

**UNIVERSITÉ DU QUÉBEC**

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

**par  
Tatiana Guerrero Olivera**

**ÉTUDE EXPÉRIMENTALE DU CONTOURNEMENT DES ISOLATEURS  
RECOUVERTS DE GLACE SOUS TENSIONS DE FOUDRE ET DE MANŒUVRE**

**JUILLET 2004**



### Mise en garde/Advice

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

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

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

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

*À ma mère Dora,  
à Jean-Marc mon époux,  
à Hugo et Patricia mes chers frère et sœur.*

## RÉSUMÉ

La tenue diélectrique des isolateurs extérieurs est influencée par plusieurs facteurs de l'environnement. Dans les régions froides, le givrage atmosphérique est un de ces facteurs. Le dépôt de glace accumulé sur les isolateurs peut réduire leur rigidité diélectrique, causer leur contournement et, en conséquence, les pannes du service électrique. Ce problème a donné naissance à un grand nombre d'études dans plusieurs laboratoires réalisés sous tensions en AC et DC. Cependant, dans les réseaux de transport électriques, sans considérer la tension à la fréquence industrielle, les isolateurs sont soumis aux surtensions transitoires, telles que les surtensions de manœuvre provoquées par l'enclenchement et l'ouverture de lignes et quelques fois par les surtensions de foudre, causées par les décharges d'origine atmosphérique. Jusqu'ici, l'influence des surtensions transitoires dans le phénomène de contournement en conditions de givrage est plutôt méconnue, mais il semble que ces surtensions peuvent agir comme déclencheur dans le processus de contournement. D'ailleurs, au meilleur de notre connaissance, très peu d'études ont été rapportés au sujet de la performance électrique des isolateurs recouverts de glace sous tensions impulsionnelles.

L'objectif principal de ce mémoire de maîtrise est d'examiner de façon expérimentale la performance électrique des isolateurs recouverts de glace sous tensions impulsionnelles (chocs de foudre et de manœuvre). En utilisant un isolateur de poste en porcelaine, un dépôt de glace a été accumulé artificiellement (en laboratoire) et la tension de contournement critique ( $V_{50}$ ) a été déterminée au moyen de la méthode de « montée et descente » décrite dans la norme CEI 60-1.

Les résultats obtenus montrent que, sous chocs de foudre, l'influence de la glace dans la tension de contournement d'isolateurs est négligeable. Cependant, sous chocs de manœuvre, la tension  $V_{50}$  des isolateurs recouverts de glace diminue de 21% et de 36% pour les polarités positive et négative respectivement, par rapport à l'isolateur en conditions propres. Aussi, les paramètres de la glace et du milieu environnant qui affectent la tension  $V_{50}$  des isolateurs recouverts de glace sous tensions impulsionnelles ont été examinés dans les deux polarités de tension.

Ainsi, pour l'étude de l'influence de la conductivité de l'eau d'accumulation, quatre valeurs ont été considérées: 30, 80, 160 et 250  $\mu\text{S}/\text{cm}$  (à 20°C). Ces essais ont été réalisés à une température constante de 0°C. Dans le cas de l'étude de l'influence de la géométrie du dépôt de glace (longueur et position des intervalles d'air), 5 longueurs différentes ont été considérées : 0%, 10%, 20%, 30% 40% et 50% de la longueur totale de l'isolateur. À partir des résultats obtenus, l'intervalle d'air de longueur plus critique a été placé à trois positions

différentes, soit : à coté de l'électrode haute tension, au milieu des électrodes et à coté de l'électrode de terre, à conductivité d'eau d'accumulation et température ambiante constantes pour tous les tests. D'autre part, l'effet de la température ambiante a été déterminé en considérant quatre valeurs de température : -12, -6, 0 et 5° C.

Les résultats obtenus montrent que sous chocs de foudre, l'influence de la glace sur la tension de contournement des isolateurs est négligeable. Cependant, sous chocs de manoeuvre, la tension  $V_{50}$  des isolateurs recouverts de glace est réduite de 21% et de 36% pour les polarités positive et négative respectivement, comparée à celle obtenue pour les isolateurs propres. De plus, une valeur plus grande de la conductivité de l'eau d'accumulation, produit une réduction de la  $V_{50}$  de jusqu'à 42% en polarité positive et de 46% en polarité négative par rapport à  $V_{50}$  obtenue en conditions propres. Encore, la longueur et la position de l'intervalle d'air formé sur le dépôt de glace ont une influence directe sur la tenue diélectrique des isolateurs. Ainsi, le comportement de la tension  $V_{50}$  présente une courbe caractéristique de forme en « U » en fonction de la longueur de l'intervalle d'air. Aussi, la tension  $V_{50}$  est plus critique quand l'intervalle d'air est placé à proximité de l'électrode haute tension. D'autre part, nous avons observé qu'une température ambiante élevée peut avoir une influence plus importante sur les caractéristiques du milieu environnant que sur les caractéristiques de la glace quand le film d'eau sur la surface du dépôt de glace n'est pas important.

## ABSTRACT

The insulating strength of outdoor insulators is influenced by many environmental factors; in cold climate regions, atmospheric icing is one of these factors. The ice accreted on insulators may reduce their electrical insulating strength, and sometimes cause flashover faults and consequent power outages. This problem has produced a large number of studies in several laboratories under AC or DC voltages. However, on power networks, except the power frequency voltage, the insulators are sometimes subjected to transient voltages, that is, the switching impulse (SI) caused by lines interlocking and opening, and sometimes by lightning impulse (LI). Up to now, the influence of transient voltages in the flashover phenomena is rather unknown, but it is believed that they may act as a trigger in the flashover process. Also, very few studies have been reported on the electrical performance of ice-covered insulators under impulse voltages.

The objective of this master thesis studies is to investigate the electrical performance of ice-covered insulators under impulse voltages (LI and SI). Using a porcelain station post insulator, an artificial ice layer was accreted and the 50% flashover voltage ( $V_{50}$ ) was determined, using the method described in the Standard IEC 60-1.

The results show that, under LI voltage, the influence of ice on the flashover voltage of insulators is very small. However, under SI voltage, the  $V_{50}$  of ice-covered insulators decreased 21% and 36% for positive and negative polarities respectively, compared to clean insulators. Also, the ice factors affecting the  $V_{50}$  of ice-covered insulators under impulse voltage, like freezing water conductivity, air-gap length and temperature was examined.

So, for the study of the influence of the freezing water conductivity, four values were considered: 30, 80, 160 and 250 $\mu$ S/cm (at 20°C). In the case of the airgap study, five different lengths were considered: 0 %, 10 %, 20 %, 30 % 40 % and 50 % of the total length of the insulator. From the obtained results, the more critical more length was considered to follow with the study of airgap position.

Finally the effect of the environmental temperature on the flashover performance of iced-covered insulators under switching impulses there was examined. The values used for this study were -12, -6, 0 and 5° C.

The results obtained show that under lightning impulses, the influence of ice is very small. However, under switching impulses, the  $V_{50}$  of ice-covered insulators is reduced 21% and 36% for positive and negative polarities respectively, compared to clean conditions. Moreover, an increase in the value of the freezing water conductivity produces

a reduction of  $V_{50}$  up to 42% in positive polarity and 46% in negative polarity, compared to  $V_{50}$  obtained in clean conditions. Still, the air-gap length and position formed on the deposit of ice have a direct influence on the dielectric behaviour of insulators. Thus, the behaviour of  $V_{50}$  presents a “U” shape characteristic according to the air-gap length; also  $V_{50}$  is more critical when the air gap is placed next to the high voltage electrode. Concerning environmental temperature, we observed a more significant influence on the characteristics of the surrounding medium than on the characteristics of the ice when the water film on the ice surface is not important.

## RESUMEN

El comportamiento dieléctrico de los aisladores exteriores, es influenciado por muchos factores ambientales. En las regiones de clima frío, uno de esos factores es la capa de escarcha atmosférica que se acumula sobre la superficie de estos aisladores. En efecto, la acumulación de hielo sobre los aisladores, puede reducir su rigidez dieléctrica, causar un arco eléctrico que cause la ruptura del aislamiento y así se produzca la pérdida del servicio eléctrico.

Este problema ha originado muchos estudios científicos, en muchos laboratorios. Estos trabajos han sido realizados en presencia de la tensión en C.A. y en C.C. Sin embargo, en las redes de transmisión eléctrica, sin tomar en cuenta las tensiones temporarias en frecuencia industrial, los aisladores están sometidos a las sobretensiones de maniobra, producidas por la apertura, el cierre y el recierre de interruptores a causa de la actuación del sistema de protección de líneas; y otras veces estas sobretensiones pueden ser de origen atmosférico (caída de rayos sobre las líneas eléctricas). Hasta hoy, la influencia de las sobretensiones transitorias en el fenómeno de ruptura de aislamiento no es muy conocida, pero podemos asumir que éstas pueden actuar como un gatillo en el proceso de la ruptura de aislamiento. Así, podríamos afirmar que muy pocas investigaciones han sido reportadas sobre el estudio del comportamiento eléctrico de los aisladores recubiertos de hielo bajo sobretensiones de impulsión.

El objetivo principal de éste estudio, es de investigar de modo experimental, el funcionamiento eléctrico de los aisladores cubiertos de hielo que son sometidos a sobretensiones transitorias (sobretensiones atmosféricas y de maniobra) utilizando un aislador soporte de subestación de porcelana, un depósito de hielo sobre el aislador creado artificialmente (en laboratorio) y una tensión disruptiva ( $V_{50}$ ) determinada mediante el método "Up and Down" descrito en el Standard internacional CEI 60-1.

Los resultados obtenidos muestran que en el caso de sobretensiones atmosféricas, la influencia del depósito de hielo sobre la  $V_{50}$  es despreciable. Sin embargo, en el caso de sobretensiones de maniobra, la tensión disruptiva  $V_{50}$  de estos aisladores disminuye de 21% y de 36% de la tensión  $V_{50}$  obtenida en condiciones sin hielo, en polaridad positiva y negativa respectivamente. Asimismo, dentro de nuestro estudio se ha considerado la evaluación de la  $V_{50}$  en sus dos polaridades, relacionada a los parámetros del depósito de hielo y del medio ambiente que la pueden afectar su valor en las condiciones de estudio.

Precisamente, por el estudio de la influencia de la conductividad del agua utilizada por la acumulación de hielo sobre los aisladores, se han considerado cuatro valores: 30, 80, 160 y 250  $\mu\text{S}/\text{cm}$ . (a 20 °C), las pruebas han sido realizadas a una temperatura constante igual a 0°C. En el caso del estudio de la influencia de la geometría del depósito de hielo (longitud y posición de los intervalos de aire), se han considerado cinco longitudes diferentes: 0%, 10%, 20%, 30%, 40% et 50% de la distancia de fuga total del aislador. A partir de los



resultados obtenidos, el intervalo de aire de longitud crítica ha sido ubicado en tres posiciones: al lado del electrodo de alta tensión, en el centro de los dos electrodos y al lado del electrodo de puesta a tierra a una temperatura ambiente y una conductividad del agua constantes para todas las pruebas. De otra parte, la importancia de la temperatura ambiente ha sido determinada tomando en consideración cuatro valores de temperatura: 5, 0, -6 y -12°C.

Todas las series de pruebas consideradas en este trabajo han proporcionado resultados muy útiles para la concepción de las líneas de transmisión eléctricas de las regiones de clima frío.

Los resultados así obtenidos muestran que, bajo sobretensiones de origen atmosférico, la influencia del hielo sobre la tensión disruptiva es despreciable. Sin embargo, bajo sobretensiones de maniobra, la tensión  $V_{50}$  de aisladores es reducida de 21% et de 36% en polaridad positiva y negativa respectivamente, en comparación a la tensión obtenida para los aisladores limpios. Además, hemos observado que un valor más grande de la conductividad del agua de acumulación, produce una reducción de la tensión  $V_{50}$  de hasta 42% en polaridad positiva y de 46% en polaridad negativa con relación a la  $V_{50}$  de los aisladores limpios. Más aún, la longitud y la posición del intervalo de aire formado sobre el depósito de hielo tienen una influencia directa sobre la capacidad dieléctrica de los aisladores. Así, el comportamiento de la tensión  $V_{50}$  en función de la longitud del intervalo de aire presenta una curva característica de forma en “U”, y el valor de  $V_{50}$  es más crítico cuando el intervalo de aire esta ubicado cerca del electrodo de alta tensión. Por otro lado, hemos observado que una temperatura ambiente elevada puede tener un efecto más importante sobre las características del medio ambiente que sobre las características del hielo cuando no existe una película importante de agua sobre la superficie del depósito de hielo.

## REMERCIEMENTS

En premier lieu, je tiens à remercier mon directeur de recherche, M. Masoud Farzaneh, pour m'avoir donnée l'opportunité de participer au groupe de recherche de la CIGELE, et pour ses judicieux conseils tout au long de mes études de maîtrise.

Ma gratitude va également au docteur Jianhui Zhang mon codirecteur pour son appui professionnel et ses conseils et au docteur Christophe Volat pour son support et son inestimable aide dans la correction de ce mémoire.

Je remercie également aux MM Pierre Camirand et Marc-André Perron pour leur appui technique et leur collaboration tout a long de mes études de maîtrise, et à M. Jean Talbot pour son temps et son aide très appréciée.

Un merci à mes chers et chères collègues de la CIGELE pour leur amitié, appui, et avoir fait de mon séjour à l'université un agréable moment.

Mon entière gratitude envers les professeurs I. Fofana et K.Savadjev pour leur temps, leur disponibilité et leur sincère amitié.

Enfin, je tiens à exprimer mes plus sincères sentiments de reconnaissance à mon époux, et ma famille pour leur soutien moral et leur encouragement.

# TABLE DES MATIÈRES

## CHAPITRE I : INTRODUCTION

<b>1.1. Introduction .....</b>	<b>2</b>
<b>1.2. Problématique .....</b>	<b>4</b>
1.2.1 L'accumulation de glace sur les isolateurs des réseaux électriques .....	4
1.2.2 Les surtensions de foudre et de manœuvre .....	5
1.2.3 Absence d'une méthode expérimentale systématique .....	7
<b>1.3. Objectifs de l'étude .....</b>	<b>8</b>
<b>1.4. Méthodologie de travail.....</b>	<b>9</b>
<b>1.5. Originalité de cette recherche.....</b>	<b>10</b>
<b>1.6. Organisation du mémoire .....</b>	<b>11</b>

## CHAPITRE II : LES SURTENSIONS DE MANŒUVRE ET DE Foudre SUR LES RÉSEAUX ÉLECTRIQUES

<b>2.1. Classes et catégories des contraintes des tensions dans les réseaux électriques de transport .....</b>	<b>14</b>
2.1.1. Tensions à basses fréquences.....	15
2.1.2. Surtensions transitoires.....	16
2.1.3. Les surtensions transitoires de manœuvre .....	16
2.1.4. Les surtensions transitoires de foudre.....	20
2.1.4.1. Classification et description des décharges atmosphérique.....	21
2.1.4.2. Phénomène de foudre hivernale.....	24
2.1.4.3. La foudre et les réseaux électriques.....	25
<b>2.2 Aspects statistiques des amplitudes de surtensions en réseaux électriques.....</b>	<b>30</b>
<b>2.3. Tenue diélectrique des isolations .....</b>	<b>32</b>
2.3.1. Notions de champ électrique disruptif et de claquage d'une isolation .....	32
2.3.2. Tenue diélectrique.....	33
<b>2.4. Aspect probabiliste de la tenue diélectrique.....</b>	<b>34</b>
<b>2.5. Tenue des isolations dans l'air et lignes de fuite des isolations ext.....</b>	<b>36</b>
2.5.1. Tenue aux surtensions à front lente : essais en choc de manoeuvre .....	37
2.5.2. Tenue aux surtensions à front rapide : essais en choc de foudre .....	40
<b>2.6. Effet de la glace sur la performance des isolateurs.....</b>	<b>42</b>

2.6.1. Dépôt de glace sur les isolateurs.....	42
---	----

## **CHAPITRE III : LES MECANISMES DES DECHARGES ELECTRIQUES**

<b>3.1. Ionisation, recombinaison et attachement électronique .....</b>	<b>46</b>
<b>3.2. Avalanche électronique - Streamer .....</b>	<b>49</b>
3.2.1. La décharge de Townsend .....	49
3.2.2. La théorie de streamers .....	53
<b>3.3. La décharge Couronne .....</b>	<b>57</b>
3.3.1. Couronne positive .....	58
3.3.2. Couronne négative .....	59
<b>3.4. Le leader .....</b>	<b>60</b>
3.4.1. Mécanisme de formation .....	60
3.4.2. Propagation du leader .....	61
3.4.3. Arrêt du leader .....	62
<b>3.5. Le claquage d'un intervalle d'air en champ divergent .....</b>	<b>63</b>
3.5.1. Claquage par mode streamer.....	63
3.5.2. Claquage par mode leader.....	64
3.5.3. Le saut final et le choc en retour.....	65
<b>3.6. Le leader négatif.....</b>	<b>67</b>
3.6.1. Le saut final .....	69

## **CHAPITRE IV: TRAVAUX ANTÉRIEURS**

<b>4.1. Méthodes d'évaluation de la tension de tenue des isolateurs recouverts de glace.</b>	<b>73</b>
4.1.1. Procédure expérimentale de formation de glace à l'extérieur .....	74
4.1.2. Procédure expérimentale de formation de glace en laboratoire.....	75
<b>4.2. Facteurs influençant la tension de tenue des isolateurs recouverts de glace à la fréquence industrielle .....</b>	<b>75</b>
4.2.1. Paramètres environnementaux .....	76
4.2.1.1 La température ambiante .....	76
4.2.2. Paramètres reliés au dépôt de glace de la glace .....	77
4.2.2.1. Influence de l'uniformité de la glace .....	77
4.2.2.2. Conductivité de l'eau d'accumulation de glace.....	79
4.2.2.3. Type et densité de glace.....	79
4.2.2.4. Quantité de glace .....	80
4.2.2.5. Géométrie du dépôt de glace .....	81
<b>4.3. Facteurs influençant la tension de tenue aux surtensions impulsionnelles.....</b>	<b>83</b>

4.3.1. Effet du type d'impulsion appliquée.....	83
4.3.2. Effet de la polarité de la tension appliquée.....	84
4.3.3. Effet du type et de la densité de la glace.....	85
4.3.4. Effet de la longueur de l'espace d'air .....	86
4.3.5. Effet de la conductivité de la glace.....	89

## **CHAPITRE V: INSTALLATIONS EXPÉRIMENTALES ET MÉTHODOLOGIE D'ESSAIS**

<b>5.1. Equipements et installations .....</b>	<b>92</b>
5.1.1. L'isolateur testé.....	92
5.1.2. La chambre climatique.....	94
5.1.3. Système de haute tension à courant alternatif.....	95
5.1.4. Le système d'essais sous tension impulsionnelle .....	95
5.1.5. Le dispositif de commande et système d'acquisition de données .....	98
<b>5.2. Méthodologie d'essais .....</b>	<b>99</b>
5.2.1. Définitions des différentes séries d'essais .....	99
5.2.2. Procédures liées aux essais de contournement .....	102
5.2.2.1. Opérations préliminaires.....	102
5.2.2.2. Etapes d'expérimentation .....	103
5.2.2.3. Méthodes d'évaluation.....	110

## **CHAPITRE VI : RESULTATS EXPERIMENTAUX ET DISCUSSION**

<b>6.1. La performance électrique sous tensions impulsionnelle de manœuvre.....</b>	<b>114</b>
6.1.1. Effet de la glace sur la tension de contournement critique aux chocs de manœuvre.....	115
6.1.2. La tension de contournement à 10% et l'écart-type $\sigma$ .....	118
6.1.2.1. Calcul de l'écart-type - obtention de la fonction de répartition de la probabilité de contournement aux chocs de manœuvre.....	119
6.1.3. Influence de la conductivité de l'eau d'accumulation .....	122
6.1.4. Influence de la température ambiante .....	124
6.1.5. Influence de la longueur de l'intervalle d'air.....	127
6.1.6. Influence de la position de l'intervalle d'air .....	130
<b>6.2. La performance électrique sous tension de foudre.....</b>	<b>132</b>

6.2.1. Effet de la glace et de la polarité de la tension appliquée.....	132
<b>6.3. La performance des isolateurs à différents types des tensions appliquées.....</b>	<b>135</b>

## **CHAPITRE VII: CONCLUSIONS GÉNÉRALES ET RECOMENDATIONS POUR LES TRAVAUX FUTURS**

<b>7.1. Conclusions Générales.....</b>	<b>141</b>
<b>7.2. Recommandations pour les travaux futurs .....</b>	<b>144</b>

<b>RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES .....</b>	<b>147</b>
--	------------

## LISTE DES TABLEAUX

Tableau	Titre	Page
<b>Tableau 2.1</b>	Classification des contraintes de tension apparaissant sur les réseaux d'énergie électrique, formes normalisées de tensions d'essais et essais de tenue diélectrique normalisées .....	<b>15</b>
<b>Tableau 2.2</b>	Conditions atmosphériques associées à la formation de glace sur les sites naturelles.....	<b>44</b>
<b>Tableau 4.1</b>	Chute de tension à travers l'intervalle d'air et champ électrique dans la point du glaçon pour le cas d'accumulation de glace humide.....	<b>78</b>
<b>Tableau 4.2</b>	Valeurs de la tension de tenue maximale pour des différents types d'isolateurs et différents types de glace.....	<b>80</b>
<b>Tableau 5.1</b>	Séries d'essais pour l'étude du contournement des isolateurs recouverts de glace soumis aux chocs de foudre et de manœuvre.....	<b>102</b>
<b>Tableau 5.2.</b>	Paramètres utilisés dans l'étape d'accumulation.....	<b>104</b>
<b>Tableau 6.1</b>	Valeurs de la tension V50 et V10 pour le calcul des écart-types pour la polarité positive et la polarité négative.....	<b>120</b>
<b>Tableau 6.2</b>	Distribution de probabilités de contournement des isolateurs recouverts de glace soumis aux chocs de manœuvre.....	<b>121</b>

## LISTE DES FIGURES

Figure	Titre	Page
<b>Figure 1.1</b>	Courts-circuits de lignes causés par la foudre (Oct/1 1980 à Sept/30 1992) .....	6
<b>Figure 2.1</b>	Exemple de surtensions apparaissant à l'extrémité ouverte d'une ligne lors de son enclenchement (simulation analogique).....	19
<b>Figure 2.2</b>	Surtension à l'apparition d'un défaut.....	20
<b>Figure 2.3</b>	Transitoire à la mise hors tension d'une réactance.....	20
<b>Figure 2.4</b>	Classification des coups de foudre selon K. Berger.....	24
<b>Figure 2.5</b>	Coup de foudre tombant sur un conducteur de phase.....	26
<b>Figure 2.6</b>	Coup de foudre tombant sur un câble de garde : amorçage en retour .....	27
<b>Figure 2.7</b>	Réduction due à l'effet couronne, de la pente moyenne et de l'amplitude d'une surtension due à la foudre durant sa propagation le long de la ligne .....	29
<b>Figure 2.8</b>	Probabilité cumulée d'amorçage $Pa(U)$ et densité de probabilité d'amplitude $U f(U)$ des équipements des réseaux électriques.....	31
<b>Figure 2.9</b>	Non-linearité de la tenue diélectrique d'un intervalle d'air pointe-plan, en fonction du temps $T_{cr}$ à la crête de la tension de manœuvre appliquée (+) pour différentes distances $d$ de l'intervalle d'air.....	39
<b>Figure 3.1</b>	Avalanche électronique dans un processus de décharge positive.....	50
<b>Figure 3.2</b>	Représentation schématique du processus de développement d'un streamer positif.....	54
<b>Figure 3.3</b>	Représentation schématique du processus de développement d'un streamer négatif.....	55
<b>Figure 3.4</b>	Géométrie de la tête du leader.....	61
<b>Figure 3.5</b>	Développement du leader.....	62
<b>Figure 3.6</b>	Onde du choc en retour.....	66
<b>Figure 3.7</b>	Photographies et schématisation des différents modes de déclenchement du saut final.....	70
<b>Figure 4.1</b>	Tension de tenue maximale en fonction de la température de l'air ( $\sigma=80 \mu\text{S/cm}$ ) Zhang.....	77
<b>Figure 4.2</b>	Distribution du potentiel pour des isolateurs recouverts de glace humide.....	78



<b>Figure</b>	<b>Titre</b>	<b>Page</b>
<b>Figure 4.3</b>	Variation de la tension de tenue maximale des isolateurs en fonction de la conductivité de l'eau de accumulation.....	<b>79</b>
<b>Figure 4.4</b>	Tension de tenue maximale en fonction de la quantité de glace.....	<b>81</b>
<b>Figure 4.5</b>	Angle de déviation des glaçons ( $\alpha$ ) en fonction de la vitesse du vent.....	<b>82</b>
<b>Figure 4.6</b>	Tension de tenue maximale ( $V_{TM}$ ) en fonction de la vitesse du vent ( $v$ )..	<b>82</b>
<b>Figure 4.7</b>	Longueur requise de l'intervalle entre cornes sous conditions de neige..	<b>84</b>
<b>Figure 4.8</b>	Tensions d'amorçage d'un isolateur de poste de noyau solide recouvert de glace soumis aux chocs de manœuvre d'un temps de front de $170\mu s$ , sans correction de l'humidité en (a) polarité positive et en (b) polarité négative.....	<b>85</b>
<b>Figure 4.9</b>	Tension d'amorçage d'une chaîne double de 25 disques élémentaires couverte de glace pour une surtension de manœuvre positive (à gauche) et négative (à droite)avec une durée de front conventionnelle de $130\mu s$ .....	<b>86</b>
<b>Figure 4.10</b>	Tension de contournement minimale des chaînes d'isolateur recouvertes de neige pour des chocs de manœuvre positive (à gauche) et négative (à droite).....	<b>87</b>
<b>Figure 4.11</b>	Relation entre la tension de contournement critique $V_{50}$ au choc de manœuvre et la proportion du nombre des unités d'isolateurs de toutes les unités d'isolateur par chaîne.....	<b>87</b>
<b>Figure 4.12</b>	Proportion de la longueur de recouvrement de neige et la tension de contournement à 50% aux impulsions de manœuvre.....	<b>88</b>
<b>Figure 4.13</b>	Caractéristique de la tension de contournement à 50% sur une chaîne double d'isolateur.....	<b>88</b>
<b>Figure 4.14</b>	Conductivité de l'eau fondue de la glace et la tension de contournement a 50% pour une chaîne d'isolateurs XP-16 sous tension de manœuvre standard ( $250/2500\mu s$ ).....	<b>89</b>
<b>Figure 5.1</b>	Caractéristiques de l'isolateur testé.....	<b>93</b>
<b>Figure 5.2</b>	Chambre climatique laboratoire CIGELE.....	<b>94</b>
<b>Figure 5.3</b>	Générateur d'impulsion du type Marx 800kV.....	<b>98</b>
<b>Figure 5.4</b>	Circuit du générateur d'impulsion .....	<b>98</b>
<b>Figure 5.5</b>	Système de commande et système d'acquisition de données pour les essais sous tensions impulsionnelles.....	<b>99</b>
<b>Figure 5.6</b>	Etapes d'expérimentation pour l'obtention de $V_{50}$ et de $V_{10}$ .....	<b>103</b>
<b>Figure 5.7</b>	Montage expérimental des essais sous tensions impulsionnelles.....	<b>106</b>
<b>Figure 5.8</b>	Impulsion de foudre standard $1,2/50\mu s$ .....	<b>107</b>

<b>Figure</b>	<b>Titre</b>	<b>Page</b>
<b>Figure 5.9</b>	Impulsion de manœuvre standard 250/2500 $\mu$ s.....	<b>107</b>
<b>Figure 5.10</b>	Mesures expérimentales obtenues par la méthode de montée et descente pour le calcul de la tension $V_{50}$ d'un isolateur recouvert de glace, chocs de foudre - polarité positive (longueur testé = 80% de la longueur totale de l'isolateur).....	<b>108</b>
<b>Figure 5.11</b>	Mesures expérimentales obtenues par la méthode de montée et descente pour le calcul de la tension $V_{50}$ d'un isolateur recouvert de glace, chocs de manœuvre - polarité positive (longueur testé = 80% de la longueur totale de l'isolateur).....	<b>108</b>
<b>Figure 5.12</b>	Mesures expérimentales obtenues par la méthode de montée et descente pour le calcul de la tension $V_{10}$ d'un isolateur recouvert de glace, chocs de manœuvre - polarité positive (longueur testé = 80% de la longueur totale de l'isolateur).....	<b>110</b>
<b>Figure 6.1</b>	Images successives de l'extinction de l'arc de contournement d'un isolateur recouvert de glace soumis aux surtensions de manœuvre.....	<b>115</b>
<b>Figure 6.2</b>	Isolateur propre et isolateur recouvert de glace pour cette série d'essais.....	<b>116</b>
<b>Figure 6.3</b>	Exemples de formes d'onde de tenue et de contournement obtenues pour des isolateurs recouverts de glaces soumis aux chocs de manœuvre.....	<b>116</b>
<b>Figure 6.4</b>	Comparaison des valeurs de $V_{50}$ obtenues en conditions propres et conditions de glace pour un isolateur recouvert de glace soumis aux chocs de manœuvre.....	<b>117</b>
<b>Figure 6.5</b>	Mesures réalisées pour l'obtention de la tension $V_{10}$ - polarité positive...	<b>119</b>
<b>Figure 6.6</b>	Mesures réalisées pour l'obtention de la tension $V_{10}$ - polarité négative	<b>119</b>
<b>Figure 6.7</b>	Fonction de répartition de probabilité de contournement des isolateurs recouverts de glace soumis aux chocs de manœuvre (polarité positive)...	<b>122</b>
<b>Figure 6.8</b>	Fonction de répartition de probabilité de contournement des isolateurs recouverts de glace soumis aux chocs de manoeuvre (polarité négative).....	<b>122</b>
<b>Figure 6.9</b>	Accumulation de la glace sur la surface de l'isolateur, selon la conductivité de l'eau d'accumulation.....	<b>123</b>
<b>Figure 6.10</b>	Variation de la $V_{50}$ selon la conductivité de l'eau d'accumulation en choc de manœuvre.....	<b>123</b>
<b>Figure 6.11</b>	Variation de la $V_{50}$ selon la température ambiante en polarité positive....	<b>125</b>
<b>Figure 6.12</b>	Variation de la $V_{50}$ selon la température ambiante en polarité négative...	<b>125</b>
<b>Figure 6.13</b>	Isolateurs recouverts de glace pour l'étude de l'influence de la longueur des intervalles d'air au choc de manœuvre.....	<b>128</b>
<b>Figure 6.14</b>	Variation de la $V_{50}$ selon la longueur de l'intervalle d'air, conductivité 80 $\mu$ S/cm a 20°C et température ambiante de 0°C.....	<b>128</b>

<b>Figure</b>	<b>Titre</b>	<b>Page</b>
<b>Figure 6.15</b>	Isolateur recouvert de glace avec des intervalles d'air placés en haut (à coté de l'électrode haute tension), au centre et en bas (à coté de l'électrode mise à la terre).....	<b>131</b>
<b>Figure 6.16</b>	Variation de la $V_{50}$ selon la position de l'intervalle d'air.....	<b>131</b>
<b>Figure 6.17</b>	Exemples de forme d'onde de tenue (à gauche) et de contournement (à droite) pour un isolateur propre (impulsion de foudre polarité positive).....	<b>133</b>
<b>Figure 6.18</b>	Exemples de forme d'onde de tenue (à gauche) et de contournement (à droite) pour un isolateur recouvert de glace (impulsion de foudre polarité positive).....	<b>133</b>
<b>Figure 6.19</b>	Influence du dépôt de glace sur la valeur de $V_{50}$ au choc de foudre.....	<b>134</b>
<b>Figure 6.20</b>	$V_{50}$ aux chocs de foudre et manœuvre – polarité positive.....	<b>135</b>
<b>Figure 6.21</b>	$V_{50}$ aux chocs de foudre et manœuvre – polarité négative.....	<b>135</b>
<b>Figure 6.22</b>	Variation de $\tau$ et de $\omega^2\tau^2$ en fonction de la température pour le choc de manœuvre standard.....	<b>137</b>
<b>Figure 6.23</b>	Variation de $\tau$ et de $\omega^2\tau^2$ en fonction de la température pour le choc de foudre standard.....	<b>138</b>

## Liste des abréviations et des symboles

<b>DC</b>	Tension en courant direct
<b>CA</b>	Tension en courant alternatif
<b>d</b>	Distance des intervalles d'air
<b>T</b>	Température
<b>V<sub>50</sub></b>	Tension de contournement critique (50% de probabilité de contournement)
<b>V<sub>10</sub></b>	Tension à 10% de probabilité de contournement
<b>V<sub>MF</sub></b>	Tension de contournement minimale
<b>BIL</b>	Basic lightning impulse insulation level
<b>BSL</b>	Basic switching impulse insulation level
<b>CEI</b>	Commission Électrotechnique Internationale
<b>H.T</b>	Haute tension
<b>T.H.T</b>	Très haute tension
<b>M.T</b>	Moyenne tension
<b>T<sub>1</sub></b>	Durée du front des tensions impulsionnelles
<b>T<sub>2</sub></b>	Durée jusqu'à la mi-valeur
<b>T<sub>p</sub></b>	Temps de contournement
<b>T<sub>cr</sub></b>	Temps de crête
<b>T<sub>crit</sub></b>	Temps de crête critique
<b>f</b>	Fréquence Hz
<b>p.u.</b>	Valeur par unité

<b>z</b>	Variable normale réduite
<b>V(t)</b>	Surtension en fonction du temps
<b>Z<sub>c</sub></b>	Impédance caractéristique du conducteur
<b>I(t)</b>	Courant
<b>P(U)</b>	Fonction de probabilité de contournement
<b>NaCl</b>	Chlorure de sodium
<b>PSEM</b>	Postes Sous Enveloppe Métallique
<b>UQAC</b>	Université du Québec à Chicoutimi,
<b>CIGRE</b>	Conseil International des Grands Réseaux Électriques
<b>EPDM</b>	Ethylene Propylene Diene Monomer
<b>CIGELE</b>	Chaire Industrielle du Givrage des Equipements des Réseaux Électriques
<b>K<sub>ff</sub></b>	Facteur d'intervalle pour le choc de foudre
<b>K</b>	Facteur d'intervalle pour le choc de manoeuvre
<b>IEEE</b>	Institute of Electrical and Electronics Engineers
<b>E</b>	Champ électrique
<b>f<sub>eq</sub></b>	Fréquence équivalente
<b>ε<sub>r</sub></b>	Permittivité relative
<b>ε<sub>∞</sub></b>	Permittivité en haute fréquence
<b>ε<sub>s</sub></b>	Permittivité relative en statique
<b>τ</b>	Constante de relaxation
<b>ω</b>	(2.π.f <sub>eq</sub> ) Pulsation angulaire de la tension appliquée

**CHAPITRE I**  
**INTRODUCTION**

# CHAPITRE I

## INTRODUCTION

### 1.1. Introduction

L'un des principaux objectifs dans la conception des équipements des réseaux de transport et de distribution de l'énergie électrique consiste à les rendre fiables quelque soient les conditions environnementales. Ces conditions peuvent être liées à divers facteurs tels que la pollution, la pression atmosphérique, la température, etc. De plus, dans les régions froides, s'ajoute le problème du givrage atmosphérique. Les dépôts de glace qui peuvent s'accumuler sur les équipements électriques entraînent la diminution de la rigidité diélectrique de ces derniers et réduisent ainsi la fiabilité des réseaux électriques [1-4].

