aider énormément depuis ma première session à l'UQAC.

Je voudrais aussi remercier M. Hassan Ezzaidi d'avoir facilité mon arrivée à Chicoutimi. Que tous ces professeurs-chercheurs trouvent ici ma gratitude et ma reconnaissance.

Les membres de l'équipe de recherche dont je fais partie (CIGELE) ont contribué amplement à nourrir et à éclairer ma réflexion. Je leur en suis très reconnaissante, en particulier envers M. Marc Duchesne.

Enfin, je tiens à exprimer mes plus profonds et chaleureux remerciements à ma famille. Notamment, ma mère Aïcha et mon père Seddik pour leur amour, leur tendresse et leur attention; mon mari Mustapha, pour son soutien moral et affectif et mon petit frère Youness pour sa fierté à mon égard, sa compréhension et sa collaboration à l'accomplissement de mes études.

Table des matières

RÉSUMÉ	II
ABSTRACT.....	IV
REMERCIEMENTS	VI
TABLE DES MATIÈRES	VII
CHAPITRE 1 INTRODUCTION.....	1
1.1 PROBLÉMATIQUE.....	2
1.2 OBJECTIFS ET MÉTHODOLOGIE DE LA RECHERCHE	7
1.2.1 Objectifs.....	7
1.2.2 Méthodologie	8
1.3 ORIGINALITÉ DE LA RECHERCHE.....	9
1.4 STRUCTURE DU MÉMOIRE.....	10
CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE.....	12
2.1 PROCESSUS DE CONTOURNEMENT DES ISOLATEURS RECOUVERTS DE GLACE.....	14
2.2 MODÈLES STATIQUES APPLIQUÉS AUX ISOLATEURS RECOUVERTS DE GLACE.....	17
2.2.1 Modèle mono-arc de Obenaus.....	17
2.2.2 Contribution de Rizk en courant alternatif.....	19
2.2.3 Modèle mono-arc de Farzaneh et al. en CC et en CA.....	19
2.2.4 Modèle multi-arcs de Farzaneh et Zhang en CA.....	22
2.3 MODÈLES DYNAMIQUES APPLIQUÉS AUX ISOLATEURS RECOUVERTS DE GLACE	25
2.3.1 Critères de propagation de l'arc électrique.....	25
2.3.2 Modèle dynamique de Fofana et Farzaneh en CC et en CA	29
2.4 MODÈLES DYNAMIQUES BASÉS SUR LA MÉTHODE DES ÉLÉMENTS FINIS.....	33
2.4.1 Modèle dynamique de Aydogmus et Cebeci en CA	34
2.4.2 Modèle dynamique de Yang et al. en CC et en CA.....	36
2.5 CONCLUSION	41
CHAPITRE 3 DÉVELOPPEMENT DE MODÈLES DYNAMIQUES DE PRÉDICTION	
BASÉS SUR LA MÉTHODE DES ÉLÉMENTS FINIS.....	44
3.1 MÉTHODE DES ÉLÉMENTS FINIS	46
3.1.1 Étapes de la Méthode des éléments finis.....	46
3.1.2 Avantages et limitations de la MEF	51
3.2 DESCRIPTION DU LOGICIEL - COMSOL MULTIPHYSICS®.....	53

3.3	MODELE DYNAMIQUE MONO-ARC EN CC.....	54
3.3.1	Présentation générale du modèle dynamique de prédiction en CC	54
3.3.2	Hypothèses de départ	55
3.3.3	Modélisation physique et simulation numérique	56
3.3.4	Algorithme de calcul.....	57
3.4	MODELE DYNAMIQUE MONO-ARC EN CA.....	60
3.5	MODELE DYNAMIQUE BI-ARCS EN CA	62
3.5.1	Présentation et modélisation physique	62
3.5.2	Algorithme de calcul.....	64
3.6	EXPLICATION DES ÉTAPES RÉALISÉES PAR COMSOL.....	67
3.7	CONCLUSION	70
CHAPITRE 4	VALIDATION DES MODÈLES DYNAMIQUES DE PRÉDICTION.....	71
4.1	VALIDATION DU MODÈLE DYNAMIQUE MONO-ARC EN CC	72
4.1.1	Évaluation de la résistance résiduelle par la MEF	72
4.1.2	Calcul de la tension critique de contournement.....	75
4.2	VALIDATION DU MODÈLE DYNAMIQUE MONO-ARC EN CA	78
4.2.1	Calcul de la tension critique de contournement.....	78
4.2.2	Influence de la longueur initiale de l'arc	80
4.2.3	Saut final de l'arc	84
4.3	VALIDATION DU MODÈLE DYNAMIQUE BI-ARCS EN CA	85
4.3.1	Évaluation de la résistance résiduelle par la MEF	85
4.3.2	Saut final de l'arc	87
4.3.3	Calcul de la tension critique de contournement.....	88
4.3.4	Conductivité surfacique menant au contournement	90
4.4	CONCLUSION	91
CHAPITRE 5	CONCLUSIONS GÉNÉRALES ET RECOMMANDATIONS SUR LES	
	TRAVAUX À VENIR.....	93
5.1	CONCLUSIONS.....	94
5.2	RECOMMANDATIONS.....	98
	RÉFÉRENCES.....	101
	ANNEXE ALGORITHME DU MODÈLE DYNAMIQUE MONO-ARC EN CA....	108
	PUBLICATIONS DÉCOULANT DE CETTE RECHERCHE.....	115

Liste des abréviations et des symboles

A et n	Constantes de l'arc
B , α et β	Constantes dépendant de la nature et de la polarité de la tension appliquée
CC	Courant continu
CC+	Courant continu en polarité positive
CIGELE	Chaire industrielle CRSNG / Hydro-Québec / UQAC sur le givrage atmosphérique des équipements des réseaux électriques
$C(x,t)$	Capacité de la couche de glace (non pontée par l'arc)
D	Diamètre de l'isolateur
d	Épaisseur de la couche de glace
E	Champ électrique dans la surface conductrice
E_{arc}	Champ électrique dans l'arc
E_{moy}	Champ électrique moyen dans la surface conductrice modélisant le film d'eau
EDP	Équation différentielle aux dérivées partielles
EF	Éléments finis
f_i	Fonction d'interpolation
$Grad$	Gradient
HT	Haute tension
I	Courant de fuite
I_c	Courant de fuite critique menant au contournement
I_m	Valeur crête du courant de fuite

J	densité du courant de fuite
k et b	Constantes de réamorçage
L	Distance d'arc totale
$L_{arc}(x,t)$	Inductance de l'arc électrique
MEF	Méthode des éléments finis
MT	Mise à la terre
N	Nombre d'arcs ayant un seul pied en contact avec la surface de la glace
N'	Nombre d'arcs ayant les deux pieds en contact avec la surface de la glace
r	Rayon du pied d'arc
$R_{arc}(x,t)$	Résistance de l'arc électrique
$R(x)$	Résistance résiduelle de la couche de glace
$R(x,t)$	Résistance résiduelle de la couche de glace en dynamique
THT	Très haute tension
UQAC	Université du Québec à Chicoutimi
V	Tension appliquée à l'isolateur
V_{arc}	Chute de tension aux bornes de l'arc
V_{ap}	Différence de potentiel entre le pied d'arc et l'électrode de mise à la terre
V_c	Tension critique de contournement
V_e	Chute de tension aux électrodes
V_{glace}	Tension de la couche résiduelle de glace

V_m	Valeur crête de la tension appliquée à l'isolateur
V_{mr}	Valeur crête de la tension de réamorçage de l'arc
V_1	Différence de potentiel entre le pied d'arc 1 et l'électrode de mise à la terre
V_2	Différence de potentiel entre le pied d'arc 2 et l'électrode de mise à la terre
$v(t)$	Vitesse de propagation de l'arc
w	Largeur de la couche de glace
x	Longueur de l'arc
x_c	Longueur critique de l'arc menant au contournement
x_0	Longueur initiale de l'arc ou longueur initiale de l'intervalle d'air
x_1	Longueur de l'arc 1
x_2	Longueur de l'arc 2
1D	Une dimension
2D	Deux dimensions
3D	Trois dimensions
σ	Conductivité d'eau d'accumulation
γ_c	Conductivité surfacique de la couche de glace
∇^2	Opérateur laplacien
ψ	Fonction de pondération
σ_f	Conductivité volumique du film d'eau
ϕ	Potentiel électrique dans la surface conductrice

Ω	Domaine géométrique quelconque
$\partial\Omega$	Frontières du domaine géométrique Ω
Ω_i	Sous-domaine du domaine géométrique Ω

Liste des figures

Figure 2.1 : Étapes successives du contournement d'une chaîne d'isolateurs recouverte de glace [Zhang et Farzaneh, 2000].....	15
Figure 2.2 : Modèle de contournement d'un isolateur recouvert de glace à un arc électrique partiel [Farzaneh et Zhang, 2007]	18
Figure 2.3 : Multi-arcs partiels se propageant le long d'un isolateur de poste THT recouvert de glace [Farzaneh et Zhang, 2007].....	23
Figure 2.4 : Isolateurs THT recouverts de glace [Farzaneh et Zhang, 2007]	24
Figure 2.5 : Évolution du champ électrique dans l'arc en fonction du courant sous une atmosphère sèche et humide [Hampton, 1964]..	26
Figure 2.6 : Montage expérimental ayant permis de valider le critère de contournement [Hampton, 1964].....	27
Figure 2.7 : Circuit électrique équivalent utilisé dans le modèle dynamique mono-arc [Tavakoli et al., 2006] [Farzaneh et al., 2003]...	30
Figure 2.8 : Évolution de la tension appliquée et du courant de fuite en CA [Tavakoli et al., 2006].....	31
Figure 2.9 : Évolution de la vitesse de l'arc en CC [Farzaneh et al., 2003].....	32
Figure 2.10 : Modèle cylindrique simplifié d'un isolateur recouvert de glace [Tavakoli et al., 2006]	33
Figure 2.11 : Isolateur étudié (a) et son modèle discrétisé par la MEF (b) [Aydogmus et Cebeci, 2004].....	35
Figure 2.12 : Surface dépliée correspondante à l'isolateur étudié [Aydogmus et Cebeci, 2004].....	36
Figure 2.13 : Caractéristiques tensions-courants du circuit équivalent d'un arc partiel de longueur fixe brûlant en série avec une résistance en CC [Yang et al., 2007]	38
Figure 2.14 : Caractéristiques tensions-courants du circuit équivalent d'un arc partiel de longueur fixe brûlant en série avec une résistance en CA [Yang et al., 2008]	39
Figure 2.15 : Variation de la tension crête qui maintient l'arc en fonction de sa longueur [Yang et al., 2008].....	40
Figure 2.16 : Modélisation d'un isolateur IEEE standard recouvert d'un dépôt uniforme de glace (a) sans arc (b) en présence d'un arc [Yang et al., 2008].....	40
Figure 3.1 : Modélisation en 2D du film d'eau en présence d'un arc électrique partiel	57
Figure 3.2 : Algorithme de calcul du modèle dynamique mono-arc en CC	60
Figure 3.3 : Algorithme de calcul du modèle dynamique mono-arc en CA	62
Figure 3.4 : Modélisation en 2D du film d'eau recouvrant un isolateur de poste THT en présence de deux arcs électriques [Farzaneh et Zhang, 2007]	63
Figure 3.5 : Algorithme de calcul du modèle dynamique bi-arcs en CA	67

Figure 4.1 : Comparaison des résultats numériques et analytiques de la résistance résiduelle pour $L = 0,3$ m	73
Figure 4.2 : Comparaison des résultats numériques et analytiques de la résistance résiduelle pour $L = 0,62$ m	74
Figure 4.3 : Variation de V_m et I_m en fonction de la position du pied d'arc pour deux conductivités d'eau d'accumulation différentes	85
Figure 4.4 : Comparaison des deux équations (4.5) et (2.8) calculant la résistance résiduelle en fonction de la longueur totale des arcs	87
Figure 4.5 : Évolution de V_m et I_m en fonction de la longueur totale des arcs.....	88
Figure 4.6 : Évolution de la valeur crête du courant de fuite I_m et de la conductivité volumique du film d'eau en fonction de la longueur totale des arcs électriques partiels.....	91

Liste des tableaux

Tableau 2.1 : Paramètres utilisés dans les modèles de contournement	21
Tableau 4.1 : Validation des résultats de la tension critique de contournement V_c du modèle mono-arc en CC+ obtenus pour une distance d'arc de 30 cm et différentes conductivités d'eau d'accumulation	76
Tableau 4.2 : Validation des résultats de la tension critique de contournement V_c du modèle mono-arc en CC+ obtenus pour une conductivité d'eau d'accumulation de 80 $\mu\text{S}/\text{cm}$ et différentes distances d'arc....	78
Tableau 4.3 : Validation des résultats de la tension critique de contournement V_c du modèle mono-arc en CA obtenus pour diverses conductivités d'eau d'accumulation et diverses distances d'arc	80
Tableau 4.4 : Validation des résultats de la tension critique de contournement V_c du modèle mono-arc en CA obtenus pour un intervalle d'air de 6 cm et une distance d'arc de 40 cm.....	81
Tableau 4.5 : Validation des résultats de la tension critique de contournement V_c du modèle mono-arc en CA obtenus pour un intervalle d'air de 6 cm et une distance d'arc de 40 cm avec l'implémentation de l'équation (4.4)	83
Tableau 4.6 : Caractéristiques de l'isolateur de poste standard [Farzaneh et Zhang, 2007].....	89
Tableau 4.7 : Validation des résultats de la tension critique de contournement V_c du modèle bi-arcs en CA obtenus pour une conductivité d'eau d'accumulation de 80 $\mu\text{S}/\text{cm}$ et deux distances d'arc différentes	89

CHAPITRE 1
INTRODUCTION

CHAPITRE 1

INTRODUCTION

1.1 Problématique

Les isolateurs sont parmi les composants les plus importants des réseaux aériens de transport et de distribution de l'énergie électrique puisqu'ils assurent à la fois le support mécanique des parties portées à la haute tension et l'isolation électrique de ces dernières avec les parties mises à la terre ou énergisées. Premièrement conçus en verre et en céramique, la fabrication des isolateurs a connu, à travers les années, une évolution notable, et ce, dans le but d'accroître leur performance quelles que soient les conditions météorologiques et environnementales auxquelles ils sont exposés [Farzaneh et Chisholm, 2009]. En effet, une perturbation de l'isolation électrique assurée par l'isolateur peut entraîner, dans certaines circonstances, son contournement et, donc, un risque majeur sur la fiabilité et le fonctionnement du système de transmission de l'énergie électrique par voies aériennes [Chen, 2000] [Hydro-Québec, 1998].

Plusieurs causes sont à l'origine des contournements électriques comme les surtensions transitoires sur les réseaux électriques (foudre, enclenchement et ouvertures des lignes)

[Olivera, 2004], les dépôts de pollution atmosphérique [Shunyuan et al., 1990] [Le Roy et Gary, 1984] ou encore, dans les régions froides, les précipitations atmosphériques givrantes [Kawai, 1970] [Hydro-Québec, 1998].

Depuis plusieurs décennies, les ingénieurs et chercheurs se sont aperçus que les accumulations excessives de glace et de neige sur les réseaux électriques présentent une contrainte réelle sur le système d'isolation externe de ces derniers [Khalifa et Morris, 1967] [Forrest, 1969] [Farzaneh et al., 2007.a] [Farzaneh et al., 2007.b] [Farzaneh et Kiernicki, 1995]. Les dépôts de glace recouvrant les isolateurs peuvent engendrer, dans des conditions sévères d'accumulations, une diminution importante de leur rigidité diélectrique pouvant conduire jusqu'au contournement complet de l'isolateur [Farzaneh et al., 1992] [Chaarani, 2003] [CIGRE Task Force, 1999] [Farzaneh et al., 2005.a] [Farzaneh et al., 2005.b]. Les contournements électriques des isolateurs entraînent des répercussions graves sur les réseaux aériens de distribution de l'énergie électrique, car ils sont la cause de coupures électriques de durée plus ou moins longue [CIGRE Task Force, 1999] [Volat, 2002] [Chaarani, 2003]. Citons, par exemple, la grande perte en électricité survenue sur le réseau d'Hydro-Ontario qui a subi 57 événements successifs de contournement sur les isolateurs d'un poste de transformation de 500 kV résultant d'un brouillard givrant en mars 1986 [Boyer et Meale, 1988] [Chisholm, 1999].

La fiabilisation de l'approvisionnement en énergie électrique a toujours été une grande préoccupation pour les compagnies concernées puisque cela représente un facteur essentiel

au maintien de la sécurité publique et au développement industriel. C'est dans cette optique que s'inscrivent les recherches portant sur la compréhension des phénomènes relatifs au contournement des isolateurs recouverts de glace dans les régions froides à travers le globe et plus spécifiquement au Québec. En effet, une des problématiques majeures avec les contournements des isolateurs recouverts de glace est qu'ils affectent la fiabilité des réseaux électriques lors de périodes froides où la demande en énergie électrique est forte. De plus, ce sont des processus difficilement prévisibles. D'une part, leur caractère aléatoire et, d'autre part, leur survenue dans des lieux parfois éloignés rendent ainsi leur identification presque impossible.

La problématique reliée aux contournements des isolateurs recouverts de glace a donc initié de nombreuses études et recherches portant essentiellement sur :

- Les facteurs influençant la tension de tenue maximale des isolateurs recouverts de glace [Drapeau et Farzaneh, 1993] [Farzaneh et Drapeau, 1995] [Farzaneh et Kiemicki, 1997];
- L'impact des accumulations de glace sur les distributions du potentiel et du champ électrique le long des isolateurs recouverts de glace [Volat, 2002] [Jaiswal et Farzaneh, 2006];
- Les caractéristiques de l'évolution temporelle du courant de fuite durant la période d'accumulation de glace ainsi qu'en période de contournement [Xu et al., 2009] [Volat et al., 2006] [Meghnefi, 2007];

- La compréhension et la modélisation du processus de contournement électrique des isolateurs recouverts de glace [Zhang et Farzaneh, 2000] [Farzaneh, 2008];
- La caractérisation aussi bien statique que dynamique des paramètres de l'arc électrique se propageant à la surface de la glace [Farokhi et al., 2010] [Zhang et Farzaneh, 2000].

Les diverses études et investigations réalisées en laboratoire sur différents types d'isolateurs recouverts de glace s'accordent à dire que le contournement électrique, sous conditions de glace, est la conséquence directe d'une multitude de phénomènes dynamiques complexes associés à la présence d'arcs électriques, à la modification de la géométrie et de l'état de surface des dépôts de glace au cours du temps [Farzaneh, 2000] [Chaarani, 2003] [Farzaneh et Zhang, 2007] [Farzaneh et Chisholm, 2009].

Afin de solutionner les problèmes de contournement, sous conditions de givrage atmosphérique, plusieurs avenues ont été explorées et exploitées. L'une des avenues proposées est d'ordre matériel, étant donné qu'elle vise à limiter l'influence des accumulations de glace sur la tenue diélectrique des isolateurs, soit par l'utilisation de nouveaux types d'isolateurs, soit par l'ajout de jupes auxiliaires [Farzaneh et Chisholm, 2009]. Les solutions suggérées, quoiqu'efficaces, ne permettent cependant pas d'éviter les accumulations de glace sur les isolateurs et sont donc restreintes à certaines conditions climatiques bien définies auxquelles ces isolateurs ont été soumis lors des tests en laboratoires. Ces essais expérimentaux, qui sont nécessaires pour pouvoir tester les

nouvelles méthodes de prévention, requièrent une infrastructure importante et coûteuse et sont généralement longs et fastidieux [Farzaneh et Chisholm, 2009].

Vu sous cette optique, les chercheurs ont développé des modèles mathématiques donnant le moyen de prédire la tension critique de contournement des isolateurs recouverts de glace qui seraient des outils permettant un meilleur dimensionnement des isolateurs employés en région froide. À cet effet, plusieurs modèles prédictifs, basés sur des études plus théoriques de contournement des surfaces de la glace, notamment des modèles dynamiques [Fofana et Farzaneh, 2006] [Tavakoli et al., 2006] [Farzaneh et al., 2003] et statiques [Farzaneh et al., 1997] [Farzaneh et Zhang, 2000] [Farzaneh et Zhang, 2007] ont ainsi été établis. Le point commun entre ces différents modèles est qu'ils sont fondés sur la formulation de Wilkins [Wilkins, 1969] pour calculer la résistance résiduelle de la couche de glace en série avec l'arc électrique. Étant donné que cette formulation analytique demande une configuration de glace uniforme pouvant être considérée comme une géométrie simple (demi-cylindre, cylindre, triangle) [Tavakoli, 2004] [Farzaneh et Zhang, 2000], l'application de ces modèles à des géométries de glace plus complexes est difficile. D'un autre côté, la majorité des modèles dynamiques proposés ne sont destinés qu'aux isolateurs présentant des distances d'arc inférieures à un mètre, car ces modèles ne prennent en compte que la présence d'un seul arc électrique partiel en contact avec la surface de la glace, ce qui est un autre facteur limitatif. Récemment, Yang et al. se sont basés sur la méthode des éléments finis pour calculer la résistance résiduelle, mais leur modèle demeure restreint aux isolateurs de petites longueurs [Yang et al., 2007] [Yang et al., 2008]. Seul le

modèle statique développé par Farzaneh et Zhang a été étendu en courant alternatif (CA) à des distances d'arc supérieures à un mètre [Farzaneh et Zhang, 2007]. Néanmoins, l'élaboration de ce modèle est encore fondée sur la formulation de Wilkins pour le calcul de la résistance de la couche de glace [Farzaneh et Zhang, 2007].

1.2 Objectifs et méthodologie de la recherche

1.2.1 Objectifs

En vue de pouvoir dimensionner correctement les isolateurs haute tension (HT) et très haute tension (THT) sous des conditions sévères d'accumulation de glace, il importe de développer des modèles numériques fiables de prédiction de la tension critique de contournement qui ne soient pas limités par la géométrie du dépôt de glace accumulée et le type d'isolateur. Les objectifs spécifiques de ce projet sont donc :

- ❖ De développer un modèle dynamique mono-arc en courant continu (CC) et en CA de prédiction de la tension critique de contournement employant la méthode des éléments finis et visant les isolateurs recouverts de glace ayant une distance d'arc inférieure à un mètre.

- ❖ D'utiliser et d'intégrer la méthode des éléments finis dans le but de calculer la résistance résiduelle de la couche de glace et de définir ou choisir un critère de propagation de l'arc électrique à la surface de cette dernière pour des géométries complexes de dépôts de glace.

- ❖ D'étendre le modèle mono-arc en CA à un modèle à deux arcs ciblant les isolateurs THT pour des distances d'arc allant jusqu'à deux mètres.

- ❖ De valider les modèles prédictifs à partir des résultats expérimentaux issus de travaux antérieurs.

1.2.2 Méthodologie

La réalisation de ce projet de recherche effectué en collaboration avec la chaire industrielle CRSNG / Hydro-Québec / UQAC sur le givrage atmosphérique des équipements des réseaux électriques à l'UQAC a été divisée en cinq étapes qui sont les suivantes :

1. Effectuer une revue de littérature détaillée relative aux modèles prédictifs actuels développés pour des isolateurs pollués et recouverts de glace avec identification des modèles dynamiques basés sur la méthode des éléments finis (MEF) et des critères de propagation et de contournement utilisés par ces derniers.