En plus du givrage atmosphérique, la rigidité diélectrique de ces équipements électriques est souvent menacée par la présence innée de surtensions transitoires sur les réseaux électriques. Ces dernières correspondent principalement aux enclenchements ou ouvertures des lignes (surtensions de manœuvre) et aux surtensions atmosphériques (foudre) qui peuvent détruire les équipements d'isolation des réseaux électriques.

Parmi les équipements électriques constituant les réseaux aériens, un intérêt particulier doit être porté aux isolateurs qui constituent un élément essentiel pour le bon fonctionnement de ces derniers et cela, malgré le fait qu'ils représentent un faible

pourcentage dans le coût total de conception. En effet, leur défaillance peut avoir une grande influence sur les coûts d'exploitation des réseaux électriques, puisque leur rôle est d'assurer l'isolement électrique des phases sous tension entre elles, et de ces dernières entre les parties de mise à la terre.

Ainsi, les isolateurs sont des équipements essentiels pour la coordination de l'isolement. Ils sont les plus exposés aux accumulations de glace pendant la période hivernale et peuvent être affectés de façon importante par les surtensions transitoires qui sont capables de dépasser leur limite de tenue diélectrique en tout temps. Cela se traduit généralement par des contournements électriques pouvant conduire à des interruptions plus ou moins longues de la distribution de l'énergie électrique et à des pertes économiques importantes.

Dans ce contexte, l'amélioration des connaissances sur la performance des isolateurs recouverts de glace est nécessaire si l'on veut augmenter la fiabilité du transport et de la distribution de l'énergie électrique dans les régions froides. Cette étude s'inscrit donc dans le cadre des travaux effectués à la CIGELE, un groupe de recherche qui vise à accroître les connaissances sur la performance des isolateurs face aux problèmes déjà exposés. Ainsi, l'attente de nouveaux résultats pourra aider à développer les connaissances nécessaires afin d'améliorer la conception des isolateurs externes destinés à être employés dans les réseaux électriques des régions froides.



## **1.2. Problématique**

Il existe peu d'études concernant la performance des isolateurs recouverts de glace soumis à des chocs d'impulsion (foudre et manœuvre). Pourtant ces études sont de très haute importance dans la compréhension de la performance électrique des isolateurs givrés soumis à ces deux types de surtensions impulsionnelles.

La coordination de l'isolement des réseaux électriques exige un ajustement de la tenue diélectrique en service des équipements au niveau des surtensions susceptibles d'apparaître sur ces derniers durant leur exploitation. Cela doit s'effectuer de tel sorte que la probabilité de court-circuit due à la défaillance d'une isolation donnée soit acceptable tant du point de vue opérationnel qu'économique. Ainsi, la conception des isolateurs doit répondre à une performance ajustée aux conditions de service et aux conditions environnementales les plus sévères, telles que les conditions décrites ci-dessous :

### **1.2.1. L'accumulation de glace sur les isolateurs des réseaux électriques**

La présence d'un dépôt de glace sur la surface des isolateurs (chaînes et colonnes isolantes) entraîne la réduction de rigidité diélectrique liée au système d'isolation des réseaux électriques.

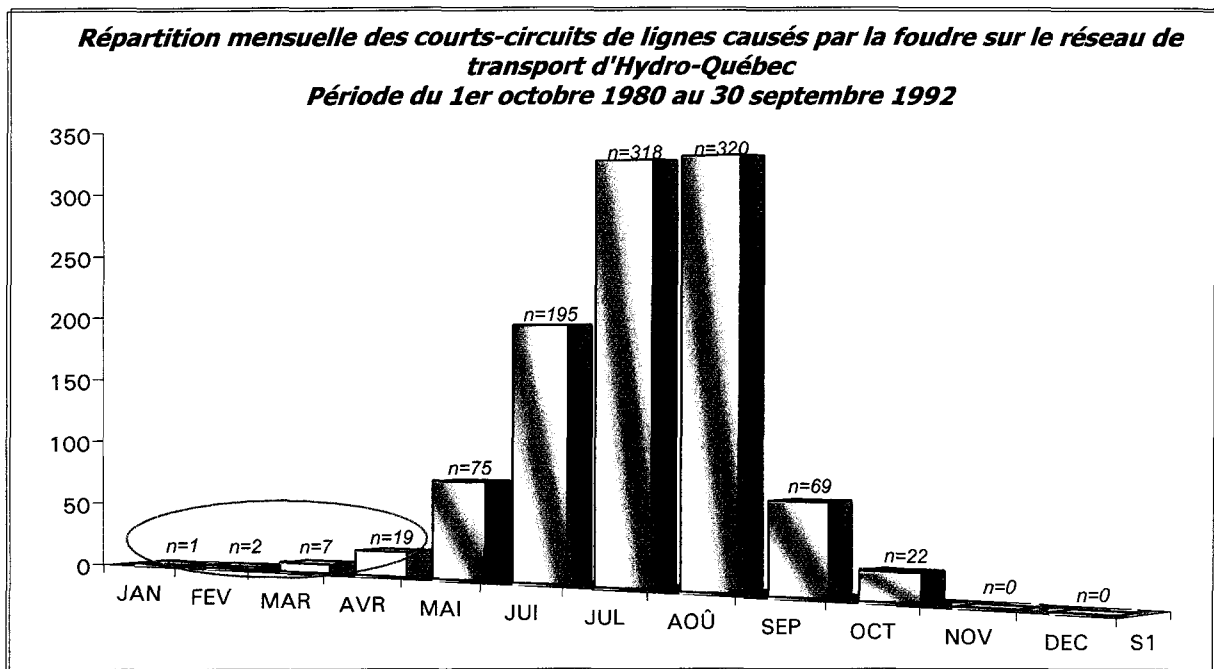
En fait, il a été démontré que le nombre de défaillances dans les réseaux de transport d'énergie électrique en hiver s'accroît lors des précipitations atmosphériques froides, ainsi que lors d'accumulations de glace suivie par une élévation de la température de l'air au-dessus de 0°C [1, 2]. De nouveaux incidents causés par des précipitations atmosphériques

froides ont ainsi été rapportés aussi sur les réseaux électriques du Canada (d'Hydro-Québec et Ontario Hydro) [1, 3, 4], ainsi que sur les réseaux des Etats-Unis, du Japon mais aussi de la Chine.

### **1.2.2. Les surtensions de foudre et de manœuvre**

Les chocs de foudre et de manœuvre influencent la tenue diélectrique de l'isolation selon leur amplitude et leur durée, causant à l'occasion des interruptions du service électrique et des dommages sur les composantes du réseau électrique.

Les chocs d'origine atmosphérique (foudre) peuvent avoir des valeurs de tension de crête jusqu'à trois fois la tension de service et ceci dans une période de temps très courte (de l'ordre de la  $\mu\text{s}$ ). Ce type de surtension est un phénomène rare lors des saisons froides. Cependant, une activité de foudre suite à une tempête de pluie verglaçante a été rapportée dans la province d'Ontario au Canada [1]. De même, les études relatives aux courts-circuits causés par la foudre sur le réseau de Hydro-Québec on révèle quelques cas pendant la saison hivernale et printanière tel qu'indiqué à la figure 1.1



**Figure 1.1** - Courts-circuits de lignes causés par la foudre (Oct./1 1980 à Sept/30 1992) [Source Hydro-Québec]

Concernant les chocs de manœuvre, la valeur de la tension de crête peut atteindre jusqu'à deux fois la tension de service pendant une période de temps un peu plus longue (250  $\mu$ s) que celle des chocs de foudre [5]. Malgré la difficulté de donner des estimations sur le nombre de défaillances imputables aux surtensions de manœuvre, il est connu que ce type de surtension présente une fréquence d'occurrence invariable.

Ainsi, les surtensions, qu'elles soient d'origine atmosphérique ou de manœuvre, peuvent donc avoir des incidences non négligeables sur les taux de défaillances des réseaux électriques au cours de la saison hivernale, dont certains sont imputables aux contournements des isolateurs à l'apparition de ces surtensions. Ce type de défaillance a d'autant plus de chances de survenir lorsque ces isolateurs sont recouverts de glace,

puisque leur tenue diélectrique est considérablement affectée pour les dépôts de glace sur ces derniers.

Par conséquent, la tenue diélectrique des isolateurs recouverts de glace sous tensions impulsionnelles est un phénomène qu'il est important d'étudier afin d'identifier le degré de défaillance reliée à cette problématique. Cela constitue donc l'objet de cette recherche.

### **1.2.3. Absence d'une méthode expérimentale systématique**

Au cours du processus de fabrication des isolateurs, ceux-ci subissent des essais de type et de routine établis selon les différents standards nationaux et internationaux [5-10]. Ces standards considèrent des essais tels que le test de tenue aux impulsions de foudre et de manœuvre en conditions sèches ou avec pluie, les essais d'impulsion à front raide, etc. Actuellement, ces essais sont effectués afin d'assurer une probabilité minimale de contournement selon les valeurs du BIL (Basic Lightning Impulse Level) et BSL (Basic Switching Impulse Level) établies lors de l'étude de coordination des isolations des réseaux électriques. Ces essais sont exécutés avec des formes d'impulsions d'onde de 1,2/50 $\mu$ s et de 250/2500 $\mu$ s.

Cependant, il pourrait être intéressant de considérer, pour les isolateurs destinés à être employés dans des régions froides, de tels essais réalisés sous conditions de glace. Cependant, au meilleur de notre connaissance, il n'existe pas de méthodologie expérimentale universellement reconnue permettant d'évaluer la tenue diélectrique impulsionnelle des isolateurs recouverts de glace.

### 1.3. Objectifs de l'étude

L'objectif principal de la présente étude consiste à contribuer au développement et à l'avancement des connaissances sur le comportement électrique des isolateurs recouverts de glace soumis aux chocs de foudre et de manœuvre. Cette étude vise à établir la performance des isolateurs recouverts de glace soumis à des chocs de foudre et de manœuvre au moyen de l'étude expérimentale de la tension critique de contournement ( $V_{50}$ ). Les résultats obtenus permettront ainsi d'améliorer la conception et la fiabilité de l'isolation des réseaux électriques sous des conditions des précipitations atmosphériques froides sévères.

Plus précisément, les objectifs spécifiques sont les suivants :

1. Étudier l'influence du type d'impulsion et de la polarité de ces dernières sur la tension à 50% ( $V_{50}$ ) des isolateurs recouverts de glace.
2. Étudier l'influence de la longueur et de la position des intervalles d'air le long de l'isolateur sur la tenue diélectrique des ces derniers lorsqu'ils sont soumis aux surtensions transitoires.
3. Déterminer l'influence de la température ambiante sur la tenue diélectrique des isolateurs soumis aux surtensions transitoires.
4. Étudier l'influence de la conductivité de l'eau d'accumulation sur la tension  $V_{50}$  des isolateurs recouverts de glace.

5. Déterminer les propriétés statistiques de la tenue diélectrique aux chocs de manœuvre des isolateurs recouverts de glace au moyen de l'obtention de son écart type et de sa fonction de dispersion de probabilité.
6. Contribuer à l'établissement de méthodes d'essais standardisées pour l'évaluation de la performance des isolateurs conçus pour des régions froides et, plus directement, proposer une méthode expérimentale pour tester la tenue des isolateurs recouverts de glace sous tension impulsionnelle.

#### **1.4. Méthodologie de travail**

Afin d'atteindre les objectifs de cette étude, toute l'expérimentation a été réalisée dans les installations du laboratoire de la CIGELE-UQAC. Les résultats obtenus ont été analysés et évalués avec l'aide d'outils de traitement de données informatiques, mathématiques et statistiques.

Les principales méthodes et procédures d'études utilisées peuvent être résumées de la manière suivante :

- Formation d'une couche uniforme de glace d'une épaisseur de 1,5 cm (mesurée sur un cylindre témoin) sur la surface de l'isolateur testé. Cette couche de glace a été formée sous la tension de service C.A de l'isolateur, excepté pour l'étude de l'influence de la longueur de l'espace d'air.

- Utilisation d'un générateur d'impulsion du type Marx pour l'application des impulsions de manœuvre ou de foudre en suivant la méthode de « montée et descente » recommandée par le standard CEI 60-1.
- Traitement des données acquises afin de déterminer la tension critique de contournement et son comportement selon la variation de différents paramètres climatiques et ceux reliés au dépôt de glace.
- Utilisation d'une variation de la méthode de « montée et descente » pour l'obtention de la tension de contournement de probabilité 10% dans le but de déterminer expérimentalement l'écart type ( $\sigma$ ) selon les spécifications du standard CEI 60-1.

### **1.5. Originalité de cette recherche**

Au meilleur de notre connaissance, la présente étude est la première qui considère les paramètres pouvant influencer la performance électrique des isolateurs recouverts de glace soumis aux surtensions impulsionnelles. C'est aussi la première fois qu'une méthodologie expérimentale regroupant le processus de formation de glace en laboratoire (développé pour l'étude de la performance électrique des isolateurs glacés à la fréquence industrielle) et la méthode d'essais sous tensions impulsionnelles décrite dans les normes internationales [6], est utilisée. Cette combinaison donne comme résultat une procédure expérimentale qui comporte toutes les caractéristiques d'une expérimentation valide.

Les résultats obtenus fourniront des nouvelles informations au sujet de la performance électrique des isolateurs couverts par des précipitations froides et fréquemment soumis aux surtensions transitoires. Cette information pourra être utile pour la conception des ces appareils pour leur emploi dans les réseaux électriques des régions froides.

## **1.6. Organisation du mémoire**

Ce mémoire de maîtrise constitue le rapport des travaux réalisés au cours de cette recherche, et est organisé comme suit.

Dans le deuxième chapitre se détaille les principales notions fondamentales reliées à cette recherche, cet à dire, la connaissance des concepts tels que les caractéristiques diélectriques des isolateurs, leur performance électrique, et les phénomènes de surtensions transitoires sur les réseaux électriques.

Le chapitre 3 fait une brève explication des phénomènes physiques des décharges électriques qui ont leur importance dans l'analyse des mécanismes de décharge observés lors de notre étude.

Le quatrième chapitre présente la revue de la littérature concernant les travaux portant sur la performance électrique des isolateurs recouverts de glace à la tension de service et aux tensions impulsionnelles.



Le chapitre cinq présente les spécifications des installations et des équipements utilisés, ainsi que la procédure expérimentale utilisée pour déterminer la tension de contournement critique ( $V_{50}$ ) des isolateurs recouverts de glace.

Le chapitre six présente les résultats obtenus, ainsi que leur analyse ayant permis de déterminer le comportement des isolateurs face aux conditions de givre et des surtensions transitoires.

Finalement, le dernier chapitre présente les conclusions ainsi que les recommandations pour les travaux futurs reliés à cette recherche.

## **CHAPITRE II**

# **LES SURTENSIONS DE MANŒUVRE ET DE FOUDRE SUR LES RÉSEAUX ÉLECTRIQUES**

## CHAPITRE II

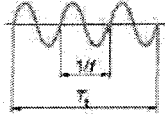
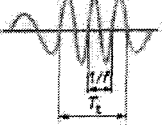
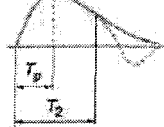
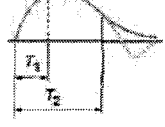
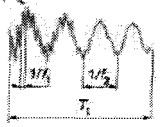
# LES SURTENSIONS DE MANŒUVRE ET DE Foudre SUR LES RÉSEAUX ÉLECTRIQUES

### 2.1. Classes et catégories des contraintes des tensions dans les réseaux électriques de transport

Selon la classification de la CEI [9,10], les surtensions sont réparties en deux classes : les surtensions basses fréquences et les surtensions transitoires. Elles sont réparties en catégories selon leur forme et leur durée dont les caractéristiques sont présentées dans le tableau 2.1.

Cette répartition repose sur une description plus physique des surtensions. Dans les paragraphes suivants nous allons préciser les correspondances générales qui existent avec l'origine des ces contraintes.

**Tableau 2.1** - Classification des contraintes de tension apparaissant sur les réseaux d'énergie électrique, formes normalisées de tensions d'essais et essais de tenue diélectrique normalisées

Classe	Basse fréquence		Transitoires		
	Permanente	Temporaire	À front lent	À front rapide	À front très rapide
Forme de tension					
Domaine de formes de tension	$f=50$ ou $60$ Hz $T_t > 1$ h (durée)	$10 < f < 500$ Hz $0,03 < T_t < 3600$ s	$20 < T_p < 5000 \mu s$ $T_2 = 20$ ms	$0,1 < T_1 < 20 \mu s$ $T_2 = 300 \mu s$	$3 < T_f < 100$ ns $0,3 < f_1 < 100$ MHz $30 \text{ kHz} < f_2 < 30$ MHz $T_t < 3$ ms (durée)
Forme normalisée de tension	$f=50$ ou $60$ Hz	$48 < f < 62$ Hz	$T_p = 250 \mu s$ $T_2 = 2500 \mu s$	$T_1 = 1,2 \mu s$ $T_2 = 50 \mu s$	aucune
Essai de tenue normalisé	aucun	Essai de courte durée à fréquence industrielle	Essai au choc de manœuvre normalisé	Essai au choc de foudre normalisé	aucun

### 2.1.1. Tensions à basses fréquences

Ce type de tension se divise en deux types:

- **La tension permanente à la fréquence industrielle** qu'est en fait, la tension nominale du réseau et affecte de façon continue les équipements pendant toute leur exploitation
- **Les surtensions temporaires** qui sont des surtensions à la fréquence industrielle ou à une fréquence harmonique ou sous-harmonique, et dont la durée est supérieure à une période de la fréquence industrielle.

### 2.1.2. Surtensions transitoires

Ce sont des surtensions de courte durée, quelques fois oscillantes et généralement fortement amorties; qui peuvent être superposées ou non à des surtensions temporaires.

Les surtensions transitoires se divisent en trois types:

- **Les surtensions à front lent** ou surtensions de manœuvre, qui présentent un temps de crête compris entre 20 et 5000  $\mu\text{s}$  et une durée totale jusqu'à la mi-amplitude<sup>1</sup> de moins de 20 ms.
- **Les surtensions à front rapide** ou surtensions de foudre, qui présentent un temps de front compris entre 0,1 et 20  $\mu\text{s}$ , et un temps jusqu'à la mi-amplitude de moins de 300  $\mu\text{s}$ .
- **Les surtensions à front très rapide** qui présentent un temps de front inférieur à 0,1  $\mu\text{s}$  et un temps jusqu'à la mi-amplitude de moins de 3 ms.

Les paragraphes suivants traitent plus profondément les surtensions de manœuvre et de foudre, en raison de leur importance dans cette étude.

### 2.1.3. Les surtensions transitoires de manœuvre

La modification brusque de la topologie d'un réseau électrique provoque l'apparition de phénomènes transitoires lors de la fermeture dans les cas suivants :

---

<sup>1</sup> Ou durée jusqu'à la mi-valeur  $T_2$  définie dans la norme CEI 60-1 comme l'intervalle de temps compris entre le point origine réel et l'instant où la tension a décru pour la première fois jusqu'à la moitié de la valeur de crête de la tension impulsionnelle.

- L'enclenchement et le réenclenchement de lignes à vide ou terminées par un transformateur à vide,
- La mise sous tension de transformateurs à vide, d'inductances de compensation ou de transformateurs chargés par des inductances,
- La mise sous tension de batteries de condensateurs,
- Le réenclenchement sur un défaut permanent,
- L'apparition de défauts.

En général, ces surtensions dépendent de la nature de la ligne et des éléments dont elle est constituée (par exemple : moyens de compensation), de la puissance de court circuit de la source, du type de disjoncteur et de l'instant de l'enclenchement [6].

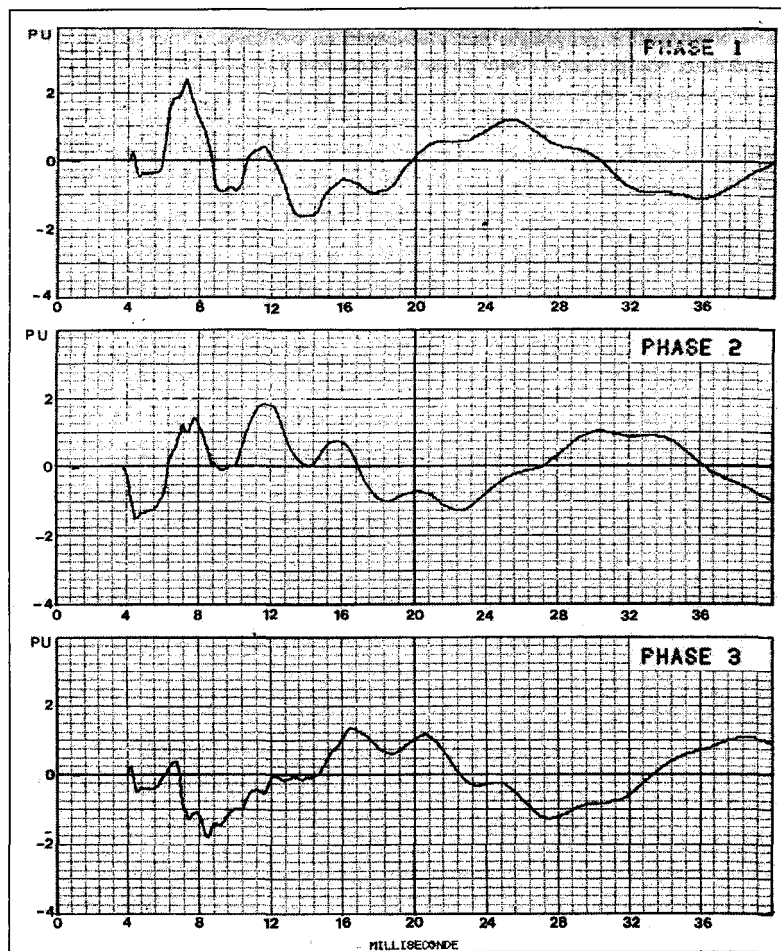
Lors d'un *enclenchement*, le niveau de surtension à l'extrémité ouverte de la ligne peut avoir des valeurs jusqu'à 2,4 fois supérieures à la tension de service. Lors d'un *réenclenchement*, lorsque la ligne a conservé les charges électriques avant la remise sous tension, le niveau de surtension peut atteindre jusqu'à 3,6 fois la tension de service [11]. Dans ce dernier cas, le niveau de surtension dépend de la capacité qu'ont les charges électriques sur la ligne à s'écouler à la terre.

Les surtensions de manœuvre apparaissent également lors de:

- **l'enclenchement de batteries de condensateurs**, en particulier si leur neutre est isolé. Cette opération peut générer des surtensions entre phases qui peuvent être nuisibles pour l'isolation des enroulements des transformateurs.

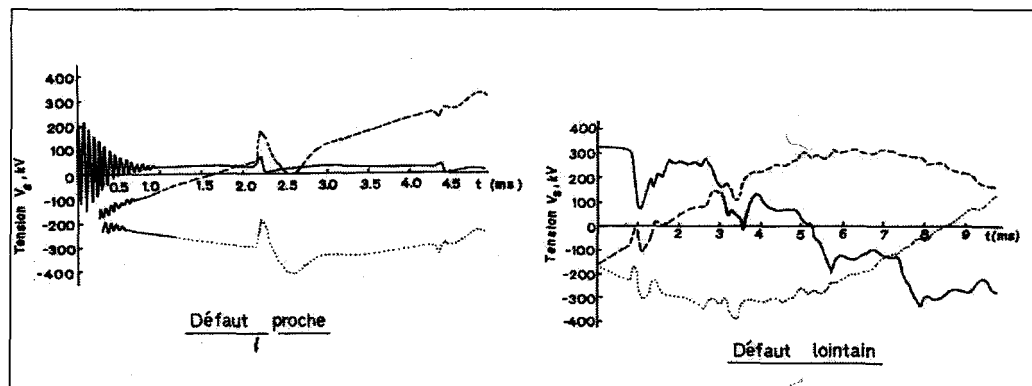
- **l'élimination ou l'apparition de défauts**, qui peut provoquer simultanément des surtensions transitoires de manœuvre et des surtensions temporaires. Les premières sont générées par la propagation sur le réseau de l'échelon de tension dû à la chute brutale de tension à l'endroit du défaut. Les surtensions temporaires, quant à elles, résultent de la perte de charge. En absence de la perte de charge, la partie transitoire seule a des amplitudes qui peuvent atteindre [11] :
  - de 1,7 à 1,8 p.u. sur les réseaux de T.H.T à neutre mis à la terre,
  - 2,2 p.u. sur des réseaux H.T et M.T à neutre isolé ou mis à la terre par bobine de Petersen.
  
- **la manœuvre des sectionneurs**, aussi bien dans les postes aériens que dans les postes sous enveloppe métallique PSEM, génère des surtensions à la terre à front très rapide dont les amplitudes dépendent fortement des tensions résiduelles laissées du côté de la charge avant la fermeture ou l'ouverture entre les contacts du sectionneur.
  
- **la coupure de courants capacitifs ou inductifs**, qui peut provoquer des surtensions qui méritent attention (coupure du courant de démarrage de moteurs, de courant magnétisant de transformateurs ou de bobines, de câbles à vide, etc.) car les disjoncteurs peuvent se retrouver dans des conditions de tension transitoire de rétablissement, générant ainsi des surtensions dangereuses pour les matériels isolants.

Les figures 2.1 à 2.3 représentent des oscillogrammes des tensions transitoires caractéristiques de différents types de manœuvres [12].

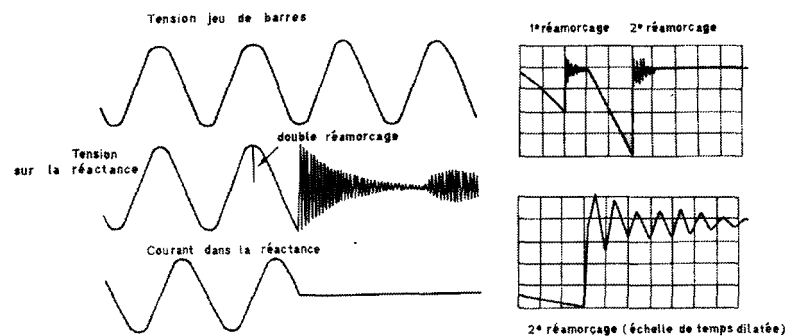


**Figure 2.1** – Exemple de surtensions apparaissant à l'extrémité ouverte d'une ligne lors de son enclenchement (simulation analogique)





**Figure 2.2** – Surtension à l'apparition d'un défaut



**Figure 2.3** – Transitoire à la mise hors tension d'une réactance

#### 2.1.4. Les surtensions transitoires de foudre

La foudre est un phénomène atmosphérique qui constitue une des contraintes majeures pour les réseaux aériens de transport de l'énergie électrique. En fait, il est connu qu'un coup de foudre tombant sur les câbles d'une ligne aérienne entraîne presque toujours un défaut, qui, bien que fugitif, entraîne le déclenchement de la ligne. Il est aussi connu qu'il est possible de réduire le nombre de défauts par un aménagement convenable de lignes et des équipements composant les réseaux, au moyen de l'installation de câbles de garde et d'équipements de protection tel que les parafoudres ou les éclateurs, ainsi que par une

réduction des résistances de mise à la terre des pylônes. Cependant, ces techniques sont restées empiriques jusqu'à ce que le développement de nouvelles connaissances portant sur le mécanisme d'impact de la foudre aient permis, récemment, d'obtenir de sensibles améliorations.

#### **2.1.4.1. Classification et description des décharges atmosphériques**

La foudre est un amalgame complexe des phénomènes physiques et électriques trouvées dans la nature.

La première phase d'un coup de foudre est toujours formée d'une prédécharge peu lumineuse, appelé traceur (ou leader), qui progresse à travers l'air neutre avec une vitesse relativement faible. Cette prédécharge à son origine soit dans le nuage, et elle progresse alors en direction du sol, ou de façon inverse, où elle progresse vers le nuage en prenant son origine dans le sol. Dans les deux cas, tout se passe comme si le canal formé entre le sol et le nuage constitue un pont suffisamment conducteur pour préparer la voie à un courant intense qui constituera le coup de foudre proprement dit. Par conséquent, en premier lieu on classe les coups de foudre selon le sens de développement du leader, en coups de foudre descendants et coups de foudre ascendants. En second lieu, on classe les coups de foudre selon le sens d'écoulement du courant principal, en coups positifs, lorsque c'est la partie positive du nuage qui se décharge, et coups négatifs, lorsque la partie négative du nuage se décharge [12].

a) Coups de foudre ascendants

Dans un champ négatif, les effluves d'effet couronne qui apparaissent au sommet des aspérités du sol sont des émanations de type positive, puisque par l'effet d'induction, le sol porte des charges positives. Ces émanations se développent d'autant plus loin et avec d'autant plus d'intensité que les dimensions de l'aspérité sont plus importantes. À partir d'une certaine taille de l'aspérité, entraînant une certaine intensité d'effluve, le phénomène se modifie brusquement et l'effluve se transforme en une décharge ascendante, qui se développe suffisamment loin pour atteindre le nuage (coup de foudre ascendant).

Des mesures optiques ont montré que la vitesse de progression des traceurs ascendants positifs était comprise entre 0,2 et 1 m/ $\mu$ s. Au cours de cette progression, le leader se ramifie plusieurs fois, et on assiste à la formation d'arborescences, avec des ramifications orientées vers le haut, chacune des illuminations étant provoquée par le passage d'une impulsion de courant intense, d'amplitude excédant parfois 20000 ampères [13]. Ce courant croît très rapidement jusqu'à la valeur de crête, le temps de montée étant inférieur à la microseconde, puis décroît plus lentement, avec une durée de l'ordre de la centaine de microsecondes.

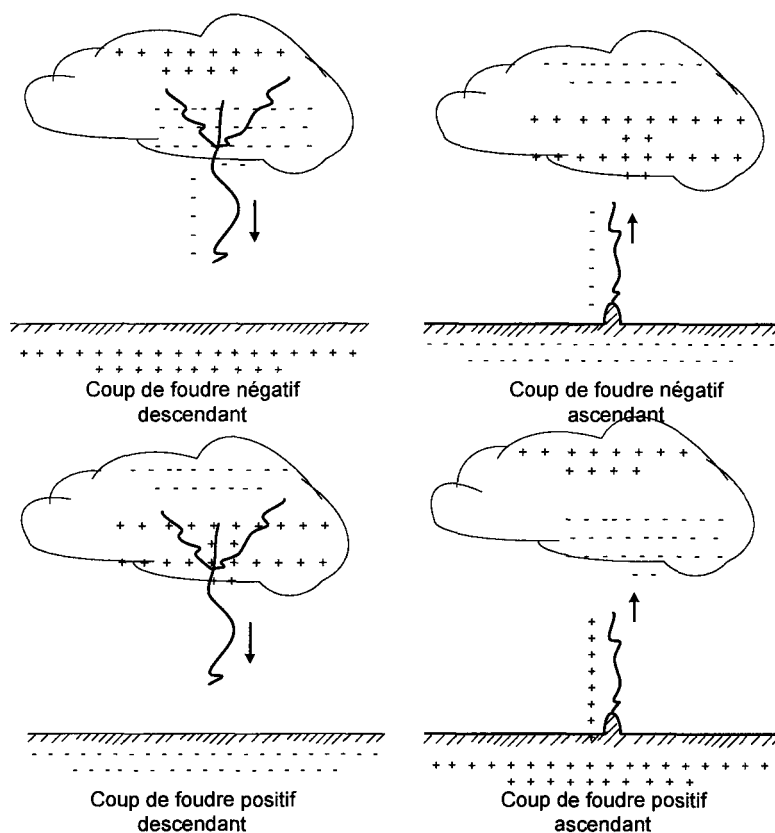
b) Coups de foudre descendants

Dans ce cas, le leader (ou traceur) est négatif. Il prend naissance au sein des masses négatives du nuage, selon un mécanisme que l'on commence tout juste à éclaircir, la

progression du leader s'effectue en direction du sol, par bonds successifs de quelques dizaines de mètres avec des temps d'arrêt de 40 à 100 $\mu$ s entre bonds, de sorte que la vitesse de progression moyenne est de 0,15 à 0,20 m/ $\mu$ s, soit de deux à trois fois supérieure à celle du leader positif. Selon sa progression, on assiste à une ramification, entraînant une augmentation de la luminosité du canal ionisé [13].

Les coups de foudre positifs tout comme les coup négatifs commencent toujours par un leader descendant. Ceux-ci se produisent fréquemment pendant l'étape de dissipation des orages. Ils sont les plus communs en pourcentage du total de chocs qui frappent la terre durant les mois d'hiver [13].