2. Se familiariser avec le logiciel d'éléments finis COMSOL Multiphysics® et les stratégies associées à son couplage avec le logiciel Matlab®, tous deux étant nécessaires à la mise au point des différents modèles prédictifs.

3. Développer et implémenter un modèle dynamique mono-arc en CC basé sur le modèle de Obenaus en se servant du critère de propagation de l'arc identifié à l'étape 1 au sein des logiciels COMSOL/Matlab. Valider le modèle grâce aux résultats expérimentaux et numériques extraits de travaux antérieurs réalisés à la CIGELE.
4. Étendre le modèle de prédiction élaboré du CC au CA en ajoutant la condition de réamorçage de l'arc [Farzaneh et al., 1997] et comparer les résultats numériques obtenus avec les résultats expérimentaux et numériques trouvés lors d'études passées à la CIGELE.
5. Prendre en compte la présence de deux arcs électriques partiels, ayant chacun un pied en contact avec la surface de la glace, dans le modèle de prédiction implémenté à l'étape 4, et ce, dans le but de prédire la tension critique de contournement en CA pour des isolateurs dont la distance d'arc peut atteindre jusqu'à deux mètres. Vérifier les résultats du modèle bi-arcs avec les résultats numériques et expérimentaux disponibles à la CIGELE.

1.3 Originalité de la recherche

Cette recherche s'inscrit dans un projet plus global ayant pour finalité de prédire la tension critique de contournement des isolateurs de poste THT de distances d'arc allant jusqu'à 4,5 mètres, et cela, quelle que soit la géométrie du dépôt de glace accumulée sur ces derniers. L'intégration des éléments finis dans les modèles numériques est donc une

approche originale offrant la possibilité de tenir compte de tous les types de géométries de dépôts de glace.

L'établissement d'un tel modèle pourrait permettre de réduire significativement le nombre d'expériences laborieuses et dispendieuses requises. En outre, le modèle serait d'une grande utilité que ce soit pour les sociétés manufacturières des isolateurs ou encore pour les compagnies productrices et distributrices de l'énergie électrique puisque le modèle leur permettrait de dimensionner adéquatement les isolateurs dédiés aux régions froides.

1.4 Structure du mémoire

Le manuscrit de cette recherche comporte cinq chapitres qui sont organisés comme suit :

Le chapitre II présente les informations récoltées sur les différents modèles statiques et dynamiques de prédiction de la tension critique de contournement rapportés dans la littérature avec une discussion sur les concepts et les critères de propagation et de contournement utilisés par ces derniers.

Le chapitre III présente les modèles dynamiques mono-arc et bi-arcs développés pour les besoins de cette recherche et qui sont basés sur la méthode des éléments finis. En outre, ce chapitre aborde en détail les différentes étapes expliquant la réalisation de l'algorithme de calcul. Une description de la méthode des éléments finis est également traitée, car cette dernière est employée dans les modèles faisant l'objet de ce mémoire.

Quant au chapitre IV, ce dernier examine le domaine de validité des modèles mono-arc (en CC et en CA) et bi-arcs (en CA) présentés au chapitre III en comparant les résultats fournis avec les résultats théoriques et expérimentaux extraits d'études antérieures.

Pour finir, le chapitre V présente l'ensemble des conclusions ainsi que les recommandations sur les travaux à venir.

CHAPITRE 2
REVUE DE LITTÉRATURE

CHAPITRE 2

REVUE DE LITTÉRATURE

Depuis les trois dernières décennies, l'intérêt croissant vis-à-vis des phénomènes de contournement des isolateurs sous diverses conditions atmosphériques a donné lieu à un nombre exhaustif d'études, particulièrement sous des conditions de pollution ou de givrage atmosphérique sévère. Certaines de ces études se sont intéressées tout spécifiquement au processus de propagation d'un arc électrique à la surface d'une couche électrolytique ou de glace dans le but de comprendre les phénomènes complexes inhérents au contournement des isolateurs. De ces études, ont émergé plusieurs modèles mathématiques permettant de prédire la tension critique de contournement des isolateurs qui, chronologiquement, ont été, dans un premier temps, appliqués aux isolateurs pollués, puis adaptés aux isolateurs recouverts de glace.

L'objectif de ce chapitre est donc d'effectuer une revue succincte du processus de contournement des isolateurs recouverts de glace ainsi que des différents modèles prédictifs qui y sont associés afin de mettre en évidence les limites de ces derniers. De plus, un intérêt particulier a été porté sur les modèles prédictifs récemment développés qui utilisent une

nouvelle approche basée sur la méthode des éléments finis, approche qui fait précisément l'assise du présent mémoire de maîtrise.

2.1 Processus de contournement des isolateurs recouverts de glace

Le processus de contournement électrique des isolateurs recouverts de glace a fait l'objet de nombreuses recherches [Farzaneh et al., 1998.a] [Zhang et Farzaneh, 2000] [Farzaneh-Dehkordi et al., 2004] [Farzaneh, 2008] [Xu et al., 2009]. C'est un phénomène dynamique fort complexe qui met en interaction plusieurs facteurs : la distribution du champ électrique, les conditions environnementales, le nombre et la position des intervalles d'air, le type d'isolateur, la géométrie et la nature du dépôt de glace le recouvrant [Fofana et Farzaneh, 2006] [Farzaneh et Chisholm, 2009] ainsi que les caractéristiques de la tension appliquée [Zhang et Farzaneh, 2000]. En outre, la présence d'un film d'eau à la surface de la glace est un paramètre indispensable pour que le contournement se produise à la tension nominale d'exploitation [Volat, 2002] [Farzaneh et al., 2006]. Ce film d'eau résulte d'une combinaison d'un ou de plusieurs des éléments suivants [Volat, 2002] [Farzaneh, 2000] :

- L'augmentation de la température ambiante;
- L'augmentation du courant de fuite à la surface de la glace;
- Les rayons du soleil;
- La condensation à la surface de la glace;
- La présence des arcs électriques partiels;
- L'accumulation de glace en régime humide.

D'après l'ensemble des expériences et investigations menées par les différents chercheurs, le processus de contournement des isolateurs recouverts de glace, illustré à la figure 2.1, peut être résumé de cette façon :

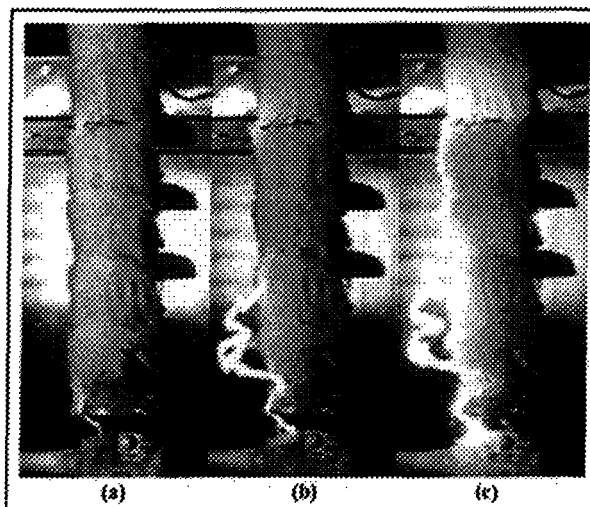


Figure 2.1 : Étapes successives du contournement d'une chaîne d'isolateurs recouverte de glace [Zhang et Farzaneh, 2000]

- ❖ Tel qu'illustré à la figure 2.1-a, le processus de contournement débute par l'apparition des arcs électriques partiels initiés le long des intervalles d'air, les parties de l'isolateur non recouvertes de glace, qui sont créés lors de la période d'accumulation [Zhang et Farzaneh, 2000]. L'apparition des arcs partiels est principalement due à l'augmentation de la chute de tension le long des intervalles d'air causée par la présence d'un film d'eau fortement conducteur à la surface du dépôt de glace [Volat, 2002] [Xu et al., 2009] [Farzaneh et Drapeau, 1995] [Farzaneh, 2000]. Le développement des arcs partiels, à travers les intervalles d'air,

entraîne ainsi une fonte accélérée de la surface de la glace, résultant en une baisse de la résistance de fuite de cette dernière [Fofana et Farzaneh, 2006].

- ❖ La diminution de la résistance surfacique de la glace couplée avec la présence des arcs partiels contribuent en l'accroissement du courant de fuite [Zhang et Farzaneh, 2000] [Xu et al., 2009]. Ce processus dynamique provoque, si les conditions requises sont présentes, la propagation des arcs électriques partiels à la surface du dépôt de glace (figure 2.1-b) [Farzaneh-Dehkordi et al., 2004].
- ❖ Si la tension appliquée à l'isolateur est suffisante pour soutenir le processus de propagation, les arcs électriques partiels se rencontrent pour former le contournement total de l'isolateur (figure 2.1-c) [Zhang et Farzaneh, 2000].

Selon les observations et les analyses des résultats expérimentaux, la vitesse de propagation de l'arc est relativement lente, et ce, jusqu'à une longueur critique, généralement de l'ordre de 45 à 60 % de la longueur totale de l'isolateur [Zhang et Farzaneh, 2000] [Xu et al., 2009]. Au delà de cette longueur, la vitesse de l'arc augmente considérablement pour contourner l'isolateur [Zhang et Farzaneh, 2000].

En parallèle aux études expérimentales sur le processus de contournement des isolateurs recouverts de glace, des investigations plus théoriques ont été entreprises afin d'étudier les mécanismes fondamentaux reliés à la propagation d'un arc électrique à la

surface de la glace. Plusieurs de ces aspects sont actuellement abordés à la CIGELE. À partir de ces études, des modèles statiques [Farzaneh et al., 1997] [Farzaneh et Zhang, 2000] [Farzaneh et Zhang, 2007] et dynamiques [Fofana et Farzaneh, 2006] [Tavakoli et al., 2006] [Farzaneh et al., 2003] de prédiction de la tension critique de contournement, basés sur le modèle de Obenaus/Rizk établi initialement pour la pollution [Le Roy et Gary, 1984] [Farzaneh et al., 1997], ont été élaborés. Ces modèles sont revus un peu plus en détail dans les sections exposées ci-après.

2.2 Modèles statiques appliqués aux isolateurs recouverts de glace

2.2.1 Modèle mono-arc de Obenaus

Obenaus est parmi les pionniers à avoir analysé quantitativement les phénomènes de contournement associés à la propagation d'un arc le long de surfaces polluées [Le Roy et Gary, 1984]. Le modèle qu'il a ainsi développé et proposé est celui d'un arc brûlant en série avec une couche conductrice, l'arc comme la couche étant considérés purement résistifs [Le Roy et Gary, 1984]. Ce modèle est à la base de la grande majorité des modèles actuels de prédiction de la tension de contournement des isolateurs pollués [Le Roy et Gary, 1984]. La glace étant considérée comme un cas sévère de pollution [Chen, 2000], le modèle de Obenaus a donc été aussi adopté pour les isolateurs recouverts de glace comme l'illustre la figure 2.2 dans le cas d'un modèle mono-arc [Farzaneh et Zhang, 2007] :

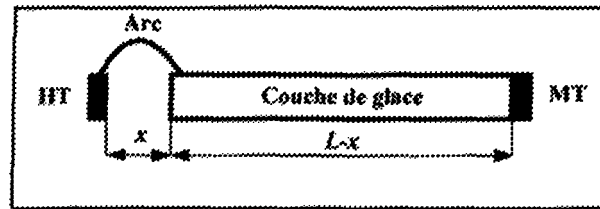


Figure 2.2 : Modèle de contournement d'un isolateur recouvert de glace à un arc électrique partiel [Farzaneh et Zhang, 2007]

Le modèle mathématique de prédiction est simplement décrit par l'équation suivante [Farzaneh et Zhang, 2000] :

$$V = V_{arc} + R(x) \cdot I + V_e \quad (2.1)$$

où,

- V : la tension appliquée à l'isolateur (V)
- V_{arc} : la chute de tension aux bornes de l'arc qui s'exprime en (V) comme suit [Farzaneh et Zhang, 2000] :

$$V_{arc} = E_{arc} \cdot x = A \cdot I^{-n} \cdot x \quad (2.2)$$

- A et n : les constantes de l'arc
- I : le courant de fuite (A)
- x : la longueur de l'arc (cm)
- E_{arc} : le champ électrique dans l'arc (V/cm)
- $R(x)$: la résistance résiduelle de la couche de glace (Ω)
- V_e : la chute de tension aux électrodes (V)

2.2.2 Contribution de Rizk en courant alternatif

Sous tension alternative (CA), le courant passe deux fois par zéro à chaque période. C'est pourquoi il faut prendre en compte la contribution de Rizk qui permet d'étendre le modèle de Obenaus (section 2.2.1) du CC au CA. Cette contribution est la condition de réamorçage de l'arc qui s'explique par [Farzaneh et al., 1997] :

$$V_m \geq \frac{k \cdot x}{I_m^b} \quad (2.3)$$

où k et b sont les constantes de réamorçage, V_m (V) et I_m (A) sont les valeurs crêtes de la tension appliquée et du courant de fuite respectivement et x est la longueur de l'arc en (cm).

2.2.3 Modèle mono-arc de Farzaneh et al. en CC et en CA

En suivant le même concept que Obenaus, un modèle statique de prédiction de la tension critique de contournement des isolateurs recouverts de glace a été établi en CC [Farzaneh et Zhang, 2000] et en CA [Farzaneh et al., 1997] [Zhang et Farzaneh, 2000].

Partant donc de l'équation (2.1), la résistance résiduelle $R(x)$ de la couche de glace peut être modélisée, lors d'accumulations sévères de glace sur l'isolateur, comme un demi-cylindre (figure 2.1) [Farzaneh et Zhang, 2007]. Dans ce cas, la résistance résiduelle $R(x)$ (Ω), basée sur la formulation de Wilkins [Wilkins, 1969], a pour expression [Farzaneh et Zhang, 2007] :

$$R(x) = \frac{1}{2\pi \cdot \gamma_e} \left(\frac{4(L-x)}{D+2d} + \ln \left(\frac{D+2d}{4r} \right) \right) \quad (2.4)$$

où,

- L : la distance d'arc totale (cm)
- x : la longueur de l'arc (cm)
- r : le rayon du pied d'arc (cm)
- γ_e : la conductivité surfacique de la couche de glace (S)
- D : le diamètre de l'isolateur (cm)
- d : l'épaisseur de la couche de glace (cm)

Les expressions du rayon du pied d'arc r (cm) et de la conductivité surfacique du dépôt de glace γ_e (μS), déterminées expérimentalement, sont données par les deux équations suivantes [Farzaneh et al., 1997] [Zhang et Farzaneh, 2000] [Farzaneh et Zhang, 2000] :

$$r = \sqrt{\frac{I}{B \cdot \pi}} \quad (2.5)$$

$$\gamma_e = \alpha \cdot \sigma + \beta \quad (2.6)$$

où B , α et β sont des constantes dépendant de la nature et de la polarité de la tension appliquée, σ ($\mu\text{S}/\text{cm}$) est la conductivité d'eau d'accumulation et I est exprimé en (A).

Les essais effectués sur un échantillon triangulaire de glace ont permis d'évaluer les différentes constantes évoquées ci-dessus. Ces dernières sont résumées dans le tableau 2.1 [Farzaneh et al., 1997] [Farzaneh et Zhang, 2000] [Farzaneh et Zhang, 2007].

Tableau 2.1 : Paramètres utilisés dans les modèles de contournement

Paramètres		Tension continue en polarité positive CC+	Tension alternative CA
A		208,9	204,7
n		0,449	0,5607
V_e (V)		799	≈ 0
b		-	0,5277
k	k_1	-	1118 : arc descendant
	k_2	-	1300 : arc montant
B		0,648	0,875
α		0,082	0,0675
β		1,79	2,45

La résolution de l'équation (2.1) en CC donne les valeurs critiques de la tension V_c , la longueur de l'arc x_c et le courant de fuite I_c menant au contournement [Farzaneh et Zhang, 2000]. En CA, la chute de tension aux électrodes V_e peut être négligée dans l'équation (2.1) [Farzaneh et al., 1997] puisqu'étant de faible valeur, cette chute de tension est prise en considération dans le calcul des constantes de l'arc A et n [Farzaneh et al., 1997] [Farzaneh et al., 1998.b]. L'insertion de la condition critique de réamorçage (équation 2.3) dans l'équation (2.1) aboutit à l'expression suivante [Farzaneh et al., 1997] :

$$V_m = A \cdot x \cdot \left(\frac{k \cdot x}{V_m} \right)^{\frac{-n}{b}} + R(x) \cdot \left(\frac{k \cdot x}{V_m} \right)^{\frac{-n}{b}} \quad (2.7)$$

De la même manière qu'en CC, il suffit de résoudre l'expression (2.7) pour obtenir V_c , x_c et I_c .

Les modèles mono-arc, en CC et en CA, ont été validés avec succès à une chaîne d'isolateurs standards IEEE de cinq unités avec un dépôt de glace uniforme. La comparaison entre les résultats numériques et les résultats expérimentaux montre une erreur maximale obtenue de l'ordre de 5 %. De même, les modèles statiques ne sont employés que pour des isolateurs de distance d'arc n'excédant pas un mètre. Ce problème a cependant été contourné par Farzaneh et Zhang [Farzaneh et Zhang, 2007] qui ont proposé une solution, détaillée dans la section suivante, pour étendre leur modèle statique mono-arc en CA.

2.2.4 Modèle multi-arcs de Farzaneh et Zhang en CA

Tel qu'expliqué au paragraphe précédent, la formulation analytique de la résistance résiduelle, donnée par l'équation (2.4), est destinée uniquement aux isolateurs de petites longueurs qui présentent un seul arc électrique partiel à leur surface [Farzaneh et Zhang, 2007]. Pour les isolateurs THT de distance d'arc supérieure à un mètre, de multiples arcs partiels s'initient le long des différents intervalles d'air comme il est mis en évidence dans la figure 2.3. Sous certaines conditions, ces arcs partiels se propagent à la surface de la glace et finissent par se rencontrer pour contourner l'isolateur [Farzaneh et Zhang, 2007].



Figure 2.3 : Multi-arcs partiels se propageant le long d'un isolateur de poste THT recouvert de glace [Farzaneh et Zhang, 2007]

Farzaneh et Zhang [Farzaneh et Zhang, 2007] ont donc décidé d'apporter un changement sur leur modèle statique mono-arc en CA (voir section 2.2.3) pour pouvoir l'appliquer à des isolateurs THT présentant plus d'un arc électrique partiel. Pour ce faire, ils ont proposé un modèle multi-arcs en modifiant la formulation analytique de Wilkins adaptée aux isolateurs recouverts de glace (équation 2.4) afin qu'elle puisse prendre en considération plusieurs arcs en contact avec la surface de la glace (figure 2.3). La formulation de Wilkins ainsi proposée et modifiée est telle que :

$$R(x) = \frac{1}{2\pi \cdot \gamma_e} \left(\frac{4(L-x)}{D+2d} + (N+2N') \cdot \ln \left(\frac{D+2d}{4r} \right) \right) \quad (2.8)$$

où :

- N : le nombre d'arcs ayant un seul pied en contact avec la surface de la glace
- N' : le nombre d'arcs ayant les deux pieds en contact avec la surface de la glace

Le modèle multi-arcs a été validé par plusieurs tests réalisés dans les laboratoires de la CIGELE, soit sur : un isolateur de suspension à seize unités (figure 2.4-a), deux unités d'isolateur de poste (figure 2.4-b) et deux unités d'isolateur de poste avec six extenseurs de jupes (figure 2.4-c) [Farzaneh et Zhang, 2007]. Les résultats numériques trouvés s'avèrent en bonne concordance avec les résultats expérimentaux et permettent ainsi de valider le modèle statique multi-arcs. Ce modèle demeure toutefois dépendant de la formulation de Wilkins modifiée qui ne prend en compte que des géométries simples de dépôt de glace [Tavakoli, 2004] [Wilkins, 1969].

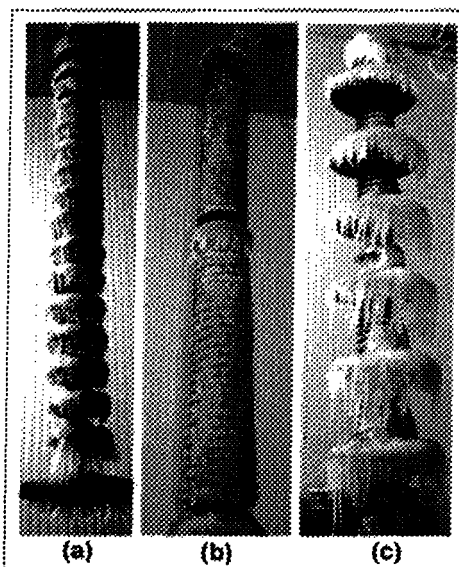


Figure 2.4 : Isolateurs THT recouverts de glace [Farzaneh et Zhang, 2007]

2.3 Modèles dynamiques appliqués aux isolateurs recouverts de glace

2.3.1 Critères de propagation de l'arc électrique

À la différence des modèles statiques de prédiction de la tension critique de contournement (section 2.2) qui permettent uniquement de calculer la tension, le courant et la longueur de l'arc critiques conduisant au contournement, les modèles dynamiques mis en œuvre au cours des dernières années [Yang et al., 2007] [Fofana et Farzaneh, 2006] [Tavakoli et al., 2006] [Farzaneh et al., 2003] prennent en compte la propagation du pied d'arc en se servant d'un critère spécifique de propagation. Parmi les critères proposés dans la littérature, le critère de Hesketh [Hesketh, 1967] lié au courant dans l'arc ou encore le critère de Hampton [Hampton, 1964] déduit de la comparaison du champ électrique dans l'arc et dans la couche conductrice sont les plus souvent utilisés dans les modèles dynamiques prédictifs. Ces critères sont développés plus en détail ci-après.

2.3.1.1 Critère de Hampton

C'est à Hampton que l'on doit l'une des premières études sur la propagation d'un arc électrique à la surface d'une couche conductrice. Cet auteur a suggéré un critère de contournement basé sur le champ électrique dans l'arc et dans la couche résistive [Hampton, 1964]. Pour cela, il a mené plusieurs expériences en CA ayant pour finalité de caractériser le champ électrique moyen dans un arc établi sous une atmosphère sèche et humide, et ce, en vue de le comparer avec le champ électrique dans la couche conductrice

(figure 2.5) modélisée par une colonne d'eau salée (figure 2.6). Le choix de la colonne d'eau comme résistance résiduelle (figure 2.6) a été guidé par la volonté d'avoir une résistance constante pouvant dissiper une grande quantité de chaleur tout en s'affranchissant de l'effet de la température combinée de l'arc et du passage du courant.

À partir des informations collectées à la figure 2.5 et au montage expérimental illustré à la figure 2.6, Hampton a pu constater qu'au moment où le champ électrique dans l'arc est égal au champ électrique dans la résistance résiduelle, l'arc est stable. Sous une atmosphère humide, cette stabilité correspond au point A sur la figure 2.5.

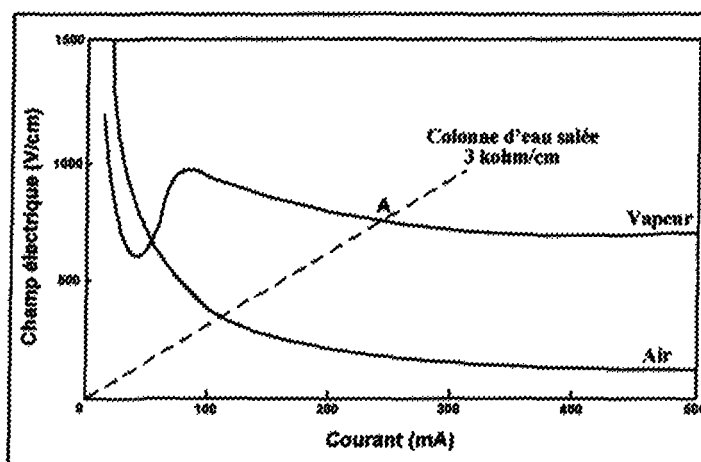


Figure 2.5 : Évolution du champ électrique dans l'arc en fonction du courant sous une atmosphère sèche et humide [Hampton, 1964]

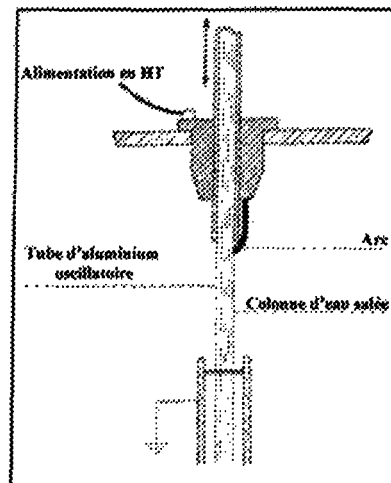


Figure 2.6 : Montage expérimental ayant permis de valider le critère de contournement [Hampton, 1964]

Lorsque la tension appliquée est légèrement augmentée au dessus du point d'équilibre A, le contournement de la colonne d'eau est alors observé. Cette condition de contournement correspond en fait au cas où le champ électrique dans l'arc devient inférieur au champ électrique moyen dans la colonne d'eau conductrice, d'où l'établissement du critère de Hampton qui est le suivant [Hampton, 1964] :

$$E_{arc} < E_{moy} \quad (2.9)$$

D'après les résultats de ses expériences, l'auteur a donc énoncé la condition nécessaire, donnée par l'équation (2.9), pour laquelle un arc généré à la surface d'une couche conductrice se propage jusqu'à ce que le contournement soit produit. Cependant, cette étude ne précise pas si l'arc se serait propagé en un autre état stable dans le cas où la colonne d'eau aurait présentée une distance de fuite plus importante, situation qui se produit pour des longs isolateurs [Zhang et Farzaneh, 2007]. En effet, dans le montage

expérimental de la figure 2.6, la distance inter-électrodes est faible, ce qui laisse croire que lorsque la condition de propagation de l'arc est atteinte, la longueur critique est déjà obtenue et la propagation conduit donc obligatoirement au contournement.

Dans ces circonstances, le critère de Hampton peut être préalablement considéré comme un critère de propagation de l'arc à la surface de la couche conductrice (qui traduit le fait que l'arc se déplace vers une autre position stable) tant que la distance critique n'est pas atteinte. Cela concorde bien avec les hypothèses de Sundararajan et al. qui ont élaboré un modèle dynamique de prédiction de la tension de contournement en CA consacré aux isolateurs pollués [Sundararajan et al., 1995]. En s'inspirant du modèle mono-arc de Obenaus/Rizk (sections 2.2.1 et 2.2.2), leur modèle ne tient compte que de la variation dynamique de la résistance résiduelle $R(x)$ de la couche de pollution lors de la propagation de l'arc à sa surface. En ce qui concerne le critère de propagation, les auteurs ont ainsi eu recours au critère de Hampton (équation 2.9) qui sert aussi de critère de contournement quand l'arc atteint les deux tiers (2/3) de la distance d'arc de l'isolateur [Sundararajan et al., 1995]. C'est en s'appuyant sur ces observations qu'il a été décidé d'adopter le critère de Hampton comme critère de propagation pour nos modèles dynamiques.

2.3.1.2 Critère de Hesketh

De la dérivée du courant de fuite dans l'arc I par rapport à sa longueur x , Hesketh a établi de son côté, un autre critère de propagation de l'arc le long d'une surface polluée humide. Ce critère s'exprime mathématiquement comme suit [Hesketh, 1967] :

$$\frac{dI}{dx} > 0 \quad (2.10)$$

En d'autres termes, cela signifie que l'arc se propage au fur et à mesure que l'intensité du courant I s'accroît. D'après l'auteur, le critère s'inscrit dans le concept que l'arc s'ajuste de manière à tirer un maximum de courant de la source. Le développement de l'équation (2.10) pour un jet d'eau salée s'avère compatible avec le critère de Hampton : le champ dans l'arc est inférieur au champ dans la colonne d'eau salée.

2.3.2 Modèle dynamique de Fofana et Farzaneh en CC et en CA

Tout en intégrant la résistance de l'arc électrique en dynamique $R_{arc}(x,t)$, son inductance $L_{arc}(x,t)$ et la capacité de la couche de glace (non pontée par l'arc) $C(x,t)$ dans le circuit de Obenaus (figure 2.2), un modèle dynamique de prédiction de la tension critique de contournement a été mis en œuvre en CA [Fofana et al., 2003] et en CC [Farzaneh et al., 2003]. La figure 2.7 illustre le circuit électrique équivalent à la base du modèle dynamique [Tavakoli et al., 2006].

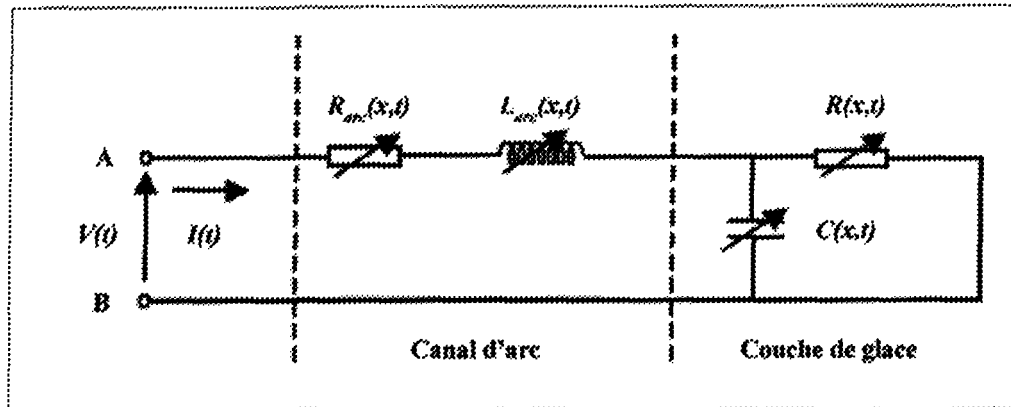


Figure 2.7 : Circuit électrique équivalent utilisé dans le modèle dynamique mono-arc [Tavakoli et al., 2006] [Farzaneh et al., 2003]

Que ce soit en CC ou en CA, les simulations consistent à trouver, en premier lieu, l'intensité du courant dans l'arc et la glace pour une tension appliquée et une longueur de l'arc fixées au préalable ainsi qu'à valider ou non le critère de propagation de Hesketh régi par l'équation (2.10). Dans l'affirmative de ce dernier, la longueur de l'arc augmente d'une faible valeur. Si le critère n'est pas validé, la tension appliquée est incrémentée. Ce processus se répète jusqu'au contournement total. La résistance résiduelle est calculée par la formule analytique simplifiée de Wilkins (équation 2.4). En CA, il faut de plus vérifier la condition de réamorçage de l'arc déjà énoncée (équation 2.3).

Il est également possible, par le biais des simulations, de connaître l'évolution temporelle de plusieurs grandeurs, comme l'intensité du courant de fuite ou la résistance résiduelle de la couche de glace, en implémentant la vitesse de l'arc (voir figures 2.8 et 2.9). Il existe un nombre important de modèles de vitesse, tous empiriques. Par exemple,

celui de Galimberti est utilisé dans les modèles dynamiques et est exprimé par [Tavakoli, 2004] :

$$v(t) = \frac{I(t)}{q} \quad (2.11)$$

où q est la charge moyenne par unité de longueur de l'arc.

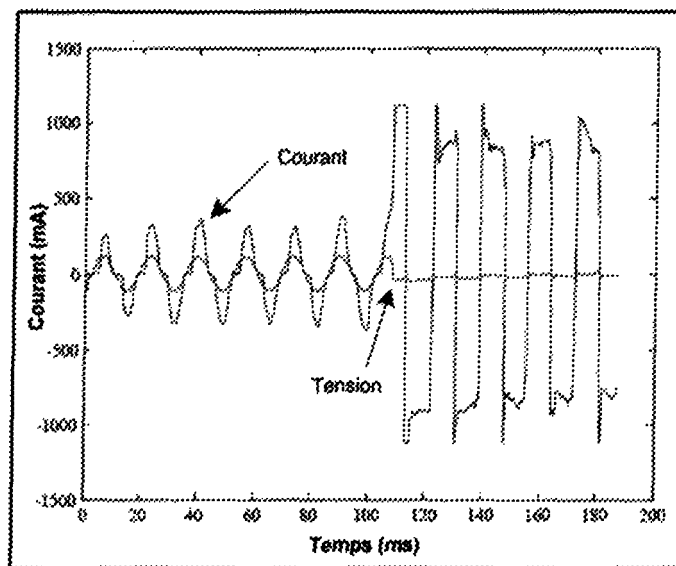


Figure 2.8 : Évolution de la tension appliquée et du courant de fuite en CA [Tavakoli et al., 2006]

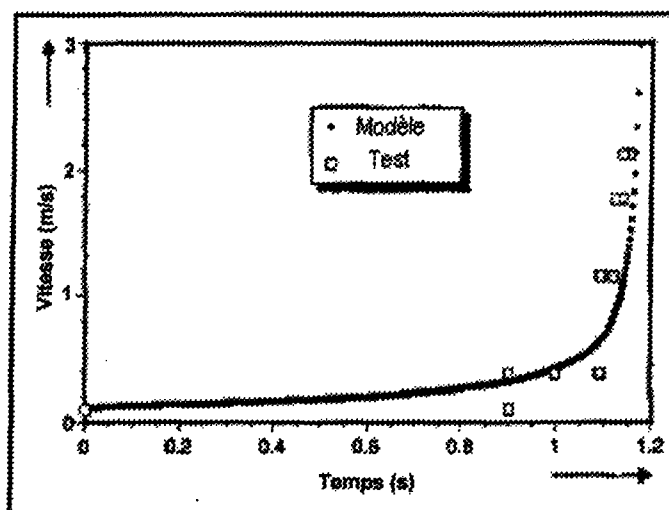


Figure 2.9 : Évolution de la vitesse de l'arc en CC [Farzaneh et al., 2003]

La validation du modèle dynamique mono-arc a été exécutée à partir des tests expérimentaux réalisés à la fois sur un isolateur réel de poste et un modèle cylindrique simplifié de l'isolateur (figure 2.10) pour différentes conductivités d'eau d'accumulation et distances d'arc, toutes inférieures ou égales à un mètre. L'erreur maximale ainsi obtenue sur la tension critique de contournement ne dépassait pas 13,6 % [Farzaneh et al., 2003] [Tavakoli et al., 2006].

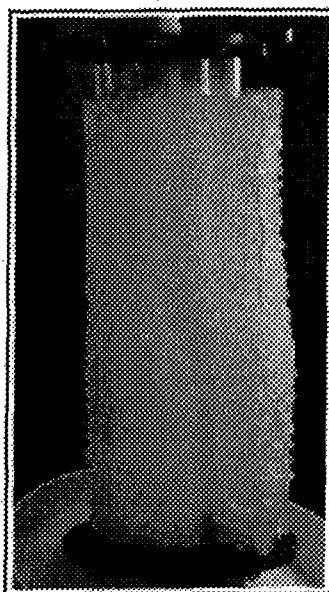


Figure 2.10 : Modèle cylindrique simplifié d'un isolateur recouvert de glace [Tavakoli et al., 2006]

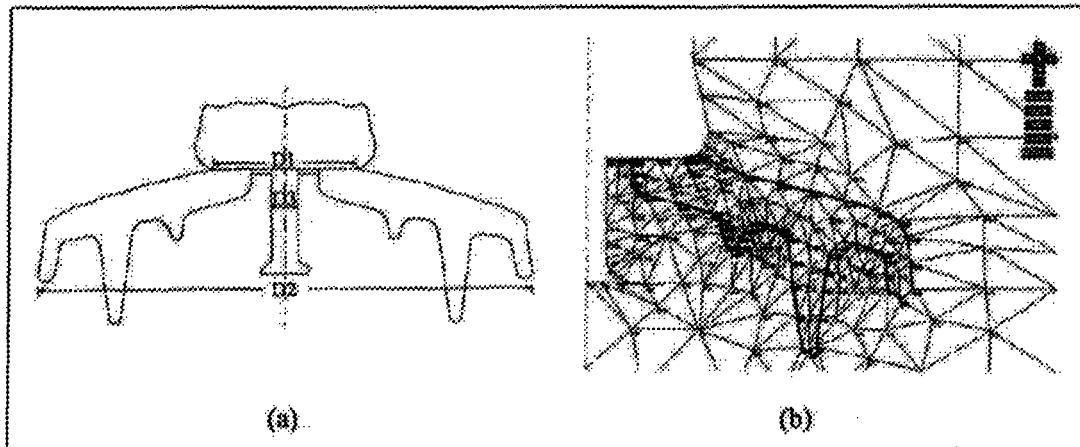
2.4 Modèles dynamiques basés sur la méthode des éléments finis

Tel que mentionné auparavant, une des limitations des modèles prédictifs, qu'ils soient statiques ou dynamiques, réside dans le calcul de la résistance résiduelle effectué par l'intermédiaire de la formule de Wilkins qui s'applique uniquement à des surfaces polluées ou recouvertes de glace uniformes [Wilkins, 1969] [Tavakoli, 2004]. Ceci limite donc l'application des modèles élaborés au sein de la CIGELE à des dépôts de glace plus complexes. Afin de s'affranchir de cette formule, de nouveaux modèles dynamiques de prédiction de la tension critique de contournement des isolateurs, utilisant deux approches différentes, ont ainsi vu le jour : le modèle de Aydogmus et Cebeci pour les isolateurs pollués [Aydogmus et Cebeci, 2004] et le modèle de Yang et al. pour les isolateurs

recouverts de glace [Yang et al., 2007] [Yang et al., 2008]. La particularité de ces modèles est que la résistance résiduelle de la glace $R(x)$ est calculée par la méthode des éléments finis (voir section 3.3.1).

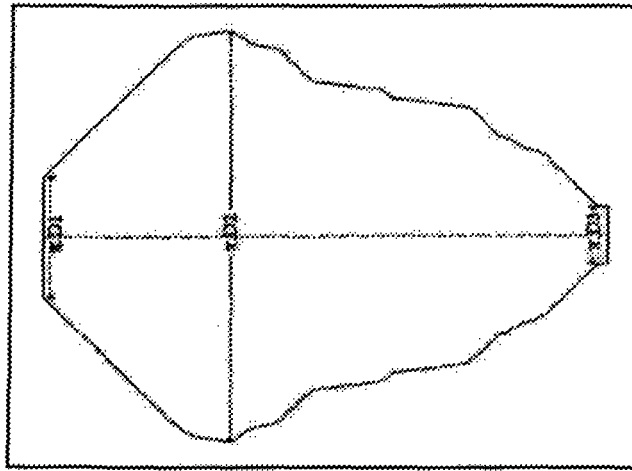
2.4.1 Modèle dynamique de Aydogmus et Cebeci en CA

Aydogmus et Cebeci [Aydogmus et Cebeci, 2004] ont été les premiers à employer la MEF dans le but d'élaborer un modèle dynamique de prédiction de la tension de contournement des isolateurs pollués de faibles dimensions. En effet, dans leur modèle, les auteurs se servent de la MEF pour calculer le champ électrique le long de la ligne de fuite de l'isolateur (figure 2.11-a) et le courant de fuite circulant dans la couche de pollution qui le recouvre. Le calcul du champ électrique s'effectue sur un modèle axisymétrique de l'isolateur (figure 2.11-b), tandis que la détermination du courant de fuite s'établit sur la surface de l'isolateur dépliée (figure 2.12) qui est considérée comme une surface conductrice pour les besoins de la simulation.



**Figure 2.11 : Isolateur étudié (a) et son modèle discrétisé par la MEF (b)
[Aydogmus et Cebeci, 2004]**

Pour chaque niveau de tension appliquée, si le critère de Hampton (équation 2.9) est vérifié entre chaque deux nœuds voisins présents sur la ligne de fuite du modèle géométrique discrétisé par la MEF (figure 2.11-b), un arc est créé entre ces deux nœuds. Dans ces conditions, ces derniers sont alors au même potentiel, car de par leur proximité, la chute de tension dans l'arc peut être négligée, ce qui peut être critiquable en soi. La phase suivante consiste à accroître la tension appliquée avec les nouvelles conditions aux limites imposées sur les nœuds et à recalculer, par la suite, le champ électrique entre deux nœuds voisins pour valider ou non le critère de Hampton. Ce processus de calcul, qui diffère largement des autres modèles de prédiction, étant donné qu'il n'est pas fondé sur le modèle électrique proposé par Obenaus/Rizk (paragraphes 2.2.1 et 2.2.2), est poursuivi jusqu'au contournement total de l'isolateur, c'est-à-dire lorsque la longueur de l'arc électrique est égale à la longueur de la ligne de fuite de l'isolateur.



**Figure 2.12 : Surface dépliée correspondante à l'isolateur étudié
[Aydogmus et Cebeci, 2004]**

Bien que le modèle laisse suivre dynamiquement les lieux d'initiation des arcs électriques partiels le long de la ligne de fuite de l'isolateur pollué, le fait de ne pas considérer la restriction des lignes de courant due à la présence des pieds d'arc est discutable quant à la précision des résultats en termes de détermination de la tension critique de contournement. De plus, ce modèle dynamique pourrait poser problème pour des chaînes d'isolateurs plus longues, car le temps de calcul requis pourrait s'avérer très important.

2.4.2 Modèle dynamique de Yang et al. en CC et en CA

Le deuxième modèle basé sur la MEF, cette fois-ci visant les isolateurs recouverts de glace, est celui de Yang et al. en CC [Yang et al., 2007] et en CA [Yang et al., 2008]. C'est un modèle mono-arc, donc applicable aux isolateurs courts, inspiré du modèle

conventionnel de Obenaus (figure 2.2) dont la tension aux bornes de l'arc V_{arc} , modélisé par son pied, est explicitée par l'équation (2.2).

Le modèle géométrique construit à l'aide de COMSOL Multiphysics sert à calculer la tension de la couche résiduelle de glace V_{glace} suivant une courbe liant le pied d'arc, modélisé par un demi-cercle, à l'électrode de mise à la terre [Yang et al., 2007] [Yang et al., 2008]. V_{glace} (V) est donnée par :

$$V_{glace} = \int_l \vec{E} \cdot \vec{dl} \quad (2.12)$$

où E (V/cm) est le champ électrique dans la surface conductrice (le film d'eau de fonte) calculé par la MEF et dl est exprimé en (cm).

Pour une intensité du courant de fuite appliquée au pied d'arc et initialement fixée, la tension appliquée V suit l'équation de l'arc régie par l'expression (2.1).

En tension continue [Yang et al., 2007], ces chercheurs ont opté pour un critère de propagation de l'arc ayant comme assise les caractéristiques tensions-courants du circuit équivalent d'un arc en série avec une résistance, tel qu'illustré à la figure 2.13. D'après cette figure, pour une longueur de l'arc fixe, les valeurs critiques de la tension et du courant qui maintiennent l'arc dans un état stable sont respectivement V_0 et I_0 . Si la tension ou le courant augmente, l'arc se propage vers un nouvel état stable. L'objectif principal du modèle dynamique de Yang et al. est de trouver, après chaque incrémentation de courant,

cet état particulier pour chaque longueur de l'arc. Une fois l'état stable atteint, le critère de Hampton est utilisé pour vérifier ou non le contournement de l'isolateur. Il est donc considéré ici comme un critère de contournement et non comme un critère de propagation de l'arc. Si le critère est validé, les valeurs de la tension et du courant sont les valeurs critiques de contournement. Dans le cas contraire, la longueur de l'arc est incrémentée d'une faible valeur et une réitération du processus cherchant l'état stable correspondant est exécutée.

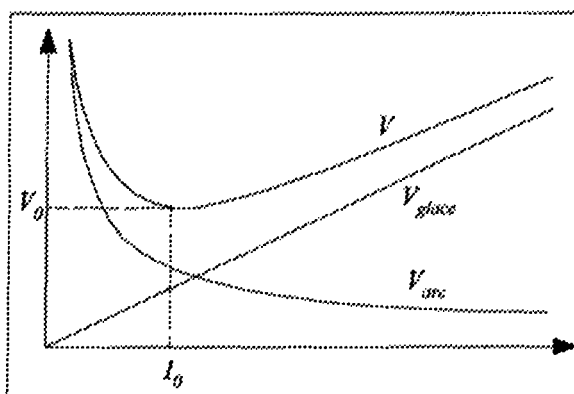


Figure 2.13 : Caractéristiques tensions-courants du circuit équivalent d'un arc partiel de longueur fixe brûlant en série avec une résistance en CC [Yang et al., 2007]

Pour ce qui est de la tension alternative [Yang et al., 2008], le principe de la simulation suit les caractéristiques tensions-courants auxquelles est additionnée la condition de réamorçage de l'arc (figure 2.14) décrite par l'équation (2.3). Le graphique de la figure 2.14 présente la variation des valeurs crêtes de la tension appliquée V_m et de la tension de réamorçage de l'arc V_{mr} en fonction de la valeur crête du courant de fuite I_m , pour une longueur fixée de l'arc. Quand la tension atteint sa valeur minimale V_{m2} , l'arc est initié, mais puisque la condition de réamorçage n'est pas satisfaite, celui-ci s'éteint au passage par

zéro du courant. Il existe deux points d'intersection $((V_{m1}, I_{m1})$ et (V_{m3}, I_{m3})) entre les courbes $V_{mr}(I_m)$ et $V_m(I_m)$. Or, cette dernière courbe est stable pour des intensités du courant relativement grandes. Il en découle que la tension et le courant critiques qui maintiennent l'arc sont V_{m3} et I_{m3} respectivement.