La figure 2.4 présente un résumé de cette classification selon le professeur K. Berger [12-13]



**Figure 2.4** - Classification des coups de foudre selon K. Berger

#### 2.1.4.2. Phénomène de foudre hivernale

La foudre est un phénomène habituellement associé aux orages d'été, mais on peut parfois observer des éclairs et entendre le tonnerre durant la saison hivernale. Les orages se produisent lorsqu'une masse d'air froid entre en contact avec une masse d'air chaud et humide. On assiste alors à de fortes turbulences, ce qui génère de l'électricité statique. Les nuages se chargent alors d'électricité, négativement à la base et positivement à leur sommet, jusqu'à ce qu'une décharge électrique se produise.

Tout comme les orages, la foudre a plus de chance de se produire lorsqu'on observe de fortes différences de température et d'humidité entre deux masses d'air. En hiver, ces différences sont plus faibles, ce qui ne favorise pas la génération d'électricité statique et donc l'apparition de la foudre. La foudre hivernale peut se manifester lors de très violentes tempêtes de neige, lorsqu'il y a une importante masse d'air froid au-dessus d'une masse d'air plus chaude et humide au niveau du sol. On retrouve plus facilement ces conditions près des océans. Une tempête normale peut se former au-dessus de l'océan, puisque l'eau est relativement plus chaude, et ensuite se diriger à l'intérieur des terres, où les conditions sont plus froides. La tempête normale se transforme alors en tempête de neige et s'accompagne de tonnerre et d'éclairs.

Ce phénomène peut entraîner des courts-circuits des lignes de transport électrique des régions froides (figure 1.1.) en combinaison aux précipitations froides (neige ou verglas).

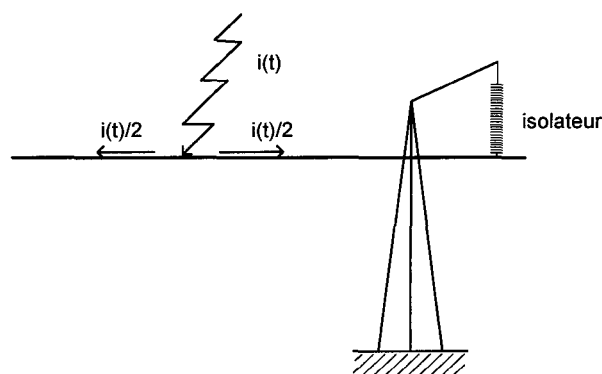
### **2.1.4.3. La foudre et les réseaux électriques**

#### **A. Coup de foudre sur un conducteur de phase**

Pour déterminer les conséquences d'un coup de foudre touchant un conducteur de phase, on considère généralement une injection de courant  $i(t)$  due à la foudre. Ce courant se répartit par moitié de part et d'autre du point d'impact (figure 2.5) et se propage vers les extrémités de la ligne. Les surtensions qui se propagent immédiatement après l'impact s'expriment à partir de l'impédance caractéristique (ou impédance d'onde)  $Z_c$  de la ligne, d'après la formulation simplifiée suivante (en valeurs instantanées) [11] :

$$V(t) = i(t) \frac{Z_c}{2} \quad (2.1)$$

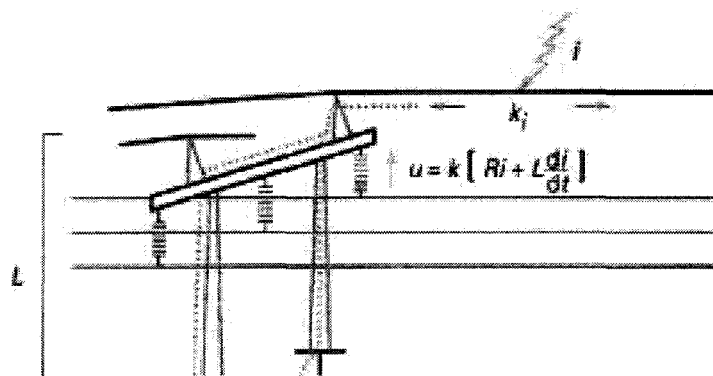
L'impulsion de tension va se propager le long de la ligne vers les pylônes en subissant des déformations dues aux éventuels amorçages des chaînes d'isolateurs. En effet, lorsque la surtension arrive au niveau d'un pylône où le conducteur est suspendu par une chaîne d'isolateurs, selon les valeurs respectives de la tension de tenue de cette chaîne et de l'amplitude de la surtension, il y a ou non amorçage. En cas d'amorçage, il y a défaut d'isolement de la ligne dont l'élimination nécessite l'ouverture des disjoncteurs. Sachant que l'ordre de grandeur de  $Z_c$  est de  $300\Omega$  à  $400\Omega$  et que les courants de foudre les plus faibles sont de l'ordre de 3 à 4 kA, on voit que l'amorçage sur le premier pylône rencontré est pratiquement systématique sur les lignes de tension inférieure à 400 kV dont l'isolement en choc de foudre est inférieur ou de l'ordre de 1 000 kV.



**Figure 2.5** – Coup de foudre tombant sur un conducteur de phase

## B. Coup de foudre sur un câble de garde ou un pylône

Pour protéger une ligne des impacts directs de la foudre, on utilise un câble de garde placé au-dessus des conducteurs et relié à la terre au niveau de chaque pylône. Si le coup de foudre tombe sur un pylône ou un câble de garde qui lui est relié, l'écoulement du courant vers la terre entraîne une élévation de potentiel de la tête du pylône. Lorsque la différence de potentiel aux bornes des chaînes d'isolateurs supportant les conducteurs de phase atteint ou dépasse leur tenue diélectrique, il y a amorçage d'au moins une d'entre elles. On parle alors d'amorçage en retour (figure 2.6).



**Figure 2.6** – Coup de foudre tombant sur un câble de garde : amorçage en retour [11]

Les surtensions se propagent le long de la ligne vers les postes et peuvent à nouveau provoquer des amorçages sur d'autres pylônes si le coup de foudre est de forte amplitude et la tenue diélectrique des chaînes d'isolateurs est faible (quelques centaines de kilovolts). On retrouve alors les phénomènes décrits dans le paragraphe précédent.

On peut représenter le comportement de la ligne à l'aide de programmes de simulation permettant de modéliser les différents éléments (ligne, chaînes d'isolateurs, etc.) afin de déterminer les conditions d'amorçage en retour et l'amplitude des surtensions.

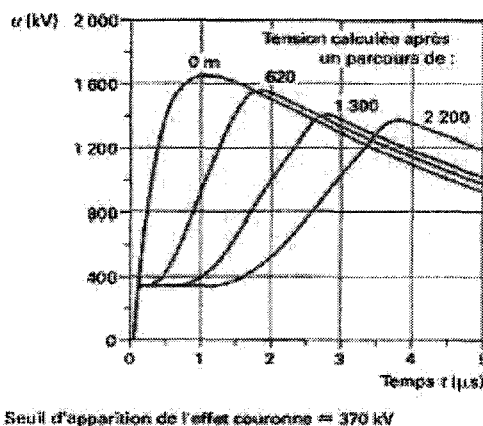


Une approche statistique utilisant la fonction de répartition des amplitudes des courants de foudre permet de calculer le taux d'amorçage en retour d'une ligne. Ces calculs montrent qu'il n'est pas nécessaire d'installer un câble de garde sur les lignes dont la tenue est faible (cas des lignes de distribution), mais que cela est efficace pour les lignes de transport H.T. Il n'y a pratiquement plus de risque d'amorçage en retour sur une ligne T.H.T. de 750 kV. Pour les autres lignes, on montre que, pour limiter le nombre d'amorçages en retour, on peut :

- augmenter la tension d'amorçage des chaînes d'isolateurs ;
- diminuer la valeur de la résistance des prises de terre des supports de ligne ;
- diminuer la valeur de l'impédance des supports en utilisant par exemple des supports moins hauts ;
- installer des parafoudres à oxyde métallique, en parallèle sur chaque chaîne d'isolateurs, ayant un niveau de protection en choc de foudre inférieur à la tension d'amorçage en choc de foudre des chaînes d'isolateurs. Cette dernière mesure, qui ne paraît efficace qu'en équipant tous les supports et toutes les phases, est très difficile à justifier économiquement, mais elle permet aussi d'éviter les amorçages dus aux coups directs et peut se substituer au câble de garde.

### C. Propagation des surtensions de foudre vers les postes

La surtension de foudre, dont la forme dépend des éventuels amorçages au niveau des pylônes, se propage le long de la ligne jusqu'au poste en subissant un amortissement dû à l'effet de peau mais surtout à l'effet couronne. Les surtensions réellement contraignantes pour l'équipement constituant le poste sont dues à des coups de foudre tombant sur la ligne entre le poste et une distance dite distance limite, de quelques kilomètres au maximum. Pour les coups de foudre tombant au-delà de cette distance limite, les surtensions sont le plus souvent suffisamment amorties par l'effet couronne pour ne plus pouvoir provoquer d'amorçage dans le poste (figure 2.7).



**Figure 2.7** – Réduction due à l'effet couronne, de la pente moyenne et de l'amplitude d'une surtension due à la foudre durant sa propagation le long de la ligne [11]

Par ailleurs, pour les postes, on parle d'effet d'autoprotection lorsque plusieurs lignes sont en permanence raccordées au poste car dans ce cas, la pente de l'onde de foudre incidente est divisée par le nombre de lignes raccordées. Par contre, la configuration pour laquelle les surtensions sont les plus importantes est celle d'une ligne qui arrive sur un

appareil de coupure en position ouverte. Ces éléments ne sont que des indications. Il est préférable d'effectuer un calcul précis des contraintes avec les moyens actuels de simulation permettant de représenter la ligne et le poste. Ils permettent de déterminer, à partir des éléments statistiques connus des paramètres de foudre, les fonctions de répartition des surtensions sur les points du poste où un dimensionnement est nécessaire. Cela permet de mieux prendre en compte le caractère aléatoire du phénomène de foudre.

## **2.2. Aspects statistiques des amplitudes de surtensions en réseaux électriques**

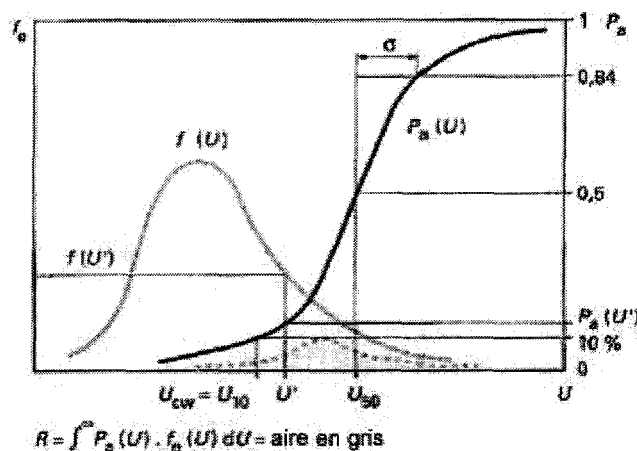
Pour une configuration de réseau donnée, les surtensions dues à la foudre ainsi que les surtensions internes dues aux manœuvres de l'appareillage ont un caractère aléatoire, ce qui conduit à les caractériser de manière statistique.

Pour connaître l'amplitude « maximale » des surtensions, il faut donc procéder à des études de surtensions de manière statistique en essayant de caractériser au préalable les lois de variation des paramètres d'influence. Ces études donnent un innumérable nombre des fonctions de répartition d'amplitude. Cependant les extrémités de ces distributions sont difficiles à évaluer avec précision vers les grandes amplitudes et donc les faibles probabilités. C'est donc pour cela que les tensions et les surtensions qui contraignent l'isolation doivent être déterminées en amplitude, en forme et en durée, au moyen d'une analyse de réseau comprenant la sélection et le choix de l'emplacement des dispositifs de

limitation des surtensions (parafoudres ou éclateurs) et/ou des autres moyens spécifiques de réduction des surtensions [5].

Pour chaque catégorie de surtensions, les analyses doivent aboutir à une surtension « maximale » appelée surtension représentative,  $U_{rp}$ , qui peut être caractérisée de trois façons différentes :

- soit par une valeur maximale présumée,  $U_{rpmax}$  ;
- soit par la loi de probabilité complète des valeurs de crête caractérisée par sa densité de probabilité  $f(U)$  (figure 2.8) généralement assimilable à une densité de probabilité gaussienne vers les valeurs élevées de  $U$  et caractérisée par la surtension statistique  $U_{2\%}$  et par un écart type  $\sigma$  ;
- soit par un ensemble de valeurs de crête.



**Figure 2.8** – Probabilité cumulée d’amorçage  $Pa(u)$  et densité de probabilité d’amplitude  $U$   $f(U)$  des équipements des réseaux électriques

## 2.3. Tenue diélectrique des isolations

Afin de mieux comprendre le concept de tenue diélectrique, le paragraphe suivant présente quelques notions sur le champ électrique, le claquage d'une isolation. Un traitement plus profond de la physique de décharge est présenté dans le chapitre 3.

### 2.3.1. Notions de champ électrique disruptif et de claquage d'une isolation

L'isolation est influencée par le champ électrique puisqu'elle est composée d'atomes, chacun d'eux constitué essentiellement d'un noyau et d'électrons. Pour devenir disruptif, le champ électrique doit au minimum atteindre l'intensité nécessaire pour arracher les électrons aux atomes et entretenir un effet d'avalanche. Mais ce n'est pas une condition suffisante. L'amorçage de la décharge produite par l'avalanche au voisinage d'une électrode doit pouvoir se propager jusqu'à l'autre électrode. C'est un peu comme une avalanche de neige qui s'arrête lorsque la pente n'est plus assez forte. Ici, la pente du flan de montagne correspond au gradient du champ électrique. Si l'avalanche se propage jusqu'à l'autre électrode, il y a apparition d'une étincelle (ou *spark*) entre les électrodes et on dit qu'il y a rupture diélectrique, ou claquage, ou bien encore amorçage de l'isolation. La valeur du champ électrique disruptif n'est pas une valeur constante pour un même matériau. Elle dépend principalement de la forme d'onde de la tension appliquée, c'est-à-dire de la variation du champ électrique dans le temps [12].

La nature du champ électrique a une influence sur la propagation d'une décharge, donc sur la valeur du champ électrique disruptif. Ainsi :

- Dans un *champ électrique uniforme*, la différence entre la valeur du champ électrique correspondant au seuil de l'avalanche et celle du champ électrique disruptif est faible puisque les électrons sont accélérés uniformément tout au long de l'intervalle.
  
- Dans un *champ électrique non uniforme*,
  - lorsqu'une pointe est portée à une tension de *polarité négative* (la cathode), on dit que le *champ* à proximité de celle-ci est *divergent*. Les électrons partent à proximité de la pointe, l'avalanche qui avait débuté près de la pointe peut s'éteindre en s'éloignant. L'écart entre le champ électrique permettant d'initialiser une avalanche et le champ disruptif est donc plus élevé.
  - Lorsqu'une pointe est portée à une tension de polarité positive (l'anode), on dit que le champ à proximité de celle-ci est convergent. Les électrons, partent de l'électrode négative et convergent vers la pointe de polarité positive.

### **2.3.2. Tenue diélectrique**

La tenue diélectrique d'une isolation est sa capacité à résister à une contrainte de tension sans rupture diélectrique du milieu isolant. Cette notion de tenue a un caractère

probabiliste. Une probabilité d'amorçage quasiment nulle correspond au niveau de tenue diélectrique d'une isolation.

Dans le cas des isolations *autorégénératrices* et, plus particulièrement, pour les grands intervalles d'air, le développement de la décharge se fait par bonds successifs. La décharge se développe en une durée de temps finie qui est proportionnelle à la longueur de l'étincelle. Si la contrainte de tension n'a pas non seulement l'amplitude mais aussi la durée suffisante, il est possible que l'intervalle tienne la contrainte, même si la décharge a commencé à se développer.

#### **2.4. Aspect probabiliste de la tenue diélectrique**

Une caractéristique commune de la tenue diélectrique de toutes les isolations, autorégénératrices ou non, soumise à n'importe quelle contrainte de tension est la dispersion, c'est-à-dire que pour une même forme d'onde de tension bien définie, la tenue diélectrique doit être exprimée en termes probabilistes. En effet, si l'on applique à une isolation autorégénératrice une série de contraintes de tension de même amplitude  $V_1$ , puis une série de chocs d'amplitude  $V_2$ , etc., on observe, à partir d'une certaine valeur de  $V$ , une probabilité croissante d'amorçage. La loi de probabilité d'amorçage  $P(U)$  que l'on obtient peut être sensiblement assimilée à une fonction de répartition de Gauss-Laplace dont l'expression est la suivante [11, 14, 15] :

$$P(U) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^x \exp(-y^2 / 2) dy \quad (2.2)$$

$$\text{avec } y = \frac{V - V_{50}}{\sigma}$$

Cette fonction  $P(U)$  est donnée dans tables.  $V_{50}$  représente la valeur moyenne de la tension de tenue ou tension d'amorçage à 50 % [ $\text{Pa}(V_{50}) = 0,5$ ] notée  $V_{50}$ ,  $\sigma$  l'écart type. Ces notations seront employées tout au long de ce mémoire.

A priori, il faut noter que l'utilisation de cette fonction  $P(V)$  n'a cependant pas de signification physique. Une preuve évidente de ce manque de fondement est que, physiquement, aucun amorçage n'est possible au-dessous d'un seuil minimal  $V_0$ . C'est pour cela que la fonction est souvent tronquée à ( $V_0 = V_{50} - 3\sigma$ ) ou à ( $V_0 = V_{50} - 4\sigma$ ), de façon à ce que  $P(V)=0$  si  $V \leq V_0$ . La principale raison qui a amené à utiliser la relation 2.1 est due au fait que celle-ci s'adapte correctement aux résultats expérimentaux autour de la valeur  $V_{50}$ . Il suffit alors, pour définir les propriétés diélectriques de l'isolation, de déterminer deux paramètres : la tension  $V_{50}$ , c'est-à-dire la tension pour laquelle la probabilité de claquage est de 50 %, et l'écart type  $\sigma$ .

L'effort de la rigidité diélectrique est fréquemment donné en termes des niveaux d'isolement de base définis par les standards internationaux, soient le BIL (basic lightning impulse insulation level) et le BSL (basic switching impulse insulation level). Le BIL et le BSL sont des quantités que chaque équipement doit présenter. Si l'isolation a été assujettie



à une série de tests menant à un niveau de tensions spécifique tel que le BIL ou le BSL, l'isolant ne doit pas subir des décharges disruptives au-dessous de celles spécifiées par les standards. Alors, la valeur actuelle de la tension de tenue doit être au moins plus élevée que les valeurs de BIL et BSL spécifiés pour chaque équipement.

Les valeurs de BIL et de BSL sont utilisées de deux manières. Pour l'isolation autorégénératrice, le BIL (ou BSL) statistique est la valeur crête de l'impulsion standard pour laquelle l'isolation présente le 90% de probabilité de tenue (ou 10% de probabilité d'amorçage). D'autre part, le BIL (ou BSL) conventionnel utilisé pour les isolations non-régénératrices, est une valeur pour laquelle l'isolation ne devra pas présenter des décharges disruptives quand ils sont assujettis à un nombre spécifique de chocs impulsionnels [14].

## **2.5. Tenue des isolations dans l'air et lignes de fuite des isolations externes**

Les caractéristiques des isolations autorégénératrices constituées par des intervalles d'air sont présentées ci-après avec l'influence que peut avoir sur ces caractéristiques la présence des isolateurs en porcelaine ou les isolateurs synthétiques non autorégénérateurs.

Cependant, toutes les isolations externes, d'enveloppes isolantes en porcelaine ou en matériaux synthétiques possédant des pièces métalliques, ou tout type de corps étranger à l'isolation (par exemple, la pollution et la glace), peuvent présenter des comportements non conformes aux règles générales du fait d'une répartition différente des champs électriques.

### 2.5.1. Tenue diélectrique aux surtensions à front lent : essai au choc de manœuvre

#### a) Tenue des isolations dans l'air entre phase et terre

La figure 2.9 montre les variations de la tenue à 50 % ( $V_{50}$ ) d'un intervalle d'air pointe-plan (indice rp) soumis à des chocs de manœuvre positifs en fonction de la durée à la crête  $T_{cr}$  du choc manœuvre. On peut ainsi remarquer :

- l'existence d'un minimum de tenue pour un temps à la crête appelé temps crête critique ( $T_{cr-crit}$ ) ; la position de ce minimum croît, avec la longueur de l'intervalle ( $d$ ), vers des durées de front de plus en plus élevées ;
- la variation non-linéaire des tensions d'amorçage avec la distance (courbe en pointillé de la figure 2.9).

La courbe  $V_{50rp+} = f(d)$  que l'on obtient à partir de tous les minimums de tenue d'un intervalle pointe-plan en polarité positive (+) peut s'exprimer analytiquement par la formule suivante, obtenue empiriquement et valide pour des distances comprises 0,5 et 25 m [techniques de l'ingénieur] :

$$V_{50rp+} = 1080 \times \text{Ln}(0,46d + 1) \quad (2.3)$$

pour  $T_{cr} = T_{cr.crit}$

avec  $V$  en kV, et  $d$  en m.

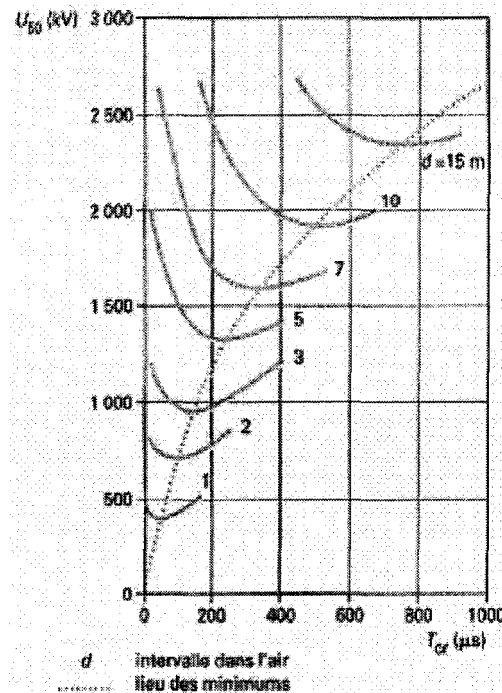
Pour les chocs de manœuvre normalisés (250/2 500 $\mu$ s) en polarité positive sous conditions propres, la formule suivante fournit une approximation de la tension d'amorçage à 50 % pour les intervalles d'air pointe-plan (compris entre 1 et 10 m) :

$$V_{50rp+} = 500d^{0,6} \quad (2.4)$$

pour  $T_{cr} = 250 \mu$ s, avec  $V$  en kV et  $d$  en ms.

De plus, la tenue diélectrique en choc de manœuvre en conditions propres d'un intervalle d'air pointe - plan est :

- plus faible en polarité positive qu'en polarité négative ;
- caractérisée, en polarité positive, par un écart type  $\sigma$  d'environ 5 % et en polarité négative par un écart type de l'ordre de 8 % [11]. Cependant, comme la valeur  $V_{50}$  est nettement plus élevée en polarité négative qu'en polarité positive, la tension de tenue en polarité négative est elle-même plus élevée et l'on n'a donc généralement pas à s'en préoccuper pour la coordination de l'isolement.



**Figure 2.9** – Non-linearité de la tenue diélectrique d’un intervalle d’air pointe-plan, en fonction du temps  $T_{cr}$  à la crête de la tension de manœuvre appliquée (+) pour différentes distances  $d$  de l’intervalle d’air [11]

b) Tenue diélectrique des isolations dans l’air entre phases

Lorsque chaque phase est soumise à une contrainte par rapport à la masse, il en résulte une contrainte différentielle de phase à phase. L’essai au laboratoire qui permet de tester la tenue entre phases est généralement réalisé avec deux générateurs de choc, l’un délivrant un choc de manœuvre négatif  $U_1$  appliqué à une phase, l’autre un choc de manœuvre positif  $U_2$  appliqué à l’autre phase. L’amplitude relative des deux chocs est caractérisée par le coefficient  $\alpha$  défini par :

$$\alpha = |U_1| / (|U_1| + |U_2|) \quad (2.5)$$

La tenue diélectrique dépend non seulement de l'amplitude de la surtension entre phases ( $|U_1| + |U_2|$ ) mais aussi de la valeur de  $\alpha$ .

c) Influence des isolateurs, de la pluie et de la pollution

Même propres et secs, les supports isolants des jeux de barres, les traversées de transformateurs et les chaînes d'isolateurs entraînent une légère baisse de la tenue diélectrique des intervalles d'air dans lesquels ils sont insérés. De la même façon, la pluie entraîne des réductions notables de la tenue diélectrique des intervalles d'air dans lesquels se trouvent les chaînes d'isolateurs ou les supports de barres mêmes s'ils sont propres. Par contre, en l'absence de pluie, l'effet de la pollution sur la tenue diélectrique en choc de manœuvre est très faible et peut être négligée pour la coordination de l'isolement [5].

**2.5.2. Tenue diélectrique aux surtensions à front rapide : essais en choc de foudre**

a) Tenue diélectrique des isolations phase-terre dans l'air

En choc de foudre, la tenue des intervalles dans l'air est caractérisée par une plus grande linéarité que pour les autres types de contraintes examinées précédemment. Ici encore, la tenue en polarité positive est plus faible qu'en polarité négative. Pour les chocs de foudre normalisés appliqués à des intervalles pointe-plan de 1 à 10 m de longueur, les résultats expérimentaux en polarité positive peuvent être approchés par la relation suivante [11] :

$$V_{50rp+} = 530d \quad (2.6)$$

avec  $V$  en kV et  $d$  en m.

En général, les facteurs d'intervalle utilisés pour les chocs de manœuvre ne sont pas directement applicables à la tenue en choc de foudre. Cependant, les résultats expérimentaux ont montré qu'en polarité positive, le rapport du gradient d'amorçage d'un intervalle d'air quelconque sur le gradient d'amorçage pour l'intervalle pointe-plan croît linéairement avec le facteur d'intervalle (pour les chocs de manœuvre). La relation entre le facteur d'intervalle pour le choc de foudre normalisé en polarité positive  $K_{ff}$  en fonction du facteur d'intervalle  $K$  pour le choc de manœuvre est donnée par [11]:

$$K_{ff} = 0,74 + 0,26 K \quad (2.7)$$

Comme il a été mentionné précédemment, la tenue en polarité négative est plus élevée. Cependant, comme les courants de foudre qui frappent les lignes aériennes génèrent dans 90% des cas des surtensions de polarité négative, il est nécessaire d'estimer la tenue diélectrique des chaînes d'isolateurs des lignes aériennes en polarité négative pour déterminer l'amplitude de la majorité des surtensions dues à la foudre arrivant dans les postes. Pour ce faire, la formule suivante peut être utilisée [11] :

$$V_{50rp-} = 700d \quad (2.7)$$

avec  $V$  en kV et  $d$  en m.

Le phénomène de dispersion existe également pour les chocs de foudre et il est généralement caractérisé par un écart type  $\sigma$  de l'ordre de 3 % de  $V_{50}$  en polarité positive et de 5 % de  $V_{50}$  en polarité négative [11].

## b) Influence des isolateurs, de la pluie et de la pollution

Pour des configurations telles que conducteur-poutre ou conducteur-console, l'influence des isolateurs sur la tenue est négligeable, si bien que la tenue de ces configurations est voisine de celle des intervalles d'air correspondants. Pour d'autres configurations inhabituelles et, en particulier, dans le cas de grands intervalles, des essais sont recommandés pour obtenir des résultats précis.

En présence d'isolateurs, l'écart type augmente, atteignant un maximum de 5 à 9% dans les cas qui présentent la plus grande diminution de la  $V_{50}$ . Dans les autres cas, une valeur voisine de celle des intervalles d'air est utilisable. L'influence de la pluie et de la pollution sur la tension d'amorçage en choc de foudre est généralement secondaire, à la fois pour les intervalles d'air et pour les chaînes d'isolateurs [11].

## **2.6. Effet de la glace sur la performance des isolateurs**

### **2.6.1. Dépôt de glace sur les isolateurs**

L'étude de la tenue diélectrique des isolateurs des lignes et des postes recouverts de glace, a été l'objet de nombreux travaux scientifiques [1-4, 16-18, 14-20]. Les observations relatives à l'accumulation et à l'évolution des dépôts de glace en milieux naturels démontrent que ces phénomènes se déroulent en général selon les mêmes règles, en dépit des différentes formes et géométries du dépôt de glace. Il a été constaté que les processus de formation et d'évolution du dépôt de glace respectent toujours les mêmes phases [16] :

- Phase d'accumulation : une croissance rapide du dépôt de glace,
- Phase d'endurance : une croissance ou décroissance lente du dépôt de glace à cause des fluctuations de la température ambiante,
- Phase de délestage : décroissance rapide du dépôt de glace à cause de la fonte ou la chute des parties de la glace,

Cet enchaînement peut parfois varier en durée, en ordre de succession et en nombre de répétitions de phase.

Les dépôts de glace qui s'accumulent sur les isolateurs sont formés à partir de gouttes d'eau surfondues, c'est-à-dire à l'état liquide sous le point de congélation [16].

Dans les cas où les gouttelettes d'eau surfondues ont un petit diamètre ( $< 15\mu\text{m}$ ), elles gèlent instantanément au contact avec la surface de l'isolateur, on dit alors que la glace se forme en *régime sec*. Dans le cas contraire, pour les gouttelettes d'eau de plus gros diamètre ( $>80\ \mu\text{m}$ ) on dit que la glace se forme en *régime humide*, puisque seulement une partie de la gouttelette gèle et l'autre partie s'écoule à la surface pour ensuite se solidifier.

Le type de glace est fortement influencé par les conditions atmosphériques accompagnant au processus d'accumulation telles que la température, la vitesse du vent, la teneur en eau et voluminosité de gouttes. Le tableau 2.2, présente les conditions atmosphériques associées aux différents types de glace qui se forme sous conditions naturelles [16-18].



**Tableau 2.2** - Conditions atmosphériques associées à la formation de glace sur les sites naturelles

<b>Type de glace</b>	<b>Densité (g/cm<sup>3</sup>)</b>	<b>Caractéristique de la glace</b>	<b>Température ambiante (°C)</b>	<b>Vitesse du vent (m/s)</b>
verglas	0,8 à 0,9	transparent, très dur, adhésif	0 à -3	1 à 20
givre lourd	0,6 à 0,9	semi-transparent, dur, adhésif	-3 à -15	5 à 20
givre léger	≤ 0,6	opaque, mou, peu adhésif	-5 à -25	5 à 20

## **CHAPITRE III**

# **LES MECANISMES DES DECHARGES ELECTRIQUES**

## **CHAPITRE III**

# **LES MECANISMES DES DECHARGES ELECTRIQUES**

En général, la physique de la décharge électrique dans les gaz est le sujet de nombreux travaux consacrés depuis environ un siècle. Ces travaux ont permis d'expliquer les mécanismes fondamentaux des décharges électriques et cela aussi à niveau microscopique que macroscopique.

Les divers aspects scientifiques relatifs à notre sujet de recherche justifient de consacrer un chapitre à l'étude physique des décharges dans les intervalles d'air. Cet exposé commencera par un bref rappel des notions fondamentales qui conditionnent le processus de décharge électrique dans l'air, afin d'expliquer le développement de grands arcs, même dans des intervalles de plusieurs mètres. Aussi, la décharge négative sera l'objet d'une brève description en raison que les mécanismes liés à ce phénomène restent encore mal compris.

### **3.1. Ionisation, recombinaison et attachement électronique**

L'existence d'une décharge électrique résulte du passage d'un courant dans le diélectrique gazeux et donc de la possibilité de créer des particules chargées, essentiellement des électrons, à partir des atomes ou molécules neutres du gaz [12]. Les

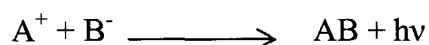
principaux mécanismes régissant la génération des porteurs de charge dans les gaz sont : les mécanismes d'ionisation, tendant à augmenter leur densité et les mécanismes de recombinaison et d'attachement, tendant à les réduire.

Le phénomène d'ionisation est un processus tout à fait aléatoire mais il peut être formellement lié au « *libre parcours moyen* » pour l'ionisation. Le processus est largement décrit dans la littérature scientifique [19-21] et on peut noter que la nature du gaz et sa densité sont les paramètres les plus influents. Un électron peut ioniser une particule neutre par collision à condition qu'il ait une énergie supérieure à celle d'ionisation de la particule. Cependant à température élevée, surtout avec une forte pression, le gaz environnant peut s'ioniser lui-même et fournir ainsi d'autres électrons libres. Un photon suffisamment énergétique, généralement libéré par un atome métastable retrouvant son état d'équilibre, peut également contribuer à l'ionisation des particules neutres selon le principe suivant :

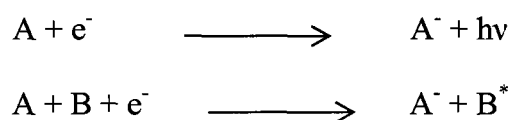


D'autre part, l'ionisation peut être également produite par les ions positifs, mais ce processus exige que la particule incidente ait un haut niveau énergétique, de l'ordre de 100 ou 200 eV [12]. Le phénomène n'intéresse que certains types de décharges à basse pression dans lesquelles les ions accélérés par le champ électrique peuvent acquérir une énergie importante entre deux collisions. Dans tous les cas, lors de la collision, l'excédent d'énergie de l'électron, de la particule, du photon ou de l'ion est fourni à l'électron nouvellement créé sous forme d'énergie cinétique.

La recombinaison a été beaucoup moins étudiée que son processus inverse, l'ionisation. Cependant elle reste d'une importance fondamentale pour la bonne compréhension des mécanismes de développement de la décharge et tout particulièrement pour ceux de sa phase d'extinction [12]. La recombinaison est la neutralisation d'un ion positif par la capture d'un électron ou d'ion négatif suivant le schéma ci-dessous.