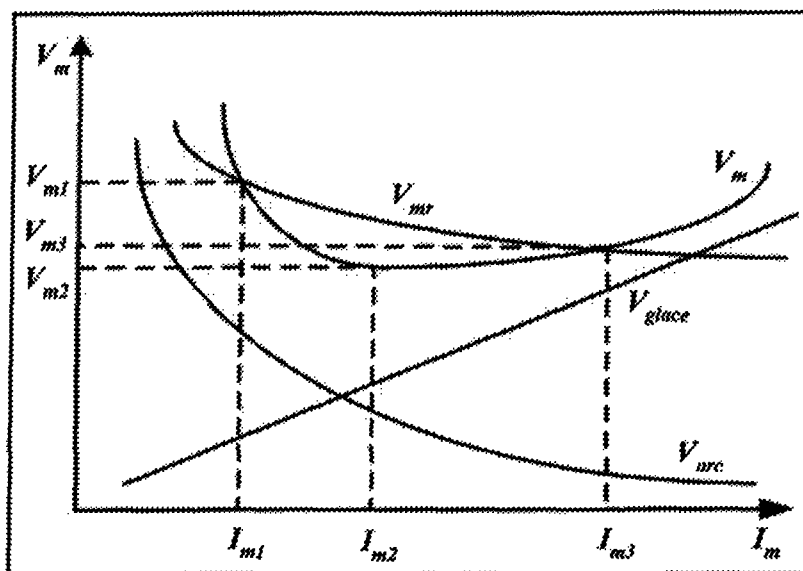


Figure 2.14 : Caractéristiques tensions-courants du circuit équivalent d'un arc partiel de longueur fixe brûlant en série avec une résistance en CA [Yang et al., 2008]

L'algorithme de calcul s'occupe de chercher ces trois points particuliers en haussant graduellement le courant de fuite. La tension de contournement est ensuite déduite en s'appuyant sur la courbe de l'évolution de la tension crête qui maintient l'arc V_{m2} selon sa longueur x (figure 2.15). Au delà de la longueur critique x_c , le contournement se produit même si la tension qui maintient l'arc ne s'accroît pas. En conséquence, la tension critique de contournement correspond à la valeur V_c . Si la longueur de l'arc demeure inférieure à x_c , une nouvelle itération impliquant une augmentation de la longueur de l'arc est effectuée. Il

est à signaler que pour chaque incrémentation de cette dernière, la partie de l'isolateur court-circuitée par l'arc n'est plus prise en compte dans le modèle géométrique, comme le montre la figure 2.16.

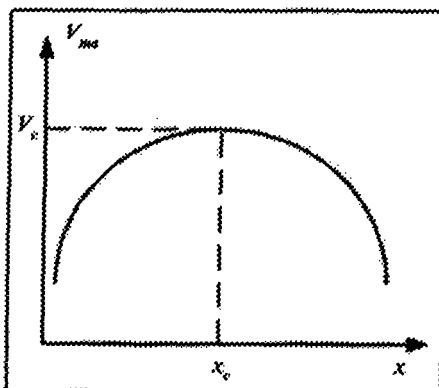


Figure 2.15 : Variation de la tension crête qui maintient l'arc en fonction de sa longueur [Yang et al., 2008]

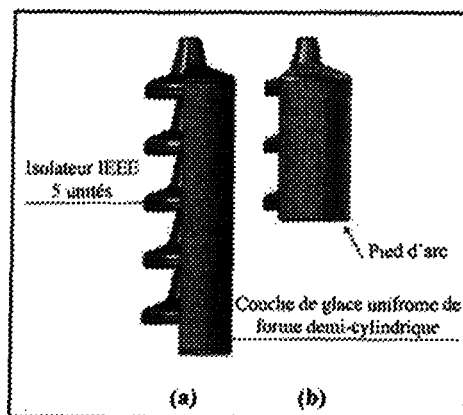


Figure 2.16 : Modélisation d'un isolateur IEEE standard recouvert d'un dépôt uniforme de glace (a) sans arc (b) en présence d'un arc [Yang et al., 2008]

L'avantage de ce modèle est qu'il donne la possibilité de calculer la tension critique de contournement pour des configurations de glace complexes [Yang et al., 2008]. Toutefois,

la troncature du modèle géométrique proposé ne permet pas de prendre en compte les lignes de courant situées au niveau de la géométrie placée en amont du pied d'arc (figure 2.16). En outre, cette troncature alourdit et complexifie l'algorithme de calcul. Néanmoins, et en se fiant aux résultats numériques obtenus par les auteurs, le modèle est en accord avec les résultats expérimentaux [Yang et al., 2007] [Yang et al., 2008].

2.5 Conclusion

Pour conclure ce chapitre consacré en grande partie à la présentation des modèles actuels de prédiction de la tension critique de contournement des isolateurs recouverts de glace, il convient de souligner que :

- ◊ La majorité des modèles mathématiques, qu'ils soient dynamiques ou statiques, est basée sur le modèle de Obenaus et permet d'obtenir une grande capacité de prédiction de la tension critique de contournement des isolateurs recouverts d'un dépôt uniforme de glace de géométrie simple.
- ◊ À l'exception du modèle statique multi-arcs de Farzaneh et Zhang [Farzaneh et Zhang, 2007], tous les modèles de prédiction recensés sont limités à des isolateurs ayant une distance d'arc inférieure ou égale à un mètre.
- ◊ Yang et al. ont été les premiers à employer la méthode des éléments finis pour développer des modèles dynamiques en CC et CA, fondés sur le modèle de

Obenaus, ciblant les isolateurs recouverts d'une géométrie de glace non uniforme [Yang et al., 2007] [Yang et al., 2008]. Par contre, l'utilisation de ces modèles mono-arc reste restreinte à des isolateurs dont la distance d'arc ne dépasse pas un mètre.

- ◊ Jusqu'à présent, aucun modèle, aux meilleures de nos connaissances, est en mesure de prédire la tension critique de contournement, et ce, pour toutes les combinaisons possibles de type et de distance d'arc de l'isolateur, d'épaisseur et de géométrie du dépôt de glace le recouvrant.

Ainsi, la synthèse de la revue de littérature a contribué à élucider les points fondamentaux nécessaires au développement des modèles dynamique prédictifs pour des isolateurs allant jusqu'à deux mètres de distance d'arc. Ces points sont les suivants :

- a. Le modèle de Obenaus constitue une assise solide pour les modèles prédictifs, car les résultats qui proviennent des modèles basés sur ce dernier ont démontré une bonne précision dans les résultats numériques obtenus par rapport aux résultats expérimentaux.
- b. Étant donné que le critère de Hampton est un critère de comparaison entre les champs électriques dans l'arc et dans la couche conductrice, ce dernier peut donc

être parfaitement et simplement implémenté et utilisé dans des modèles dynamiques fondés sur le calcul du champ électrique par la MEF.

- c. La MEF est une alternative plus adéquate que la formule de Wilkins pour le calcul de la résistance résiduelle parce qu'elle est applicable à toutes les géométries de glace, aussi complexe soient-elles.

CHAPITRE 3

DÉVELOPPEMENT DE MODÈLES

DYNAMIQUES DE PRÉDICTION BASÉS

SUR LA MÉTHODE DES ÉLÉMENTS FINIS

CHAPITRE 3

DÉVELOPPEMENT DE MODÈLES DYNAMIQUES DE PRÉDICTION BASÉS SUR LA MÉTHODE DES ÉLÉMENTS FINIS

Tel que mentionné précédemment, le présent travail de recherche constitue une première étape d'un projet plus global ayant pour but de mettre au point un modèle prédictif générique applicable à tout type d'isolateur de poste, quelle que soit sa forme, sa longueur ou encore la sévérité d'accumulation de glace à laquelle il est soumis. Cependant, l'élaboration d'un tel modèle générique passe par le développement d'un modèle de base en CC et en CA qui, par soucis de simplification, est mono-arc et donc destiné aux isolateurs recouverts de glace présentant des distances d'arc inférieures ou égales à un mètre.

Dans la gamme des très hautes tensions, une extension du modèle mono-arc à un modèle bi-arcs est réalisée pour des distances d'arc allant jusqu'à deux mètres. Ces modèles sont basés sur la méthode des éléments finis. À cet effet, l'usage d'un logiciel commercial de calcul par éléments finis a été retenu afin d'exécuter les différentes simulations en bidimensionnel. Une description de la MEF est exposée dans la section suivante.

3.1 Méthode des éléments finis

La résolution exacte d'un système différentiel modélisant une problématique physique n'est pas toujours accessible. Lorsqu'il s'agit de modèles à géométries complexes, le recours à des méthodes numériques de calcul et, plus précisément, la méthode des éléments finis (MEF) est donc recommandé. La MEF est un outil mathématique très puissant et largement adopté en ingénierie (électromagnétisme, mécanique, transfert de chaleur...) [Davies, 1980] [Huebner, 1975] [Burnett, 1987] [Imbert, 1991] parce qu'elle offre la possibilité d'obtenir des solutions approximatives décrivant la réponse d'un système physique soumis à des mécanismes externes (une tension, une sollicitation, etc.) [Baker et Pepper, 1991] [Garrigues, 2002] [Goncalves, 2005] [Marceau, 2008]. L'évolution technologique connue en informatique a mis à notre disposition de nombreux logiciels d'éléments finis dédiés à plusieurs secteurs de recherche (COMSOL Multiphysics, Effel, GID, etc.). Toutefois, il est indispensable de maîtriser les fondements de la MEF pour pouvoir résoudre adéquatement les problématiques rencontrées.

3.1.1 Étapes de la Méthode des éléments finis

L'application de la MEF à un problème revient à suivre les étapes successives explicitées comme suit [Garrigues, 2002] :

1. Première étape : définition du problème

Convertir la problématique physique en une équation différentielle aux dérivées partielles (EDP) à satisfaire en tout point d'un domaine géométrique Ω , et ce, en prenant en

considération les conditions imposées sur les frontières $\partial\Omega$ de ce domaine (conditions aux limites). Ces conditions sont en général de trois types [Marceau, 2008] :

- Condition de Dirichlet qui se traduit par une valeur que la solution doit vérifier sur les limites du domaine (ex : potentiel, température, déplacement);
- Condition de Newman qui s'exprime par la valeur de la dérivée de la solution aux bords $\partial\Omega$ (ex : pression, flux);
- Condition de Robin, appelée également condition mixte, qui décrit une combinaison des conditions de Newman et Dirichlet (ex : convection).

2. Deuxième étape : forme variationnelle

Reformuler l'EDP sous forme d'identité intégrale nommée "forme variationnelle" ou encore "forme faible". Compte tenu des conditions aux limites, la fonction inconnue intervient ainsi avec des dérivées d'ordre inférieur dans la nouvelle forme obtenue (forme variationnelle). Dans cette recherche, la MEF est employée pour calculer la distribution du potentiel ϕ le long de la surface conductrice de la glace recouvrant l'isolateur selon l'équation de Laplace suivante [Pérez et al., 2001] :

$$\nabla^2 \phi = 0 \quad (3.1)$$

La forme variationnelle de cette équation s'écrit donc [Garrigues, 2002] :

$$\iint_{\Omega} \psi \cdot \nabla^2 \phi \cdot d\Omega = 0 \quad (3.2)$$

où ψ est une fonction quelconque définie sur Ω , appelée fonction test ou fonction de pondération.

3. Troisième étape : maillage, choix des nœuds et des fonctions d'interpolation

Diviser Ω en sous-domaines Ω_i (pas nécessairement identiques) appelés mailles. Ces dernières sont munies d'une partition de nœuds. Le choix des nœuds aux extrémités des mailles offre deux avantages, à savoir le nombre de nœuds est réduit puisqu'il y aura des nœuds communs à chaque deux mailles voisines et la continuité de la solution approchée est assurée, car celle-ci aura la même valeur aux nœuds communs. Le deuxième pas de cette phase consiste à définir une fonction locale notée f_i et appelée fonction d'interpolation sur chaque Ω_i . En effet, la solution F fournie par la MEF n'est qu'une juxtaposition des fonctions d'interpolation $f_{i=1,2,\dots}$. La maille complétée par ces informations est appelée élément. Les bibliothèques des logiciels d'éléments finis disposent d'un nombre important d'éléments. En voici quelques-uns [Garrigues, 2002] [Baker et Pepper, 1991] :

- Des lignes pour les problèmes à une dimension (1D);
- Des triangles et des quadrangles pour les problèmes à deux dimensions (2D);
- Des tétraèdres, des hexaèdres et des pentaèdres pour les problèmes à trois dimensions (3D).

Il est à noter que f_i doit être complètement et uniquement déterminée par les valeurs de la solution imposées aux nœuds. En d'autres mots, l'évaluation de f_i à chaque nœud de l'élément engendre un système d'équations dont la résolution donne f_i (par exemple : si f_i est un polynôme, les valeurs nodales de la solution servent à déterminer les coefficients de ce polynôme). La résolution d'une problématique par la MEF se ramène donc à trouver ces

valeurs nodales. Cette étape est de grande importance en ce qui a trait à la précision des résultats.

Par soucis de réduction de temps de calcul, l'élément utilisé (maille + nœuds + fonction d'interpolation) pour discrétiser la géométrie est une transformation d'un élément de référence standard topologiquement équivalent, prédéfini et préprogrammé à l'avance dans les bibliothèques des logiciels d'éléments finis. Le maintien de la continuité entre les éléments finis est également assuré par ce passage d'éléments [Marceau, 2008].

4. Quatrième étape : discrétisation de la forme variationnelle

Satisfaire la forme *variationnelle* à l'aide des fonctions d'interpolation f_i déterminées en fonction des valeurs nodales pour chaque élément (plutôt que satisfaire l'EDP). Cette formulation est résolue en imposant des restrictions sur les fonctions de pondération ψ [Garrigues, 2002]. Effectivement, si la condition « quelle que soit ψ » est conservée, F (solution approchée) serait une solution exacte de l'EDP. Il existe une infinité de manières de définir les fonctions de pondération ψ . Chacune de ses manières engendre une variante différente de la MEF qui conduit alors à une solution différente approximative. Il faut toutefois que ce choix de fonctions mène à un système algébrique d'équations à solution unique [Garrigues, 2002].

La discrétisation de la forme variationnelle par la méthode de Galerkinge, à titre d'exemple, donne un système d'équations de la forme suivante après l'assemblage des équations pour chaque élément [Marceau, 2008] :

$$[A_e]\{V_e\} = \{b_e\} \quad (3.3)$$

avec :

- $[A_e]$: la matrice de rigidité de l'élément considéré
- $\{b_e\}$: le vecteur second membre du même élément
- $\{V_e\}$: le vecteur des valeurs nodales du même élément

Les conditions aux limites sont prises en compte dans le vecteur $\{b_e\}$. À la suite du calcul des contributions de chaque élément fini, leur somme est simplement obtenue en additionnant les matrices de rigidité et les vecteurs seconds membres. La forme globale s'écrit donc [Marceau, 2008] :

$$[A]\{V\} = \{b\} \quad (3.4)$$

où la dimension de $[A]$, $\{b\}$ et $\{V\}$ est en corrélation avec le nombre de degrés de liberté du système discret [Marceau, 2008]. Par l'approche de Galerkinge, il en résulte un système matriciel symétrique [Marceau, 2008]. La résolution de ce dernier est donc grandement simplifiée.

5. Cinquième étape : résolution du système matriciel

Résoudre le système matriciel explicité par la formule (3.4), soit par [Carrigues, 2002] [Marceau, 2008] :

- La méthode directe (élimination de Gauss, décomposition de Choleski,...);
- La méthode itérative (Jacobi, gradient conjugué,...).

La solution approchée est rendue définie avec les valeurs nodales recueillies.

3.1.2 Avantages et limitations de la MEF

La MEF est fortement conseillée pour résoudre les problèmes modélisés par une EDP, mais cela n'empêche pas qu'elle ait certaines lacunes.

a) Avantages :

- La MEF est désormais accessible par le biais de logiciels commerciaux performants. Ces logiciels, qui n'exigent pas une connaissance approfondie de la MEF, ne prennent que quelques minutes pour effectuer la simulation. En outre, ils proposent des outils de visualisation graphique pour présenter les résultats. Ces deux points ont encouragé plusieurs chercheurs dans des domaines divers à l'adopter comme principale méthode de résolution;
- En ce qui est de la discrétisation de la géométrie Ω , il est possible d'utiliser plus d'un type d'élément dans le même maillage afin de s'approcher au mieux à la géométrie Ω ;

- La MEF peut être appliquée dans des conditions fort complexes, à savoir lors de tout problème physique ou mathématique (différentiel, intégral, intégral-différentiel, variationnel...), linéaire ou non linéaire, domaines et géométries quelconques, propriétés physiques à valeurs constantes ou variables (rigidité, densité, conductivité, résistivité, etc.), sollicitations externes de toutes formes ainsi que lorsqu'il s'agit de problèmes de natures variées (problème aux limites, transitoire...) [Marceau, 2008].

b) Limitations :

- La solution calculée reste toujours dépendante des données numériques initiales (caractéristiques des matériaux, conditions aux limites). En ce sens, l'influence de ces paramètres sur les résultats requiert un nouveau calcul avec d'autres valeurs;
- La modification d'une partie de la géométrie entraîne un nouveau maillage et, donc, une remise à zéro dans les calculs;
- Un mauvais choix du maillage proposé automatiquement par les logiciels limite la précision des résultats. L'utilisateur doit donc porter une attention particulière lors de cette étape;
- Le traitement d'une problématique par la MEF implique une connaissance parfaite du domaine géométrique et des conditions aux limites, ce qui complique la mise en œuvre de ce traitement lorsque ce n'est pas le cas.

3.2 Description du logiciel - COMSOL Multiphysics®

La simulation numérique est une approche donnant la possibilité aux chercheurs d'analyser le comportement de plusieurs phénomènes qui, par leur complexité, échappent au calcul classique. La modélisation, quant à elle, est la mise en équations de ces phénomènes. Pour la large gamme de problèmes scientifiques basés sur des équations aux dérivées partielles, COMSOL Multiphysics® [COMSOL Multiphysics User's Guide, 2008] peut servir d'une manière puissante et interactive à les résoudre en se fondant sur la méthode des éléments finis ou encore interagir avec des logiciels de programmation tels que Matlab®.

COMSOL Multiphysics est un outil très employé dans des secteurs divers de recherche, car il facilite amplement les étapes de modélisation et de simulation, soit : la définition de la géométrie, des propriétés physiques des matériaux présents et des conditions aux frontières, le maillage, la résolution et l'affichage des résultats. Par ailleurs, le logiciel ne demande pas de connaissances approfondies dans les mathématiques ou les analyses numériques. En effet, toutes les équations nécessaires à la résolution sont déjà prédéfinies. Il suffit alors de préciser dans quel domaine (électromagnétisme, transfert de chaleur, acoustique...) et dans quel régime (stationnaire, temporel...) le modèle doit être construit. Selon ce choix, la modélisation est disponible en 1D, 2D, 2D axisymétrique ou encore en 3D.

À propos de cette étude, le logiciel COMSOL Multiphysics a été retenu pour modéliser la couche conductrice de glace recouvrant l'isolateur. En sélectionnant l'option 'Module AC/DC' pour construire une géométrie surfacique et spécifier les conditions aux limites et les propriétés physiques du film d'eau, COMSOL procède à l'exécution des étapes résumées dans la section précédente. Le couplage entre Matlab et COMSOL, quant à lui, permet de modéliser la partie dynamique du problème en ce qui a trait à la propagation de l'arc le long de la surface de la glace.

Remarque : Le Module AC/DC sert à simuler les composants et les dispositifs électriques pour des applications en électrostatique, en magnéto-statique et en régime quasi-statique [COMSOL Multiphysics User's Guide, 2008].

3.3 Modèle dynamique mono-arc en CC

3.3.1 Présentation générale du modèle dynamique de prédiction en CC

Après avoir réalisé la revue détaillée des modèles dynamiques de Aydogmus et Cebeci [Aydogmus et Cebeci, 2004] et de Yang et al. [Yang et al., 2007] qui emploient la MEF, il a été décidé d'utiliser une combinaison des deux méthodes proposées dans l'intention de développer un modèle dynamique mono-arc en CC de prédiction de la tension critique de contournement des isolateurs recouverts de glace. Ce modèle est inspiré du modèle statique de Obenaus (section 2.2.1) auquel il est ajouté un critère de propagation de l'arc fondé sur le critère de Hampton (équation 2.9).

Ce choix s'est tout simplement fait en tenant compte de la simplicité du modèle de Obenaus, de sa validité comme assise des modèles prédictifs actuels (voir chapitre 2) et de l'adéquation du critère de Hampton avec la MEF. Les sections qui suivent font la description détaillée des étapes de réalisation du modèle dynamique mono-arc qui est apte à simuler la propagation d'un arc établi à la surface de la glace, et ce, jusqu'au contournement.

3.3.2 Hypothèses de départ

- L'épaisseur du film d'eau est égale à $150 \mu\text{m}$ [Yang et al., 2008].
- La densité du courant de fuite est constante le long de l'épaisseur du film d'eau.
- Le pied d'arc est modélisé par une surface circulaire [Wilkins, 1969] équipotentielle de rayon donné par l'équation (2.5).
- L'intensité initiale du courant de fuite est égale à 20 mA [Meghnefi, 2007] [Meghnefi et al., 2007].
- La tension appliquée initiale suit l'équation (3.6).
- Le critère de propagation utilisé est le critère de Hampton explicité par l'équation (2.9).
- Après chaque validation du critère de propagation, la longueur de l'arc est incrémentée de la même valeur (5 mm), et ce, quelle que soit la position du pied d'arc le long de la surface de la glace. Cette hypothèse relève du fait que la période précédant le saut final de l'arc est caractérisée par une vitesse de l'arc quasiment

constante [Chen, 2000] et aussi par le fait que la tension appliquée menant au saut final de l'arc correspond à la tension critique de contournement [Chen, 2000].

3.3.3 Modélisation physique et simulation numérique

Lors d'accumulations de glace sévères, la couche de glace présente une épaisseur importante et couvre la moitié de la surface de l'isolateur exposée aux précipitations givrantes, comme le montre la figure 2.1 [Farzaneh et Zhang, 2007]. Dans ces conditions, le dépôt de glace peut être vu comme un demi cylindre d'épaisseur constante qui, une fois déplié, donne une géométrie rectangulaire de longueur ($L-x$) égale à la distance d'arc de l'isolateur moins la longueur de l'intervalle d'air et de largeur w égale à $\pi/2$ fois son diamètre.

De plus, en période de fonte pendant laquelle a lieu la majorité des contournements [Xu et al., 2009] [Farzaneh et Chisholm, 2009], un film d'eau conducteur est présent à la surface de la couche de glace [Volat, 2002]. Seul ce film d'eau, d'épaisseur supposée constante, est pris en compte dans la simulation. Ceci est justifié par le fait que durant cette période, 98 % du courant de fuite circule à travers ce dernier [Kannus et al., 1986]. Son épaisseur étant faible, environ $150 \mu\text{m}$ [Yang et al., 2008] [Kannus et al., 1986], il est possible de considérer que la densité du courant de fuite est constante le long de cette épaisseur. Ainsi, le film d'eau peut être modélisé par une surface conductrice en 2D, de conductivité surfacique donnée par l'équation (2.6), sur laquelle s'établit et se propage un arc électrique modélisé par son pied, comme l'illustre la figure 3.1-a. Pour les besoins des

simulations, le pied d'arc est considéré comme une surface équipotentielle. La différence de potentiel entre ce pied d'arc et l'électrode de mise à la terre V_{ap} est exprimée par :

$$V_{ap} = I \cdot R(x) = V - A \cdot I^{-n} \cdot x - V_e \quad (3.5)$$

La limite inférieure du modèle est mise à la terre (figure 3.1). Les trois autres côtés sont isolés électriquement, c'est-à-dire que le champ est nul à l'extérieur du rectangle modélisant le film d'eau. La surface conductrice est discrétisée en éléments finis triangulaires (figure 3.1-b).