Le taux des recombinaisons ion – ion est généralement beaucoup plus élevé que celui des recombinaisons électron – ion, ce qui est dû à la faible mobilité des ions positifs [19]. Les phénomènes de recombinaison sont en général négligés dans les calculs des paramètres des décharges électriques. Cependant, sous certaines conditions fixées par les caractéristiques du gaz et la pression, ils ne peuvent plus l'être. Il en est de même de l'attachement électronique qui est le phénomène se produisant quand un électron rentre en collision avec un atome ou une molécule de gaz neutre pour former un ion négatif stable. L'état de stabilité n'est pas toujours atteint car l'ion négatif formé peut rentrer dans un état intermédiaire avant de se dissocier. Par exemple  $O^-$ ,  $O_2^-$ ,  $NO_2^-$ ,  $NO_3^-$ ,  $OH^-$ ,  $H^-$  et les ions halogènes négatifs sont formés de façon stable mais non  $N^-$ ,  $N_2^-$  ou encore les ions négatifs des gaz rares [21, 22]. L'attachement électronique est d'autant plus important que la molécule présente une plus grande affinité électronique. Le processus d'attachement des électrons est le suivant :



L'excédent d'énergie fourni par l'électron incident (c'est-à-dire la différence entre son énergie cinétique et l'affinité électronique de la molécule) peut se retrouver sous forme d'émission radiative dans le cas d'une collision entre deux corps ou sous forme de source d'énergie cinétique pour une troisième particule dans le cas d'une collision à trois corps.

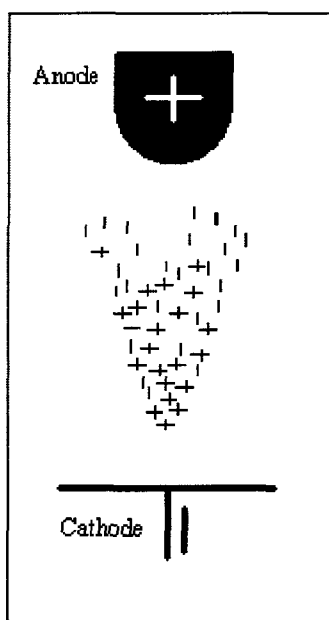
Dans le contexte des mécanismes d'initiation de la décharge, la recombinaison et l'attachement électronique peuvent jouer un rôle très important. Ils peuvent d'une part retarder l'initiation de la décharge car favorisant la formation d'états intermédiaires et d'autre part l'inhiber tout simplement. Il est certain que sous n'importe quelles conditions, une multiplication électronique ne peut s'initier que dans une région où les phénomènes d'ionisation sont plus importants que ceux de recombinaison et d'attachement. Dans l'air, cette condition est fournie par un champ réduit égal à :  $E/p = 34 \text{ V.cm}^{-1}.\text{torr}^{-1}$ , soit  $26 \text{ kVcm}^{-1}$  à la pression atmosphérique [23, 24].

## **3.2. Avalanche électronique - Streamer**

### **3.2.1. La décharge de Townsend**

Bien que le mécanisme d'avalanche soit une décharge non autonome qui ne draine pas assez de courant, il est intéressant, de l'étudier car il constitue toujours le mécanisme précurseur de la perte de rigidité diélectrique d'un gaz.

L'avalanche électronique est initiée lorsque le champ électrique appliqué est tel qu'un ou plusieurs électrons puissent acquérir une énergie suffisante pour ioniser les molécules rencontrées au cours de leur trajets vers l'anode. Lors de chaque collision ionisante, cet électron germe va libérer un nouvel électron qui pris dans le champ électrique sera à son tour susceptible d'ioniser les molécules de gaz.



**Figure 3.1** - Avalanche électronique dans un processus de décharge positive

Suivant le même processus de multiplication électronique, un électron peut donner naissance à une avalanche contenant  $N_e$  électrons. Dans le cas général, le champ électrique varie le long de la ligne de champ suivie par l'avalanche,  $N_e$  s'exprime alors [19] :

$$N_e = \exp \int_0^l (\alpha - \eta) dl \quad (3.1)$$

Le coefficient  $\alpha$ , appelé premier coefficient de Townsend, est défini comme étant le nombre moyen de paires d'ion – électron créées par un électron primaire sur une distance

de parcours d'un centimètre, dans la direction du champ. Le coefficient  $\eta$  représente le facteur d'attachement du gaz de remplissage.

Afin de mieux décrire la multiplication électronique dans les zones à faible champ, où l'attachement électronique ne peut plus être négligé, on est souvent amené à utiliser le coefficient net d'ionisation  $\alpha'$ , ( $\alpha' = \alpha - \eta$ ) pour déterminer le nombre d'électrons contenus dans les avalanches créées par  $N_e$  électrons primaires [12].

$$N_e(r) = N_{e0} \exp \int_{r_0}^r \alpha \cdot dr \quad (3.2)$$

En exprimant le coefficient  $\alpha$  comme une fonction de la distribution du libre parcours moyen des électrons (donc à la distribution d'énergie des électrons) et de la section efficace d'ionisation des atomes, Townsend a déduit l'expression approchée suivante [19, 21]:

$$\alpha = A \cdot p \cdot \exp\left(-\frac{B \cdot p}{E}\right) \quad (3.3)$$

Où  $p$  représente la pression du gaz de remplissage et  $E$  le champ électrique appliqué. Les coefficients  $A$  et  $B$  sont liés aux propriétés du gaz de remplissage. Pour l'air par exemple,  $A$  est évalué à 14,6 dans la gamme  $150 < E/p < 600 \text{ V.cm}^{-1}.\text{torr}^{-1}$  et  $B$  à  $635 \text{ V.cm}^{-1}.\text{torr}^{-1}$  [24].



Dans le cas d'une décharge en polarité positive, les électrons dérivent vers l'anode et vont créer une région de très forte ionisation autour de l'électrode haute tension (région d'ionisation). Les ions positifs moins mobiles sont laissés derrière et se déplacent lentement vers la cathode dans la zone de dérive. La vitesse de dérive des ions positifs est de l'ordre de 100 fois inférieure à celle des électrons [12, 21, 22]. Pour que la décharge passe à une décharge autonome (régime de Townsend), il faut qu'une succession d'avalanches puisse se produire en l'absence de tout agent ionisant. On observe alors un phénomène peu ou pas lumineux (décharge sombre de Townsend). Townsend est le premier à suggérer qu'en champ uniforme, l'entretien de cette ionisation était principalement provoqué par la création d'électrons secondaires arrachés à la cathode.

Le passage à la décharge de Townsend signifierait que chacun des électrons primaires est remplacé par au moins un électron secondaire. Ces électrons secondaires peuvent être émis soit par la cathode par effet du bombardement direct des ions positifs soit par les molécules du gaz de remplissage s'ionisant sous l'effet du choc des photons, des électrons, ou des ions positifs contenus dans les avalanches primaires [12,19,21]. Ils peuvent aussi provenir d'autres sources telles la photo-ionisation dans le gaz, induite par les photons émis lors de la désexcitation de certains atomes ou encore la production d'électrons par action des atomes métastables. Quand le nombre d'électrons dans une avalanche singulière atteint  $10^6$  à  $10^8$ , une zone intermédiaire où le champ électrique local est fortement accentué tend à se former entre les électrons à la tête de l'avalanche et les ions positifs traînant derrière

[24]. Dans cette région, les charges positives et négatives s'accumulent en nombre égal et un plasma filamentaire appelé streamer tend à se former.

### 3.2.2. La théorie de streamers

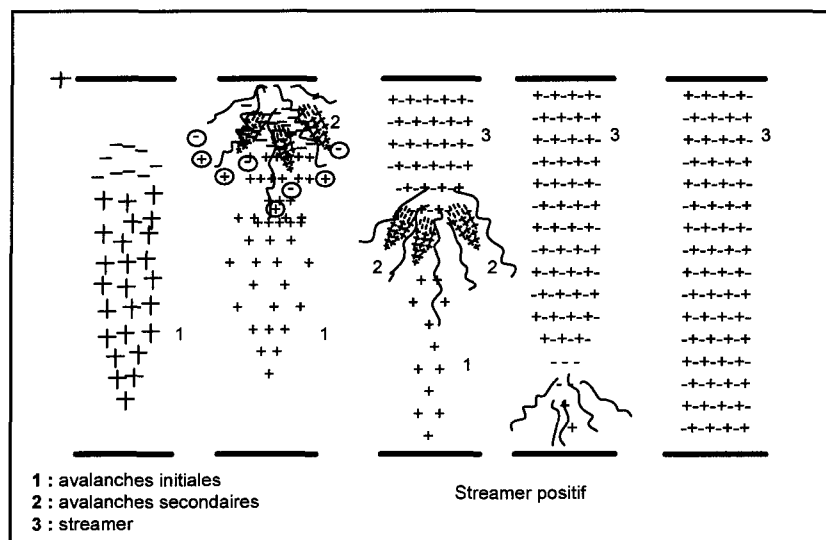
Les principes de base de la nouvelle théorie des streamers ont été développés par Loeb, Doux et Raether (1953). La théorie est basée sur le concept de la croissance d'un canal ionisé mince (le streamer) entre les électrodes. Le streamer suit la trace positivement chargée causée par l'avalanche primaire intensive.

Les streamers sont des canaux partiellement ionisés dans lesquels coexistent des charges positives et négatives. La formation d'un streamer s'explique par les phénomènes de photo-ionisation se produisant à l'intérieur des avalanches primaires. Les électrons de « grande énergie » s'activant à la tête des avalanches causent l'excitation des atomes du gaz environnant en les portant à des niveaux d'énergie élevés. Ces atomes, en retrouvant leur état stationnaire, libèrent des photons. Si ces photons ont une énergie inférieure à l'énergie d'ionisation des atomes du gaz environnant, ils peuvent être absorbés par ces atomes avant d'être émis de nouveau [23].

Si leur énergie est supérieure à l'énergie d'ionisation des atomes du gaz, de nouveaux électrons peuvent être libérés. Dans l'air, ceci est particulièrement causé par les molécules d'azote  $N_2$  qui peuvent émettre des photons avec une énergie supérieure à 13 eV,

susceptibles d'ioniser les molécules d'oxygène dont le potentiel d'ionisation n'est que de 12,2 eV [12]. Si les électrons ainsi produits sont situés au voisinage de l'avalanche primaire, ils vont créer de nouvelles avalanches dites secondaires.

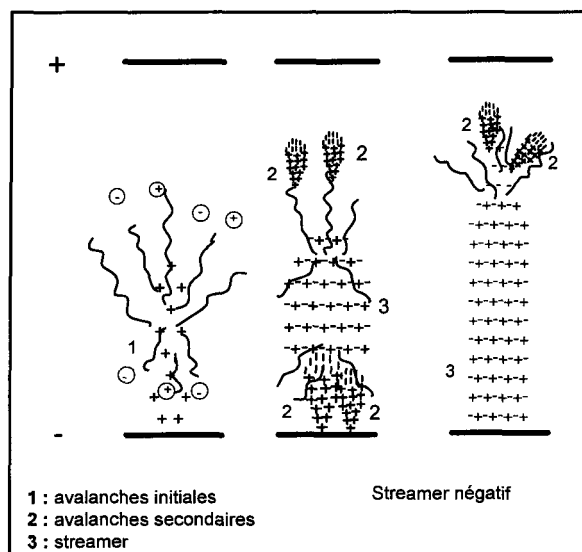
Les streamers positifs ont été amplement étudiés dans les travaux scientifiques [12, 22, 24]. Ce qui n'a pas été le cas des streamers négatifs. Cependant, des différences notables ont été clairement établies dans leur développement. Dans le cas du streamer positif, l'avalanche primaire initiée par un électron germe amène la présence d'une charge d'espace positive près de la cathode et une injection d'électrons devant l'électrode positive. La croissance du nombre de paires d'électron-ion est exponentielle le long du parcours de l'avalanche et le profil de densité des ions positifs croît très rapidement vers la tête de l'avalanche (figure 3.2).



**Figure 3.2** - Représentation schématique du processus de développement d'un streamer positif

Une charge d'espace positive de très forte densité se crée ainsi dans le canal inter-électrodes. Elle entraîne une distorsion du champ électrique qui se traduit par une augmentation du champ entre elle et la cathode et un abaissement de celui-ci dans le sens de l'anode. Des électrons positionnés dans ce renforcement de champ vont pouvoir à leur tour créer des avalanches dites secondaires.

Dans le cas du streamer négatif, les ions positifs créés par les avalanches secondaires viennent extraire des électrons de la cathode qui neutralisent les ions positifs et donnent au streamer un excédent de charges négatives. À la différence du streamer positif où les avalanches se développent vers la tête du streamer, c'est-à-dire dans le sens où le champ de charge d'espace croît, les avalanches secondaires dans le streamer négatif se propagent vers l'anode, dans le sens où l'effet de la charge d'espace décroît rapidement [12] (figure 3.3).



**Figure 3.3** - Représentation schématique du processus de développement d'un streamer négatif

La propagation des streamers est très rapide du fait que l'ionisation se réalise essentiellement par des photons. Ceci donne aux streamers leur caractère lumineux qui fait qu'ils apparaissent sur une photographie statique comme d'étroits filaments d'éclairs. L'aspect filamentaire résulte de l'intégration de cette lumière au cours du temps. Du fait de la nature aléatoire des mécanismes de photo-ionisation, les photoélectrons sont produits non seulement en tête du streamer dans la direction du champ maximal, mais aussi dans une direction radiale par rapport à son avancement. Le streamer peut alors présenter une tortuosité ou même donner naissance à plusieurs branches secondaires si des photoélectrons produits simultanément dans des directions opposées créent des avalanches de taille comparable. La propagation d'un streamer étant la succession d'avalanches de taille critique, elle ne peut se maintenir sans les deux principes suivants:

- notion d'avalanche de taille critique ;
- création d'électrons secondaires en avant de la tête du streamer.

En présence d'un champ uniforme, la propagation des streamers conduit forcément au contournement car le streamer rencontre au cours de son développement des conditions de champ électrique toujours plus favorables. Par contre, en champ non-uniforme, la propagation des streamers dépend de la distorsion du champ électrique et elle peut être stoppée après une certaine distance si le champ résultant n'est pas suffisamment fort pour maintenir un processus d'ionisation suffisamment intense. Le champ électrique dans le canal de streamers dépend de la polarité de la tension appliquée. Il atteint  $5 \times 10^5 \text{ V.m}^{-1}$  en polarité positive et est de l'ordre de  $10^6$  à  $1,5 \times 10^6 \text{ V.m}^{-1}$  en polarité négative [24].

La propagation des streamers est une étape fondamentale dans le processus de décharge électrique. Son mécanisme est lié au nombre d'électrons et d'ions positifs créés par les avalanches, donc à la densité de la charge d'espace et à l'efficacité des photo-ionisations. Le développement soutenu des streamers conduit à un phénomène connu sous le nom de couronne de streamers, expression qui a été utilisée pour décrire la classe générale des phénomènes lumineux produits par le regroupement des streamers autour de l'électrode de même polarité sous forme de couronnes.

### **3.3. La décharge Couronne**

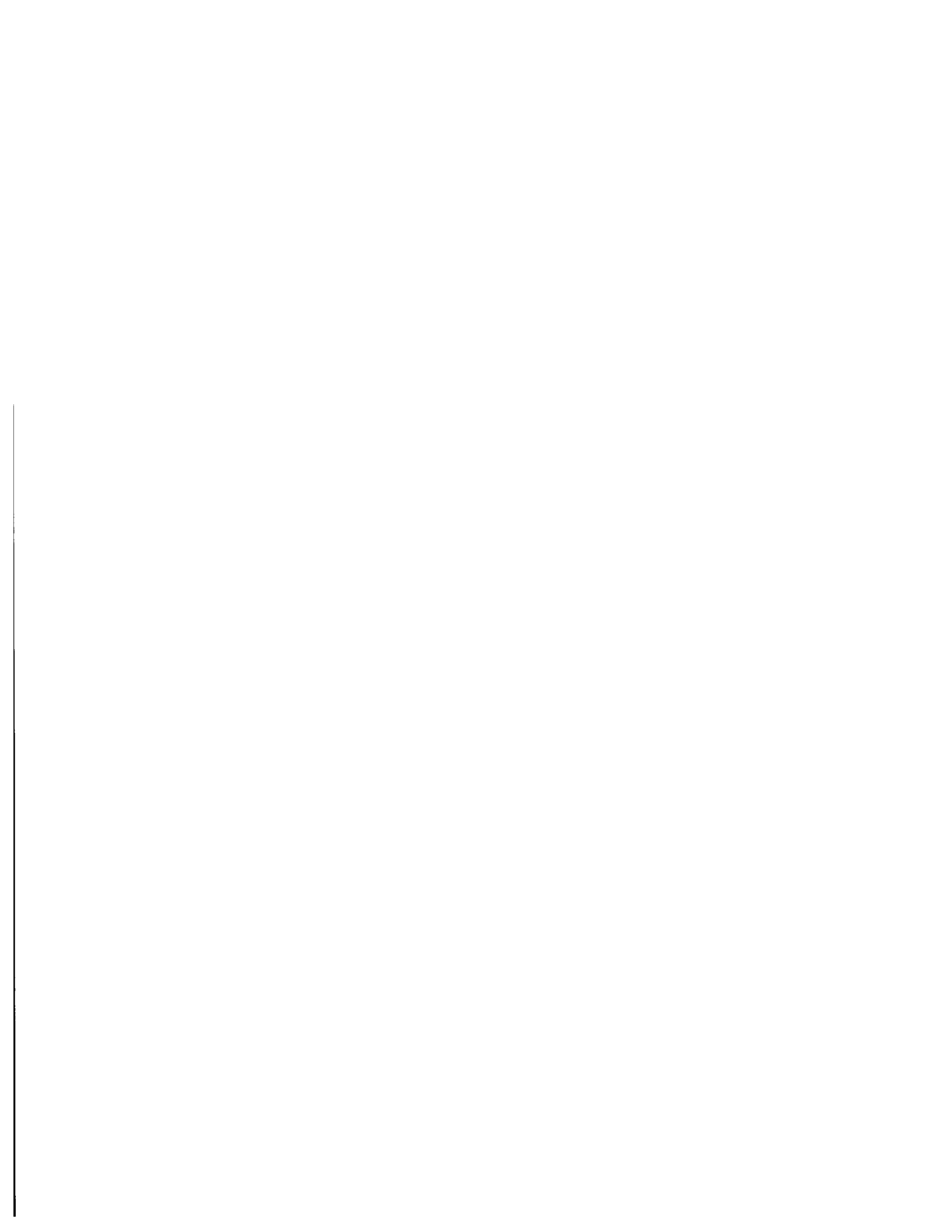
Dans un champ uniforme, une ionisation appréciable conduit généralement au contournement. Dans un champ non uniforme, il peut se produire plusieurs processus d'ionisation partiels, sans possibilité de contournement entre électrodes. Ce phénomène est connu comme « effet couronne ».

Le terme effet couronne englobe l'ensemble des phénomènes se produisant dans un gaz au voisinage d'un conducteur de faible rayon de courbure, porté à une tension élevée, suffisante pour que le champ électrique soit supérieur au champ électrique disruptif de ce gaz [21, 25]. L'initiation des couronnes est associée au passage du courant de quelques picoampères à quelques dizaines de microampères, dans la phase de prédécharge [19,21]. Elle est bien connue comme étant un phénomène tout à fait aléatoire [23,24]. La première

couronne survient du fait de la très forte activité de photo-ionisation se produisant à la tête des avalanches ou streamers primaires regroupés autour de l'électrode haute tension. Ce phénomène est très bref et apparaît en une durée de quelques centaines de nanosecondes [12]. Il est suivi d'une période sombre de durée variable dépendamment des caractéristiques de l'électrode haute tension et de la forme d'onde appliquée. Cette période sombre est caractérisée par l'absence de toute activité lumineuse. Ceci est dû au fait que les électrons générés par les avalanches secondaires neutralisent les ions positifs issus des avalanches primaires. Le champ de charge d'espace diminue alors en dessous du champ disruptif du gaz avant de se remettre à augmenter progressivement avec la tension appliquée. Le temps qui sera nécessaire pour que d'autres streamers se forment est appelé période sombre. Il est supposé que dans le cas d'une décharge positive, un champ électrique de  $5 \text{ kV.cm}^{-1}$  est suffisant pour maintenir la propagation de ces streamers [24]. Si les limites de champ sont respectées, la période sombre sera suivie d'un régime auto-stabilisé qui verra une forte densité de streamers autour de l'électrode haute tension et ainsi un canal de streamers se propager en direction de l'électrode opposée.

### **3.3.1. Couronne positive**

Dans les investigations scientifiques, les couronnes en polarité positive ont été beaucoup plus étudiées que celles en polarité négative. Pour les couronnes positives, trois différentes caractéristiques peuvent être retenues durant leur propagation [22]. Juste après l'apparition de la première couronne, la région voisine de l'électrode haute tension est recouverte d'un spot lumineux apparaissant sous une forme incandescente. Ce spot devient







particulièrement épais à des pressions élevées surtout juste après le régime auto-stabilisé. Au-delà de la période d'initiation, les streamers primaires apparaissent et le spot commence à s'étendre à travers l'intervalle d'air. A des tensions très élevées, proches de la tension de claquage, surtout dans les intervalles avec un faible ratio rayon de courbure sur distance inter-électrodes ( $r/d$ ), un faisceau étroit de forte luminosité, composé souvent de plusieurs streamers filamenteux superposés, s'étend sur l'axe des électrodes. Ce fort branchage n'apparaît pas toujours avant le contournement.

Dans le cas des couronnes positives, la cathode est plutôt isolée de la région d'ionisation par une région de très faible champ, qui souvent absorbe les photons et capte les électrons secondaires de la cathode par attachement. D'autre part les processus de photo-ionisation du gaz environnant dans la région de dérive dominant largement. Et finalement la région d'ionisation est dominée par les charges d'espace négatives.

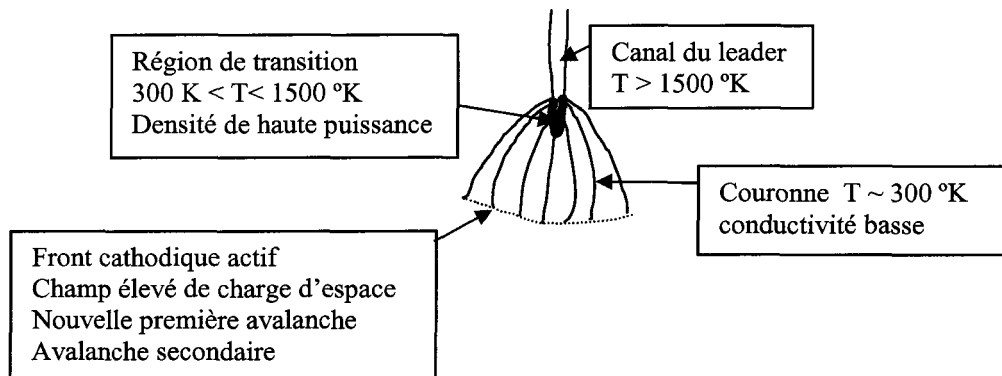
### **3.3.2. Couronne négative**

Pour les couronnes négatives, la cathode est située à la bordure de la région d'ionisation, ce qui fait que les mécanismes d'émission secondaires cathodiques sont très rapides et fortement efficaces, même en présence d'un gaz électronégatif [21]. Ainsi, les couronnes négatives deviennent auto-maintenues par le simple mécanisme d'émission secondaire de la cathode décrit par Townsend, et les charges d'espace positives dominant la région d'ionisation.

## 3.4. Le leader

### 3.4.1. Mécanisme de formation

L'initiation du leader commence de la dissipation de l'énergie dans les filaments de streamer [21]. À la racine de la première couronne, connue comme « stem », le courant qui s'écoule par les filaments de streamer stimule le réchauffement du gaz par effet Joule. La transition streamer-leader est associée au chauffage du « stem » au-dessus d'une température critique, qui correspond au détachement thermique d'ions négatifs (1500-2000°K) et à une grande augmentation de densité électronique [24]. Ces électrons libres qui s'écoulent par le canal du streamer, perdent de leur énergie par des collisions élastiques et inélastiques avec les espèces neutres différentes. Cette énergie est transférée aux molécules sous différentes formes d'énergie interne: translation, rotation, vibration et excitation électronique. Avec  $E/n$  dans la gamme  $10^{-16}$ - $10^{-15}$  V.cm<sup>2</sup> (correspondant au champ moyen dans un filament de streamer), environ 95% de l'énergie des collisions inélastiques est transformé en excitation vibrationnelle. La partie restante se détend sous la forme de translation presque immédiatement par rapport au temps caractéristique impliqué dans l'initiation du leader [26]. Le période de transition streamer-leader est atteint quand la température de translation devient égale à la température critique (1500 °K). Les différentes parties constituant la tête d'un leader sont présentées à la figure 3.4.



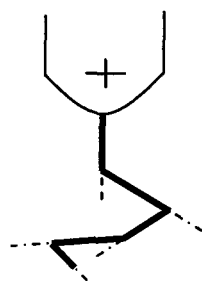
**Figure 3.4** – Géométrie de la tête du leader

### 3.4.2. Propagation du leader

L'abaissement de la conductivité de ce canal ionisé se traduit par une augmentation du champ à son extrémité. Ce renforcement de champ est tel que le canal agira comme une électrode à l'extrémité de laquelle une nouvelle couronne de streamer va se développer. Du fait de la distorsion des lignes de champ par la charge d'espace positive abandonnée par la couronne précédente, cette nouvelle couronne va suivre un axe différent [24].

Le nouveau flux d'électrons engendré par cette nouvelle couronne va provoquer une augmentation de la température dans le gaz et le canal de leader existant s'allongera en permettant à la conductivité du canal de demeurer suffisamment haute pour soutenir un champ électrique élevé. La répétition de cette séquence élémentaire amène le leader à se propager par « bonds » [12].

Comme les bords possèdent une direction de propagation aléatoire autour de la ligne de champ initiale, le canal de leader est caractérisé par une tortuosité plus ou moins marquée. Cette tortuosité, qui est due au fait que les couronnes successives se développent dans les directions où les conditions de champs sont optimales. Une trajectoire typique de propagation de leader est montrée dans la figure 3.5.



**Figure 3.5** – Développement du leader [23]

### 3.4.3. Arrêt du leader

Le leader s'arrêtera dans un temps lorsque le champ à son extrémité devient trop faible pour permettre l'initiation d'une nouvelle couronne ou une nouvelle transitions streamer-leader. Le champ à l'extrémité du leader dépend principalement de la conductivité du canal de leader, de la tension appliquée et de la quantité de charge injectée par les couronnes successives (effet d'écran). Dans un second temps lorsqu'un streamer de couronne atteint la cathode, un chemin de claquage est établi à travers l'intervalle. Ce qui met fin à la phase de développement libre du leader et donne naissance à la phase de propagation forcée, appelée saut final.

### 3.5. Le claquage d'un intervalle d'air en champ divergent

Le claquage présente deux modes qui se différencient par leur séquence pré-disruptive. Cette séquence est déterminée principalement par trois types de paramètres [25].

- Les paramètres climatiques : essentiellement la pression  $p$ , la température  $T$  et l'humidité absolue  $h$ . Ils régissent la durée et les propriétés des phénomènes disruptives.
- Les paramètres électriques : qui définissent les variations temporelles du champ électrique pour les intervalles où une seule électrode est contrainte. Ces paramètres sont la forme et la polarité de l'onde de la tension appliquée  $U(t)$ .

Les deux modes de claquage qui seront traités ci-après sont :

- Claquage par mode streamer
- Claquage par mode leader

Avant de débiter avec la description des deux modes de claquage, il convient de préciser que pour les intervalles d'air atmosphérique, le claquage par mode leader est rencontré suivant  $U(t)$  pour des intervalles supérieurs à 20-60cm [25].

#### 3.5.1. Claquage par mode streamer

Le claquage survient plus ou moins rapidement après l'arrivée des streamers de première couronne à la cathode. L'étude de ce mode de claquage a surtout été effectuée

dans des intervalles d'air de quelques centimètres. Seule la phase finale de transition à l'arc semble être différent suivant la pression, le type et la valeur de la tension appliquée (DC ou impulsionnelle), le niveau de surtension et la distance inter-électrodes.

Des streamers se développent dans l'intervalle à partir de l'anode. Lorsque ces « streamers primaires » atteignent la cathode, ils créent une zone d'activité cathodique et abandonnent une colonne de charges positives [23]. La zone cathodique va permettre l'injection d'électrons cathodiques dans cette colonne. Ceux-ci vont remonter vers l'anode sans ioniser, dû à l'attachement au sein de cette colonne peu conductrice.

Après ce phénomène très rapide, la phase finale de transition à l'arc commence par l'apparition de filaments à partir de l'anode (streamer secondaire) et/ou de la cathode. Lorsque ses filaments lient les deux électrodes, l'étincelle est effectivement mise en place.

### **3.5.2. Claquage par mode leader**

En champ divergent, la cathode ne joue aucun rôle pendant la phase de développement de la décharge positive si elle a un rayon de courbure équivalent assez important pour ne pas initier de décharge négative. Ainsi, c'est la décharge positive qui est majoritairement responsable de l'établissement du canal d'étincelle (ou arc). Dans les intervalles pointe positive – plan, le plan ne joue aucun rôle avant le saut final, et seul le leader positif existe

[25]. C'est ainsi que la décharge positive est celle qui présente le plus d'intérêt pour le dimensionnement de grandes intervalles d'air.

### 3.5.3. Le saut final et le choc en retour

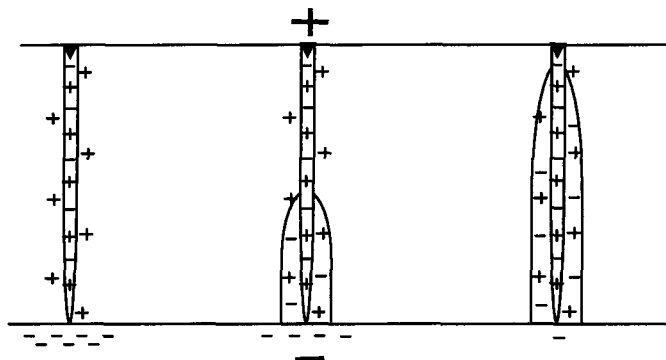
La dernière phase de la décharge, commence lorsque les streamers de la couronne situés à la tête du leader touchent le plan au potentiel zéro. Il y a alors une réillumination des trajets de streamers jusqu'à l'extrémité du leader. Cette réillumination partant du plan, est probablement due à l'injection d'électrons cathodiques et traduit une redistribution du champ le long de l'intervalle [12]. Elle entraîne une augmentation presque exponentielle de la vitesse de l'extrémité du leader. La portion de l'intervalle traversée par le leader, avant sa propagation forcée vers le plan, dépend de la tension appliquée et de la distance inter-électrodes.

Quand les streamers de la tête de leader s'approchent du plan, ils convergent à un canal un peu plus épais. Le processus d'ionisation secondaire commence à cette électrode avant même que les streamers n'aient atteint le plan. Une couronne lumineuse commence à se propager de la tête de leader vers le plan avec une vitesse d'environ 300 cm/ $\mu$ s. Cette étape est appelée le saut final.

Avant cette étape la vitesse du leader est de l'ordre de 1,4 cm/ $\mu$ s et atteint plusieurs mètres par  $\mu$ s, lorsque ce dernier s'étend au plan. La vitesse instantanée pendant cette accélération est une fonction exponentielle, inverse de la longueur de l'intervalle d'air



restant non raccordée par le canal de leader. La trajectoire du leader, quant à elle, est beaucoup plus droite qu'avant le saut final. Ainsi, la vitesse de leader et le courant pendant les derniers 5-10  $\mu\text{s}$  avant l'amorçage dépendent principalement des paramètres du circuit d'essai; le courant de décharge peut alors augmenter jusqu'à plusieurs milliers d'ampères. La résistance du circuit externe a un effet beaucoup plus grand sur le saut final que sur la tension d'amorçage ou sur la propagation de leader précédente. La figure 3.6 illustre l'étape du saut final.



**Figure 3.6** – Onde du choc en retour

Remarques :

On peut considérer cette phase, dans le cas de chocs de manœuvre, comme une transition conduisant nécessairement à l'établissement d'un arc entre les deux électrodes.

Dans le cas des ondes de foudre, les streamers de couronne peuvent atteindre le plan sans provoquer nécessairement l'amorçage. Ce fait s'explique par la grande intensité de la couronne qui est liée à la raideur du front d'onde, de telle sorte qu'au moment où les premiers filaments touchent le plan, la zone des streamers représente une fraction

importante de l'espace inter-électrodes, qui donne comme résultat une faible conductivité de l'intervalle d'air. De plus, au même instant, la tension appliquée décroît rapidement, ce qui contribue davantage à réduire le courant traversant la décharge. Selon l'amplitude de l'onde appliquée, la décharge pourra donc évoluer ou non vers l'amorçage.

### **3.6. Le leader négatif**

Après la ou les premières couronnes, une nouvelle zone d'ionisation s'avance dans l'intervalle. Dans une partie de cette zone se trouvent les streamers de cathode qui sont analogues aux streamers de tête d'un leader positif. Dans une autre partie de cette zone, on trouve les streamers d'anode qui sont les streamers négatifs. Généralement ces derniers ne dépassent pas quelques dizaines des centimètres alors que les streamer de cathode représentent une portion croissante de la zone d'ionisation au fur et à mesure de son développement. La troisième partie de cette zone, le noyau central, se propage avec une vitesse inférieure d'un ordre de grandeur de celles des streamer anodiques et cathodiques (quelques mètres par  $\mu\text{s}$ ) et se comporte comme une électrode fictive se déplaçant à l'intérieur de l'intervalle d'où partent les streamers. Son activité est plus ou moins périodique, avec une durée comprise entre 0,3 et 0,5  $\mu\text{s}$  et une période de répétition du même ordre de grandeur [12]. Les streamers négatifs apparaissent comme des filaments séparés, présentant peu de ramifications.