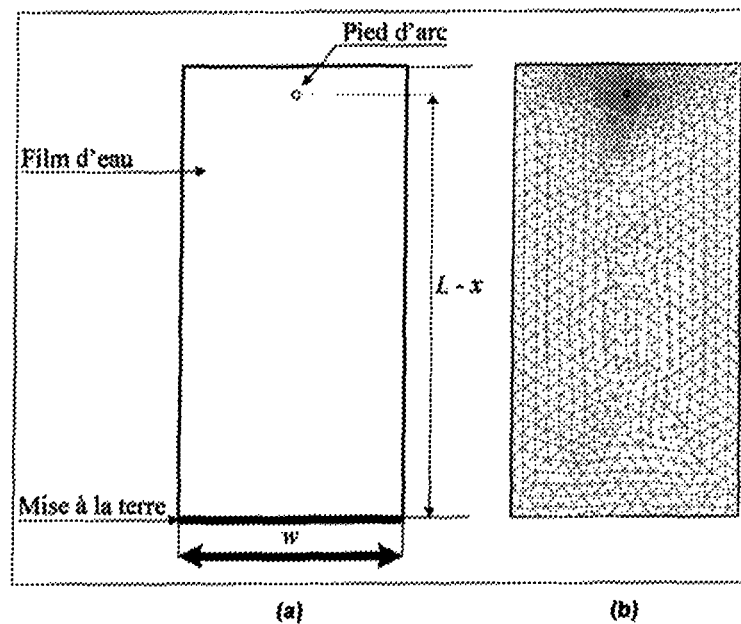


Figure 3.1 : Modélisation en 2D du film d'eau en présence d'un arc électrique partiel

3.3.4 Algorithme de calcul

L'algorithme de calcul itératif (figure 3.2) est exécuté par le biais du logiciel Matlab, de sorte qu'il est possible de faire appel à COMSOL pour les calculs par éléments finis. Le

fait d'utiliser une incrémentation en tension plutôt qu'en courant comme dans le modèle de Yang et al. [Yang et al., 2007] simplifie l'algorithme de manière considérable. Ce dernier peut être résumé par les étapes suivantes :

1. Le programme est initialisé avec les valeurs de la tension appliquée V_{min} , la longueur de l'intervalle d'air x_0 et l'intensité du courant de fuite I_{min} . La tension appliquée initiale correspond à la tension minimale nécessaire au claquage de l'intervalle d'air donnée par la formule expérimentale suivante [Volat et Farzaneh, 2005] :

$$V_{min} (kV) = 3,96x_0 (cm) + 7,49 \quad (3.6)$$

où x_0 représente également la longueur initiale de l'arc.

L'intensité initiale du courant de fuite est fixée à 20 mA, ce qui correspond à l'amplitude moyenne observée lors de l'apparition d'un arc électrique stable de couleur blanche [Meghnefi, 2007] [Meghnefi et al., 2007].

2. Le champ électrique dans l'arc E_{arc} (V/cm) est calculé en suivant l'équation (2.2), où A et n prennent respectivement les valeurs 208,9 et 0,449 [Farzaneh et Zhang, 2000], tandis que le rayon du pied d'arc est calculé par l'expression (2.5).
3. La différence de potentiel entre le pied d'arc et l'électrode de mise à la terre V_{ap} est évaluée en utilisant l'équation (3.5) et les données du tableau 2.1.

4. Avec les paramètres sélectionnés, le champ moyen E_{moy} est calculé par la MEF sur l'ensemble de la surface conductrice (figure 3.1). Une actualisation du courant de fuite est également effectuée par la MEF en intégrant la densité du courant, considérée constante le long de l'épaisseur faible du film d'eau, à l'électrode de mise à la terre.
5. L'algorithme se poursuit pour vérifier le critère de Hampton (équation 2.9). Dans l'affirmative, l'arc se propage d'une longueur égale à 5 mm, sinon la tension appliquée V est augmentée de 1 kV et la procédure recommence à partir de l'étape 2.
6. Le contournement a lieu lorsque le pied d'arc atteint l'électrode de mise à la terre. La valeur de la tension appliquée trouvée représente la tension critique de contournement en CC.

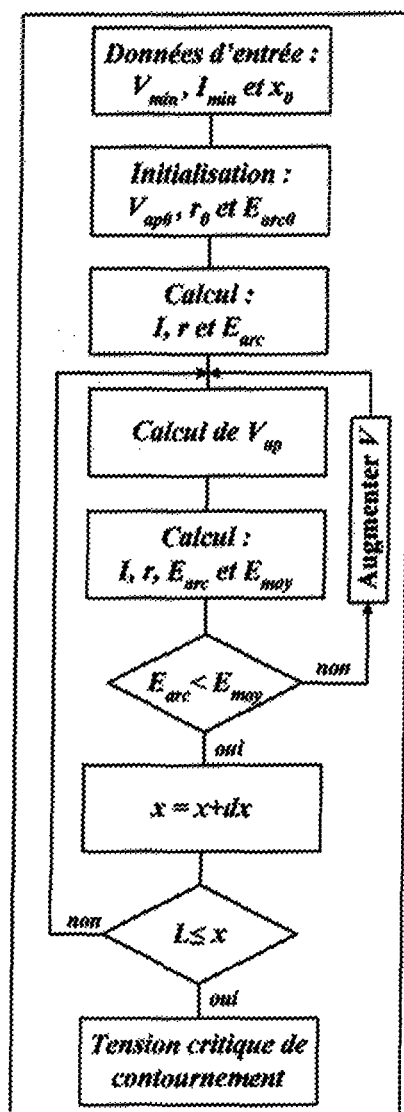


Figure 3.2 : Algorithme de calcul du modèle dynamique mono-arc en CC

3.4 Modèle dynamique mono-arc en CA

Le deuxième but de cette recherche réside dans le fait d'étendre le modèle dynamique mono-arc de prédiction de la tension critique établi du CC au CA. Le modèle utilisé est le même qu'en tension continue auquel est ajoutée la condition de réamorçage de l'arc énoncée par Rizk (équation 2.3). Comme la chute de tension V_e aux électrodes peut être

négligée en CA [Farzaneh et al., 1997], la différence de potentiel entre le pied d'arc et l'électrode de mise à la terre V_{ap} devient alors :

$$V_{ap} = I_m \cdot R(x) = V_m - A \cdot I_m^{-n} \cdot x \quad (3.7)$$

L'algorithme (figure 3.3) permettant de calculer les valeurs crêtes de la tension appliquée V_m et du courant de fuite I_m conduisant au contournement est alors composé d'une étape supplémentaire intercalée entre l'étape 4 et 5 (voir section précédente). Il s'agit de valider la condition de réamorçage de l'arc (équation 2.3) lors de cette étape supplémentaire. Au cas où cette condition n'est pas validée, la tension appliquée est incrémentée de 1 kV et le processus se répète à nouveau, sinon l'algorithme continue à s'exécuter à partir de l'étape 5. Les constantes de l'arc en CA étant différentes, la relation entre le champ électrique dans l'arc et le courant (équation 2.2) est évaluée en prenant A et n qui égalent respectivement 204,7 et 0,5607 [Farzaneh et al., 1997]. Comme en CC, E_{arc} sert à vérifier le critère de Hampton (équation 2.9).

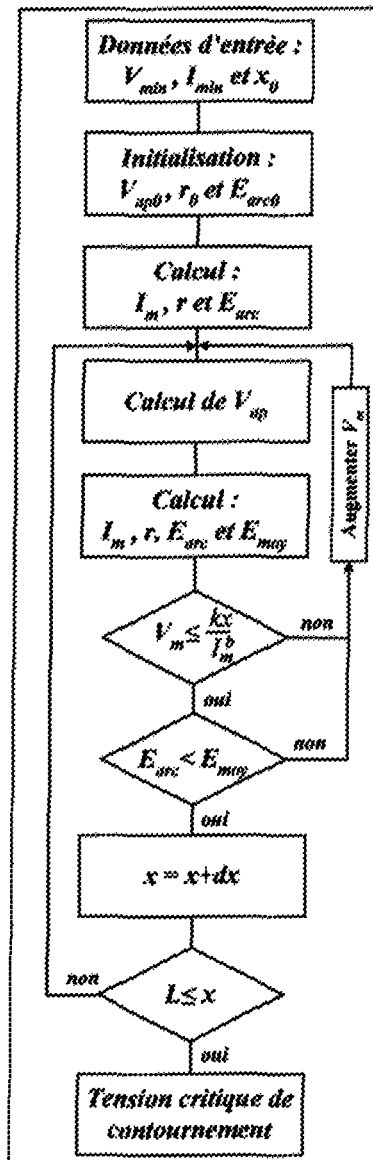


Figure 3.3 : Algorithme de calcul du modèle dynamique mono-arc en CA

3.5 Modèle dynamique bi-arcs en CA

3.5.1 Présentation et modélisation physique

Le choix des isolateurs est principalement lié à la tension nominale des réseaux aériens de transport et de distribution de l'énergie électrique [Le Roy et Gary, 1984] et aux

conditions climatiques et environnementales de la région où ils sont installés [Fofana et Farzaneh, 2006]. La présente étude vise à prédire la tension critique de contournement en CA des isolateurs de poste THT (figure 3.4). La distance d'arc de ce type d'isolateurs dépasse un mètre. Pour une telle longueur, plusieurs intervalles d'air le long de la surface de la glace peuvent apparaître et, par conséquent, plusieurs arcs partiels sont présents [Volat et Farzaneh, 2005]. Le modèle proposé porte sur l'extension du modèle dynamique mono-arc en CA (paragraphe 3.4) à une configuration présentant deux arcs en série avec la résistance résiduelle. Ceux-ci ont chacun un pied en contact avec la couche de glace.

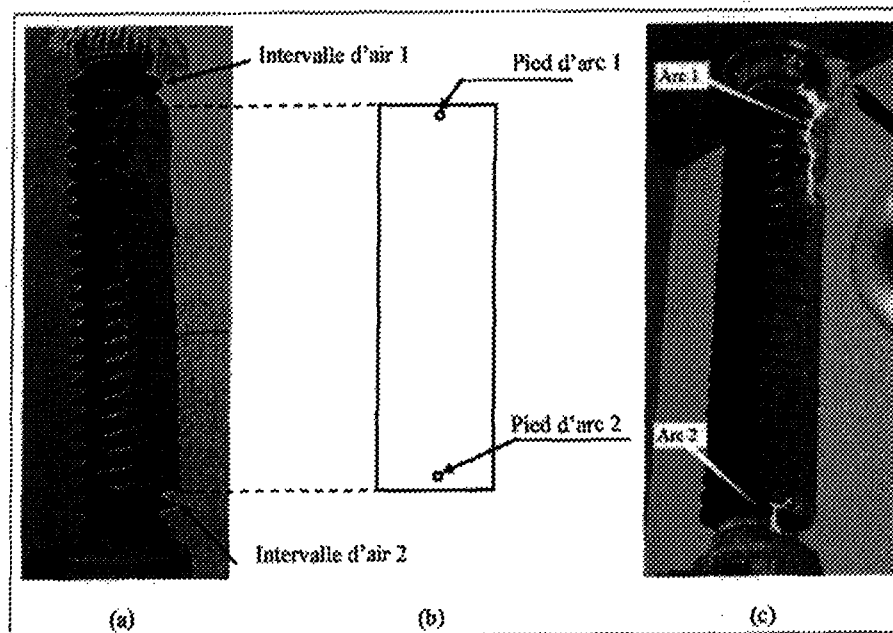


Figure 3.4 : Modélisation en 2D du film d'eau recouvrant un isolateur de poste THT en présence de deux arcs électriques [Farzaneh et Zhang, 2007]

La figure 3.4-a présente une accumulation de glace recouvrant un isolateur de poste THT soumis à un gradient de tension de $105 \text{ kV}_{\text{eff}}/\text{m}$ de distance d'arc, ce qui correspond

au gradient de tension de service typique des éléments d'isolation externe sur les réseaux 735 kV d'Hydro-Québec. Les conditions expérimentales ont été ajustées pour obtenir du verglas dont la surface est en régime de fonte, conditions les plus menaçantes pour la tenue diélectrique des isolateurs [CIGRE Task Force, 1999] [Farzaneh et al., 2007.a]. La modélisation suit la même procédure que celle utilisée dans les modèles mono-arc, soit une couche conductrice rectangulaire où l'existence d'un pied d'arc supplémentaire est prise en compte (figure 3.4-b). De ce fait, ce modèle est en mesure de prédire la tension critique de contournement pour des isolateurs de poste standards atteignant deux mètres de distance d'arc [Farzaneh et Zhang, 2007].

3.5.2 Algorithme de calcul

La simulation a été entreprise en 2D pour la dernière étape de contournement où deux arcs sont déjà établis le long de l'isolateur. Cela nécessite donc d'initialiser les longueurs des deux arcs 1 et 2 (Figure 3.4-c) en plus du courant de fuite et de la tension appliquée. Aux pieds de ces arcs, modélisés par des surfaces équipotentielles, les conditions aux limites suivantes sont appliquées :

$$V_1 = V_m - A \cdot I_m^n \cdot x_1 \quad (3.8)$$

$$V_2 = A \cdot I_m^n \cdot x_2 \quad (3.9)$$

où :

- V_1 et V_2 : la différence de potentiel entre le pied d'arc 1 (respectivement 2) et l'électrode de mise à la terre (V) (figure 3.4-b)

x_1 et x_2 : les longueurs des arcs partiels 1 et 2 respectivement (cm) (figure 3.4-c)

À l'aide de COMSOL, les valeurs obtenues de V_1 et V_2 sont implémentées pour recalculer le courant de fuite I_m en intégrant la densité du courant suivant une ligne qui se localise à égale distance des deux pieds d'arcs. Ce changement par rapport au modèle mono-arc est dû principalement au fait que la distribution de la densité du courant est plus uniforme à cet endroit qu'au voisinage des pieds d'arcs. La valeur de I_m trouvée sert à calculer le rayon du pied d'arc et le champ dans l'arc qui suivent les deux équations (2.5) et (2.2) respectivement et les données du tableau (2.1).

Le logiciel d'éléments finis COMSOL intervient une deuxième fois lors du calcul du champ moyen dans la surface conductrice E_{moy} et la nouvelle valeur du courant de fuite I_m . Matlab, quant à lui, sert à comparer la tension appliquée V_m à la tension de réamorçage de l'arc selon l'inégalité de Rizk (équation 3.8) modifiée pour prendre en compte l'existence de deux arcs qui se propagent en sens contraire le long de l'isolateur [Farzaneh, 2008] :

$$V_m \leq \frac{1}{I_m^n} (k_1 \cdot x_1 + k_2 \cdot x_2) \quad (3.10)$$

où k_1 et k_2 sont les constantes de réamorçage de l'arc (tableau 2.1). Aussi longtemps que cette inégalité n'est pas validée, la tension V_m s'incrémente de 1 kV. Si l'arc se réamorçait, le critère de propagation de Hampton sera vérifié. Dans l'affirmative, l'arc 1 se propage vers le bas de l'isolateur et l'arc 2 vers le haut pour une longueur identique de 5 mm. Dans la situation contraire, la tension appliquée V_m est augmentée. Le déroulement de cette

simulation, qui ne prend que quelques minutes, ne s'arrête que si les deux arcs 1 et 2 se touchent, c'est-à-dire lorsque la somme des longueurs des arcs est supérieure ou égale à la distance d'arc totale de l'isolateur, soit :

$$L \leq x_1 + x_2 \quad (3.11)$$

Les étapes constituant la simulation du modèle dynamique bi-arcs sont résumées dans l'organigramme de la figure 3.5.

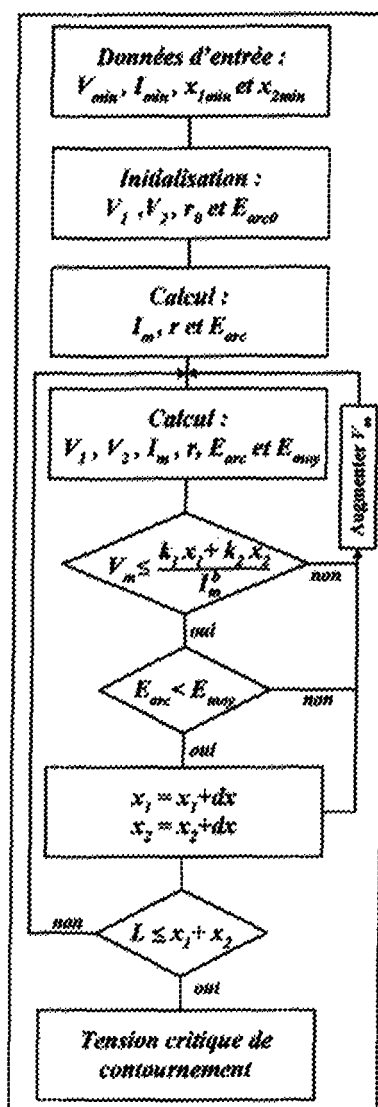


Figure 3.5 : Algorithme de calcul du modèle dynamique bi-arcs en CA

3.6 Explication des étapes réalisées par COMSOL

Pour effectuer la modélisation et la simulation à l'aide du logiciel commercial COMSOL, version 3.5a, le cheminement décrit ci-après a été suivi [COMSOL Multiphysics User's Guide, 2008] :

- Choisir le régime quasi-statique électrique qui fait partie du module AC/DC du logiciel pour l'analyse du problème. Ce régime a pour rôle de résoudre les problèmes en électrostatique avec des courants dans le plan, et ce, sans tenir compte du champ magnétique. Cette dernière considération est dû au fait que le champ magnétique généré par l'arc électrique est négligeable par rapport au champ électrique puisque l'intensité du courant de fuite reste faible.
- Définir la géométrie qui modélise la couche conductrice de glace en contact avec le pied d'arc (figure 3.1-a) ou encore avec deux pieds d'arcs (figure 3.4-b).
- Attribuer des valeurs aux propriétés électriques du film d'eau : la conductivité volumique et la permittivité. Relativement à l'épaisseur, COMSOL nous donne le moyen d'insérer de faibles valeurs. Ceci s'ajoute aux avantages de ce logiciel.
- Définir les conditions aux limites qui se traduisent par le potentiel imposé sur le pied d'arc (cas du modèle mono-arc) ou les deux pieds d'arcs (cas du modèle bi-arcs). Cette condition est ainsi de type Dirichlet.
- Discrétiser la surface conductrice de la couche de glace par des éléments finis triangulaires tel qu'illustré à la figure 3.1-b.
- Résoudre l'équation de Laplace (équation 3.1) dans le but de trouver le potentiel ϕ en tout point du domaine maillé (figure 3.1-b). Ceci est concrétisé en se basant sur la MEF dont le principe est décrit au paragraphe 3.1.

- Solutionner la relation entre le champ électrique E et le potentiel ϕ qui s'explique comme suit :

$$\vec{E} = -grad\phi \quad (3.12)$$

- Calculer le champ électrique moyen E_{moy} en intégrant le champ E sur toute la surface conductrice.
- Calculer la densité du courant J selon l'expression suivante :

$$\vec{J} = \sigma_f \cdot \vec{E} \quad (3.13)$$

σ_f étant la conductivité volumique du film d'eau. Elle est donnée en S/m par [Yang et al., 2008] :

$$\sigma_f = \frac{\alpha \cdot \sigma + \beta}{10^5 \cdot d} \quad (3.14)$$

- Intégrer J sur l'électrode de mise à la terre (cas du modèle mono-arc) ou sur une ligne située au milieu des deux pieds d'arcs (cas du modèle bi-arcs), et ce, pour trouver le courant de fuite I .
- Implémenter les valeurs obtenues de E_{moy} et I par Matlab dans l'intention de vérifier le critère de Hampton, la condition de réamorçage de l'arc et celle de contournement.

3.7 Conclusion

La méthode des éléments finis est préconisée pour discrétiser la surface conductrice de la couche de glace afin de calculer le courant de fuite, la résistance de fuite et le champ moyen, et cela, pour une certaine tension appliquée. L'arc est modélisé par son pied en contact avec le film d'eau dont le déplacement est incrémenté à chaque pas de calcul si le critère de propagation de Hampton est respecté.

L'avantage principal des modèles d'éléments finis est qu'ils peuvent être étendus à des géométries de dépôt de glace très complexes puisqu'ils n'utilisent pas de formulation analytique pour le calcul de la résistance résiduelle comme la majorité des modèles mathématiques actuels. En effet, tel que démontré précédemment, l'usage de la MEF pour calculer les paramètres du modèle de Obenaus, à savoir la résistance résiduelle et le courant de fuite, donne le moyen de s'affranchir de toute limitation géométrique. De plus, le choix du critère de Hampton comme critère de propagation permet de mettre en œuvre des algorithmes de calcul simples et adaptés à la MEF. Cependant, une telle approche requiert l'utilisation d'un logiciel basé sur la MEF qui doit être couplé avec un autre logiciel pour le calcul itératif, ce qui limite le choix des logiciels commerciaux disponibles.

CHAPITRE 4
VALIDATION DES MODÈLES
DYNAMIQUES DE PRÉDICTION

CHAPITRE 4

VALIDATION DES MODÈLES DYNAMIQUES DE PRÉDICTION

La validation des modèles dynamiques de prédiction basés sur la MEF est effectuée à partir des simulations bidimensionnelles, et ce, en se servant du couplage COMSOL/Matlab. Les résultats numériques et expérimentaux sont exposés dans ce chapitre.

4.1 Validation du modèle dynamique mono-arc en CC

4.1.1 Évaluation de la résistance résiduelle par la MEF

Dans un premier temps, il a été décidé de vérifier le modèle mono-arc en CC en calculant la résistance résiduelle $R(x)$ (Ω) de la couche de glace par la MEF comme suit :

$$R(x) = \frac{V_{ap}}{I} \quad (4.1)$$

L'équation (4.1) a été comparée avec la formule simplifiée de Wilkins (équation 2.4) couramment employée dans les modèles de prédiction de la tension critique de contournement (paragraphe 2.2.3 et 2.3.2) pour deux distances d'arc totales L de 0,3 m et

0,62 m et pour une conductivité d'eau d'accumulation de $80 \mu\text{S}/\text{cm}$. La longueur de l'arc initiale x_0 est fixée à 2 cm. Les résultats sont présentés dans les figures 4.1 et 4.2.