À un instant donné, un leader négatif se propage à partir de la cathode vers le plan à une vitesse d'environ 1 cm/ $\mu\text{s}$ , en suivant le trajet des streamers de cathode. Contrairement au

développement du noyau central son développement est continu. Son extension spatiale est plus faible qu'en polarité positive compte tenu de la fraction importante de l'intervalle d'air couvert par la zone des streamers. De plus, sa direction de propagation est très aléatoire, ce qui explique notamment une large dispersion de sa vitesse axiale.

Après, le phénomène se complique par l'extension progressive d'une nouvelle zone d'ionisation dans la région des streamers positifs à partir du noyau central. Cette nouvelle zone appelée leader d'espace, progresse plus rapidement vers la cathode ( $v = 3 \text{ cm}/\mu\text{s}$ ) que vers l'anode ( $v = 1 \text{ cm}/\mu\text{s}$ ) [12]. Lorsque l'extrémité supérieure du leader d'espace s'approche de la tête du leader négatif descendant, la vitesse de cette extrémité augmente exponentiellement jusqu'au moment de la réunion des deux leaders. À cet instant une réillumination intense se produit. En même temps, la luminosité de la zone de streamers en avant du leader s'accroît fortement jusqu'au niveau du noyau central, généralement par création d'un nouveau noyau plus en avant de la décharge.

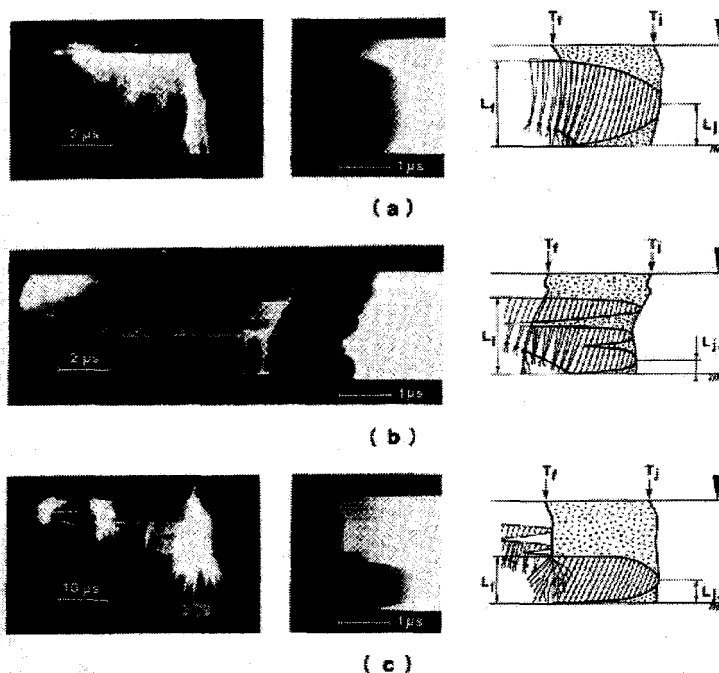
Ce phénomène peut conduire à la dernière phase du saut final, dans le cas où les streamers négatifs atteignent le plan. Dans le cas contraire, le leader négatif continue à se propager à partir d'une situation plus avancée dans l'intervalle, avec la formation éventuelle d'un nouveau leader spatial. La vitesse du leader négatif pendant ses phases de développement continu est beaucoup plus faible que la vitesse d'avancement de la frontière extérieure de la zone des streamers.

### 3.6.1. Le saut final

Afin d'expliquer les processus relié il faut distinguer trois types de mécanismes (figure 3.7) [12]:

- **Type a** : La frontière extérieure de la zone de streamer progresse continûment dans l'intervalle jusqu'au plan, sans formation de leader d'espace pendant toute la durée de la décharge. À l'arrivée des streamers négatifs au plan, la luminosité du canal augmente et une accélération du noyau central vers le plan est observée. Lorsque le noyau central atteint le plan, des streamers positifs puis un leader positif se développent à partir du plan en direction du leader négatif avec une vitesse croissante de quelques cm/ $\mu$ s à quelques m/ $\mu$ s au moment de leur jonction.
  
- **Type b** : Dans ce cas, le canal de décharge contient un (ou plusieurs) leaders d'espace au moment où débute le saut final. Comme dans le cas précédent, son déclenchement se produit au cours de l'avancement continu de la frontière extérieure de la décharge, mais la présence du leader d'espace entraîne un développement du leader positif issu du plan. Selon la position du leader d'espace, près du plan ou près du leader négatif, la jonction s'effectue d'abord avec le leader positif dans le premier cas, ou avec le leader négatif dans le second cas. Cependant, dans le deux cas, le leader positif est court et parfois même inexistant.
  
- **Type c** : Les streamers négatifs atteignent le plan à la suite d'un allongement soudain du canal de décharge, qui se produit simultanément à une réillumination du canal.

Ce phénomène est accompagné d'une forte intensification de l'activité des streamers, en tête du leader, qui peuvent alors toucher le plan. Des streamers et un leader positif ascendant se forment alors comme dans le cas (a).



**Figure 3.7** - Photographies et schématisation des différents modes de déclenchement du saut final [12]

Remarques :

Bien que les impulsions de manoeuvre positives donnent généralement une tension d'amorçage inférieure, l'amorçage négatif dans les intervalles d'air des champs électriques homogènes peuvent être intéressants d'être étudiés d'un point de vue technique. Pratiquement, des renvois négatifs peuvent être trouvés dans chaque application technique de haute tension. Même s'ils ne constituent pas les phénomènes dominants, ils jouent un rôle important.

**CHAPITRE IV**  
**TRAVAUX ANTÉRIEURS**

## CHAPITRE IV

# TRAVAUX ANTÉRIEURS

Les travaux de recherche sur la performance des isolateurs recouverts de glace ont commencé il y a juste une trentaine d'années. Suite aux recherches effectuées à la CIGELE, des chercheurs ont développé deux méthodes pour évaluer la performance électrique des isolateurs soumis à des conditions critiques de givrage atmosphérique sous la tension à fréquence industrielle [16, 27-29]. Ces méthodes sont basées sur les spécifications données sur la norme d'essais CEI 60507 [6] pour les tests des isolateurs avec pollution artificielle. Ces méthodes ont conduit à l'établissement de procédures relatives aux tests des isolateurs soumis à l'accumulation de glace [28]. Ce sont ces procédures qui ont été utilisées dans notre étude expérimentale, les mêmes qui seront développées au chapitre cinq de ce mémoire.

Pour ce qui concerne les surtensions transitoires, une norme internationale [6] a été établie pour des essais sous chocs de foudre et de manœuvre standardisés. Cette norme a été considérée pour ce projet afin de compléter les connaissances sur la performance des isolateurs recouverts de glace.

Par contre, il n'existe aucune méthode standardisée permettant d'étudier et évaluer le comportement des isolateurs recouverts de glace soumis aux surtensions transitoires. Cependant, il existe quelques études portant les isolateurs recouverts de neige ou couches minces de glace soumis à des surtensions de foudre et manœuvre. Ces dernières sont revues dans ce chapitre.

#### **4.1. Méthodes d'évaluation de la tension de tenue des isolateurs recouverts de glace**

Puisque il n'existe pas de méthode standardisée pour l'étude de la tenue des isolateurs glacés, le nombre de méthodes expérimentales varie selon le laboratoire de recherche en fonction de leur degré de connaissance et de leur ressources. Cette non-uniformité du processus expérimental utilisé peut occasionner des difficultés de comparaison et d'interprétation des résultats provenant des essais qui sont rapportés par les différents groupes de recherche.

Les études de la performance de la tenue diélectrique des isolateurs recouverts de glace sont réalisées en fonction de deux approches de base : la première qui consiste à exposer les isolateurs en essais directement à des conditions de glace naturelles puis d'observer leur comportement en fonction des différents conditions climatiques et environnementales dans des stations d'essais extérieures. Ce type d'observation a été utilisé au premier temps de la recherche sur les isolateurs recouverts de glace.



La deuxième, qui est la plus approprié à des fins de recherche, utilise la formation artificielle de glace en laboratoire, permettant ainsi un contrôle plus adéquat de tous les paramètres environnants.

#### **4.1.1. Procédure expérimentale de formation de glace à l'extérieur**

Cette procédure est réalisée dans des stations d'essais extérieures et consiste à effectuer l'accumulation de glace sur les isolateurs pendant la nuit et réaliser la mesure de la tension de tenue le lendemain matin pendant la période de fonte de la glace causée par le rayonnement du soleil ou par l'augmentation de la température environnante.

Sur de longues périodes de temps, ces stations extérieures peuvent fournir des données sur la performance à l'amorçage. Leur principal avantage est qu'elles fournissent des résultats concernant le comportement électrique des isolateurs sous des conditions naturelles. Toutefois, afin d'obtenir ces résultats sous des conditions de glace, ceci nécessite également un maintien de ressources pour un temps plus long.

Les travaux réalisés au Japon [30-35] concernant les isolateurs recouverts de neige ou de glace sous chocs de manœuvre, ont été réalisés par arrosages répétés d'eau sur la surface des isolateurs [30-32], ou de façon manuelle par adhésion et pression de la neige (provenant du sol ou des montagnes) sur les isolateurs [33-35] ou avec de blocs de neige prise du sol et ensuite installés autour de l'isolateur [35].

#### **4.1.2. Procédure expérimentale de formation de glace en laboratoire**

Pour la réalisation d'une évaluation acceptable de la performance des isolateurs recouverts de glace, il est nécessaire d'effectuer des essais pour lesquels la formation de la glace, les paramètres environnementaux et les dispositions de l'essai sont aussi proches que possibles des conditions de service prévisibles. Ainsi, pour pouvoir maîtriser tous les paramètres et tous les phénomènes reliés à la formation de dépôt de glace sur les isolateurs, les essais de tenue des isolateurs recouverts de glace devront considérer l'utilisation de techniques de recouvrement de glace qui simulent au mieux les caractéristiques importantes des conditions de service dans les régions froides. Les travaux de recherche effectués au sein de la CIGELE ont permis d'établir une méthode de formation de glace à la surface des isolateurs en laboratoire [16, 27-29]. Les tests sont effectués dans une chambre climatique dont la température est contrôlée. Cette méthode sera décrite plus en détail au chapitre 5.

#### **4.2. Facteurs influençant la tension de tenue des isolateurs recouverts de glace à la fréquence industrielle**

Selon les résultats des travaux de recherche réalisés dans plusieurs laboratoires [18], les amorçages sous glace sont provoqués principalement par la combinaison de plusieurs éléments, qui sont :

- la diminution de la distance de fuite causée par les glaçons formés entre les jupes de l'isolateur;

- la variation de la conductivité de surface provoquée par la formation d'un film d'eau à conductivité élevée sur la surface de la glace accumulée;
- la présence d'une couche de pollution sur la surface de l'isolateur;
- la présence d'intervalles d'air due à la fonte et à la chute de la glace.
- Tous les paramètres sont influencés par les conditions environnementales avant, pendant et après la formation de glace, ainsi que par la configuration et le type des isolateurs.

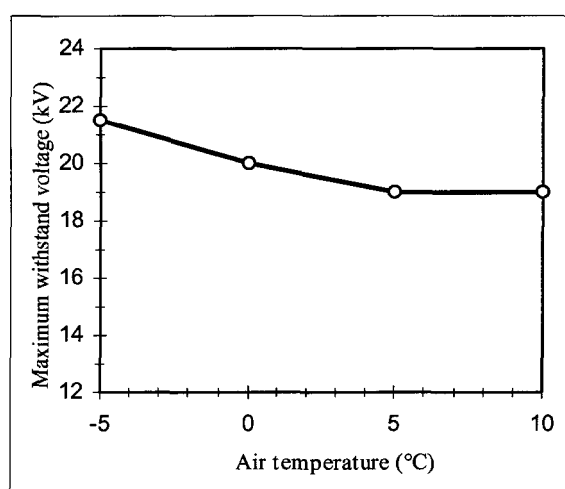
Dans ce qui suit, nous allons décrire les effets des facteurs principaux sur la valeur de la tension de tenue en conditions de glace :

#### **4.2.1. Paramètres environnementaux**

##### **4.2.1.1. La température ambiante**

Le contournement des isolateurs H.T. recouverts de glace survient principalement durant la période de réchauffement lorsque la température ambiante augmente.

La température a une influence importante sur la tenue à la tension en fréquence industrielle des isolateurs recouverts de glace, comme le montre la figure 4.1 [36]



**Figure 4.1** - Tension de tenue maximale en fonction de la température de l'air ( $\sigma=80 \mu\text{S}/\text{cm}$ ) Zhang [36]

#### 4.2.2. Paramètres reliés au dépôt de glace de la glace

##### 4.2.2.1. Influence de l'uniformité de la glace

Des études sur l'influence de la longueur et la position des intervalles d'air ont été réalisées sur des isolateurs recouverts de glace à la tension en fréquence industrielle. Ces intervalles d'air sont créés dans la période d'accumulation par la fonte de glaçons produits par la présence de décharges partielles à leur extrémité.

La position des intervalles d'air des isolateurs recouverts de glace a une influence significative sur la tension de contournement minimale. Les études expérimentales réalisés à la CIGELE [37] ont montré que la présence de glace au voisinage de l'électrode de mise à la terre contribue à augmenter la tension de tenue de l'isolateur en offrant une barrière diélectrique plus importante que celle offerte par un intervalle d'air. De même, une autre étude réalisée sur la modélisation de la distribution du potentiel et du champ électrique le

long des isolateurs recouverts de glace réalisé par simulation [38] a démontré que la chute de tension obtenue est plus importante, lorsque l'intervalle d'air se trouve le long d'un intervalle d'air au voisinage de l'électrode H.T.

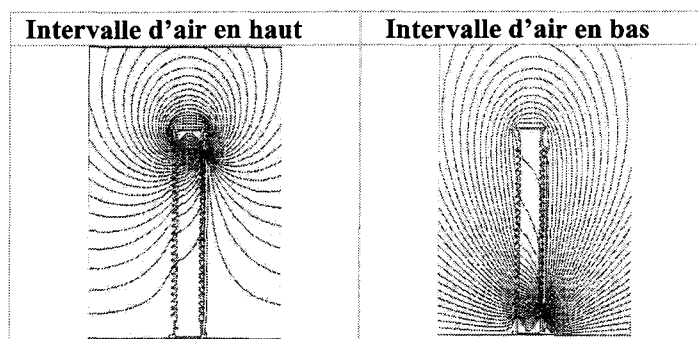


Figure 4.2 – Distribution du potentiel pour des isolateurs recouverts de glace humide [38].

		Chute de tension (kV)	Champ électrique (kV/m)
	Intervalle d'air en bas de l'isolateur	131,4	130,3
	Intervalle d'air en haut de l'isolateur	134,1	180,6
	En haut	104,1	135,7
	En bas	31,0	29,0

Tableau 4.1- Chute de tension à travers l'intervalle d'air et champ électrique dans la pointe du glaçon pour le cas d'accumulation de glace humide [38]



formée en régime humide (verglas) avec une densité d'environ  $0,87 \text{ g/cm}^3$  présente la plus faible valeur de tension minimale de contournement, comme le montre le tableau 4.2 [18].

Ce type de glace doit être considérée comme étant le plus dangereux.

Type de glace	Densité de la glace ( $\text{g/cm}^3$ )	$V_{TM}/m$ (kV/m)			
		IEEE	Antibrouillard	EPDM	type de poste
Verglas avec glaçons	$\approx 0,87$	70	84	96	90
Givre	$< 0,3$	$> 148$	$> 146$	$> 168$	$> 197$

**Tableau 4.2** – Valeurs de la tension de tenue maximale pour des différents types d'isolateurs et différents types de glace

#### 4.2.2.4. Quantité de glace

Des études montrent que la quantité de glace, incluant la longueur et le nombre de glaçons ainsi que l'épaisseur de la couche de glace, a une influence importante sur la tension de tenue des isolateurs glacés. La quantité de glace a été mesurée par plusieurs mesures différentes telles mesure du poids, le volume, la longueur de glaçons, la durée de la période d'accumulation, et finalement l'épaisseur de la glace sur de cylindres de surveillance fixes ou rotatifs. Ainsi, ces études ont révélé que le risque de contournement augmente avec l'accroissement de l'épaisseur de la couche de glace ou de neige accumulée.

Cela est bien illustré dans la figure 4.4 qui présente la variation de la contrainte de tenue maximale d'une chaîne d'isolateur standard IEEE couverts avec de la glace réalisée en régime humide mesurée à l'aide du cylindre témoin [27].

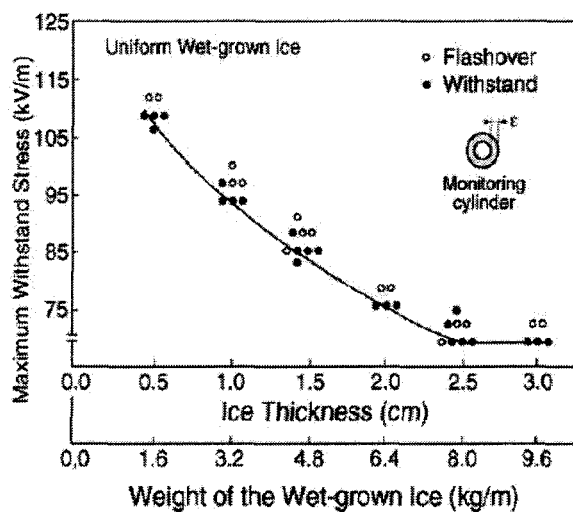


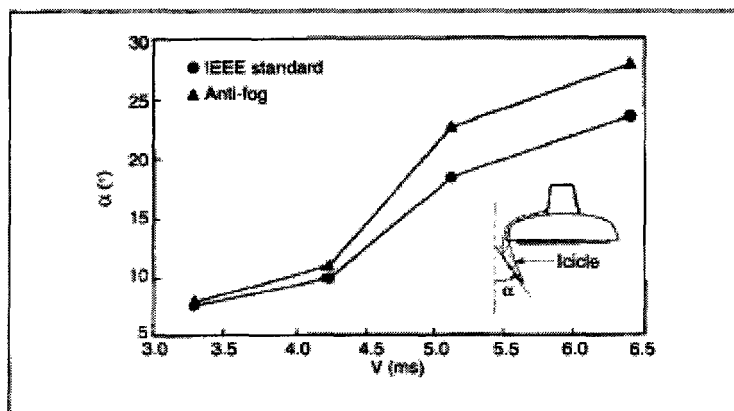
Figure 4.4 - Tension de tenue maximale en fonction de la quantité de glace.

#### 4.2.2.5. Géométrie du dépôt de glace

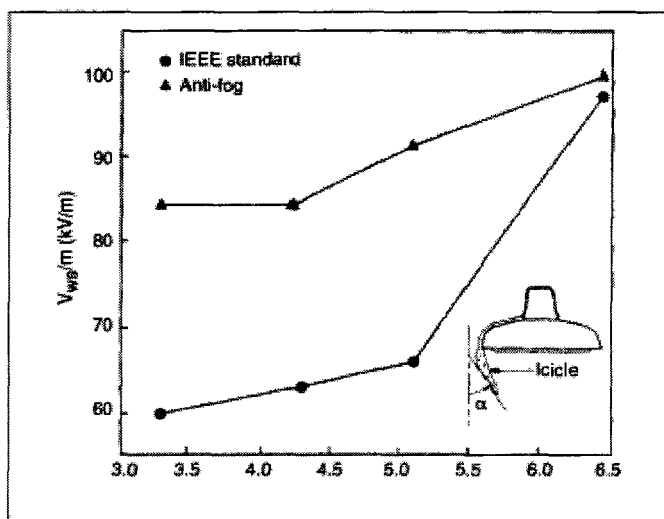
La formation de la glace par accumulation apparaît normalement sur le coté exposé au vent des isolateurs. Ainsi, la vitesse du vent possède un effet sur la forme de l'accumulation de glace en agissant sur l'orientation des glaçons. Une distribution uniforme de la glace se produit en présence de vents relativement faibles. À l'inverse, les vents forts sont à l'origine de dépôts de glace irréguliers.

En fait, il a été démontré que les glaçons formés pour une vitesse de vent relativement faible (3,3 m/s) étaient à peu près verticaux. Pour les vitesses de vent supérieures (6,4 m/s), les glaçons présentent un angle de déviation nettement plus grand (voir figure 4.5). Des études on montrées que cet angle de déviation a une influence sur la tension de tenue maximale. Ainsi, plus les glaçons sont verticaux plus la tension de tenue maximale est faible, tel que le montre la figure 4.6 [16, 29].





**Figure 4.5** - Angle de déviation des glaçons ( $\alpha$ ) en fonction de la vitesse du vent



**Figure 4.6** - Tension de tenue maximale ( $V_{TM}$ ) en fonction de la vitesse du vent ( $v$ )

D'autre part, la présence de tension pendant la période d'accumulation, affecte la distribution de la glace le long de la chaîne d'isolateur. Ainsi, certaines zones de la surface de l'isolateur peuvent se retrouver exemptes de glace dû à la fonte de la glace et/ou à la chute provoquées par différents mécanismes électriques comme la présence d'arc partiels.

### **4.3. Facteurs influençant la tension de tenue aux surtensions impulsionnelles**

De nos jours, la recherche a porté peu d'intérêt sur le comportement des isolateurs recouverts de glace soumis aux surtensions transitoires.

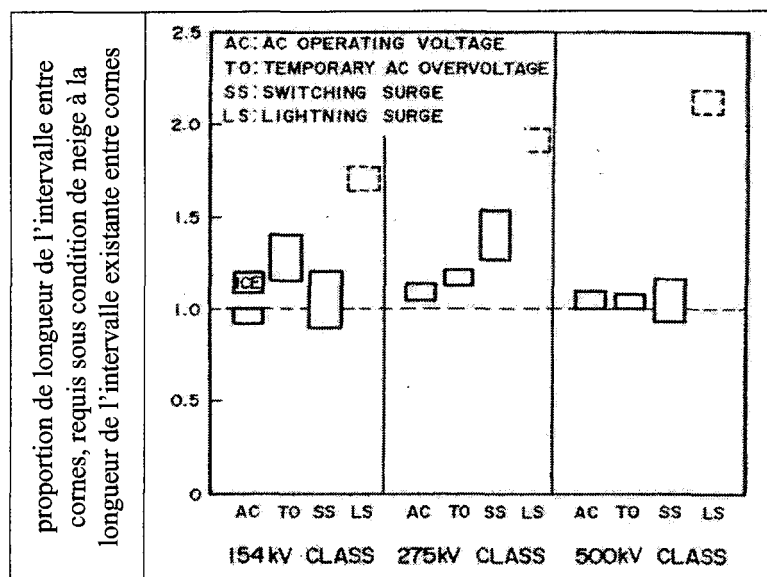
Les premiers travaux ayant été publiés ont étudié la performance électrique des chaînes d'isolateurs et des colonnes isolantes recouvertes de neige naturelle déposées à l'extérieur, ou en laboratoire. Ces isolateurs ont été soumis à des formes d'onde diverses (différentes valeurs de la durée de front  $T_1$  et la durée jusqu'à la mi-valeur  $T_2$ ). Ces travaux ont été réalisés surtout en chocs de manœuvre. Cette recherche portait sur l'étude de l'influence du type d'impulsion, de la longueur du dépôt de neige sur la chaîne d'isolateur et de la conductivité de l'eau fondue de la glace. Les résultats obtenus relatifs à ces travaux sont présentés plus en détail dans les pages qui suivent.

#### **4.3.1. Effet du type d'impulsion appliquée**

Les travaux réalisés sur les chaînes d'isolateurs recouverts de neige ont montré que la tension de contournement sous choc de manœuvre est plus faible de celle obtenue sous choc de foudre [35]. En choc de manœuvre la diminution est de l'ordre 60 à 80% de la valeur obtenue sous conditions propres<sup>1</sup>, alors qu'en choc de foudre, la diminution est de l'ordre de 35% par rapport aux conditions propres. Les résultats obtenus sont résumés à la figure 4.7.

---

<sup>1</sup> Conditions de tests sur des isolateurs sans la présence de glace ou d'une autre type de polluant sur leur surface.



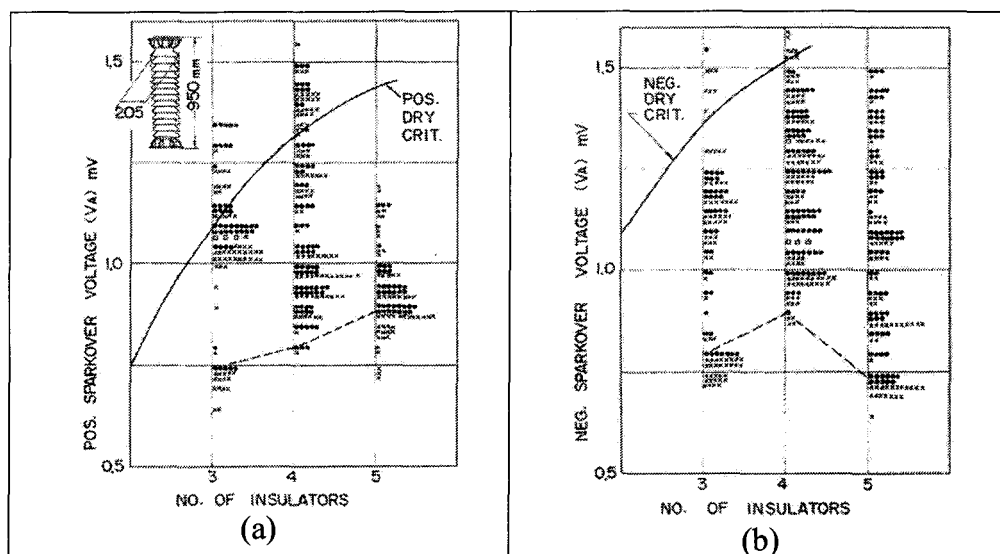
**Figure 4.7** - Longueur requise de l'intervalle entre cornes<sup>2</sup> sous conditions de neige selon la tension appliquée [35]

#### 4.3.2. Effet de la polarité de la tension appliquée

Une première étude a été réalisée par Udo [30] sur le comportement diélectrique des colonnes isolantes recouvertes de glace installées verticalement et des chaînes d'isolateurs recouvertes de neige installées horizontalement. Les résultats obtenus, présentés à la figure 4.8, ont établi que la tension de contournement ne dépend pas de la polarité.

D'autre part, Fujimura affirme que la tension de contournement en polarité positive n'est pas toujours inférieure à celle obtenue en polarité négative, comme observé sous conditions propres [33]. Ces résultats sont en accord aux ceux obtenus par Yasui et al. [34]

<sup>2</sup> Distance mesurée entre les extrémités des éclateurs du type corne installés occasionnellement aux extrémités d'un isolateur afin d'allonger l'arc et ainsi éviter le contournement à proximité de ce dernier.



**Figure 4.8** – Tensions d’amorçage d’un isolateur de poste de noyau solide recouvert de glace soumis aux chocs de manœuvre d’un temps de front de  $170\mu\text{s}$ , sans correction de l’humidité en (a) polarité positive et en (b) polarité négative [30]

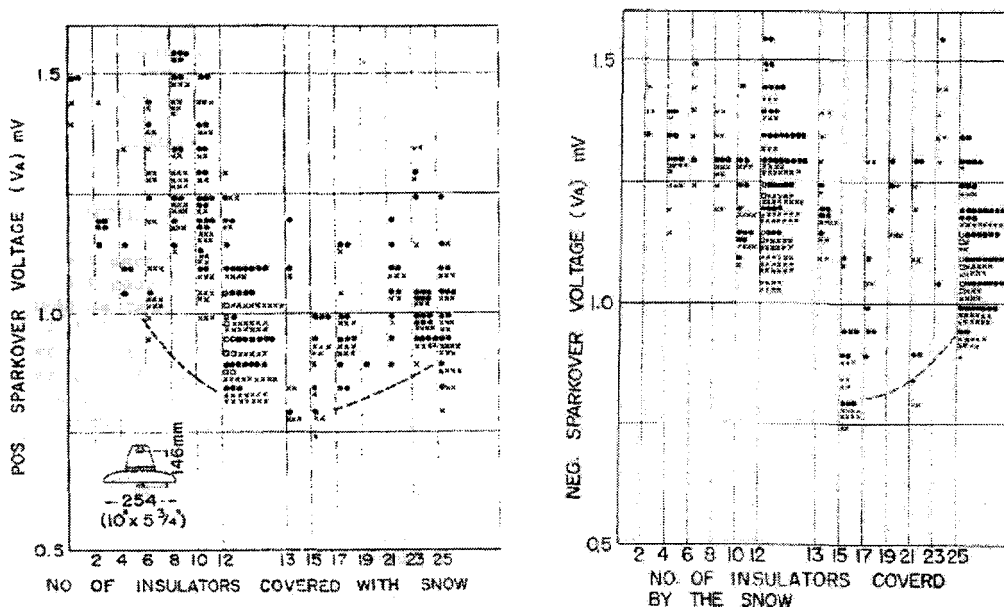
#### 4.3.3. Effet du type et de la densité de la glace

Les études réalisées par Udo concernant l’effet des surtensions de manœuvre sur les isolateurs dans des conditions pratiques, affirme que la tension de contournement aux chocs de manœuvre des isolateurs recouverts de glace varie selon le type et la densité de la glace accumulée. Le givre léger, produit une réduction extrême de la tension d’amorçage. Cette réduction est de l’ordre de 50% de plus que dans le cas de celle obtenue sous conditions propres. Le givre lourd, qui est plus adhérent, produit une réduction légère de la tension d’amorçage des isolateurs. Mais, quelques fois aussi ce le contraire qui a été observé. Ceci est probablement en raison à l’égalisation de la répartition de tension entre jupes par les courant de fuite à travers la glace dure à la surface de porcelaine [30, 31].

#### 4.3.4. Effet de la longueur de l'espace d'air

Toutes les études réalisées à ce sujet s'accordent à dire que la longueur de l'espace d'air (ou la longueur de glace ou de neige accumulée) sur les isolateurs a une influence significative sur la tension de contournement des isolateurs recouverts de glace.

Cette influence se caractérise par une forme en « U ». En fait, les travaux réalisés sur des chaînes d'isolateurs recouverts de neige [30-35] ont relevé une variation de la tension de contournement selon la longueur d'accumulation de glace ou neige sur l'isolateur. Le point le plus critique a été défini lorsque la neige couvre entre 70% et 80% de la longueur totale de l'isolateur. Ces résultats sont présentés dans les figures 4.9 à 4.13.



**Figure 4.9** – Tension d'amorçage d'une chaîne double de 25 disques élémentaires couverte de glace pour une surtension de manœuvre positive (à gauche) et négative (à droite) avec une durée de front conventionnelle de 130 $\mu$ s [30]

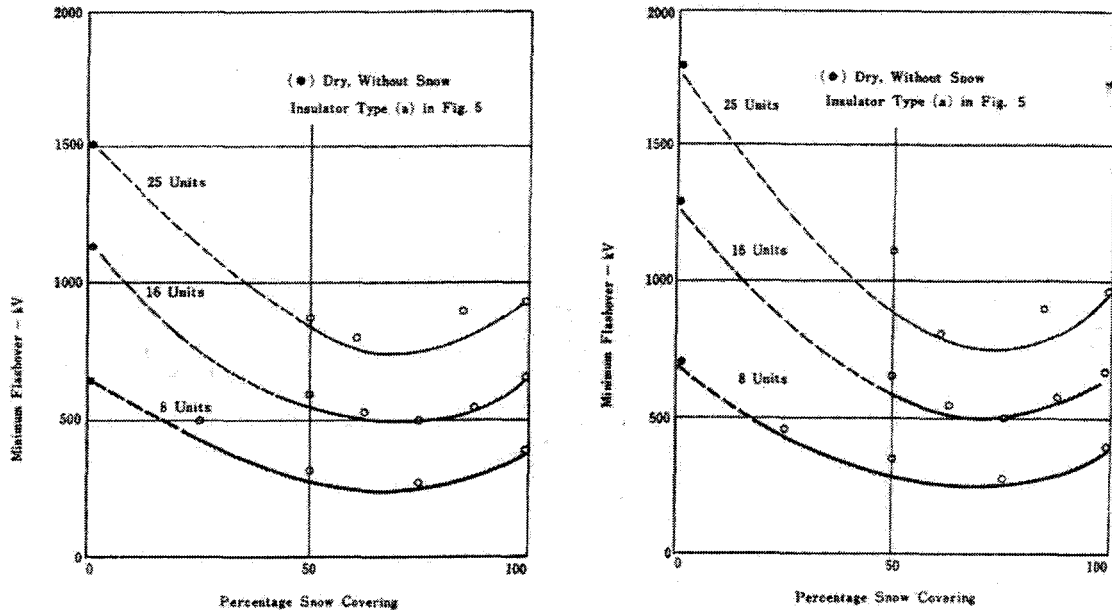


Figure 4.10 – Tension de contournement minimale des chaînes d’isolateur recouvertes de neige pour des chocs de manœuvre positive (à gauche) et négative (à droite) [31].