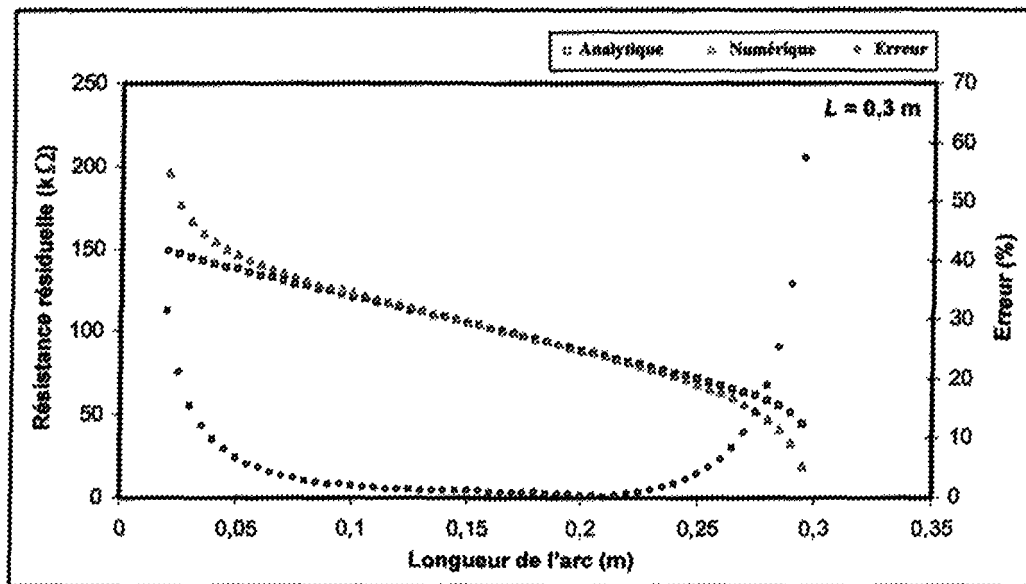


Figure 4.1 : Comparaison des résultats numériques et analytiques de la résistance résiduelle pour $L = 0,3 \text{ m}$

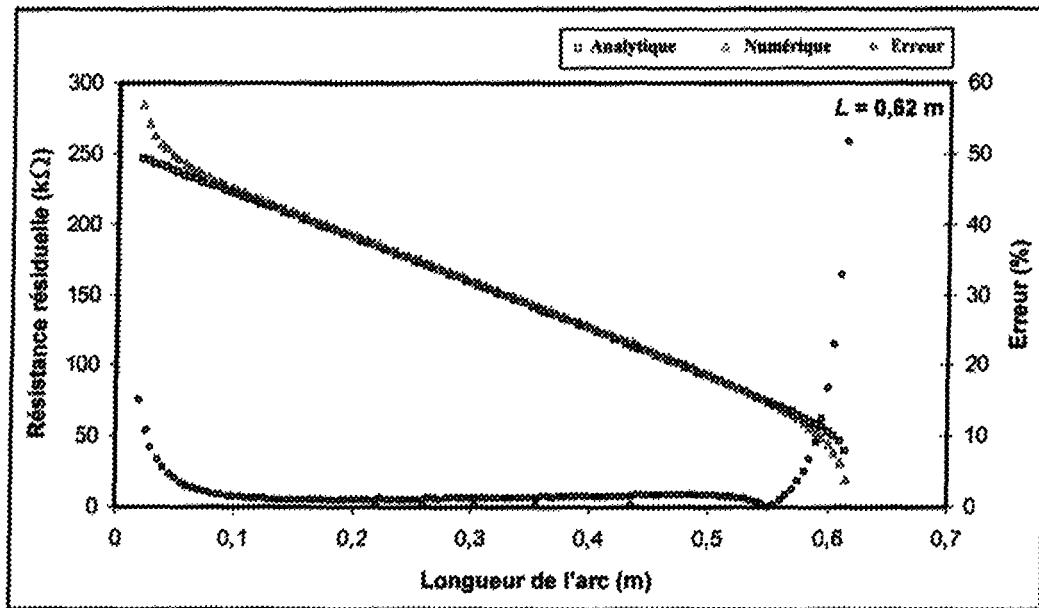


Figure 4.2 : Comparaison des résultats numériques et analytiques de la résistance résiduelle pour $L = 0,62$ m

Lorsque le pied d'arc s'approche de l'électrode de mise à la terre, l'erreur entre les résultats donnés par la MEF et ceux obtenus par la formulation simplifiée de Wilkins croît rapidement (figures 4.1 et 4.2). En effet, la largeur de la couche de glace en série avec le pied d'arc devient, dans cette situation, de plus en plus grande relativement à sa longueur. Cette portion de glace non pontée par l'arc ressemble donc progressivement à une bande large plutôt qu'à une bande étroite pour laquelle la formulation simplifiée de Wilkins (équation 2.4) a été utilisée initialement et qui n'est plus appropriée pour une bande large [Wilkins, 1969] [Farzaneh et al., 2003]. Effectivement, pour calculer la résistance résiduelle de cette dernière, Wilkins recommande d'employer la formulation suivante [Wilkins, 1969] :

$$R(x) = \frac{1}{2\pi \cdot \gamma_e} \left[\ln\left(\frac{2L}{\pi \cdot r}\right) - \ln\left(\tan\frac{\pi \cdot x}{2L}\right) \right] \quad (4.2)$$

Il est aussi possible de se servir de la formulation générale de Wilkins qui est applicable quel que soit le type de bande rectangulaire (large ou étroite). Cette formulation est exprimée par [Tavakoli, 2004] :

$$R(x) = \frac{1}{2\pi \cdot \gamma_e} \sum_{j=-\infty}^{+\infty} \frac{1}{2} \log \left[\frac{\left(1 + \cosh \frac{\pi(jw+r)}{2L}\right)^2 + \tan^2 \frac{\pi \cdot x}{2L} \sinh^2 \frac{\pi(jw+r)}{2L}}{\left(1 - \sinh \frac{\pi(jw+r)}{2L}\right)^2 + \tan^2 \frac{\pi \cdot x}{2L} \sinh^2 \frac{\pi(jw+r)}{2L}} \right] \quad (4.3)$$

où :

- w : la largeur de la couche de glace

Cependant, l'équation (4.3) est plus difficile à implémenter dans un algorithme de calcul vu qu'elle nécessite un certain calcul itératif. Également, cette équation, plus complexe dans son expression, reste toutefois limitée aux géométries simples de dépôt de glace. Cela démontre toute la validité et l'avantage de recourir à la MEF pour le calcul de la résistance résiduelle de par son étendue d'application à des géométries variées.

4.1.2 Calcul de la tension critique de contournement

Le modèle dynamique mono-arc en CC en polarité positive a été vérifié en termes de prédiction de la tension critique de contournement par le biais de l'algorithme illustré à la figure 3.2. Pour ce faire, ce modèle dynamique a été appliqué à une configuration cylindrique simplifiée d'un isolateur recouvert de glace (figure 2.10). Ce choix s'est porté

sur cette configuration parce qu'elle a été utilisée dans une étude antécédente à des fins de validation du modèle mathématique dynamique mono-arc développé par Farzaneh et al. [Farzaneh et al., 2003] (section 2.3.2). Ainsi, les résultats expérimentaux et numériques trouvés par ces derniers (tableau 4.1) ont été comparés avec les résultats fournis par le modèle dynamique d'éléments finis (EF) pour une distance d'arc égale à 30 cm et pour trois différentes conductivités d'eau d'accumulation, à savoir 40, 80 et 160 $\mu\text{S}/\text{cm}$.

L'influence de la distance d'arc a aussi été étudiée pour les trois distances suivantes : 30, 62 et 92 cm avec une conductivité d'eau d'accumulation de l'ordre de 80 $\mu\text{S}/\text{cm}$. Pour toutes les simulations, la longueur de l'arc initiale a été fixée à 3 cm. Les résultats du modèle dynamique d'EF et les résultats numériques et expérimentaux obtenus par Farzaneh et al. [Farzaneh et al., 2003] sont synthétisés dans le tableau 4.2.

Tableau 4.1 : Validation des résultats de la tension critique de contournement V_c du modèle mono-arc en CC+ obtenus pour une distance d'arc de 30 cm et différentes conductivités d'eau d'accumulation

σ ($\mu\text{S}/\text{cm}$)	V_c expérimentale [Farzaneh et al., 2003] (kV)	V_c du modèle de [Farzaneh et al., 2003] (kV)	V_c du modèle mono-arc d'EF (kV)	Erreur absolue entre le modèle de Farzaneh et al. et les essais (%)	Erreur absolue entre le modèle mono-arc d'EF et les essais (%)
40	32	31,0	35,4	3,1	10,6
80	30	30,2	29,4	0,7	2,0
160	26	29,0	24,4	11,5	6,1

Les résultats comparatifs du tableau 4.1 montrent que la prédiction de la tension critique de contournement V_c fournie par le modèle dynamique mono-arc d'EF est favorablement comparable à celle donnée par le modèle dynamique de Farzaneh et al. [Farzaneh et al., 2003]. En effet, une très bonne concordance entre les résultats expérimentaux et numériques est acquise pour des conductivités d'eau d'accumulation égale et supérieure à 80 $\mu\text{S}/\text{cm}$, étant donné que l'erreur maximale est égale à 6,1 %. Cette erreur tend par contre à augmenter à 10,6 % pour la conductivité la plus faible. L'accroissement de l'erreur peut être dû en partie à la détermination expérimentale des coefficients de l'équation (2.6) exprimant la conductivité surfacique γ_s du dépôt de glace en fonction de la conductivité d'eau d'accumulation σ . Les coefficients de cette équation ont, en fait, été évalués par régression avec une erreur standard comprise entre 10 et 50 %, et ce, à partir des données expérimentales extraites de mesures réalisées sur des échantillons triangulaires de glace ordinaire dont les propriétés électriques sont légèrement différentes de celles de la glace atmosphérique [Farzaneh et al., 2003].

En regard des résultats résumés dans le tableau 4.2, il est à conclure que le modèle dynamique mono-arc d'EF fournit des résultats dans le même ordre de grandeur que les résultats du modèle dynamique élaboré par Farzaneh et al. [Farzaneh et al., 2003] avec une erreur de moins de 5 % pour les trois distances d'arc. Cela prouve donc la validité du modèle d'EF et de son indépendance vis-à-vis de la distance d'arc.

Tableau 4.2 : Validation des résultats de la tension critique de contournement V_c du modèle mono-arc en CC+ obtenus pour une conductivité d'eau d'accumulation de 80 $\mu\text{S}/\text{cm}$ et différentes distances d'arc

Distance d'arc (cm)	V_c expérimentale [Farzaneh et al., 2003] (kV)	V_c du modèle de [Farzaneh et al., 2003] (kV)	V_c du modèle mono-arc d'EF (kV)	Erreur absolue entre le modèle de Farzaneh et al. et les essais (%)	Erreur absolue entre le modèle mono-arc d'EF et les essais (%)
30	30	30,4	29,4	1,3	2,0
62	51	52,0	48,4	1,9	5,0
92	65	66,0	65,4	1,5	0,6

4.2 Validation du modèle dynamique mono-arc en CA

4.2.1 Calcul de la tension critique de contournement

La procédure suivie afin de vérifier le modèle dynamique mono-arc d'EF en CA est identique à celle adoptée en CC+, c'est-à-dire qu'elle consiste à comparer les valeurs de la tension critique de contournement V_c trouvées à l'aide du modèle avec celles issues de tests antérieurs [Tavakoli et al., 2006]. Pour des conductivités d'eau d'accumulation de 30, 65 et 100 $\mu\text{S}/\text{cm}$ et pour trois distances d'arc de 40, 80 et 103 cm, ces derniers ont été réalisés sur un modèle cylindrique simplifié d'un isolateur recouvert de glace (figure 2.10) pour les deux premières distances et sur un isolateur standard de poste de longueur égale à 119 cm pour la troisième. L'algorithme de calcul (figure 3.3) a été exécuté avec une longueur initiale de l'arc x_0 égale à 3 cm.

Le tableau 4.3 expose les résultats comparatifs ainsi que les erreurs engendrées par le modèle dynamique d'EF et le modèle de Tavakoli et al. [Tavakoli et al., 2006]. Ces résultats s'accordent à dire que le modèle d'EF est en mesure de prédire convenablement la tension critique de contournement puisqu'une bonne cohérence entre les résultats numériques, basés sur la MEF, et expérimentaux a été réalisée. L'erreur trouvée est comprise entre 0,4 % et 13,6 % et l'erreur moyenne est de 7,1 %. Cette erreur est du même ordre de grandeur que l'erreur générée par le modèle dynamique de Tavakoli et al. comme cette dernière est située entre 1,3 et 14,6 % pour une erreur moyenne de 6,3 %.

Il est intéressant de noter que l'erreur provenant du modèle dynamique d'EF suit toujours la même tendance, car elle croît avec l'augmentation de la conductivité surfacique γ_s , et cela, quelle que soit la distance d'arc testée. Cette tendance est contraire à celle obtenue dans le cas du modèle dynamique d'EF en CC (voir tableau 4.1). L'explication vient en partie de la détermination expérimentale des coefficients de l'équation (2.6), tel qu'il est explicité précédemment, ainsi que des coefficients de l'équation de réamorçage de l'arc (équation 2.3). En effet, les coefficients de cette dernière équation, implémentée dans l'algorithme de calcul en CA, ont aussi été déterminés expérimentalement avec une certaine erreur standard [Farzaneh et al., 1997]. De plus, ces coefficients sont supposés constants quelle que soit la distance d'arc étudiée [Farzaneh et Zhang, 2007].

Tableau 4.3 : Validation des résultats de la tension critique de contournement V_c du modèle mono-arc en CA obtenus pour diverses conductivités d'eau d'accumulation et diverses distances d'arc

σ ($\mu\text{S}/\text{cm}$)	V_c expérimentale [Tavakoli et al., 2006] (kV_{eff})	V_c du modèle de [Tavakoli et al., 2006] (kV_{eff})	V_c du modèle mono-arc d'EF (kV_{eff})	Erreur absolue entre le modèle de Tavakoli et al. et les essais (%)	Erreur absolue entre le modèle mono-arc d'EF et les essais (%)
Distance d'arc = 40 cm					
30	48	55,0	47,8	14,6	0,4
65	43	45,0	41,3	4,6	3,9
100	40	38,0	37,0	5,0	7,5
Distance d'arc = 80 cm					
30	86	91,0	83,0	5,8	3,5
65	78	77,0	71,7	1,3	8,1
100	74	68,5	63,9	7,4	13,6
Distance d'arc = 103 cm					
30	106	112,0	102,1	5,7	3,7
65	97	93,5	87,2	3,6	10,1
100	92	84,0	79,5	8,7	13,6

4.2.2 Influence de la longueur initiale de l'arc

Cette étape concerne l'étude de l'impact de la longueur initiale de l'intervalle d'air x_0 sur la tension critique de contournement prédite par le modèle dynamique d'EF en CA. Pour cela, les résultats des essais effectués sur le modèle cylindrique simplifié de l'isolateur recouvert de glace (figure 2.10) avec une longueur initiale x_0 égale à 6 cm et une distance d'arc de 40 cm ont été considérés [Tavakoli et al., 2006]. Les résultats comparatifs obtenus pour des conductivités de 30, 65 et 100 $\mu\text{S}/\text{cm}$ sont regroupés dans le tableau 4.4.

Tableau 4.4 : Validation des résultats de la tension critique de contournement V_c du modèle mono-arc en CA obtenus pour un intervalle d'air de 6 cm et une distance d'arc de 40 cm

σ ($\mu\text{S}/\text{cm}$)	V_c expérimentale [Tavakoli et al., 2006] (kV_{eff})	V_c du modèle mono-arc d'EF (kV_{eff})	Erreur absolue (%)
30	47	47,8	1,7
65	43	41,3	3,9
100	44	37,0	15,9

Que ce soit pour une longueur x_0 de 3 cm ou de 6 cm, il est à signaler que les valeurs expérimentales de V_c sont sensiblement les mêmes pour les conductivités de 30 et 65 $\mu\text{S}/\text{cm}$ (voir tableau 4.3 et tableau 4.4). Par contre, pour 100 $\mu\text{S}/\text{cm}$, la valeur expérimentale de V_c trouvée avec une longueur x_0 de 6 cm est de 10 % supérieure à celle obtenue avec une longueur x_0 de 3 cm (voir tableau 4.3 et tableau 4.4). En ce qui a trait aux résultats numériques, la tendance est différente, étant donné que, pour les trois conductivités, aucune variation n'a été détectée sur la valeur de V_c . Ceci implique une erreur importante de 15,9 % pour la conductivité de 100 $\mu\text{S}/\text{cm}$. En fait, lorsque la longueur de l'intervalle d'air augmente, la tension nécessaire pour entraîner le claquage de ce dernier s'accroît simultanément, tel que démontré par Aboutorabi [Aboutorabi, 2003].

En ce qui est du modèle dynamique d'EF en CC+, la tension minimale V_{min} nécessaire au claquage de l'intervalle d'air a été évaluée à partir de l'équation (3.6). Cependant, comme Aboutorabi a réalisé des tests en CA [Aboutorabi, 2003], il a été décidé d'utiliser les valeurs efficaces de la tension pour pouvoir obtenir un ordre de grandeur de la tension

de claquage en CC et non les valeurs crêtes, ce qui a conduit à l'équation (3.6). Toutefois, dans le cas du modèle dynamique mono-arc d'EF en CA, ce sont les valeurs crêtes qui ont été calculées, puis ramenées en valeurs efficaces pour les comparer aux valeurs expérimentales. Dans ces conditions, il est indispensable de réajuster l'équation (3.6) pour ce modèle en CA de cette manière :

$$V_{min} (kV) = 7,9x_0(cm) + 15,0 \quad (4.4)$$

D'après l'équation (4.4), V_{min} doit donc être égale à 38,7 kV_{max} pour claquer l'intervalle d'air de longueur initiale de l'ordre de 3 cm, soit 27,4 kV_{eff}, ce qui est inférieur aux valeurs de la tension critique de contournement trouvées pour 3 cm (tableau 4.3). Cette valeur passe à 62,4 kV_{max} ou 44,1 kV_{eff} pour un intervalle d'air de 6 cm de longueur, valeur très proche des valeurs expérimentales atteintes pour les conductivités de 65 et 100 μ S/cm (tableau 4.4). Cela explique la raison pour laquelle l'influence de la longueur initiale de l'intervalle d'air x_0 est négligeable pour la conductivité de 30 μ S/cm puisque la valeur expérimentale de V_c est, pour les deux longueurs x_0 étudiées, supérieure à V_{min} . En ce qui concerne la conductivité de 65 μ S/cm, la valeur expérimentale de V_c est du même ordre de grandeur que la valeur numérique de V_c , alors que pour 100 μ S/cm, cette dernière est inférieure à la tension V_{min} (44,1 kV_{eff}).

La réintégration de l'équation (4.4) dans l'algorithme du modèle dynamique d'EF aboutit, pour une longueur x_0 de 6 cm, aux résultats synthétisés dans le tableau 4.5.

L'algorithme de calcul donnant les valeurs numériques de V_c est décrit en annexe. Il est à mentionner que la modification de l'équation (3.6) par l'équation (4.4) a permis de diminuer grandement l'erreur entre les résultats numériques et les résultats expérimentaux et d'améliorer ainsi la fiabilité du modèle dynamique d'EF. Tel qu'attendu pour les conductivités de 65 et 100 $\mu\text{S}/\text{cm}$, la tension critique de contournement retournée par le modèle est donc égale à la tension V_{min} donnée par l'équation (4.4) et qui correspond à la tension de claquage de l'intervalle d'air.

Tableau 4.5 : Validation des résultats de la tension critique de contournement V_c du modèle mono-arc en CA obtenus pour un intervalle d'air de 6 cm et une distance d'arc de 40 cm avec l'implémentation de l'équation (4.4)

σ ($\mu\text{S}/\text{cm}$)	V_c expérimentale [Tavakoli et al., 2006] (kV_{eff})	V_c du modèle mono-arc d'EF (kV_{eff})	Erreur absolue (%)
30	47	47,8	1,7
65	43	44,1	2,5
100	44	44,1	0,2

En résumé, les résultats présentés précédemment démontrent, dans un premier temps, que le modèle dynamique d'EF en CA produit des résultats très satisfaisants et permet de prendre en considération non seulement l'impact de la conductivité d'eau d'accumulation et de la distance d'arc, mais aussi de tenir compte, après ajustement, de la longueur de l'intervalle d'air en corrigeant l'équation (3.6) par l'équation (4.4). Ce dernier point prouve également que la tension critique de contournement n'est pas influencée, à distance d'arc égale, par la longueur de l'intervalle d'air tant que la tension nécessaire pour claquer ce dernier reste inférieure à la tension critique de contournement.

Enfin, les résultats obtenus ont aussi permis de mettre en évidence le fait que l'influence de l'intervalle d'air n'est pas pris en compte dans les modèles dynamiques mathématiques de prédiction développés dans d'autres études et que ces derniers sont donc limités non seulement par la distance d'arc qui doit être inférieure à un mètre, mais tout autant par la longueur de l'intervalle d'air créé au cours de la période d'accumulation [Zhang et Farzaneh, 2000].

4.2.3 Saut final de l'arc

Le saut final de l'arc électrique est constaté durant la dernière étape de sa propagation le long de l'isolateur [Farzaneh, 2008]. Il est caractérisé par une augmentation brusque du courant de fuite et de la vitesse de l'arc sous une tension appliquée (valeur crête) constante [Xu et al., 2009]. Il est généralement observé aux alentours de 73 à 90 % de la distance d'arc totale de l'isolateur recouvert de glace [Chen, 2000]. Dans ce contexte, il a été jugé capital de vérifier l'évolution du courant de fuite au cours de la propagation de l'arc électrique à l'aide du modèle dynamique d'EF. Pour ce faire, une distance d'arc égale à 103 cm et deux conductivités distinctes de 30 et 100 $\mu\text{S}/\text{cm}$ ont été considérées. La variation des valeurs crêtes de la tension appliquée V_m et du courant de fuite I_m en fonction de la position du pied d'arc est illustrée à la figure 4.3.

Les résultats recueillis à partir de la figure 4.3 donnent effectivement la possibilité de mettre en évidence le saut final qui a lieu lorsque la tension V_m demeure constante tandis

que l'intensité du courant I_m augmente subitement. Le saut final ne semble pas être influencé par la conductivité d'eau d'accumulation, car ce dernier se situe autour de 70 % de la distance d'arc pour les deux valeurs étudiées, résultat cohérent avec les investigations passées [Chen, 2000].

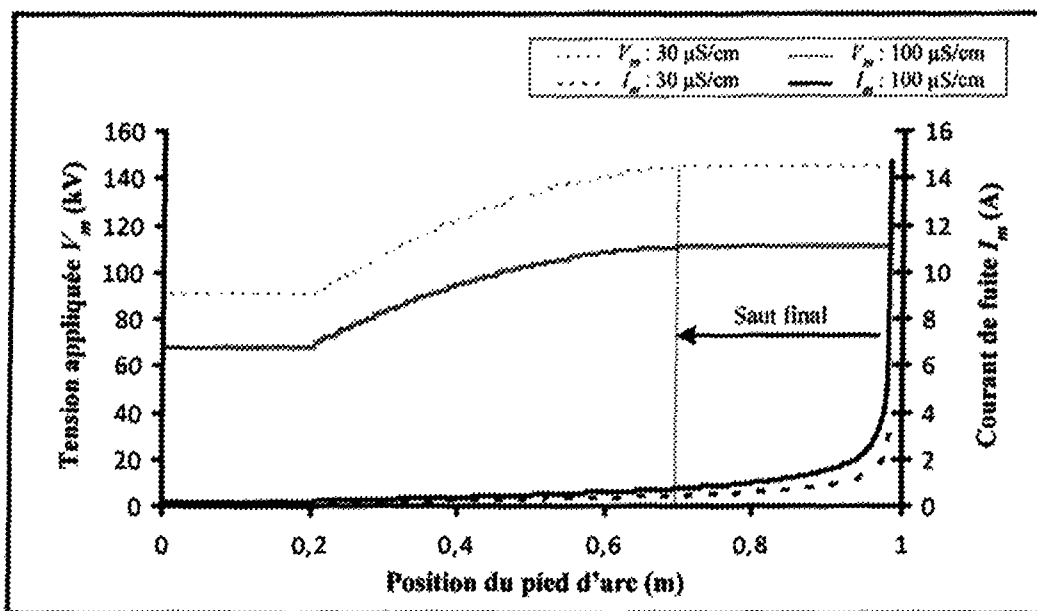


Figure 4.3 : Variation de V_m et I_m en fonction de la position du pied d'arc pour deux conductivités d'eau d'accumulation différentes

4.3 Validation du modèle dynamique bi-arcs en CA

4.3.1 Évaluation de la résistance résiduelle par la MEF

Comme pour le modèle mono-arc, la résistance résiduelle $R(x)$ (Ω) de la couche de glace a été déterminée au même titre par le modèle dynamique bi-arcs en CA par l'expression ci-après :

$$R(x) = \frac{V_1 - V_2}{I_m} \quad (4.5)$$

où $V_{1=100\%}$ et I_m sont exprimés respectivement en (V) et en (A).

La variation de $R(x)$ est comparée à la formulation de Wilkins modifiée par Farzaneh et Zhang (équation 2.8) pour une distance d'arc égale à 1,36 m. Les valeurs de N et N' sont respectivement égales à 2 et 0 [Farzaneh et Zhang, 2007]. La longueur initiale de chaque arc est de 5 cm.

Les résultats définis à la figure 4.4 indiquent que l'erreur tend à augmenter de façon graduelle lorsque les deux pieds d'arc s'approchent l'un de l'autre. Ceci est dû au fait que la couche conductrice résiduelle devient une bande large et, par conséquent, la formule analytique de la bande étroite n'est plus valable. Il faut donc utiliser la formule de la bande large, tel que le spécifie Wilkins [Wilkins, 1969]. Il en découle de ces résultats que l'approche par la MEF aide donc à évaluer convenablement la résistance résiduelle de la couche de glace en présence de deux arcs électriques partiels.

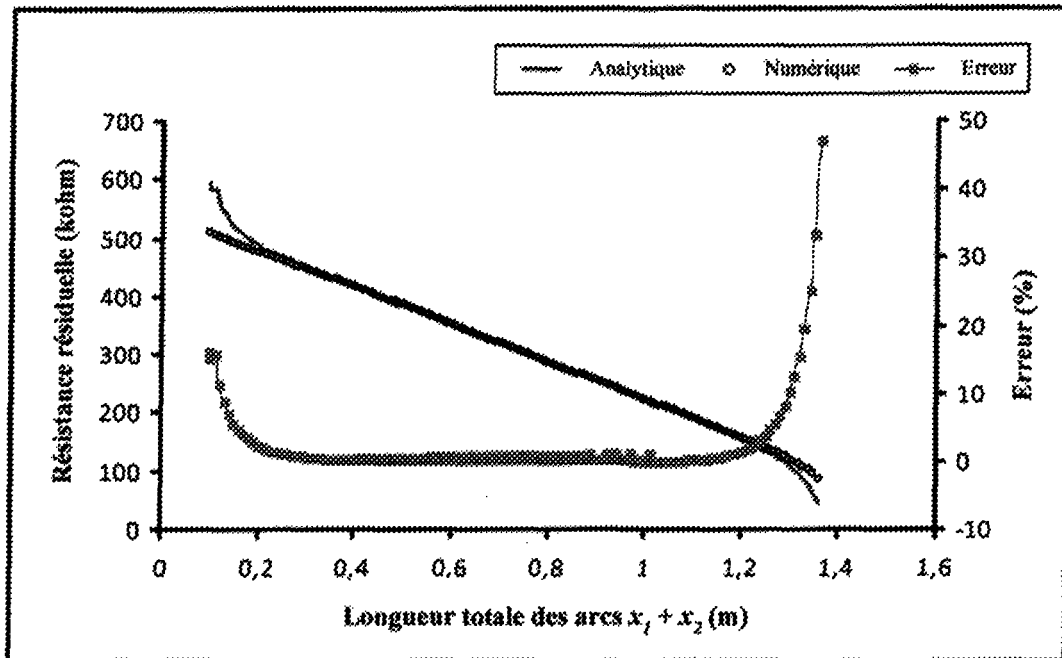


Figure 4.4 : Comparaison des deux équations (4.5) et (2.8) calculant la résistance résiduelle en fonction de la longueur totale des arcs

4.3.2 Saut final de l'arc

La variation de V_m et I_m a été calculée en fonction de la longueur totale des deux arcs ($x_1 + x_2$) par le modèle bi-arcs d'EF, et ce, pour une distance d'arc de 1,36 m et une conductivité d'eau d'accumulation de $80 \mu\text{S}/\text{cm}$. Selon les résultats de la figure 4.5, le saut final se produit à une longueur totale $x_1 + x_2$ égale à 1,01 m, ce qui équivaut à 74 % de la distance d'arc totale de l'isolateur et est ainsi en accord avec des études antérieurement établies [Chen, 2000].

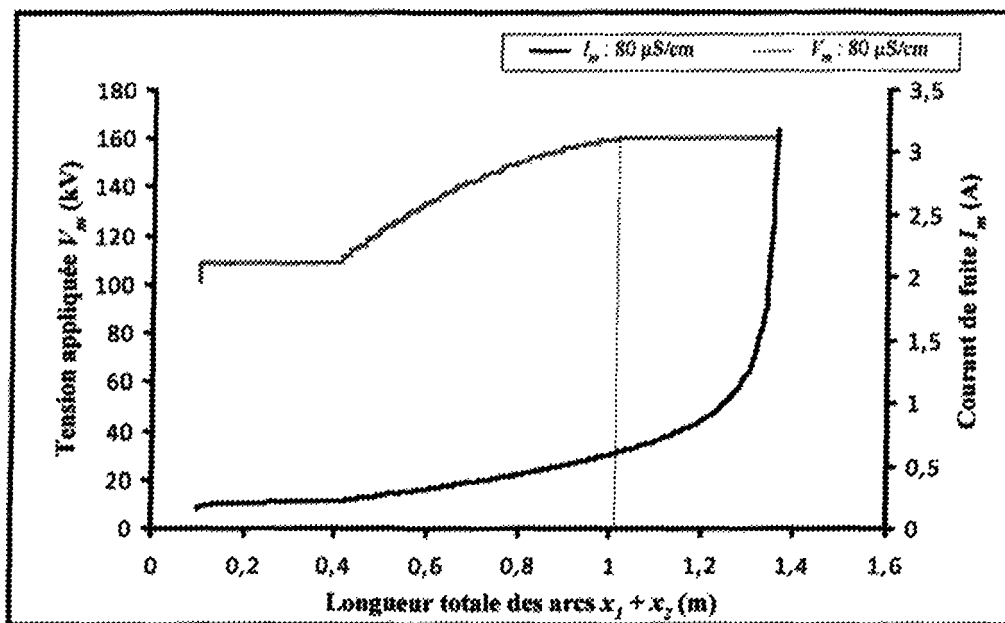


Figure 4.5 : Évolution de V_m et I_m en fonction de la longueur totale des arcs

4.3.3 Calcul de la tension critique de contournement

Pour deux distances d'arc distinctes, soit 139 et 202 cm, le modèle dynamique bi-arcs de prédiction de la tension critique de contournement a été validé en se référant aux essais de Farzaneh et Zhang effectués dans le cadre de la vérification de leur modèle statique multi-arcs [Farzaneh et Zhang, 2007]. Durant leurs expériences, du verglas a été accumulé sur des isolateurs de poste standards en porcelaine utilisés sur les réseaux 735 kV d'Hydro-Québec [Farzaneh et Zhang, 2007]. Les caractéristiques principales de ces isolateurs sont résumées dans le tableau 4.6. L'algorithme du modèle bi-arcs (figure 3.5) est exécuté en choisissant une longueur de 5 cm comme valeur initiale des longueurs des arcs partiels x_1 et x_2 . Les résultats comparatifs sont présentés dans le tableau 4.7.

Tableau 4.6 : Caractéristiques de l'isolateur de poste standard [Farzaneh et Zhang, 2007]

Paramètre		Valeur	Figure
Hauteur (mm)		1540	
Distance d'arc (mm)		1350	
Longueur de fuite (mm)		3500	
Nombre de jupes		26	
Partie supérieure	Diamètre intérieur (mm)	154	
	Diamètre extérieur (mm)	246	
Partie inférieure	Diamètre intérieur (mm)	168	
	Diamètre extérieur (mm)	262	

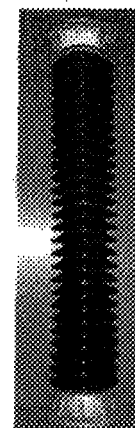


Tableau 4.7 : Validation des résultats de la tension critique de contournement V_c du modèle bi-arcs en CA obtenus pour une conductivité d'eau d'accumulation de 80 $\mu\text{S}/\text{cm}$ et deux distances d'arc différentes

σ ($\mu\text{S}/\text{cm}$)	V_c expérimentale [Farzaneh et Zhang, 2007] (kV_{eff})	V_c du modèle statique multi-arcs de [Farzaneh et Zhang, 2007] (kV_{eff})	V_c du modèle bi-arcs d'EF (kV_{eff})	Erreur absolue entre le modèle statique et les essais (%)	Erreur absolue entre le modèle d'EF et les essais (%)
Distance d'arc = 139 cm					
80	120	118,0	113,0	1,7	5,8
Distance d'arc = 202 cm					
80	150	160,0	154,0	6,7	2,7

Les tensions critiques de contournement prédites par le modèle dynamique bi-arcs attestent d'une bonne concordance avec celles trouvées expérimentalement et numériquement par Farzaneh et Zhang (tableau 4.7). L'erreur moyenne est d'environ 4,2 % pour les deux modèles, et ce, en tenant compte des deux distances testées. Ces résultats ont pour avantage de valider l'approche adoptée dans le modèle dynamique bi-arcs.

4.3.4 Conductivité surfacique menant au contournement

Grâce à sa simplicité de programmation, l'algorithme du modèle bi-arcs permet facilement d'effectuer d'autres simulations intéressantes, comme par exemple : déterminer la conductivité surfacique du dépôt de glace γ_e ou encore la conductivité d'eau d'accumulation σ correspondante (équation 2.6) responsable de contournement pour une tension critique de contournement égale à la tension de service. L'algorithme de la figure 3.5 demeure identique mise à part le fait qu'au lieu d'accroître la tension V_m , c'est la valeur de la conductivité surfacique γ_e qui est incrémentée.

Pour cette simulation, une distance d'arc de 139 cm a été sélectionnée pour une tension de 146 kV_{eff} qui correspond à la tension de service appliquée aux isolateurs de poste sur le réseau 735kV d'Hydro-Québec, soit 105 kV_{eff} par mètre de distance d'arc. La conductivité surfacique initiale γ_e a été fixée à 2,45 μS (donc une conductivité d'eau d'accumulation nulle d'après l'équation 2.6). Cette conductivité surfacique est convertie en conductivité volumique du film d'eau afin d'être implémentée par COMSOL. La conversion se fait simplement en divisant γ_e par l'épaisseur du film d'eau prise égale à 150 μm [Yang et al., 2008], soit 16,3 mS/m pour la valeur initiale. Si la propagation de l'arc n'est pas obtenue, la valeur de la conductivité volumique du film d'eau est incrémentée de 1mS/m, ce qui est équivalent à une conductivité surfacique de 0,15 μS . La figure 4.6 présente l'évolution du courant I_m et de la conductivité volumique du film d'eau en fonction de la longueur totale des deux arcs.

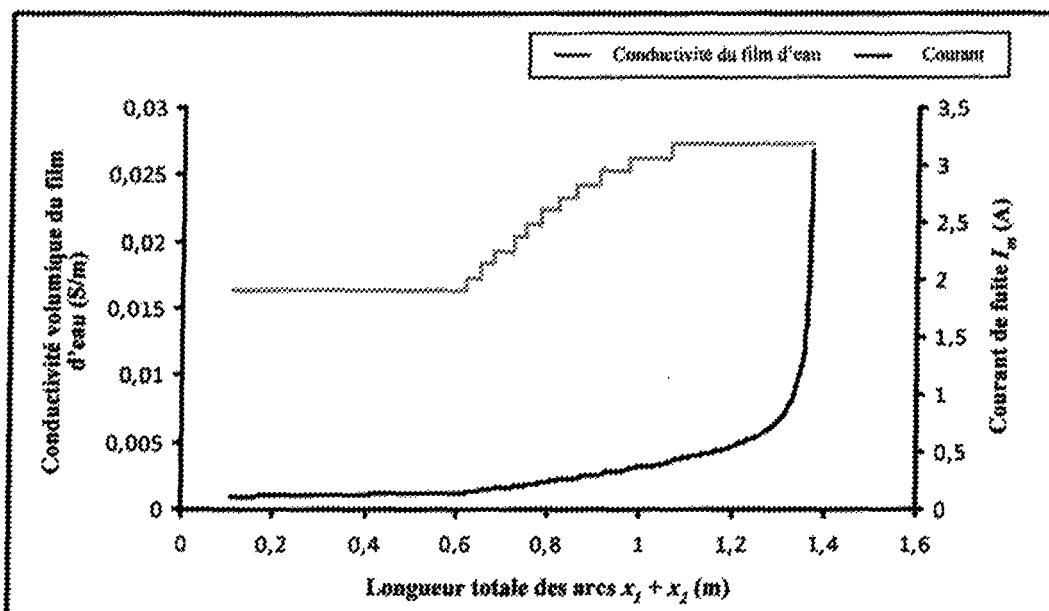


Figure 4.6 : Évolution de la valeur crête du courant de fuite I_m et de la conductivité volumique du film d'eau en fonction de la longueur totale des arcs électriques partiels

D'après les résultats de la figure 4.6, le contournement sous tension de service se produit à une conductivité du film d'eau de 27.3 mS/m ou encore à une conductivité surfacique de 4.1 μS et, donc, une conductivité d'eau d'accumulation de 24,4 $\mu\text{S/cm}$. Cette valeur est en conformité avec les valeurs des tests expérimentaux mis en œuvre par Farzaneh et Zhang [Farzaneh et Zhang, 2007].

4.4 Conclusion

Les diverses simulations et comparaisons avec les résultats expérimentaux antérieurs ont abouti à la validation des modèles dynamiques développés dans cette étude. Les résultats numériques basés sur la MEF ont montré que les différents modèles dynamiques, aussi bien en CC qu'en CA, sont indépendants de la conductivité d'eau d'accumulation et

de la distance d'arc. Dans la majorité des cas, les erreurs les plus importantes ont été générées pour les conductivités élevées, et ce, quelle que soit la distance d'arc. Cela est partiellement imputable à l'expression de la conductivité surfacique du dépôt de glace (équation 2.6) dont les coefficients ont été déterminés expérimentalement.

Les simulations en CA avec des longueurs de l'intervalle d'air de 3 et 6 cm ont mis en évidence l'influence importante de la tension d'initialisation du modèle qui représente la tension nécessaire pour provoquer le claquage de l'intervalle d'air. De cette constatation, des modifications ont été apportées au modèle dynamique mono-arc en CA afin de prendre en compte cet effet. Cela a ainsi donné l'occasion d'accroître la précision du modèle dynamique d'EF et de le rendre indépendant de la longueur de l'intervalle d'air.

Enfin, l'usage des éléments finis offre la possibilité de calculer adéquatement la résistance résiduelle du dépôt de glace puisque les résultats atteints semblent aussi satisfaisants que ceux obtenus par la formulation simplifiée de Wilkins. Il a aussi été démontré que les différents modèles proposés permettent de suivre dynamiquement l'évolution de différentes variables au cours du processus de la propagation de l'arc électrique à la surface de la glace et d'identifier, de ce fait, le saut final de l'arc qui, pour les simulations réalisées, se situe entre 70 % et 74 % de la distance d'arc totale.

CHAPITRE 5
CONCLUSIONS GÉNÉRALES ET
RECOMMANDATIONS SUR LES TRAVAUX
À VENIR

CHAPITRE 5

CONCLUSIONS GÉNÉRALES ET RECOMMANDATIONS SUR LES TRAVAUX À VENIR

5.1 Conclusions

Le but de cette recherche était de développer un nouveau modèle permettant de prédire la tension critique de contournement des isolateurs recouverts de glace en période de fonte. De plus, ce modèle ne devait pas être contraint par la formulation simplifiée de Wilkins limitée à des géométries de dépôt de glace simples comme c'est le cas de la majorité des modèles statiques et dynamiques prédictifs actuels. À cet effet, l'utilisation de la MEF a été préconisée avec comme objectifs spécifiques de prendre en considération la présence d'un et deux arcs partiels en contact avec la surface de la glace et de suivre l'évolution du courant de fuite et du champ électrique moyen dans le film d'eau au cours de la propagation du ou des arcs électriques partiels à la surface du dépôt de glace.

Ainsi, deux modèles dynamiques mono-arc en CC et en CA et un modèle dynamique bi-arcs en CA visant respectivement des isolateurs de distance d'arc inférieure à un mètre et à deux mètres ont été élaborés. Ce dernier modèle a nécessité la présence de deux pieds

d'arc en contact avec la couche de glace. Il est important de mentionner que plus le nombre d'arcs augmente et en particulier le nombre de pieds d'arc en contact avec la surface de la glace, plus l'algorithme de calcul se complexifie.

Les trois modèles proposés sont basés sur le modèle de Obenaus pour lesquels la résistance résiduelle et le courant de fuite sont déterminés par la MEF. En ce qui concerne le critère de propagation de l'arc électrique, le choix du critère de Hampton s'est révélé être un choix judicieux du point de vue de son implémentation aisée dans l'algorithme de calcul, de sa vérification simple par la MEF et de sa validité comme critère de propagation.

Les algorithmes itératifs ont été exécutés par le biais du logiciel Matlab® qui a été couplé avec le logiciel commercial d'éléments finis COMSOL Mutiphysics® pour le calcul de la résistance résiduelle et le courant de fuite ainsi que le champ électrique moyen dans la surface conductrice. Les résultats numériques obtenus ont été comparés avec des résultats numériques et expérimentaux extraits d'études réalisées antérieurement au sein de la CIGELE et les conclusions qui se rattachent à cette présente recherche sont les suivantes :

- ◊ L'évaluation de la résistance résiduelle de la couche de glace par la MEF s'est avérée être une solution fiable, car les résultats atteints sont favorablement comparables aux résultats issus de la formulation simplifiée de Wilkins. De même, ces résultats ont donné la possibilité de valider la modélisation en deux dimensions retenue pour le film

- d'eau, implémenté dans COMSOL Mutiphysics®, qui a été considéré comme une surface conductrice de conductivité surfacique uniforme.
- ◊ Le fait de considérer l'arc partiel comme une surface équipotentielle a abouti à l'écriture d'un algorithme de calcul itératif simple qui, combiné au critère de Hampton, a donné le moyen de simuler la propagation de l'arc électrique partiel pour différents paramètres tels que la conductivité surfacique, la distance d'arc et la longueur initiale de l'arc électrique partiel.
 - ◊ La comparaison des résultats de la tension critique de contournement du modèle dynamique mono-arc d'EF en CC avec des résultats numériques, provenant du modèle de Fofana et Farzaneh, et expérimentaux établis dans des recherches précédentes a permis de valider ce modèle d'EF. L'erreur maximale est égale à 10,6 %. Cette erreur est partiellement due à l'utilisation de l'équation de la conductivité surfacique de la couche de glace qui, déterminée empiriquement, présente une erreur variant entre 10 et 50 %.
 - ◊ Pour ce qui est du modèle dynamique mono-arc en CA, la vérification des résultats a été effectuée à partir des résultats du modèle dynamique mono-arc de Fofana et Farzaneh avec une erreur maximale de 13,6 %. Tout comme le modèle mono-arc en CC, l'erreur est attribuable à l'expression de la conductivité surfacique. Le modèle en CA est identique à celui en CC, mis à part l'ajout de la condition de réamorçage de

l'arc formulée par Rizk. L'influence de la longueur initiale de l'intervalle d'air (ou de l'arc électrique partiel) sur la tension critique de contournement a également été traitée grâce au modèle. Cette influence est importante lorsque la tension de claquage de l'intervalle d'air est supérieure à la tension critique de contournement, ce qui n'est pas pris en compte dans les modèles dynamiques actuels puisque ces derniers ne s'intéressent qu'à la dernière étape de contournement qui précède le saut final. Cette lacune a été contournée dans le modèle dynamique mono-arc d'EF par l'implémentation d'une nouvelle équation empirique fournissant la tension de claquage en fonction de la longueur de l'intervalle d'air. Cela a permis d'améliorer grandement la précision du modèle qui est passée de 15,9 % à 2,5 %.

- ◊ Le modèle dynamique mono-arc en CA a ensuite été modifié pour prendre en considération la présence de deux arcs électriques partiels dont chacun a un pied en contact avec la surface de la glace afin d'être destiné aux isolateurs de distance d'arc allant jusqu'à deux mètres. Le modèle élaboré a donné des résultats dans le même ordre de grandeur que les résultats obtenus avec le modèle statique multi-arcs de Farzaneh et Zhang et qui est, jusqu'à ce jour, le seul modèle tenant compte de plusieurs arcs partiels établis à la surface de la glace.

- ◊ En plus de la prédiction de la tension critique de contournement, tous les modèles dynamiques mono-arc et bi-arcs d'EF sont en mesure de déterminer le saut final de l'arc en fonction de la distance d'arc totale de l'isolateur, et ce, en suivant

dynamiquement la variation de la tension appliquée et du courant de fuite. Selon les résultats atteints, le saut final est situé entre 70 % et 74 % de la distance d'arc totale, ce qui est en accord avec les résultats rapportés dans la littérature.

- ◇ Les modèles dynamiques mono-arc et bi-arcs sont indépendants de la géométrie du dépôt de glace, de la conductivité d'eau d'accumulation, de la longueur initiale de l'intervalle d'air et de la distance d'arc tant que cette dernière est inférieure ou égale à un mètre pour les modèles mono-arc et inférieure ou égale à deux mètres pour le modèle bi-arcs;
- ◇ Le modèle bi-arcs est actuellement le seul modèle dynamique pouvant être appliqué aux distances d'arc qui atteignent les deux mètres;
- ◇ Les algorithmes, de par leur simplicité, sont assez souples pour pouvoir étudier l'impact de différents paramètres ou encore évaluer la conductivité d'eau d'accumulation responsable de contournement.