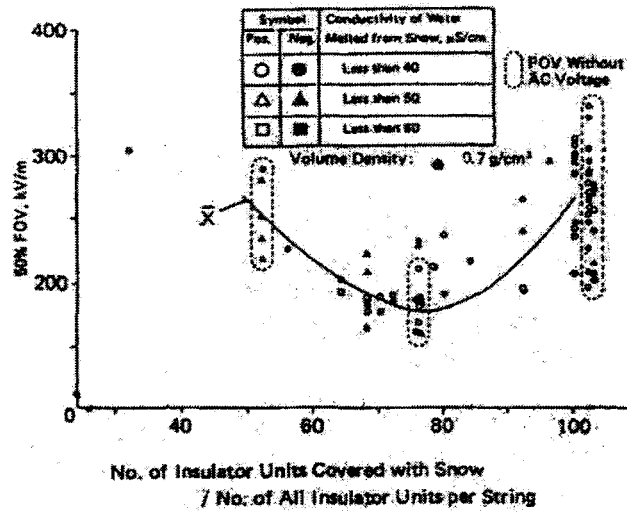


Figure 4.11 – Relation entre la tension de contournement critique  $V_{50}$  au choc de manœuvre et la proportion du nombre des unités d’isolateurs de toutes les unités d’isolateur par chaîne [34]

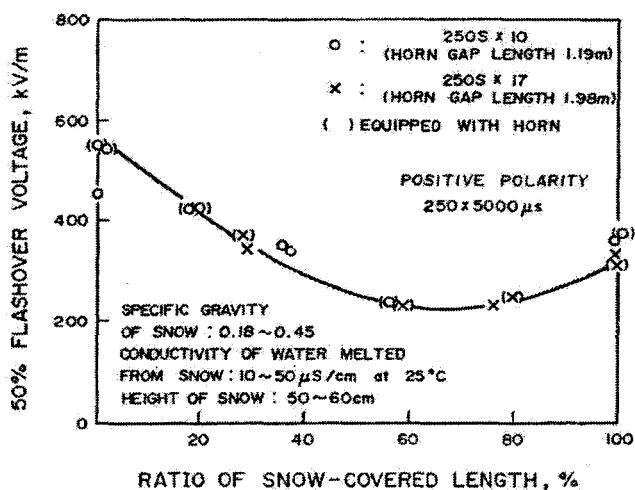


Figure 4.12 - Proportion de la longueur de recouvrement de neige et la tension de contournement à 50% aux impulsions de manœuvre [35]

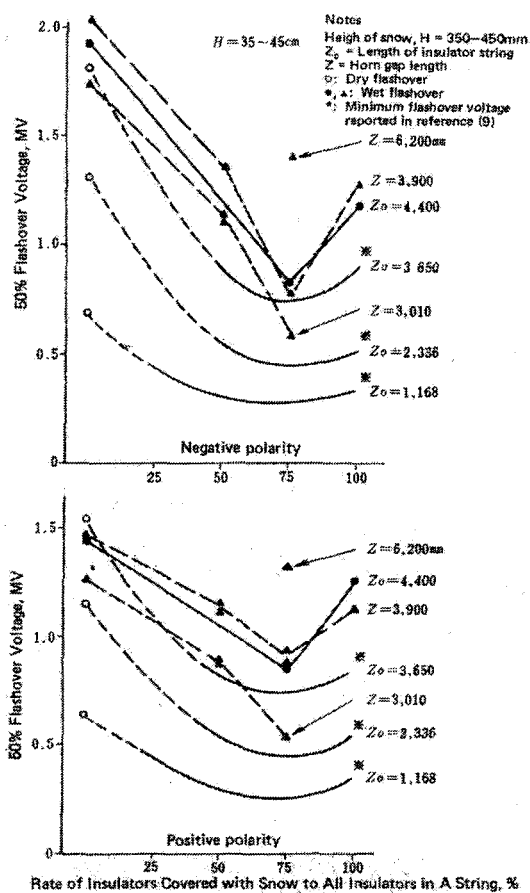
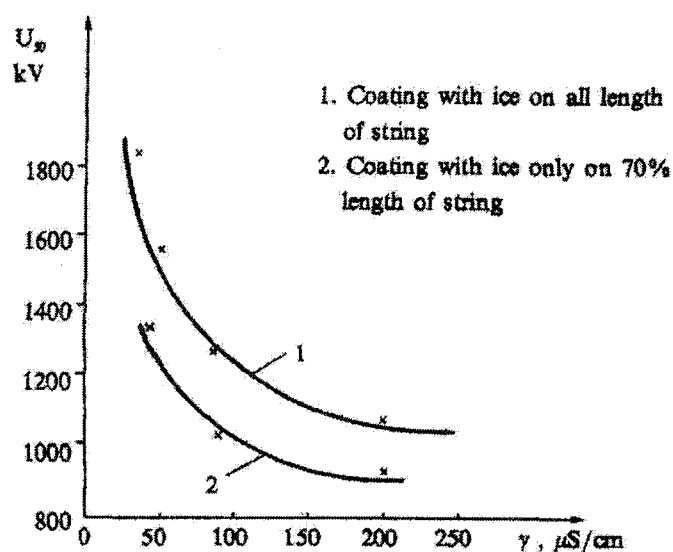


Figure 4.13 – Caractéristique de la tension de contournement à 50% sur une chaîne double d'isolateur [33]

#### 4.3.5. Effet de la conductivité de la glace

Concernant la conductivité de la glace, il a été établi, dans une étude antérieure, que l'augmentation de la conductivité de la glace réduit drastiquement la valeur de la tension de contournement  $V_{50}$  [39]. Ces résultats présentés à la figure 4.14 ont été obtenus sur une chaîne d'isolateur recouverte d'un dépôt de glace d'une épaisseur de 2 à 3 cm créée artificiellement dans une petite cabine d'accumulation de laboratoire.



**Figure 4.14** – Conductivité de l'eau fondue de la glace et la tension de contournement à 50% pour une chaîne d'isolateurs XP-16 sous tension de manœuvre standard (250/2500 $\mu\text{s}$ ) [39]

Finalement, le Groupe d'Action 33.04.09 de la CIGRE [17, 18] a présenté une synthèse des résultats des travaux réalisés sur les isolateurs recouverts de glace ou de neige soumis à des impulsions. Les résultats ont permis de montrer que :

- Pour la neige, la relation entre le ratio de la longueur recouvert par la neige et la contrainte d'amorçage à 50% de l'impulsion de manœuvre présente une



caractéristique dénommée « forme en U » avec une contrainte d'amorçage minimum pour un ratio compris entre 60-80% [17] ;

- Pour la glace, la tension d'amorçage pour les impulsions de manœuvre varie en fonction de l'état de la glace. Cette tension peut diminuer dans le cas de colonnes isolantes jusqu'à près de 50% par rapport aux conditions sèches et propres, et dans le cas de chaînes d'isolateur, les valeurs sont substantiellement inférieures à celles correspondant à des conditions propres [18].

## **CHAPITRE V**

# **INSTALLATIONS EXPÉRIMENTALES ET MÉTHODOLOGIE D'ESSAIS**

# CHAPITRE V

## INSTALLATIONS EXPÉRIMENTALES ET MÉTHODOLOGIE D'ESSAIS

L'étude du comportement des isolateurs recouverts de glace en laboratoire rend la tâche plus facile aux chercheurs. Ainsi, il est possible d'étudier en tout temps l'impact de l'accumulation de glace sur l'isolation, et cela sous conditions environnementales et expérimentales systématiques.

### 5.1 Equipements et installations

Les équipements nécessaires pour la réalisation de notre étude sont :

#### 5.1.1 L'isolateur testé

Le type d'isolateur utilisé dans les essais, est un isolateur standard de poste en porcelaine (figure 5.1). Ces types d'isolateur sont employés dans les postes extérieurs des réseaux électriques. Ils servent principalement à isoler de la terre les parties portées à la haute tension comme les grands équipements installés à la cour du poste. Ces isolateurs possèdent une distance inter-jupes faible, ce qui les rend plus vulnérables aux contournements électriques en présence du dépôt de glace, de plus, ceux-ci ont présentés plus de problèmes liés aux surtensions et à la glace des réseaux électriques canadiens [1,4]

Les caractéristiques de l'isolateur utilisé pour notre étude sont les suivantes :

- Isolateur de poste 145kV (norme CEI)
- Matériel : Porcelaine
- Ligne de fuite : 2500 mm
- Distance d'arc : 963 mm
- caractéristiques électriques [5, 10] :
  - Tension de tenue aux choc de foudre en kV (crête) : 550
  - Tension de tenue aux choc de manœuvre en kV (crête) : N/R
  - Tension de tenue à fréquence industrielle en kV efficace : 230

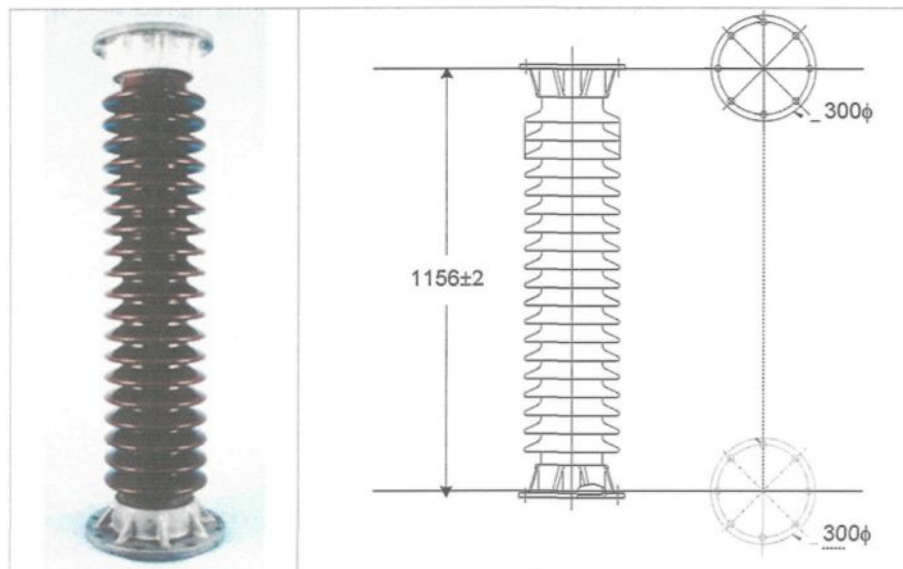


Figure 5.1 – Caractéristiques de l'isolateur testé

### 5.1.2 La chambre climatique

La chambre climatique utilisée a une dimension de 6.3m x 5.8 m x 3.5 m, et équipée avec les systèmes suivants [27, 28] :

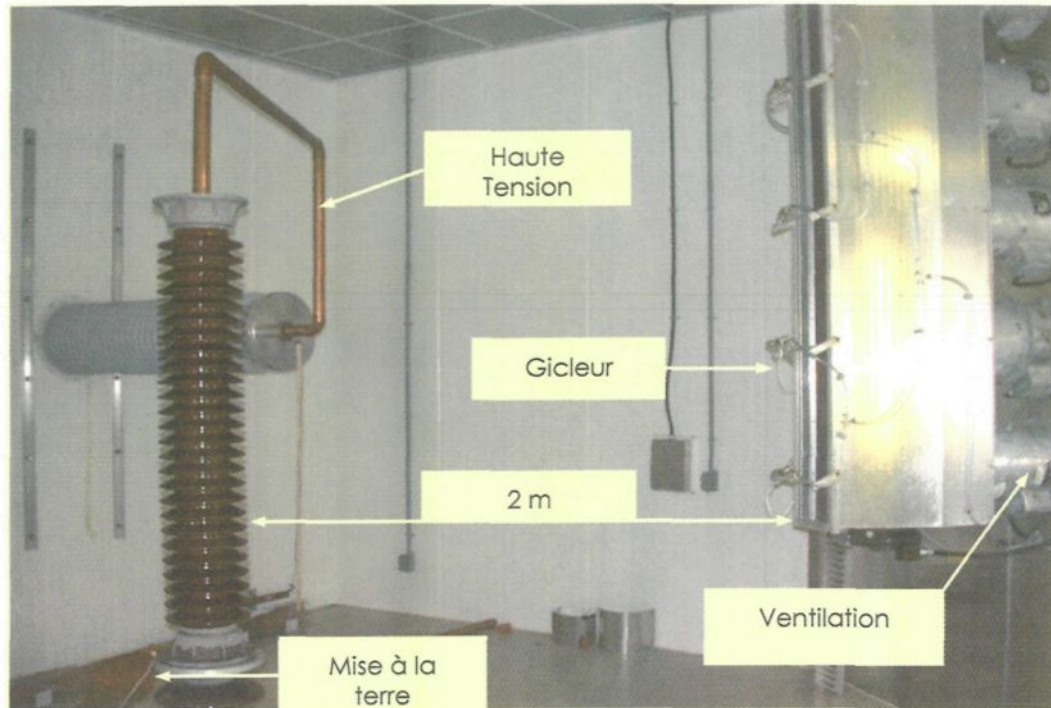


Figure 5.2 – Chambre climatique laboratoire CIGELE

#### a) Système de ventilation et arrosage

Il est utilisé pour la simulation de précipitations froides. Le système d'arrosage est constitué d'un ensemble de quatre gicleurs pneumatiques servant à produire de fines gouttelettes d'eau dont le volume varie selon la pression d'air. La régulation du débit d'eau et de la pression d'air se fait manuellement à l'aide de vannes appropriées. En vue d'améliorer l'uniformité du dépôt de glace, les gicleurs qui sont placés verticalement l'un par-dessus l'autre, sont montés sur des supports oscillants. Le mouvement oscillant est

produit par un mouvement rotatif d'un moteur électrique à vitesse réglable et à l'aide d'un système d'excentriques et de bielles. Un groupe de huit ventilateurs, placés dans un boîtier de Venturi, assure le transport de gouttelettes en direction des isolateurs, avec un profil du vent uniforme.

#### **b) Système de refroidissement**

Il est utilisé pour l'obtention de la température ambiante désirée pendant l'accumulation. Le système de refroidissement est composé de deux unités indépendantes de machines frigorifiques à compression. Le pouvoir frigorifique des machines a une capacité totale de 316,5 kJ/min. L'installation d'un plafond diffuseur facilite l'échange rapide et uniforme de la température dans tout le volume de la chambre climatique.

#### **5.1.3 Système de haute tension à courant alternatif**

Le système de haute tension comprend un transformateur d'essais H.T. de 0,6/120kV, 240kVA associé à un régulateur automatique de tension avec une capacité de courant de court-circuit de 20 A. La mesure de la tension est effectuée à l'aide d'un logiciel de traitement de signaux (LabView) par l'intermédiaire d'un diviseur capacitif.

#### **5.1.4 Le système d'essais sous tension impulsionnelle**

Le système d'essais sous tension impulsionnelle, présentés à figure 5.3 génère des tensions impulsionnelles selon les spécifications de la norme CEI 60-1. Ce système est constitué des éléments suivants :

- Le générateur d'impulsions de huit étages, qui comprend :
  - Les résistances et les condensateurs requis pour produire les impulsions de foudre et de manœuvre.
- Le diviseur de tension capacitif,
- La cabine de contrôle, qui comprend :
  - Le dispositif d'opérateur modèle SBG de HIGH-VOLT
  - L'unité de puissance,
  - Le voltmètre d'impulsions de crête.
- La tige de mise à la terre,
- Le système digital d'évaluation et d'acquisition de données.

Les caractéristiques spécifiques du générateur d'impulsions sont présentées ci-après [40].

Nombre d'étages	$n$	=	8
Tension de charge / stage	$U_L$	≤	100 kV
Tension totale de charge	$U_{\Sigma}$	≤	800 kV
Tension d'impulsion de foudre permise		≤	720 kV
Energie totale de charge		≤	40 kJ
Nombre d'étages du diviseur			1
Capacitance de l'étage du diviseur			1 nF

Le circuit du générateur (figure 5.4) est basé sur le système de circuit multiplicateur de Marx. Pendant la phase de charge, les capacitances d'impulsion de chaque étage du générateur sont chargées simultanément, et connectées en série avec les intervalles entre sphères pour la génération des impulsions. Les intervalles de commutation sont tirés par le déclenchement de l'intervalle plus bas. Les capacitances qui ont été écartées après le déclenchement de l'étage le plus bas mènent aux surtensions dans les étages suivants qui contournent les intervalles des électrodes restants. Le générateur d'impulsion de détente et l'électrode de détente sont conçus pour prévoir une grande gamme de déclenchements, bien que le déclenchement ait lieu sur un côté de l'intervalle seulement.

La résistance série de charge de l'unité de charge et de commande découple le générateur d'essai de l'unité de charge et de commande. En même temps, lorsqu'elle est couplée avec le condensateur d'impulsion à la plus basse étape, elle agit en tant que section de filtre pour la tension de charge. Elle est ainsi dimensionnée pour une dissipation de puissance plus élevée que toutes les autres résistances de charge.





Figure 5.3 – Générateur d'impulsion du type Marx 800kV

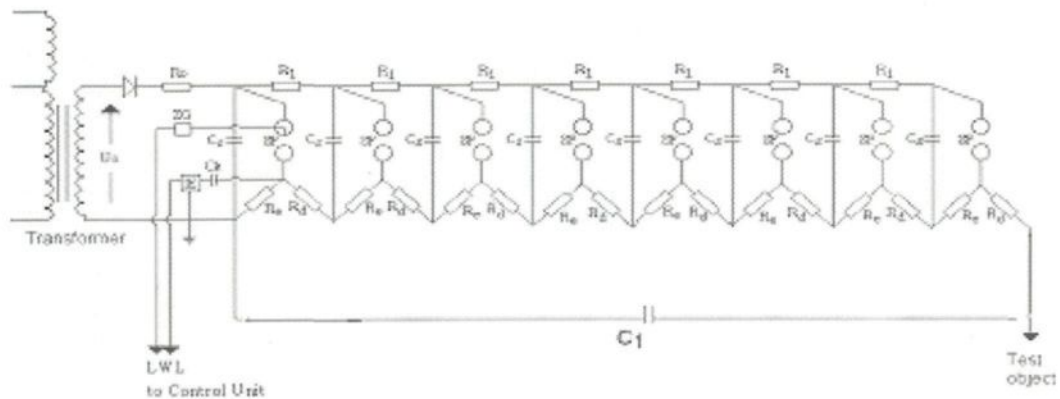


Figure 5.4 – Circuit du générateur d'impulsion

### 5.1.5 Le dispositif de commande et système d'acquisition de données

Pendant la réalisation des tests, le système de génération d'impulsion est opéré par un dispositif de commande, le SBG 1. De plus, afin de permettre l'acquisition de données, le

Le système de génération d'impulsion comporte un système de mesure digital pour les tensions impulsionnelles, le TR-AS qui enregistre la forme d'onde des impulsions et leurs paramètres caractéristiques ( $T_1$ ,  $T_2$ ,  $T_c$ ,  $T_p$ ,  $I_p$ ,  $V_p$ ) (figure 5.5)



**Figure 5.5** – Système de commande et système d'acquisition de données pour les essais sous tensions impulsionnelles (TR-AS)

## 5.2 Méthodologie d'essais

### 5.2.1 Définitions des différentes séries d'essais

Différentes séries d'essais ont été effectuées afin d'atteindre les objectifs de ce projet. Chaque série a été réalisée afin de déterminer l'influence des paramètres aussi bien environnementaux que ceux liés au dépôt de glace. De plus, des séries supplémentaires ont été nécessaires afin d'étudier l'influence du type et de la polarité de la tension appliquée.

Les séries d'essais réalisées sont :

**1<sup>e</sup> Série :** Détermination de la tension de contournement critique  $V_{50}$  aux chocs de foudre d'un isolateur sous conditions propres et conditions de glace. Cette série a permis d'observer l'influence du dépôt de glace sur la performance des isolateurs de poste quand ils sont soumis aux surtensions de foudre.

**2<sup>e</sup> Série :** Détermination de la tension de contournement critique  $V_{50}$  aux chocs de manœuvre d'un isolateur sous conditions propres et conditions de glace, afin d'observer l'influence de la présence de glace sur la surface de l'isolateur dans le comportement des isolateurs de poste soumis aux surtensions de manœuvre.

**3<sup>e</sup> Série :** Détermination de la tension de contournement d'une probabilité de 10% ( $V_{10}$ ) d'un isolateur recouvert de glace soumis à la surtension la plus critique qui a été déterminée des résultats des deux séries antérieures (surtension de manœuvre). Dans le but de déterminer les valeurs des écart-types pour les deux polarités de tension.

**4<sup>e</sup> Série :** Étude de l'influence de la conductivité de l'eau d'accumulation sur la tension de contournement critique  $V_{50}$  d'un isolateur recouvert de glace soumis aux chocs de manœuvre. La conductivité de l'eau d'accumulation a été ajoutée par l'ajout de sel. Ainsi, quatre valeurs ont été utilisées : (30, 80, 160 et 250  $\mu\text{S}/\text{cm}$  à 20 °C). Les tests ont été réalisés pour les deux polarités de tension.

**5<sup>e</sup> Série :** Étude de l'influence de la température ambiante sur la tension de contournement critique  $V_{50}$  d'un isolateur recouvert de glace soumis aux chocs de manœuvre. La conductivité de l'eau d'accumulation est constante ( $80\mu\text{S}/\text{cm}$  à  $20^\circ\text{C}$ ) ainsi que tous les autres paramètres de la glace. La température ambiante a été modifiée par le réchauffement de la chambre climatique. Quatre valeurs de température ont été considérées lors de cette série d'essais : -12, -6, 0 et  $5^\circ\text{C}$ .

**6<sup>e</sup> Série :** Étude de l'influence de la longueur de l'intervalle d'air sur la tension de contournement critique  $V_{50}$  d'un isolateur recouvert de glace soumis aux chocs de manœuvre. La longueur de l'intervalle d'air a été ajustée artificiellement, après avoir réalisé une accumulation de glace sans tension, en découpant manuellement le dépôt de glace.

**7<sup>e</sup> Série :** Étude de l'influence de la position de l'intervalle d'air sur la tension de contournement critique  $V_{50}$  d'un isolateur recouvert de glace soumis aux chocs de manœuvre. Différents positions de l'intervalle d'air ont été étudiées : au voisinage de l'électrode haute tension, au milieu de l'isolateur et au voisinage de l'électrode de mise à la terre.

Le tableau 5.1 donne le résumé des séries d'essais réalisées dans cette recherche.

**Tableau 5.1** – Séries d’essais pour l’étude du contournement des isolateurs recouverts de glace soumis aux chocs de foudre et de manoeuvre

Séries d'essais :	Conductivité de l'eau à 20°C ( $\mu\text{S}/\text{cm}$ )	Température ambiante (°C)	Type d'impulsion	Polarité	nombre d'impulsions
$V_{50}$ aux chocs de foudre	80	0	Foudre	+ et -	$\geq 20$ par polarité
$V_{50}$ aux chocs de manoeuvre	80	0	Manoeuvre	+ et -	$\geq 20$ par polarité
$V_{10}$ et $\sigma$	80	0	Manoeuvre	+ et -	$\geq 56$ par polarité
conductivité de l'eau d'accumul.	30, 80, 160, 250	0	Manoeuvre	+ et -	$\geq 20$ par polarité et conductivité
température ambiante	80	-12, -6, 0, 5	Manoeuvre	+ et -	$\geq 20$ par polarité et température
longueur de l'intervalle d'air	80	0	Manoeuvre	+ et -	$\geq 20$ par polarité et par longueur
position de l'intervalle d'air	80	0	Manoeuvre	+ et -	$\geq 20$ par polarité et par position

## 5.2.2 Procédures liées aux essais de contournement

### 5.2.2.1 Opérations préliminaires

- Préparation de l'isolateur d'essai : nettoyage de l'isolateur avec de l'eau distillée et séché à la température ambiante.
- Préparation de la chambre climatique : nettoyage de la chambre et des gicleurs sous pression d'air. L'isolateur est placé dans la chambre qui est réglée à une température de  $-12^{\circ}\text{C}$ , déterminée pour la première étape d'expérimentation. Les ventilateurs des échangeurs thermiques et le compresseur sont mis en marche.
- Préparation de l'eau : le réservoir appropriée est rempli d'eau distillée. On additionne une quantité prédéterminée de sel (NaCl) pour obtenir la conductivité requise pour chaque type d'essai.

### 5.2.2.2 Etapes d'expérimentation

La procédure expérimentale utilisée dans cette recherche est représentée graphiquement par la figure 5.6.

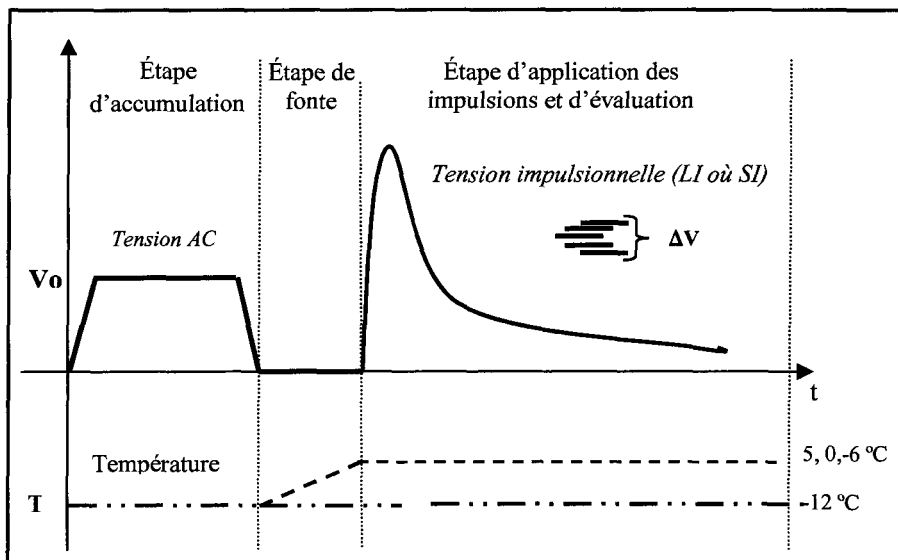


Figure 5.6 – Etapes d'expérimentation pour l'obtention de  $V_{50}$  et de  $V_{10}$

La méthodologie expérimentale utilisée se résume par les trois étapes suivantes :

1. Étape d'accumulation de la glace,
2. Étape de fonte,
3. Étape d'application d'impulsions et d'évaluation.

#### 5.2.2.2.1 Étape d'accumulation de la glace

Cette première étape consiste à accumuler la glace sur l'isolateur. Le compresseur, le système d'oscillation des gicleurs et les ventilateurs de soufflage et d'épuration sont mis en marche. Ensuite, on procède à l'ouverture des vannes d'eau et d'air. Le réglage de la

pression d'air et du débit d'eau aux valeurs demandées est réalisé. Les gicleurs sont chauffés avec des résistances en céramique installées autour de ces derniers.

Au même moment, la tension de service est appliquée à l'isolateur pendant toute la durée de l'accumulation. Cette tension est de 83,5 kV/m de distances d'arc ce qui correspond à la tension de service d'un isolateur de poste en porcelaine d'un réseau triphasé de 145 kV. Une surveillance continue du déroulement de l'accumulation est nécessaire afin d'assurer un dépôt de glace approprié sur l'isolateur testé. Afin d'obtenir du verglas, connu comme le type de glace le plus dangereux [16, 18, 27], les paramètres environnementaux utilisés lors de l'étape d'accumulation sont résumés dans le tableau 5.2.

**Tableau 5.2.** Paramètres utilisés dans l'étape d'accumulation

<b>Etape d'accumulation</b>	
○ Type de glace	Verglas
○ Température de l'air	-12 °C
○ Grosseur moyenne des gouttelettes	80 µm
○ Epaisseur de la glace (mesurée dans le cylindre témoin)	1,5 cm
○ Vitesse du vent	3,3 m/s
○ Débit de l'eau pour la formation de la glace	300 ccm/gicleur
○ Tension AC	83,5 kV/m
○ Conductivité de l'eau (à 20°C)	80 µS/cm ou selon l'essai

#### **5.2.2.2.2 Étape de fonte**

Immédiatement après l'étape d'accumulation, une fois l'épaisseur de glace désirée atteinte, la projection des gouttelettes d'eau est arrêtée, de même que l'application de la

tension de service. Par la suite, une période de réchauffement peut être réalisée afin d'atteindre la température désirée à l'étape de test suivante (selon la série d'essai). Ce réchauffement de la chambre climatique s'effectue par l'ouverture de la porte de la chambre. Qui constitue ainsi la seule source de chaleur pour réchauffer la surface de la glace. Ainsi, en absence de courant de fuite, on observe peu de film d'eau sur la surface du dépôt de glace.

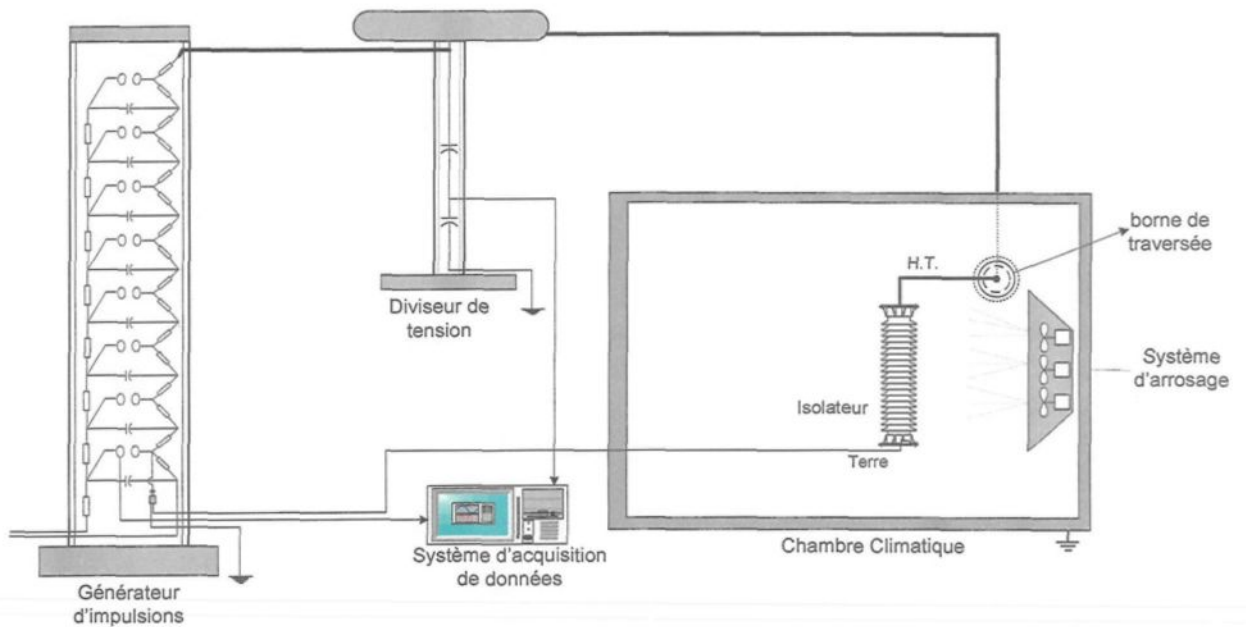
Ce temps est aussi utilisé pour la préparation de la connexion vers le générateur d'impulsion et démarrer le démarrage du système d'acquisition de données utilisé pour l'étape d'application d'impulsions et d'évaluation.

#### **5.2.2.2.3 Étape d'application d'impulsions**

Enfin, pour cette étape, le montage expérimental est présenté dans la figure 5.7.

La chambre est refermée une fois que la température désirée est obtenue. Le système de contrôle et commande du générateur est mise en marche ainsi que le système d'acquisition de données. La polarité et le type d'impulsion, ainsi que la tension de début, la tension de pas, sont réglées selon la série d'essais. Le système de mise à la terre du générateur est déconnecté de la terre et la procédure pour la sécurité des essais est suivie. À partir de cet instant, la procédure pour l'application des impulsions ainsi que pour la procédure d'évaluation varie d'accord aux tensions  $V_{50}$  et  $V_{10}$  tel qu'établi aux spécifications de la norme CEI 60-1 décrites ci-après.





**Figure 5.7** – Montage expérimental des essais sous tensions impulsionnelles

#### *A. La tension critique de contournement ( $V_{50}$ )*

Comme étant une isolation autorégénératrice, l'isolateur de poste en porcelaine a été testé avec la méthode de « montée et descente » décrite dans la norme internationale CEI 60-1. Cette méthode détermine la réalisation d'un minimum de vingt applications utiles ou groupes d'application (à différents niveaux de tension) et une impulsion par groupe. Dans notre cas, le nombre des impulsions a varié entre 21 et 25 pour les différents essais, afin de mieux analyser le comportement de la  $V_{50}$  pendant le test. Le premier seuil de tension appliquée correspond à la valeur de la tension  $V_{50}$  estimée. En cas de tenue, la tension doit être augmentée d'un palier de tension ( $\Delta V$ ) égale à la tension de crête correspondant à un maximum de 3% de la tension de  $V_{50}$  estimée, par contre si le résultat de l'impulsion est un contournement, la tension est diminuée de  $\Delta V$  [7].

La première valeur de tension utile est la première tension conduisant au contournement

Les types d'impulsions appliquées sur l'isolateur sont les impulsions standard de foudre (impulsion 1,2/50  $\mu\text{s}$ ) et de manœuvre (impulsion 250/2500  $\mu\text{s}$ ) [7, 8]. Celles-ci sont présentées schématiquement aux figures 5.8 et 5.9.

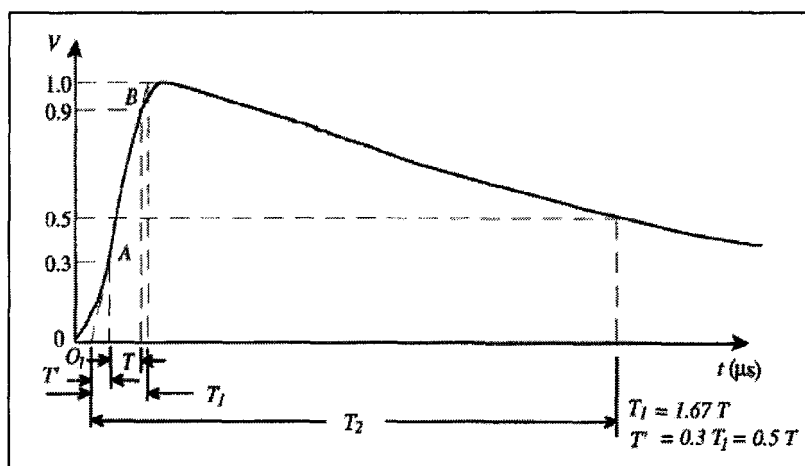


Figure 5.8 – Impulsion de foudre standard 1,2/50 $\mu\text{s}$

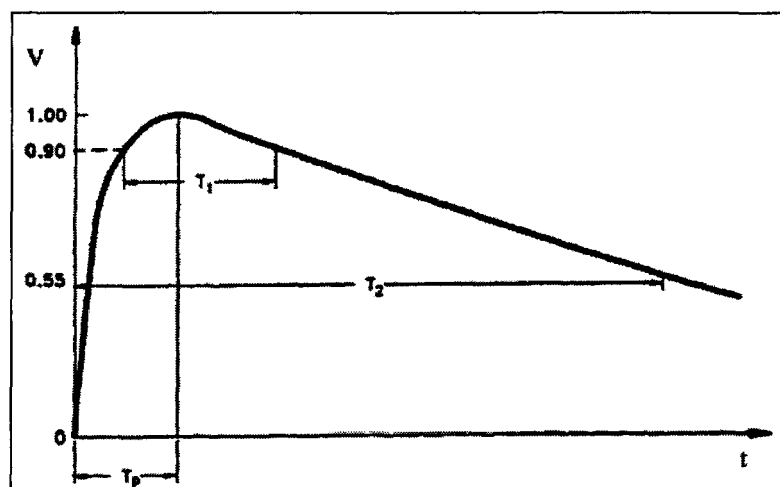
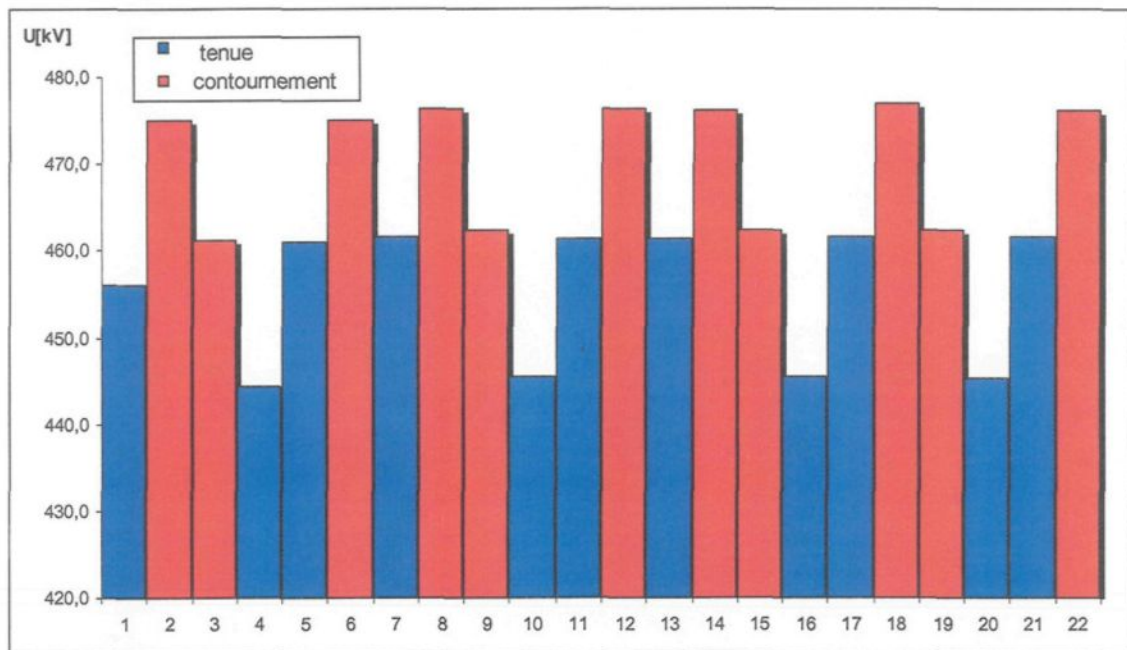
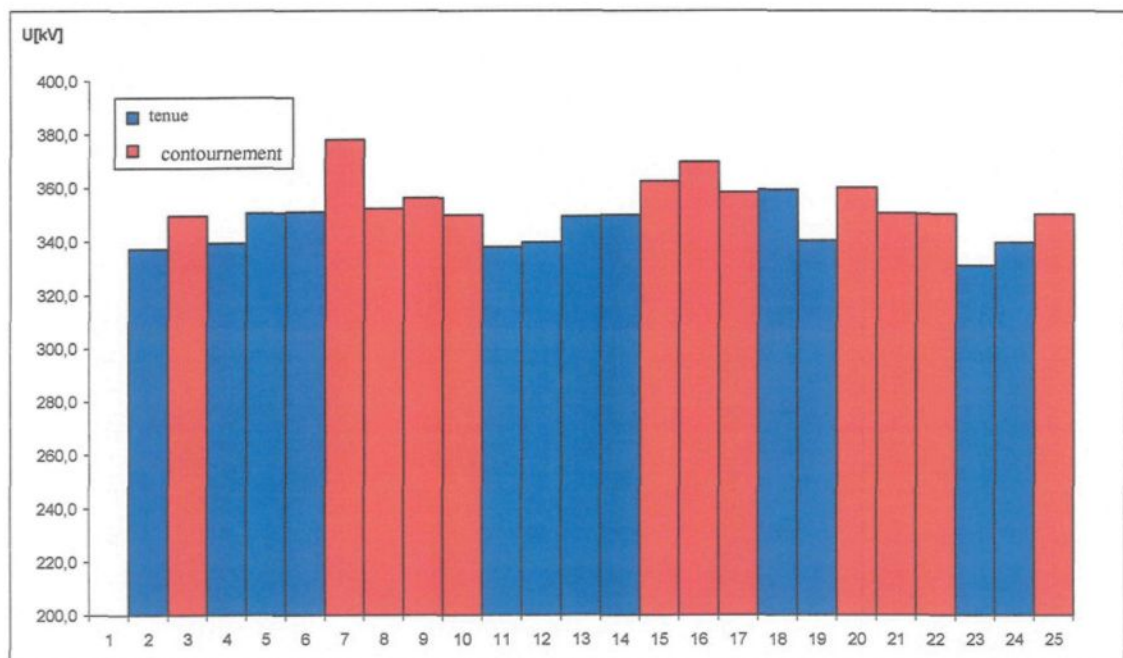


Figure 5.9 – Impulsion de manœuvre standard 250/2500 $\mu\text{s}$

Des exemples des mesures expérimentales pour l'obtention de  $V_{50}$  sont présentés aux les figures 5.10 et 5.11.



**Figure 5.10** - Mesures expérimentales obtenues par la méthode de montée et descente pour le calcul de la tension  $V_{50}$  d'un isolateur recouvert de glace, chocs de foudre - polarité positive (longueur testé = 80% de la longueur totale de l'isolateur)



**Figure 5.11** - Mesures expérimentales obtenues par la méthode de montée et descente pour le calcul de la tension  $V_{50}$  d'un isolateur recouvert de glace, chocs de manœuvre - polarité positive (longueur testé = 80% de la longueur totale de l'isolateur)

Il est important d'établir qu'il n'a pas été observé aucune chute de glace importante. Cependant, des petites quantités de glace ont tombées lors de l'application des niveaux très élevés de tension. Quoique, ces détachements de glace n'ont pas affecté l'état de la surface du dépôt de glace, puis n'ont pas affecté le processus d'obtention de la tension  $V_{50}$ .

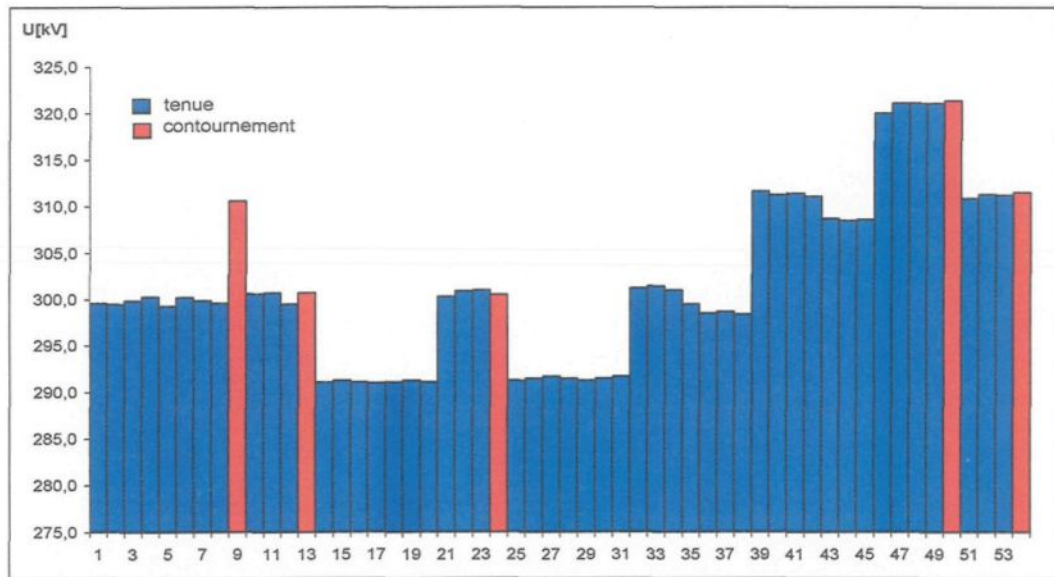
***B. Tension de contournement à 10% ( $V_{10}$ ):***

La détermination expérimentale de la tension de contournement à une probabilité de 10% a été réalisée dans le but d'obtenir l'écart type  $\sigma$ . La méthode utilisée est aussi la méthode de « montée et descente », qui consiste en l'application d'au moins 8 groupes d'application (à des différents niveaux des tension) et 7 impulsions réalisées par groupe d'application [7, 8]. Dans notre cas, le nombre d'impulsions a varié entre 40 et 45 impulsions par test.

Également, le pas de tension ( $\Delta V$ ) entre chacun des niveaux de la tension d'essai est d'un maximum de 3% de la tension  $V_{50}$  estimée, le premier niveau considéré est celui auquel au moins deux groupes ont été appliquées. Un exemple des mesures expérimentales réalisées est présenté à la figure 5.12.

Ces essais ont été réalisés uniquement pour les isolateurs recouverts de glace soumis aux chocs de manœuvre.

De même, il a été établi que lors de l'application des impulsions, il n'a pas eu des chutes importantes de glace. Des petites quantités de glace ont tombées lors des essais à des niveaux très élevés de la tension sans affecter l'état de la surface du dépôt de glace ni l'obtention de la tension  $V_{10}$ .



**Figure 5.12** - Mesures expérimentales obtenues par la méthode de montée et descente pour le calcul de la tension  $V_{10}$  d'un isolateur recouvert de glace, chocs de manœuvre - polarité positive (longueur testé = 80% de la longueur totale de l'isolateur)

### 5.2.2.3 Méthodes d'évaluation

Les méthodes d'évaluation ont aussi été tirées des spécifications de la norme internationale CEI 60-1. Ainsi, pour une procédure d'essai donnée, lorsque la probabilité  $P$  ne dépend que de la valeur  $V$  de la contrainte de tension, le comportement de l'isolation peut être représenté par une fonction  $P(U)$  déterminée par les processus physiques de développement de la décharge. Pour les applications pratiques, cette fonction (fonction de probabilité de décharge disruptive) peut être approchée par une expression mathématique

dépendant d'au moins deux paramètres  $V_{50}$  et  $\sigma$ .  $V_{50}$  est la tension 50% de décharge disruptive pour laquelle  $p(U)=0,5$  et  $\sigma$  est la dispersion conventionnelle (ou écart-type) avec  $\sigma = (V_{50}-V_{10})/z$ , où  $V_{10}$  est la tension pour laquelle  $P(U)=0,10$  et  $z$  est la variable de normale réduite pour une probabilité de 10%.

En général, les essais réalisés conduisent à un estimateur de  $V_p$ , la valeur de la tension de décharge disruptive, correspondant à une probabilité de décharge  $p$ . L'estimateur,  $V_p^*$  de  $V_p$  est donnée par :

$$V_p^* = \frac{\sum (k_i V_i)}{n} \quad (5.1)$$

Où  $k_i$  est le nombre de groupes de tension appliquée au niveau  $V_i$ .

Les formules montrées dans ce qui suit ont été appliquées pour le traitement des résultats obtenus pour l'obtention de  $V_{50}$  et pour l'obtention de  $V_{10}$  respectivement.

#### ***A. Tension de contournement critique $V_{50}$***

Ainsi, la tension à 50% est calculée selon la relation suivante [7] :

$$V_{50} = \frac{(\sum n_i V_i)}{N} \quad (5.2)$$

Où :

$V_{50}$  est la tension disruptive à 50%,

$V_i$  est le niveau de tension appliquée,

$n_i$  est le nombre d'impulsions à la tension  $V_i$ , et

$N$  est le nombre total de groupes d'application ou applications utiles.

***B. Tension de contournement à 10% et obtention de l'écart-type***

La tension  $V_{10}$  est calculée par la relation suivante [7]:

$$V_{10} = \frac{\sum_{i=1} k_i U_i}{\sum k_i} \quad (5.3)$$

Où :

$V_i$  est le niveau de tension appliquée,

$k_i$  est le nombre de groupes de tension appliquée au niveau  $V_i$ , et

$\sum k_i$  est le nombre total de groupes valides d'application de tension.

## **CHAPITRE VI**

# **RESULTATS EXPERIMENTAUX ET DISCUSSION**



# CHAPITRE VI

## RESULTATS EXPERIMENTAUX ET DISCUSSION

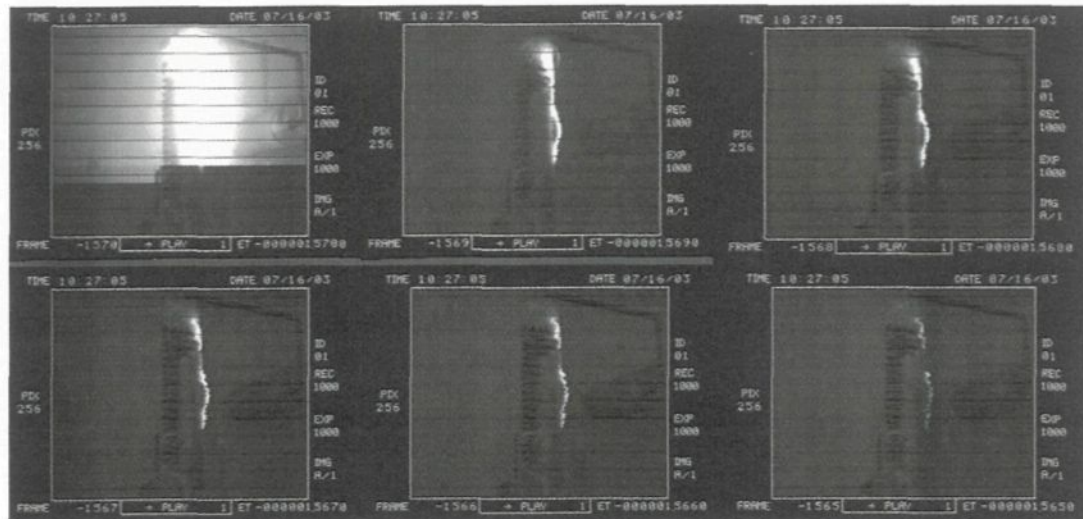
Dans ce chapitre, nous présentons les résultats obtenus des tests qui ont servi à déterminer le comportement diélectrique des isolateurs de poste standard recouvert de glace soumis aux surtensions transitoires.

Ainsi, la première partie est dédiée aux résultats et leur analyse concernant la performance des isolateurs dans des conditions de glace soumis aux chocs de manœuvre standard. La deuxième partie présente les résultats obtenus pour les isolateurs dans les mêmes conditions de glace soumis aux chocs de foudre. Finalement une comparaison est réalisée afin d'établir les similitudes et les différences entre le comportement des isolateurs recouverts de glace face aux surtensions transitoires de foudre et de manœuvre observés dans cette étude.

### **6.1. La performance électrique sous tensions impulsionnelles de manœuvre**

La figure 6.1 présente des images consécutives de l'extinction de l'arc d'un isolateur recouvert de glace sous choc de manœuvre. Ces images ont été prises avec une camera de haute vitesse d'une capacité de stockage de 1000 images par seconde. Malgré sa rapidité, nous n'avons pu obtenir des images du développement de la décharge.

Cependant, cela nous donne une idée de la trajectoire qui suit la décharge de l'électrode haute tension vers l'électrode de terre.



**Figure 6.1** – Images successives de l’extinction de l’arc de contournement d’un isolateur recouvert de glace soumis aux surtensions de manœuvre

### 6.1.1. Effet de la glace sur la tension de contournement critique aux chocs de manœuvre

Pour la détermination de l’effet de la glace sur le comportement des isolateurs soumis aux chocs de manœuvre, nous avons réalisés des essais avec l’isolateur en conditions propres et en conditions de glace, à une température de 0 °C par la méthode de « monté et descente ». La figure 6.2 présente les configurations des isolateurs testés, soit, en conditions propres et en conditions de glace utilisées dans cette série d’essais. La figure 6.3 présente des exemples de formes d’onde obtenues lors des essais sous tensions impulsionnelles.

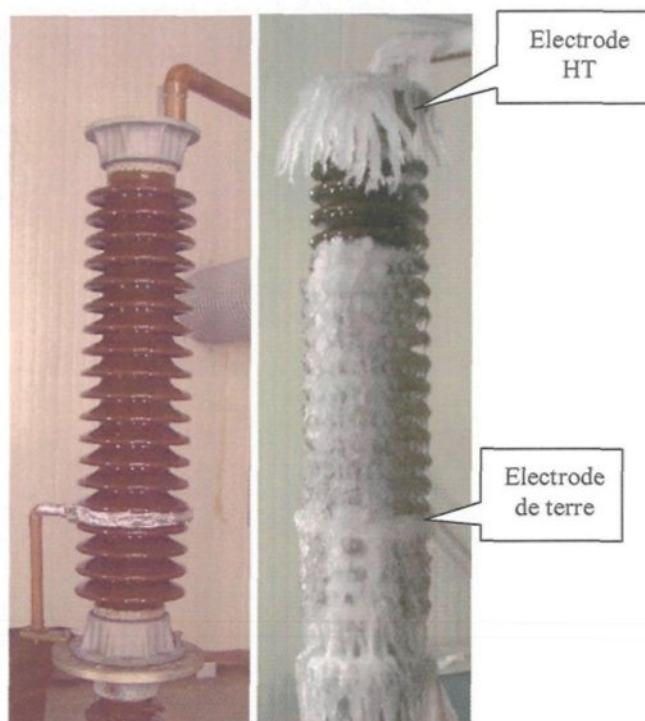


Figure 6.2 – Isolateur propre et isolateur recouvert de glace pour cette série d'essais

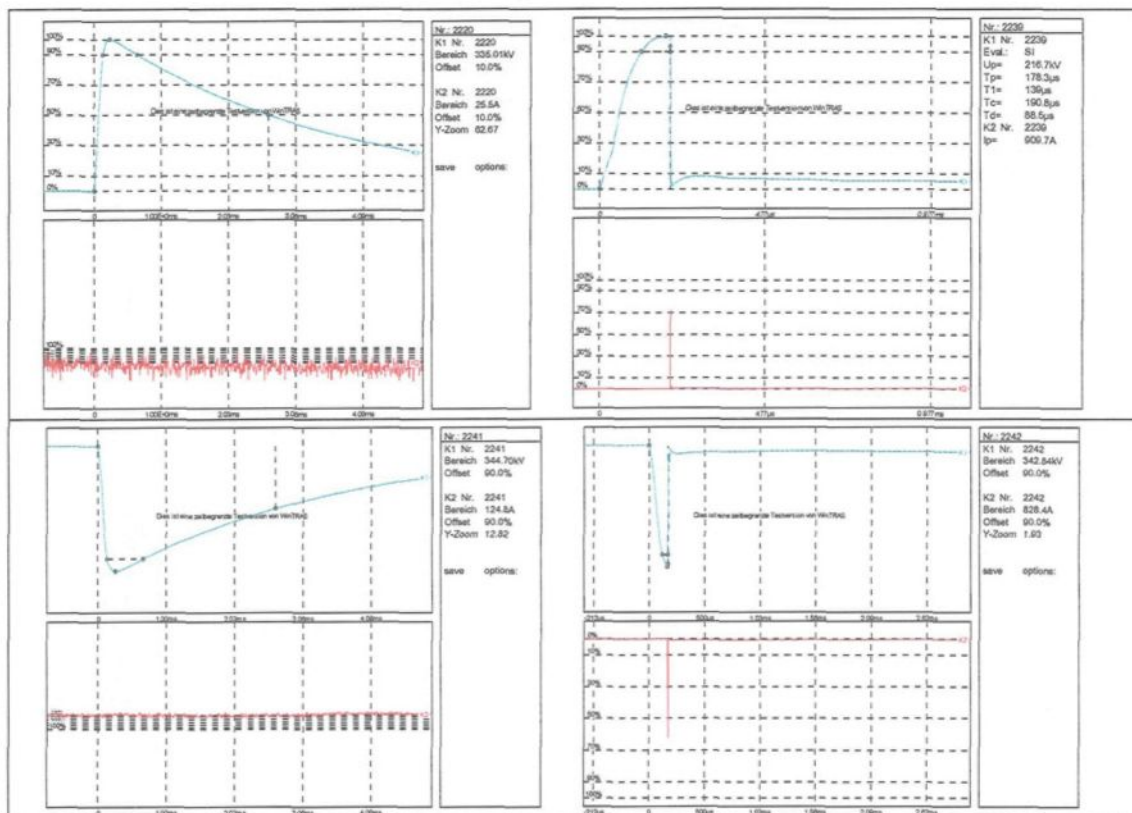


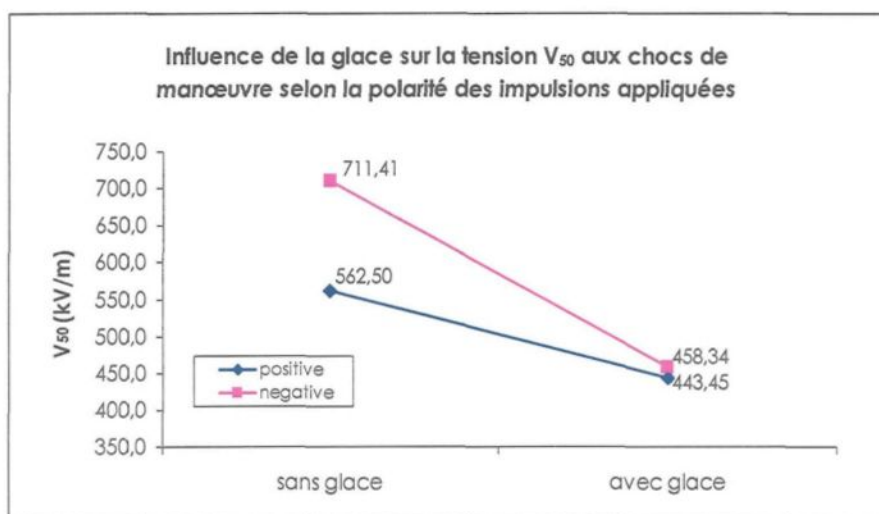
Figure 6.3 – Exemples de formes d'onde de tenue et de contournement obtenues pour des isolateurs recouverts de glaces soumis aux chocs de manœuvre

Les résultats de la figure 6.4 ont été obtenus sous deux conditions :

La première condition « sans glace », a été réalisée avec l'isolateur propre, à une température ambiante de 0°C, et une humidité relative de 53%.

La deuxième condition « avec glace », a été réalisée avec l'isolateur recouvert de glace formée avec de l'eau de conductivité 80  $\mu\text{S}/\text{cm}$  à 20°C, à une température ambiante de 0 °C, et une humidité relative de 65%.

Ces résultats montrent que la présence du dépôt de glace sur l'isolateur entraîne la diminution de la tension critique de contournement ( $V_{50}$ ) de 21,0% en polarité positive et de 35,5% en polarité négative.



**Figure 6.4** - Comparaison des valeurs de  $V_{50}$  obtenues en conditions propres et conditions de glace pour un isolateur recouvert de glace soumis aux chocs de manœuvre

Aussi, il est possible d'observer que sous conditions propres, l'effet de la polarité sur la valeur de  $V_{50}$  est considérable, ce qui n'est pas si évident sous conditions de glace.

Il semble que le mécanisme des décharges sous impulsion de manœuvre en conditions de glace, se propage aussi bien dans l'air qu'à la surface de la glace. Cette hypothèse est confirmée par les images prises avec la camera ultra rapide qui montrent la trajectoire suivie par la décharge (figure 6.1). Cependant, la trajectoire suivie par la décharge est aléatoire, c'est à dire qu'il n'est pas possible de définir une proportion de l'arc qui se propage dans l'air et dans la glace.

Dans ces conditions, quand la décharge se propage par la surface du dépôt de glace, celle-ci se développe plus rapidement à cause de la présence des ions de NaCl existants à la surface de la glace. Cette condition influe sur le développement des décharges positives et négatives [41].

Ces résultats mettent aussi en évidence le fait qu'en présence de glace, la polarité négative aux chocs de manœuvre devient un autre facteur à considérer dans l'étude de la performance électrique des isolateurs recouverts de glace soumis aux chocs de manœuvre.

#### **6.1.2. La tension de contournement à 10% et l'écart-type $\sigma$**

La détermination expérimentale de la valeur de la tension de contournement à 10% a été réalisée afin d'obtenir l'écart type  $\sigma$  de la répartition de la probabilité de contournement des isolateurs recouverts de glace soumis aux chocs de manœuvre. Les



résultats des tests effectués en laboratoire sont résumés dans les figures 6.5 et 6.6 pour les polarités positive et négative respectivement.

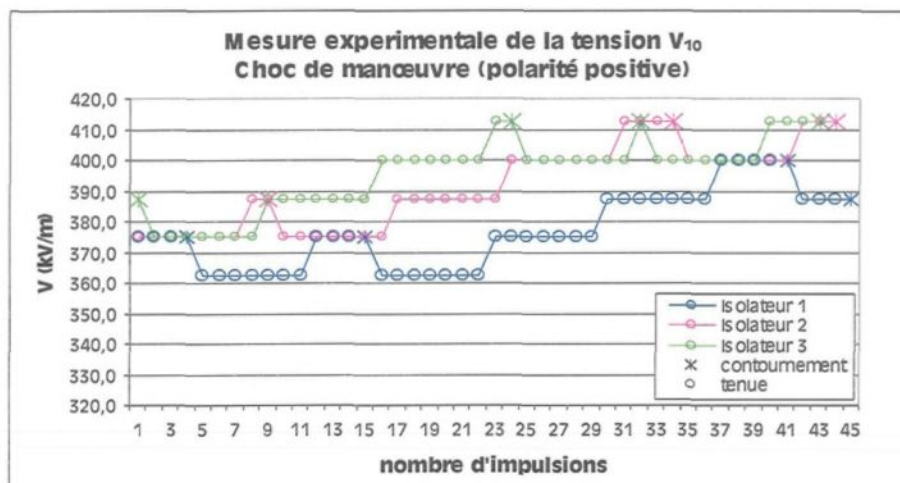


Figure 6.5 - Mesures réalisées pour l'obtention de la tension  $V_{10}$  - polarité positive

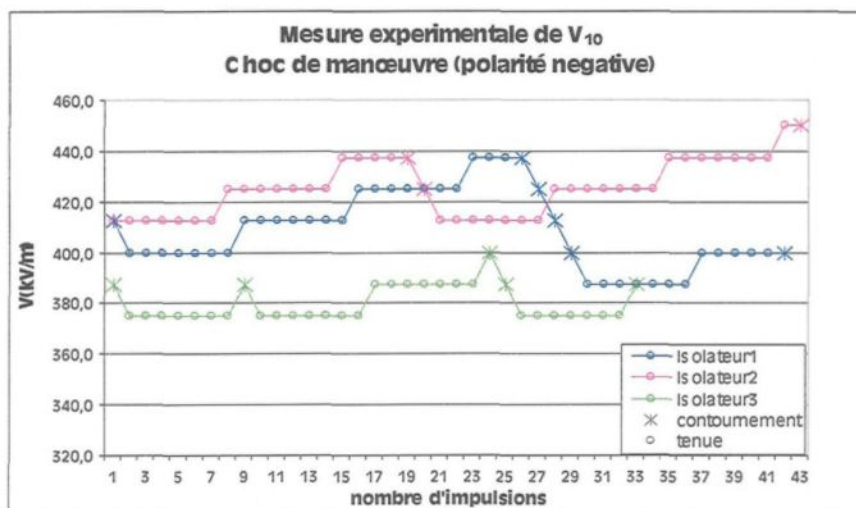


Figure 6.6 - Mesures réalisées pour l'obtention de la tension  $V_{10}$  - polarité négative

#### 6.1.2.1. Calcul de l'écart-type - obtention de la fonction de répartition de la probabilité de contournement aux chocs de manœuvre

La probabilité de contournement varie avec la tension selon une distribution qui s'approche de la distribution normale (Gaussienne) [11, 14, 15], Il est alors possible de définir un écart-type  $\sigma$  qui s'obtient de la relation suivante :

$$\sigma = \frac{V_{50} - V_{10}}{z} \quad (6.1)$$

Ainsi, en utilisant l'équation ci-dessus et les valeurs de  $V_{50}$  et  $V_{10}$  des isolateurs recouverts de glace obtenus expérimentalement, est résumé dans le tableau 6.1, il est alors possible de calculer les différents écart-types relatifs aux tests effectués.

**Tableau 6.1** – Valeurs de la tension  $V_{50}$  et  $V_{10}$  pour le calcul des écart-types pour la polarité positive et la polarité négative.

<b><math>V_{50}</math> (kV/m)</b>	
Pour la polarité positive	443,45
Pour la polarité négative	458,34
<b><math>V_{10}</math> (kV/m)</b>	
Pour la polarité positive	390,18
Pour la polarité négative	407,88

Avec la valeur de  $z$  égal à 1,28, déterminée à partir des tables de distribution normale [41] pour une probabilité de 10%, les écart-types pour chacune des polarités sont donc:

$$\text{Polarité positive } \sigma_{pp} = \frac{445,24 - 390,28}{1,28} = 42,94 [kV/m]$$

$$\text{Polarité négative } \sigma_{pn} = \frac{458,34 - 407,88}{1,28} = 39,42 [kV/m]$$

Ainsi, considérant les valeurs de  $V_{50}$  et de  $\sigma$ , nous pouvons obtenir la distribution de probabilités de contournement pour des valeurs différentes de la tension de crête des surtensions de manœuvre (tableau 6.2.)

**Tableau 6.2-** Distribution de probabilités de contournement des isolateurs recouverts de glace soumis aux chocs de manœuvre

Probabilité de contournement	Probabilité de tenue	Tension de crête P. positive (kV/m)	Tension de crête P. négative (kV/m)
99,9%	0,1%	574,06	576,61
98,0%	2,0%	531,12	537,19
93,0%	7,0%	509,65	517,47
90,0%	10,0%	500,20	508,80
84,0%	16,0%	488,18	497,76
69,0%	31,0%	466,71	478,05
50,0%	50,0%	445,24	458,34
31,0%	69,0%	423,77	438,63
16,0%	84,0%	402,30	418,91
10,0%	90,0%	390,28	407,88
7,0%	93,0%	380,83	399,20
2,0%	98,0%	359,36	379,49
0,1%	99,9%	316,42	340,07

Les écart-types ainsi obtenus représentent 9,6 % de la tension  $V_{50}$  en polarité positive et 8,6 % de la tension  $V_{50}$  en polarité négative.

Ainsi, à partir du tableau 6.2, il est possible de déterminer les courbes de la fonction de répartition de probabilité de contournement de choc de manœuvre d'un isolateur sous conditions de glace soumis aux surtensions de manœuvre pour les deux polarités. Les résultats sont présentés aux figures 6.7 et 6.8 pour les polarités positive et négative respectivement.



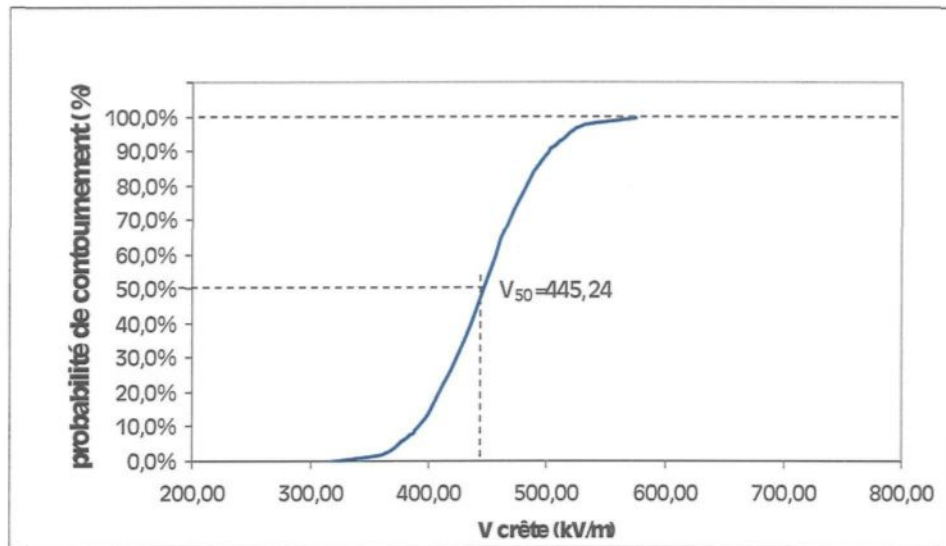


Figure 6.7 - Fonction de répartition de probabilité de contournement des isolateurs recouverts de glace soumis aux chocs de manœuvre (polarité positive)

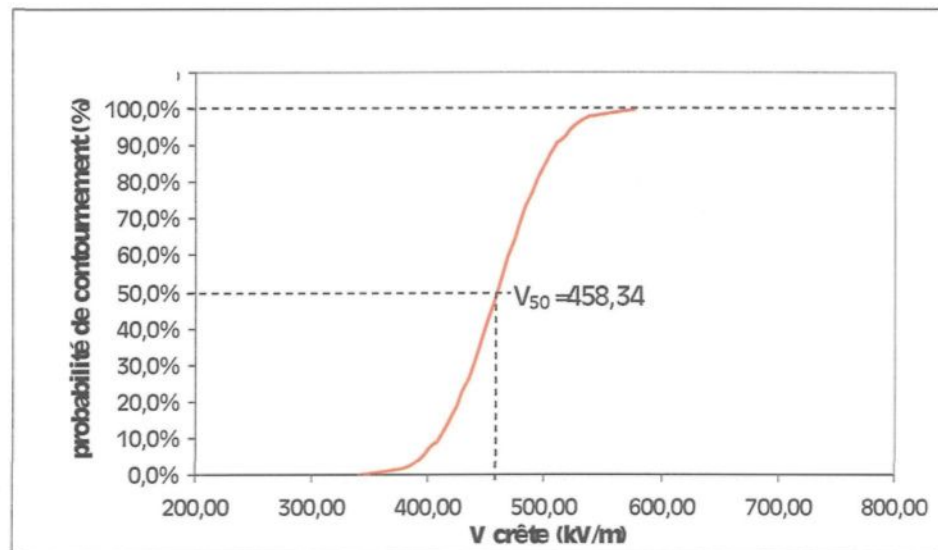


Figure 6.8 - Fonction de répartition de probabilité de contournement des isolateurs recouverts de glace soumis aux chocs de manoeuvre (polarité négative)

### 6.1.3. Influence de la conductivité de l'eau d'accumulation

La variation de la conductivité de l'eau d'accumulation a été réalisée en ajustant la quantité du sel (NaCl) ajouté à l'eau distillée. Les conductivités considérées pour cette étude sont de 30, 80, 160 et 250  $\mu\text{S}/\text{cm}$ . La distribution et la forme de la glace résultant

de l'accumulation à différentes valeurs de la conductivité de l'eau sont présentées à la figure 6.9. Les résultats obtenus pour les chocs de manœuvre sont présentés à la figure 6.10.