5.2 Recommandations

Les résultats issus de cette recherche ont largement élucidé certains aspects limitatifs reliés à l'élaboration de modèles dynamiques de prédiction de la tension critique de contournement des isolateurs recouverts de glace. Ces résultats ont ainsi ouvert la voie à des études innovatrices, et ce, toujours dans la visée d'approfondir les connaissances sur le

sujet. De ce fait, et pour les travaux à venir, les recommandations qui suivent pourraient être utiles à l'amélioration des futurs modèles basés sur la MEF.

1. Implémenter, en tout premier lieu, la vitesse de déplacement de l'arc à la surface de la couche de glace dans les différents modèles prédictifs élaborés dans cette recherche. Cela permettrait ainsi de fournir un modèle dynamique dépendant du temps qui prendrait alors en compte les différentes phases de propagation (avant et après le saut final). La formulation (2.11) employée dans les modèles mathématiques dynamiques développés par Fofana et Farzaneh pourrait servir de point de départ.
2. Analyser expérimentalement la propagation de plusieurs arcs électriques partiels présents simultanément à la surface du dépôt de glace en vue de déterminer l'interaction entre les différents arcs et de vérifier ainsi certaines hypothèses émises lors du développement du modèle dynamique bi-arcs. En fait, cette vérification a pour objectif d'étendre ce dernier à un modèle générique dynamique multi-arcs. Celui-ci devrait être en mesure de prédire la tension critique de contournement d'un isolateur de poste THT pleine grandeur recouvert de glace, et ce, quelle que soit la longueur de cet isolateur et la géométrie de glace le recouvrant.
3. Effectuer des investigations supplémentaires sur le critère de Hampton dans l'intention de valider, par la suite, si ce dernier doit être considéré comme un critère

de propagation ou de contournement puisque cela est encore sujet à controverse. La disponibilité récente d'un banc de mesure électro-optique de champ électrique pourrait mener à bien une telle investigation.

4. Investiguer encore plus sur l'expression de la conductivité surfacique de la couche de glace, de son uniformité et de la relation qui la lie à la conductivité d'eau d'accumulation dans l'intention d'accroître la précision des modèles prédictifs actuels.

Références

Aboutorabi S S, "Étude des conditions critiques de la propagation de l'arc sur les isolateurs recouverts de glace", Mémoire de maîtrise en ingénierie, Université du Québec à Chicoutimi, Chicoutimi, Qc., p. 80, août 2003.

Aydogmus Z et Cebeci M, "A new flashover dynamic model of polluted HV Insulators", [version électronique], IEEE Trans. on Dielectr. and Electr. Insul., vol. 11, no. 4, pp. 577-584, août 2004.

Baker A J et Pepper D W, "Finite elements 1-2-3", Montréal : Éditions McGraw-Hill, p. 341, 1991.

Boyer A E et Meale J R, "Insulation flashover under icing conditions on the Ontario-Hydro 500 kV transmission line system", Proc. CEA Spring Meeting, Montréal, Qc., p. 20, mars 1988.

Burnett D S, "Finite element analysis : from concepts to applications", Don Mills, On. : Éditions Addison-Wesley, p. 844, 1987.

Chaarani R, "Étude de l'influence des caractéristiques des isolateurs sur leurs performances électriques dans des conditions de givrage", Thèse de doctorat en ingénierie, Université du Québec à Chicoutimi, Chicoutimi, Qc., p. 165, 2003.

Chen X, "Modeling of electrical arc on polluted ice surfaces", Thèse de doctorat en ingénierie, École Polytechnique de Montréal, Montréal, Qc., p. 181, février 2000.

Chisholm W, "Expérience d'Ontario Hydro avec le brouillard givrant", 67ème congrès d'ACFAS, colloque 213, Ottawa, On., consulté le 25 août 2010, tiré de http://www.cigele.ca/11_congres/acfas99/PDF/Document_Chisholm_1.pdf, mai 10-14, 1999.

CIGRE Task Force 33.04.09, "Influence of ice and snow on the flashover performance of outdoor insulators, part I: Effects of Ice", Electra, no. 187, pp. 91-111, décembre 1999.

COMSOL Multiphysics User's Guide, version 3.5a, [logiciel], Burlington, Ma. : COMSOL, Inc., novembre 2008.

Davies A J, "The finite element method : a first approach", Toronto : Éditions Clarendon Press, p. 287, 1980.

Drapeau J F et Farzaneh M, "Ice accumulation characteristics on Hydro-Québec HV insulators", Proc. of the 6th International Workshop on Atmospheric Icing of Structures, Budapest, Hongrie, pp. 225-230, 1993.

Farokhi S, Farzaneh M et Fofana I, "Experimental investigation of the process of arc propagation over an ice surface", IEEE Trans. on Dielectr. and Electr. Insul., vol. 17, no. 2, pp. 458-464, avril 2010.

Farzaneh-Dehkordi J, Zhang J et Farzaneh M, "Experimental study mathematical modelling of flashover on extra-high voltage insulators covered with ice", Hydrological Processes, vol. 18, no. 18, pp. 3471-3480, 2004.

Farzaneh M, Baker A C, Bernstorf R A et al., "Selection of line insulators with respect to ice and snow – part I: context and stresses", IEEE Trans. on Power Delivery, vol. 22, no. 4, pp. 2289-2296, octobre 2007.a.

Farzaneh M, Baker A C, Bernstorf R A et al., "Selection of line insulators with respect to ice and snow – part II: selection methods and mitigation options", IEEE Trans. on Power Delivery, vol. 22, no. 4, 2297-2304, octobre 2007.b.

Farzaneh M, Baker T, Bernstorf A et al., "Selection of station insulators with respect to ice and snow – part I: technical context and environmental exposure", IEEE Trans. on Power Delivery, vol. 20, no. 1, pp. 264-270, janvier 2005.a.

Farzaneh M, Baker T, Bernstorf A et al., "Selection of station insulators with respect to ice and snow – part II: methods of selection and options for mitigation", IEEE Trans. on Power Delivery, vol. 20, no. 1, pp. 271-277, janvier 2005.b.

Farzaneh M ed., "Atmospheric icing of power networks", Dordrecht : Springer ; Chicoutimi : CIGELE, p. 381, 2008.

Farzaneh M et Chisholm W A, "Insulators for icing and polluted environments", Piscataway, N.J. : IEEE Press ; Hoboken, N.J. : Wiley, p. 680, 2009.

Farzaneh M et Drapeau J F "AC flashover performance of insulators covered with artificial ice", IEEE Trans. on Power Delivery, vol. 10, no. 2, pp. 1038-1051, avril 1995.

Farzaneh M et Kiernicki J, "Flashover performance of IEEE standard insulators under ice conditions", IEEE Trans. on Power Delivery, vol. 12, no. 4, pp. 1602-1613, octobre 1997.

Farzaneh M et Kiernicki J, "Flashover problems caused by ice build up on insulators", IEEE Electr. Insul. Magazine, vol. 11, no. 2, pp. 5-17, mars 1995.

Farzaneh M et Zhang J, "A multi-arc model for predicting AC critical flashover voltage of ice-covered insulators", IEEE Trans. on Dielectr. and Electr. Insul., vol. 14, no. 6, pp. 1401-1409, décembre 2007.

Farzaneh M et Zhang J, "Modelling of DC arc discharge on ice surfaces", IEE Proc.-Gener., Transm. and Distrib., vol. 147, no. 2, pp. 81-86, mars 2000.

Farzaneh M, Fofana I, Tavakoli C et al., "Dynamic modeling of DC arc discharge on ice surfaces", IEEE Trans. on Dielectr. and Electr. Insul., vol. 10, no. 3, pp. 463-474, juin 2003.

Farzaneh M, "Ice accretions on high-voltage conductors and insulators and related phenomena", Phil. Trans. on the Royal Society of London Series A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences, vol. 358, no. 1776, pp. 2971-3005, 2000.

Farzaneh M, Kiernicki J et Drapeau J F, "Ice accretion on energized line insulators", International Journal of Offshore and Polar Engineering, vol. 2, no. 2, pp. 228-233, 1992.

Farzaneh M, Li S Y et Srivastava K D, "Flashover on ice surfaces", Atmospheric Research, vol. 46, pp. 37-47, avril 1998.a.

Farzaneh M, Zhang J et Chen X, "DC characteristics of local arc on ice surfaces", Atmospheric Research, vol. 46, pp. 49-56, 1998.b.

Farzaneh M, Zhang J et Chen X, "Modeling of the AC arc discharge on ice surfaces", IEEE Trans. on Power Delivery, vol. 12, no. 1, pp. 325-338, janvier 1997.

Farzaneh M, Zhang J et Volat C, "Effect of insulator diameter on AC flashover voltage of an ice-covered insulator string", IEEE Trans. on Dielectr. and Electr. Insul., vol. 13, no. 2, pp. 264-271, avril 2006.

Fofana I et Farzaneh M, "Process of discharge initiation and arc development on an ice-covered insulator", [version électronique], IEEE PES Transm. and Distrib. Conference, Dallas, Tx., pp. 115-120, mai 21-24, 2006.

Fofana I, Tavakoli C et Farzaneh M, "Dynamic modeling of AC iced insulator flashover characteristics", [version électronique], IEEE Bologna Power Tech Conference, Bologne, Italie, juin 23-26, 2003.

Forrest J S, "The performance of high voltage insulators in polluted atmospheres", IEEE Winter Meeting, New York, N.Y., 1969.

Garrigues J, "La méthode des éléments finis", École Supérieure de Mécanique de Marseille, consulté le 10 juillet 2010, tiré de <http://jgarrigues.perso.centrale-marseille.fr/EF0bookrv.pdf>, janvier 2002.

Goncalvès E, "Résolution numérique, discrétisation des EDP et EDO", Institut National Polytechnique de Grenoble, consulté le 10 juillet 2010, tiré de <http://www.hach.ulg.ac.be/cms/en/system/files/Cours%20Grenoble%20EDP-EDO.pdf>, septembre 2005.

Hampton B F, "Flashover mechanism of polluted insulation", Proc. IEE, vol. 111, no. 5, pp. 985-990, mai 1964.

Hesketh S, "General criterion for the prediction of pollution flashover", [version électronique], Proc. IEE, vol. 114, no. 4, pp. 531-532, avril 1967.

Huebner K H, "The finite element method for engineers", Toronto : Éditions John Wiley and Sons, p. 500, 1975.

Hydro-Québec Committee of Experts, "January 1998 ice storm", Report for Hydro-Québec, 1998.

Imbert J, "Analyse des structures par éléments finis", 3^e éd., Toulouse : Éditions Cépaduès, p. 506, 1991.

Jaiswal V et Farzaneh M, "Modelling of flashover performance of an ice-covered resistive glazed post station insulator in presence of an air gap", *Journal of Physics D: Applied Physics*, vol. 39, n. 1, pp. 227-232, janvier 2006.

Kannus K, Verkkonen V et Lakervi E, "Effects of ice coating on the AC performance of medium voltage insulators", *Proc. of Nordic Symposium on Electr. Insul., NORD-IS 86*, Espoo, Finlande, pp. 1-11, juin 1986.

Kawai M, "AC flashover tests at project UHV on ice-coated insulators", *IEEE Trans. on Power Appar. and Syst.*, vol. PAS-89, no. 8, pp. 1800-1804, novembre/décembre 1970.

Khalifa M M et Morris R M, "Performance of line insulators under rime ice", *IEEE Trans. on Power Appar. and Syst.*, vol. PAS-86, no. 6, pp. 692-698, juin 1967.

Le Roy G et Gary C ed., "Les propriétés diélectriques de l'air et les très hautes tensions", Paris : Éditions Eyrolles, p. 611, 1984.

Marceau D, "Méthode des éléments finis", Cours offert à l'Université du Québec à Chicoutimi, Chicoutimi, Qc., 2008.

Meghnefi F, "Étude temporelle et fréquentielle du courant de fuite des isolateurs de poste recouverts de glace en vue du développement d'un système de surveillance et de prédiction en temps réel du contournement électrique", Thèse de doctorat en ingénierie, Université du Québec à Chicoutimi, Chicoutimi, Qc., p. 245, août 2007.

Meghnefi F, Volat C et Farzaneh M, "Temporal and frequency analysis of the leakage current of a station post insulator during ice accretion", *IEEE Trans. on Dielectr. and Electr. Insul.*, vol. 14, no. 6, pp. 1381-1389, décembre 2007.

Olivera T G, "Étude expérimentale du contournement des isolateurs recouverts de glace sous tensions de foudre et de manœuvre", Mémoire de maîtrise en ingénierie, Université du Québec à Chicoutimi, Chicoutimi, Qc., p. 150, juillet 2004.

Pérez J P, Carles R et Fleckinger R, "Électromagnétisme fondements et applications", 4^e éd., Paris : Éditions Masson, p. 740, 2001.

Shunyuanyuan L., Renyu Z et Kexiong T., "Measurement of dynamic potential distribution during the propagation of a local arc along a polluted surface", IEEE Trans. on Electr. Insul., vol. 25, no. 4, pp. 757-761, août 1990.

Sundararajan R., Sadhureddy N R et Gorur R S., "Computer-aided design of porcelain insulators under polluted conditions", IEEE Trans. on Dielectr. and Electr. Insul., vol. 2, no. 1, pp. 121-127, février 1995.

Tavakoli C., "Dynamic modeling of AC arc development on ice surfaces", Thèse de doctorat en ingénierie, Université du Québec à Chicoutimi, Chicoutimi, Qc., p. 197, novembre 2004.

Tavakoli C., Farzaneh M., Fofana I et al., "Dynamics and modeling of AC arc on surface of ice", IEEE Trans. on Dielectr. and Electr. Insul., vol. 13, no. 6, pp. 1278-1285, décembre 2006.

Volat C et Farzaneh M., "Three-dimensional modeling of potential and electric-field distributions along an EHV ceramic post insulator covered with ice - part II : effect of air gaps and partial arcs", IEEE Trans. on Power Delivery, vol. 20, no. 3, pp. 2014-2021, 2005.

Volat C, Meghnefi F et Farzaneh M., "Analysis of leakage current of an ice-covered insulator during ice accretion", [version électronique], IEEE PES Transm. and Distrib. Conference, Dallas, Tx., pp. 121-126, mai 21-24, 2006.

Volat C., "Modélisation physique et numérique par la méthode des éléments finis de frontière de la distribution du potentiel et du champ électrique le long d'un isolateur standard de poste 735 kV recouvert de glace", Thèse de doctorat en ingénierie, Université du Québec à Chicoutimi, Chicoutimi, Qc., p. 306, juin 2002.

Wilkins R., "Flashover voltage of high-voltage insulators with uniform surface-pollution films", Proc. IEE, vol. 116, no. 3, pp. 457-465, mars 1969.

Xu Z, Wu X, Chen Y et al., "Study of the flashover process on ice-covered insulator string", [version électronique], Proc. of the 9th IEEE international conference on properties and applications of dielectric materials, Harbin, Chine, vols. 1-3, pp. 186-191, juillet 19-23, 2009.

Yang Q, Sima W, Sun C et al., "A new AC flashover model of ice-covered HV insulators based on numerical electric field analysis", *IET Gener., Transm. and Distrib.*, vol. 2, no. 4, pp. 600-609, consulté le 15 mars 2010, tiré de <http://sklpe.cqu.edu.cn/KXYJ/ei/ei51.pdf>, juillet 2008.

Yang Q, Sima W, Sun C et al., "Modeling of DC flashover on ice-covered HV insulators based on dynamic electric field analysis", *IEEE Trans. on Dielectr. and Electr. Insul.*, vol. 14, no. 6, pp. 1418-1426, consulté le 12 mai 2009, tiré de http://sklpe.cqu.edu.cn/kxyj/uploadfiles_7489/sci5.pdf, décembre 2007.

Zhang J et Farzaneh M., "Propagation of AC and DC arcs on ice surfaces", *IEEE Trans. on Dielectr. and Electr. Insul.*, vol. 7, no. 2, pp. 269-276, avril 2000.

ANNEXE
ALGORITHME DU MODÈLE DYNAMIQUE
MONO-ARC EN CA

ANNEXE

ALGORITHME DU MODÈLE DYNAMIQUE MONO-ARC EN CA

```

% COMSOL Multiphysics Model M-file
% Generated by COMSOL 3.5a (COMSOL 3.5.0.603, $Date: 2008/12/03
17:02:19 $)

flclear fem

% COMSOL version
clear vrsn
vrsn.name = 'COMSOL 3.5';
vrsn.ext = 'a';
vrsn.major = 0;
vrsn.build = 603;
vrsn.rcs = '$Name: $';
vrsn.date = '$Date: 2008/12/03 17:02:19 $';
fem.version = vrsn;

clear all;

% Initialisation des paramètres
La = 0.065; % longueur initiale de l'arc
Vsour = (7.9*La*100+15)*1e3; % tension appliquée à l'isolateur
Im=0.020; % courant de fuite initial
ray =1e-2*sqrt(Im/(0.875*pi)); % rayon du pied d'arc
Earc=204.7*Im^(-0.5607)*100; % Champ électrique dans l'arc
posi=0.165; % variable localisant le pied d'arc
Vap= Vsour-La*Earc; % différence de potentiel entre le
pied d'arc est l'électrode de
mise à la terre

```

```

% Appel de COMSOL pour calculer la densité initiale du courant de
fuite

% Geometry
g1=rect2(0.39,0.34,'base','corner','pos',[-0.195,-0.170]);
g3=circ2(ray,'pos',[0 posi]);

% Constants
fem.const = {'Vap',Vap};

% Analyzed geometry
clear s
s.objs={g1,g3};
s.name={'R1','E1'};
s.tags={'g1','g3'};

fem.draw=struct('s',s);
fem.geom=geomcsg(fem);

% Initialize mesh
fem.mesh=meshinit(fem, ...
                  'hauto',5);

% Refine mesh
fem.mesh=meshrefine(fem, ...
                    'mcase',0, ...
                    'rmethod','regular');

% (Default values are not included)

% Application mode 1
clear appl
appl.mode.class = 'QuasiStatics';
appl.name = 'emqvw';
appl.module = 'ACDC';
appl.sshape = 2;
appl.border = 'on';
appl.assignsuffix = '__emqvw';
clear prop
prop.elemdefault='Lag2';
prop.analysis='smallcurr';
appl.prop = prop;
clear bnd
bnd.eltype = {'V0','V','nJ0'};
bnd.magtype = {'A0','cont','A0'};
bnd.V0 = {0,'Vap',0};
bnd.ind = [3,1,3,3,2,2,2,2];

```

```

appl.bnd = bnd;
clear equ
equ.sigma = 6.13e-2;
equ.epsilonr = 81;
equ.d = 150e-6;
equ.ind = [1,1];
appl.equ = equ;
fem.appl{1} = appl;
fem.frame = {'ref'};
fem.border = 1;
clear units;
units.basesystem = 'SI';
fem.units = units;

% ODE Settings
clear ode
clear units;
units.basesystem = 'SI';
ode.units = units;
fem.ode=ode;

% Multiphysics
fem=multiphysics(fem);

% Extend mesh
fem.xmesh=meshextend(fem);

% Solve problem
fem.sol=femstatic(fem, ...
                 'solcomp',{'V'}, ...
                 'outcomp',{'V'}, ...
                 'blocksize','auto');

% Save current fem structure for restart purposes
fem0=fem;

% Integrate
I1=postint(fem,'nJ_emqv', ...
          'unit','A/m', ...
          'recover','off', ...
          'dl',2, ...
          'edim',1);

% Mise à jour des paramètres
Im=abs(I1)*equ.d;
ray =1e-2*sqrt(Im/(0.875*pi));
Earc=204.7*Im*(-0.5607)*100;

```

```

% Appel de COMSOL pour calculer le champ électrique moyen le long
du film d'eau et le courant de fuite à chaque itération

while -0.170<posi

Vap=Vsour-La*Earc;

% Geometry
g1=rect2(0.39,0.34,'base','corner','pos',[-0.195,-0.170]);
g3=circ2(ray,'pos',[0 posi]);

% Constants
fem.const = {'Vap',Vap};

% Analyzed geometry
clear s
s.objs={g1,g3};
s.name={'R1','E1'};
s.tags={'g1','g3'};

fem.draw=struct('s',s);
fem.geom=geomcsg(fem);
geomplot(fem)

% Initialize mesh
fem.mesh=meshinit(fem, ...
                  'hauto',5);

% Refine mesh
fem.mesh=meshrefine(fem, ...
                   'mcase',0, ...
                   'rmethod','regular');

% (Default values are not included)

% Application mode 1
clear appl
appl.mode.class = 'QuasiStatics';
appl.name = 'emqvw';
appl.module = 'ACDC';
appl.sshape = 2;
appl.border = 'on';
appl.assignsuffix = '_emqvw';
clear prop
prop.elemdefault='Lag2';
prop.analysis='smallcurr';
appl.prop = prop;

```

```

clear bnd
bnd.eltype = {'VO', 'V', 'nJO'};
bnd.magtype = {'AO', 'cont', 'AO'};
bnd.V0 = {0, 'Vap', 0};
bnd.ind = [3, 1, 3, 3, 2, 2, 2, 2];
appl.bnd = bnd;
clear equ
equ.sigma = 6.13e-2;
equ.epsilonr = 81;
equ.d = 150e-6;
equ.ind = [1, 1];
appl.equ = equ;
fem.appl{1} = appl;
fem.frame = {'ref'};
fem.border = 1;
clear units;
units.basesystem = 'SI';
fem.units = units;

% ODE Settings
clear ode
clear units;
units.basesystem = 'SI';
ode.units = units;
fem.ode=ode;

% Multiphysics
fem=multiphysics(fem);

% Extend mesh
fem.xmesh=meshextend(fem);

% Solve problem
fem.sol=femstatic(fem, ...
                 'solcomp', {'V'}, ...
                 'outcomp', {'V'}, ...
                 'blocksize', 'auto');

% Save current fem structure for restart purposes
fem0=fem;

% Calcul de la densité du courant de fuite
% Integrate
I1=postint(fem, 'nJ_emqvw', ...
          'unit', 'A/m', ...
          'recover', 'off', ...
          'dl', 2, ...
          'edim', 1);

```



```
% Calcul du champ électrique moyen dans le film d'eau
Eavg = postint(fem,'normE_emqv')/postint(fem,'1');
```

```
% Mise à jour des paramètres
```

```
Im=abs(I1)*egu.d;
```

```
ray =1e-2*sqrt(Im/(0.875*pi));
```

```
Earc=204.7*Im^(-0.5607)*100;
```

```
Vrg=(1118*La*100)/Im^0.53;
```

```
if Vsour<Vrg
    Vsour=Vsour+1000;
```

```
elseif Earc<Eavg
    posi=posi-0.005;
    La=La+0.005;
```

```
else
```

```
    Vsour=Vsour+1000
```

```
end
```

```
end
```

Publications découlant de cette recherche

- 1) VOLAT C, FARZANEH M et MHAGUEN N, "Improved FEM models of one- and two-arcs to predict AC critical flashover voltage of ice covered insulators", IEEE Transactions on dielectrics and electrical insulation (sous presse).
- 2) VOLAT C, FARZANEH M et MHAGUEN N, "Calculation of critical flashover voltage of ice-covered insulators using the finite element method", Annual Report Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena, Virginia Beach, Va., pp. 450-453, octobre 18-21, 2009.