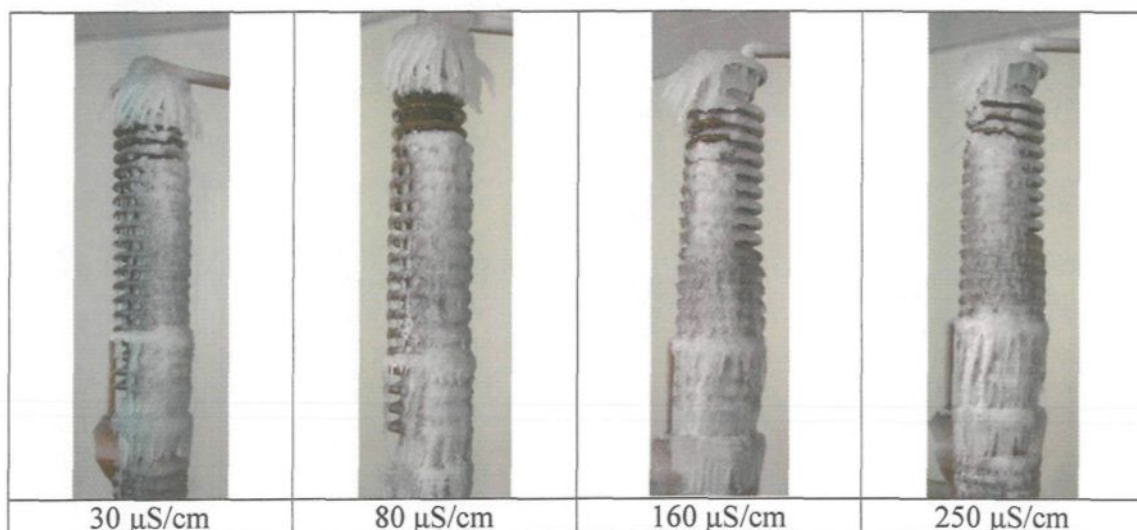


Figure 6.9 – Accumulation de la glace sur la surface de l'isolateur, selon la conductivité de l'eau d'accumulation

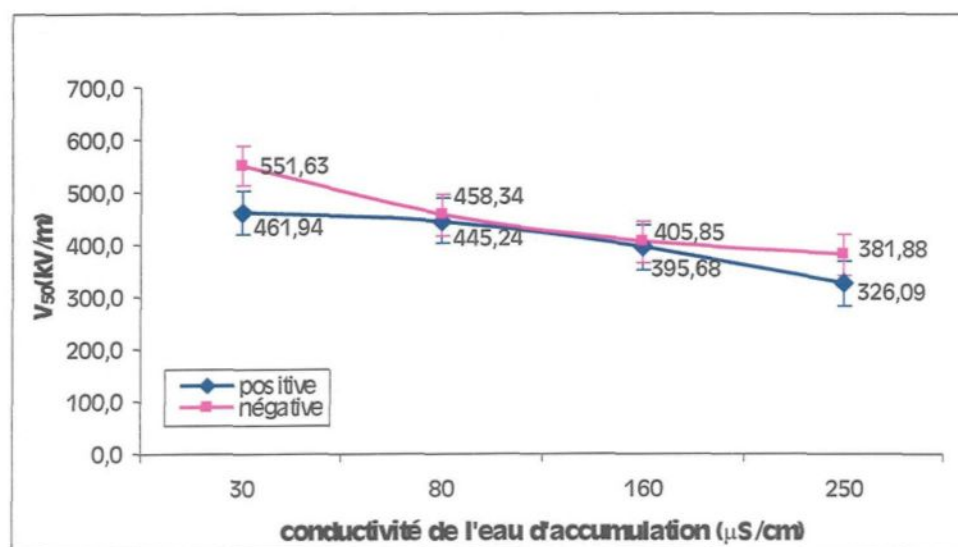


Figure 6.10 - Variation de la  $V_{50}$  selon la conductivité de l'eau d'accumulation en choc de manoeuvre

Une analyse rapide des résultats de la figure 6.10 indique que la tension de contournement critique  $V_{50}$  pour les surtensions de manoeuvre est inversement

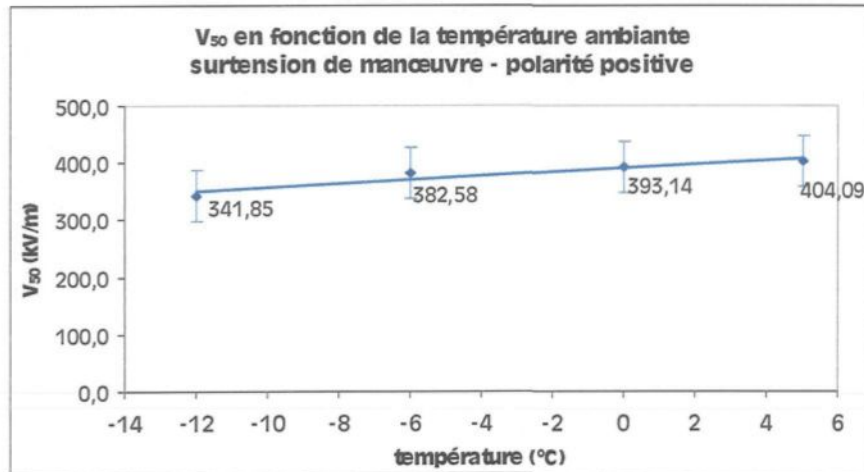
proportionnelle à la conductivité de l'eau de formation de la glace pour les deux polarités. Plus précisément, les valeurs de  $V_{50}$  obtenues pour une conductivité de  $250\mu\text{S/cm}$  sont réduites de 42% en polarité positive et de 46% en polarité négative par rapport à celles obtenues en conditions propres. De plus, nous observons que les courbes de tendance pour les deux polarités se rapprochent entre elles pour des valeurs des conductivités comprises entre 80 et  $160\mu\text{S/cm}$ .

L'explication que l'on peut apporter à ces résultats est qu'une plus grande conductivité semble, dans un sens général, augmenter la vitesse de propagation des streamers et provoquer le contournement à des niveaux plus bas de la tension. Les phénomènes d'attachement à la surface dus à la forte présence des atomes de chlore et la perturbation du champ électrique par les charges surfaciques peuvent expliquer ce phénomène [41].

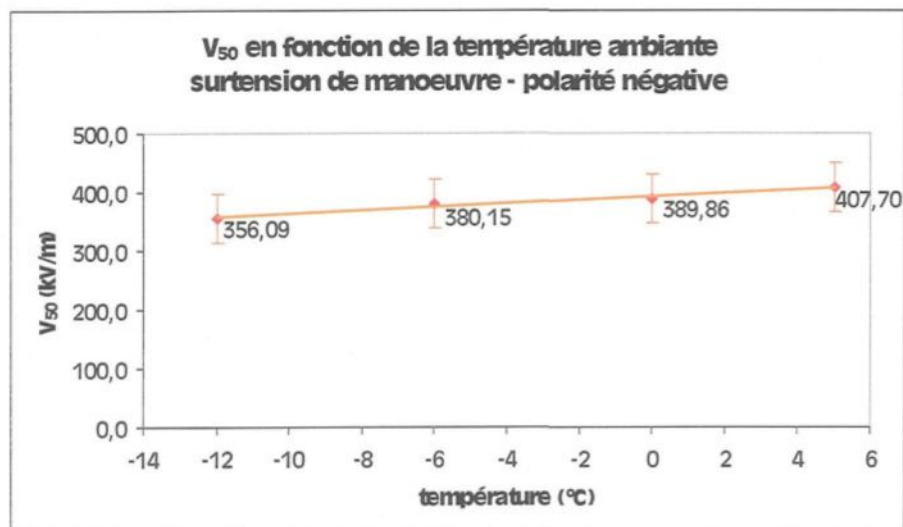
#### **6.1.4. Influence de la température ambiante**

Les résultats présentés ci-dessous viennent à la suite de plusieurs heures d'expérimentation à cause du comportement diélectrique des isolateurs recouverts de glace sous chocs de manoeuvre observé avec la variation de la température. Les paramètres de la glace utilisés lors des essais ont été établis dans le tableau 5.1 de ce mémoire. Cette série d'essais a été répétée jusqu'à quatre fois (80 impulsions par palier de température), dans le but d'établir la influence vraie de la température ambiante sur le comportement des isolateurs recouverts de glace soumis aux chocs de manoeuvre.

La figure 6.11 et 6.12 montrent les régressions linéaires des résultats obtenus pour les deux polarités. Ainsi il est possible d'observer une tendance presque linéaire de la variation de  $V_{50}$  des isolateurs recouverts de glace sous chocs de manœuvre.



**Figure 6.11** - Variation de la  $V_{50}$  selon la température ambiante en polarité positive, conductivité de l'eau d'accumulation  $80\mu\text{S}/\text{cm}$  à  $20^\circ\text{C}$



**Figure 6.12** - Variation de la  $V_{50}$  selon la température ambiante en polarité négative, conductivité de l'eau d'accumulation  $80\mu\text{S}/\text{cm}$  à  $20^\circ\text{C}$

Les résultats obtenus dévoilent que la tension de contournement critique  $V_{50}$  augmente lorsque la température croît. Ainsi, pour la polarité positive, l'augmentation

obtenue est de l'ordre de 10,65% entre -12 et -6 °C. Toutefois, à partir de -6°C nous pouvons constater une croissance plus linéaire, d'environ 5,3% jusqu'à 5°C.

En polarité négative, l'augmentation de  $V_{50}$  a un comportement linéaire par rapport à l'augmentation de la température ambiante. Cette augmentation est de 12,66% entre -12 et 5°C.

Cette tendance a été aussi observée pour des isolateurs propres soumis à des chocs de manœuvre sous différentes conditions climatiques (humidité et température) [42]. Dans notre cas, l'arc électrique se propage à l'interface de deux milieux, l'air et la surface de la glace. La température a une plus grande influence sur les caractéristiques de l'air entourant l'isolateur que sur celles de la glace. En effet, dans l'air ambiant, la température engendre l'augmentation de la pression de vapeur saturante de l'eau présente dans l'air [43]. Ainsi, le taux d'humidité augmente dans la chambre en raison de la combinaison des deux masses d'air (celle de la chambre froide et celle provenant de l'extérieur de la chambre durant l'étape de fonte à l'ouverture de la porte). En conséquence, la tension d'amorçage dans l'intervalle d'air augmente aussi. Ceci résulte de l'accroissement des phénomènes d'attachement et de recombinaison qui freinent le développement de la décharge [21, 41]. Etant donné que l'attachement apparaît lors de la production d'électrons libres par les phénomènes de collision, qui eux-mêmes sont caractéristiques de la décharge par avalanche, nous pouvons supposer que cette influence concerne essentiellement la phase de streamer.

Ainsi, il est intéressant et important de noter que la température ambiante a un effet contraire à celui observé dans le cas des isolateurs recouverts de glace soumis à la tension en C.A. [36]. Dans ce cas, l'augmentation de la température entraîne l'augmentation du film d'eau conducteur à la surface de la couche de glace. Ce film d'eau est un facteur essentiel pour le contournement des isolateurs sous la tension de service [44].

#### **6.1.5. Influence de la longueur de l'intervalle d'air**

Les intervalles d'air présents le long du dépôt de glace recouvrant les isolateurs sont formés naturellement en présence de la tension de service, ils se trouvent généralement au voisinage de l'électrode haute tension, mais ils peuvent aussi se placer aléatoirement le long de la colonne isolante. Cela a été aussi bien observé dans les installations électriques réelles [4] qu'en laboratoire [36].

Afin d'étudier l'influence des intervalles d'air sur la tenue diélectrique sous chocs de manœuvre, ceux-ci ont été créés artificiellement, en découpant le dépôt de glace accumulé sur l'isolateur d'essai. Les différentes configurations testées sont présentes à la figure 6.13 et les résultats obtenus en choc de manœuvre sont présentés à la figure 6.14.

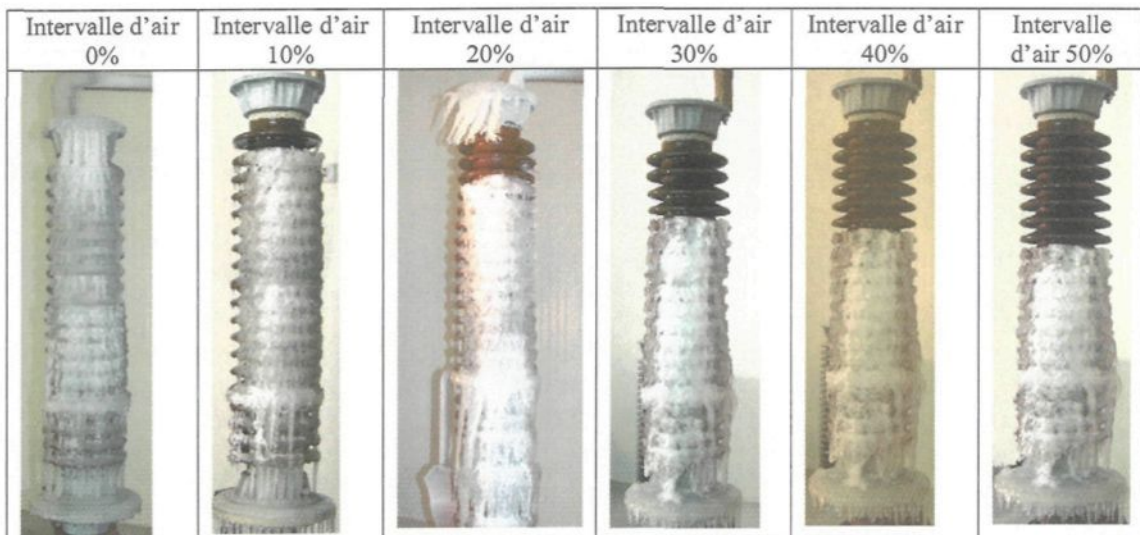


Figure 6.13 – Isolateurs recouverts de glace pour l'étude de l'influence de la longueur des intervalles d'air au choc de manœuvre. Conductivité de l'eau d'accumulation  $80\mu\text{S}/\text{cm}$  à  $20^\circ\text{C}$

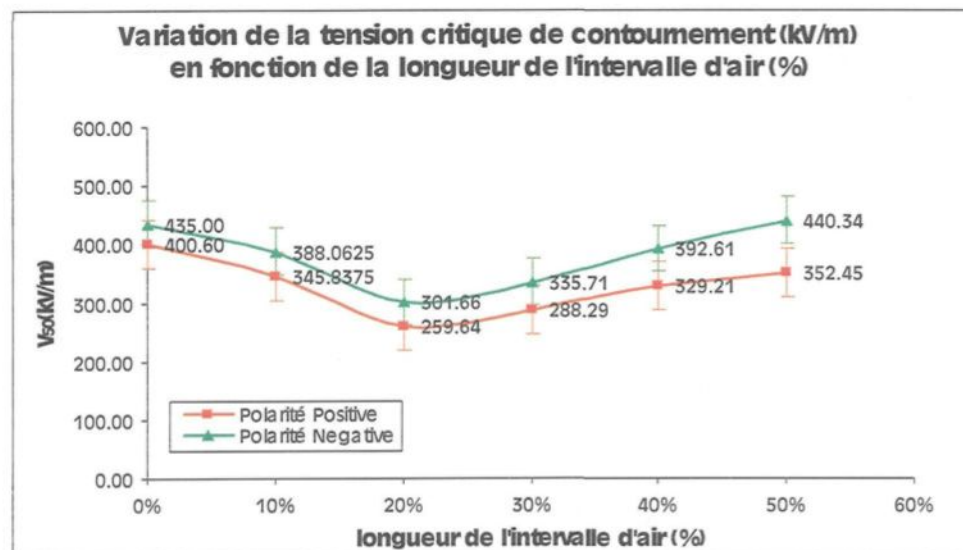


Figure 6.14 - Variation de la  $V_{50}$  selon la longueur de l'intervalle d'air, conductivité  $80\mu\text{S}/\text{cm}$  à  $20^\circ\text{C}$  et température ambiante de  $0^\circ\text{C}$

La relation entre le pourcentage de la longueur de l'intervalle d'air et la tension à 50% obtenue pour des impulsions de manœuvre présente une caractéristique typique de forme en « U ». La valeur la plus critique de  $V_{50}$  a été observée à une longueur de l'intervalle d'air correspondant à 20% de la longueur totale de l'isolateur testé et cela,



pour les deux polarités. Ainsi, la valeur de  $V_{50}$  la plus basse en polarité positive et en polarité négative est respectivement 53,85% et 57,6% inférieure à la valeur de  $V_{50}$  de l'isolateur en conditions propres.

Pour des intervalles d'air plus grands (50%), cette tension représente 37,3% en polarité positive et 38,1% en polarité négative de celle trouvée pour les isolateurs en conditions propres.

Dans le cas où 100% de la longueur de l'isolateur est couverte de glace, les valeurs de  $V_{50}$  obtenues sont élevées. Une explication probable est qu'en absence des intervalles d'air et dans des conditions de conductivité surfacique faible (quand l'épaisseur du film d'eau n'est pas importante), la glace se comporte comme une couverture diélectrique et la distribution du potentiel est uniforme, puisque la permittivité relative (celle de la glace) est uniforme tout au long de l'isolateur.

Lorsque l'intervalle d'air est réduit entre 10 et 30% de la longueur totale de l'isolateur,  $V_{50}$  présente un minimum. Cela peut s'expliquer par le fait que la présence d'une forte concentration du potentiel entraîne l'apparition des décharges partielles le long de l'intervalle d'air à un niveau de tension plus bas.

Enfin, lorsque l'intervalle d'air occupe une portion significative de l'espace entre l'électrode haute tension et la terre (50% de la longueur totale de l'isolateur), cette concentration du potentiel n'est pas suffisante pour maintenir l'activité de décharge et

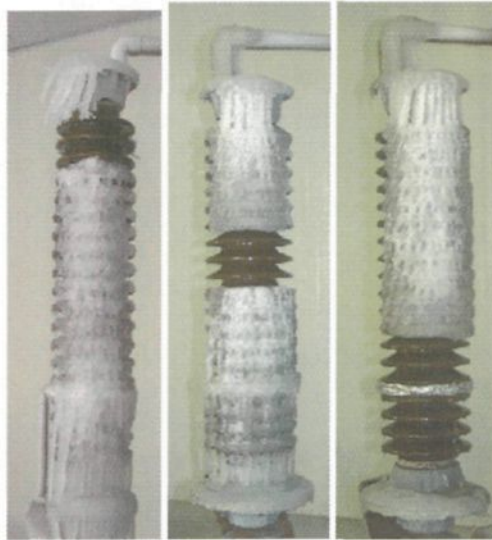


initier le contournement. Ainsi, un grand intervalle d'air provoquera une tenue diélectrique plus élevée que celle obtenue pour des intervalles d'air plus courts.

Les résultats obtenus dans cette série en étude (isolateurs recouverts de glace) ont été comparés avec ceux publiés par des chercheurs japonais [30-35]. En effet, ils ont établi une courbe caractéristique de forme en « U » (figures 4.10 à 4.14 de ce mémoire) pour le comportement diélectrique des chaînes d'isolateur recouvertes de neige soumis aux chocs de manœuvre à polarités positive et négative.

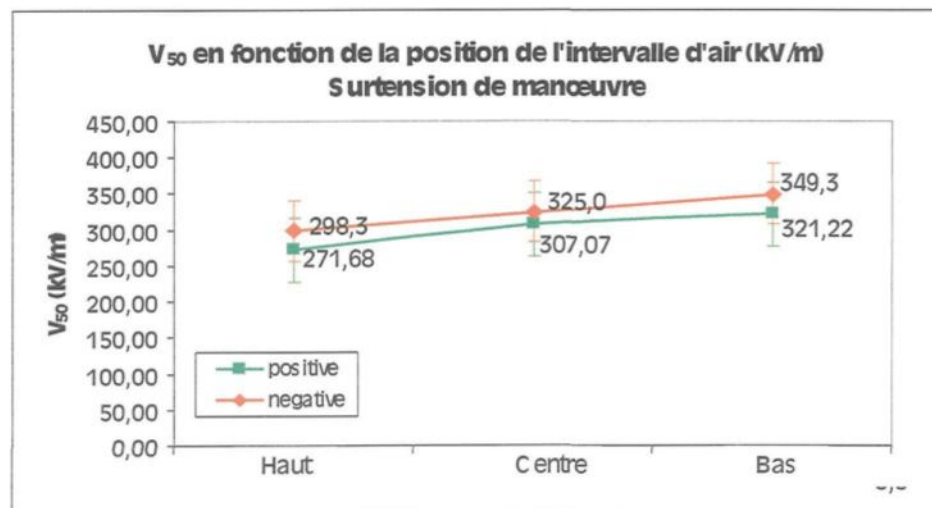
#### **6.1.6. Influence de la position de l'intervalle d'air**

Pour cette étude, nous avons considéré la longueur de l'intervalle d'air la plus critique observée dans la série d'essais antérieure, c'est à dire, nous avons placé un intervalle d'air correspondant à 20% de la longueur totale de l'isolateur. Pour les tests, 3 positions de cet intervalle d'air ont été considérées, tel qu'illustré à la figure 6.15 : proche de l'électrode haute tension; au centre de l'isolateur et proche de l'électrode mise à la terre. Chaque configuration a été soumise à des chocs de manœuvre en polarités positive et négative.



**Figure 6.15** – Isolateur recouvert de glace avec des intervalles d'air placés en haut (à côté de l'électrode haute tension), au centre et en bas (à côté de l'électrode mise à la terre)

Dans cette série, l'étape d'accumulation de glace a été réalisée hors tension et les intervalles d'air ont été formés artificiellement. Les résultats obtenus sont présentés à la figure 6.16 :



**Figure 6.16** - Variation de la  $V_{50}$  selon la position de l'intervalle d'air

D'après les résultats obtenus, les valeurs plus critiques de  $V_{50}$  ont été observées lorsque l'intervalle d'air se trouve au voisinage de l'électrode H.T.  $V_{50}$  est réduite de

51,7% pour la polarité positive et de 58,1% pour la polarité négative, par rapport à la valeur de  $V_{50}$  de l'isolateur en conditions propres.

Ces valeurs sont supérieures à la configuration dans laquelle l'intervalle d'air est placé au centre de l'isolateur (45,4% à polarité positive et 54,3% à polarité négative par rapport aux conditions propres). De même, ces valeurs sont aussi supérieures à celles trouvés quand l'intervalle d'air est placé près de la mise à la terre (42,9% à polarité positive et 50,9% à polarité négative par rapport aux conditions propres).

Ces résultats sont en accord avec les résultats obtenus par modélisation de la distribution du champ électrique des isolateurs de poste recouverts de glace humide [38]. Ces résultats montrent qu'il existe une plus grande concentration du potentiel et du champ électriques dans les intervalles d'air situés près de l'électrode haute tension par rapport au même intervalle d'air placé près de l'électrode de mise à la terre.

## **6.2. La performance électrique sous tension de foudre**

### **6.2.1. Effet de la glace et de la polarité de la tension appliquée**

Comme dans le cas des surtensions de manœuvre, l'isolateur (en conditions propres et conditions de glace) a été soumis aux impulsions de foudre standard. Les formes d'onde obtenues sont présentées à la figure 6.17 pour l'isolateur en conditions propres et à la figure 6.18 pour l'isolateur en conditions de glace.

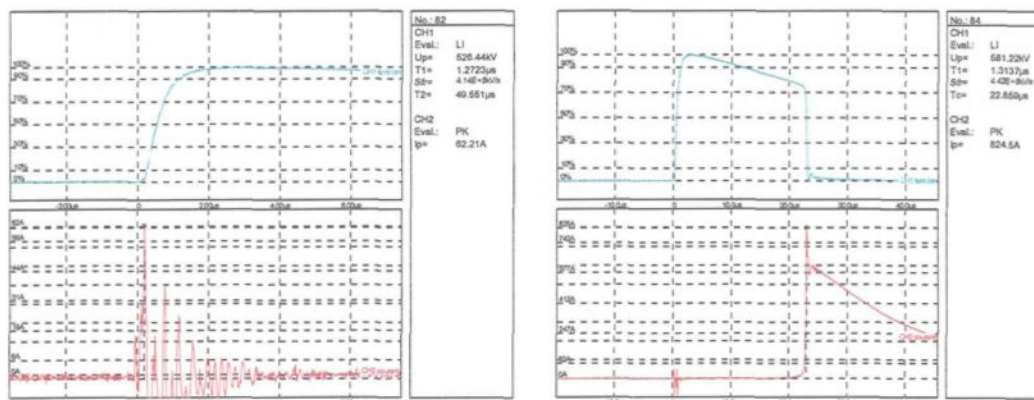


Figure 6.17 – Exemples de forme d'onde de tenue (à gauche) et de contournement (à droite) pour un isolateur propre (impulsion de foudre polarité positive)

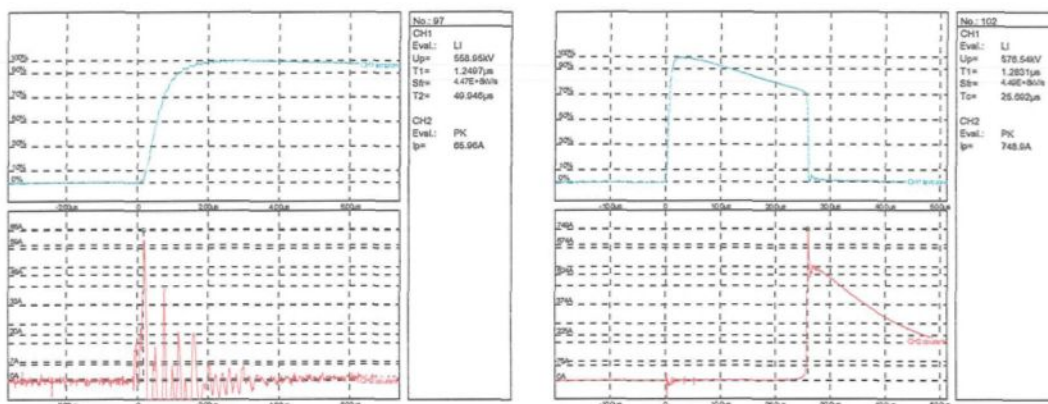
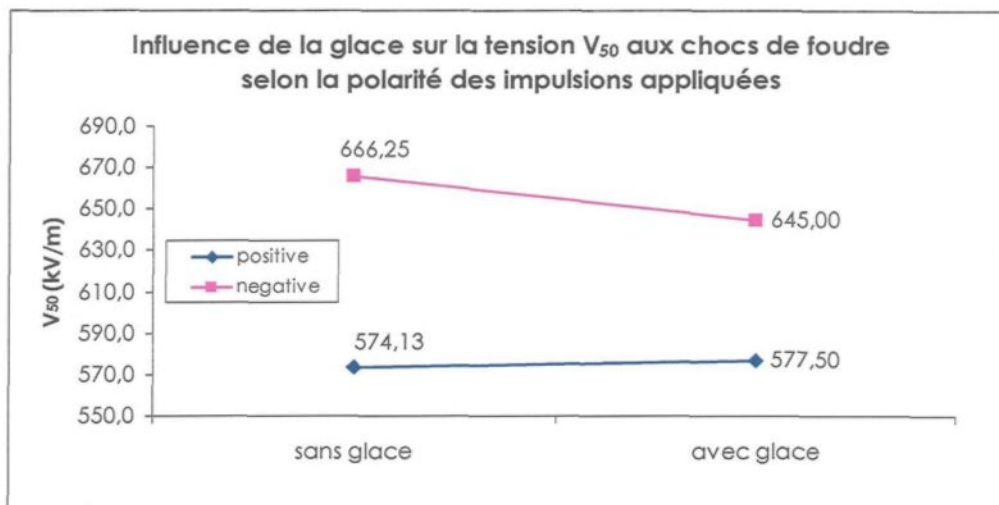


Figure 6.18 - Exemples de forme d'onde de tenue (à gauche) et de contournement (à droite) pour un isolateur recouvert de glace (impulsion de foudre polarité positive)

La figure 6.19 présente la variation de la tension  $V_{50}$  obtenue pour un isolateur de poste en conditions propres et en conditions de glace lorsque ce dernier est soumis à un choc de foudre.



**Figure 6.19** - Influence du dépôt de glace sur la valeur de  $V_{50}$  au choc de foudre

Dans le cas des surtensions de foudre, la tension de contournement critique ( $V_{50}$ ) d'un isolateur de poste ne présente pas de variation significative (0,58%) pour la polarité positive de même que pour la polarité négative (3,19%). Par conséquent, nous pouvons conclure que le dépôt de glace sur l'isolateur ne semble pas avoir d'effet sur leur tenue diélectrique aux chocs de foudre.

La première explication qui vient à l'esprit est que le processus de décharge se déroule dans l'air. Ainsi, pour qu'un amorçage se produise, un certain temps est nécessaire afin d'initier l'ionisation thermique requise. Comme la durée de l'impulsion de foudre est très faible, les processus de décharge se terminent généralement dans la queue de l'onde d'impulsion. De ce fait, une valeur plus grande de la tension appliquée est donc nécessaire afin d'entraîner le contournement.

### 6.3. La performance des isolateurs à différents types des tensions appliquées

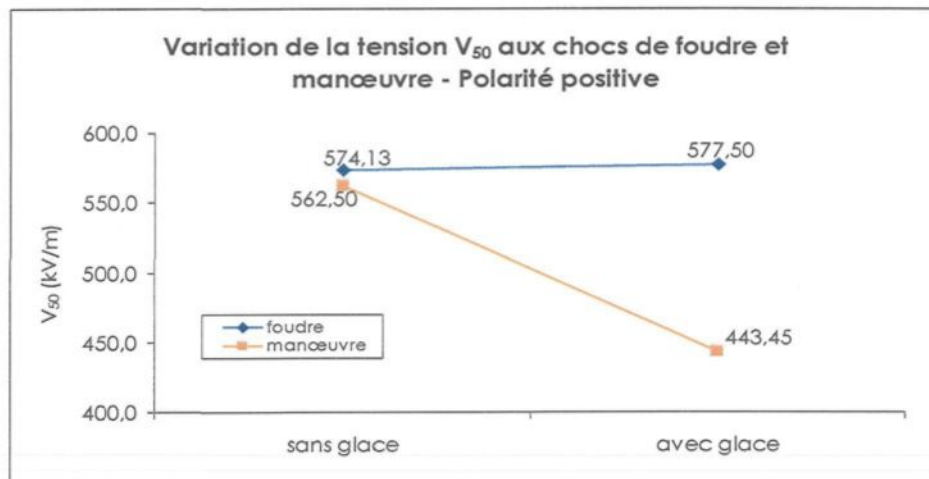


Figure 6.20 -  $V_{50}$  aux chocs de foudre et manœuvre – polarité positive

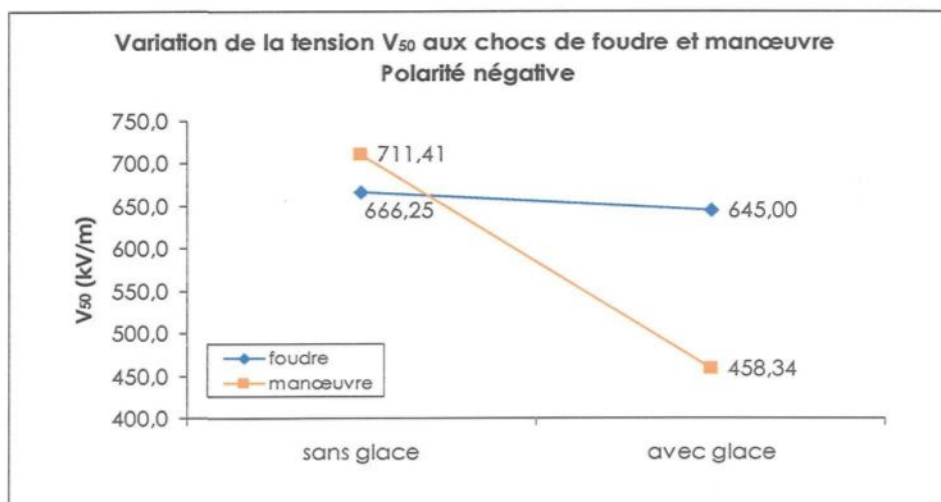


Figure 6.21 -  $V_{50}$  aux chocs de foudre et manœuvre – polarité négative

La comparaison des valeurs de  $V_{50}$  obtenues pour les chocs de foudre et de manœuvre à polarité positive révèle une différence de 23,2% sous conditions de glace, comparée à une différence de seulement 2,03% sous conditions propres. En polarité négative, la différence entre ces deux types de surtension est de 29,0% sous conditions de glace comparée à 6,35% sous conditions propres.

Ceci démontre l'influence importante du dépôt de glace sur la tenue diélectrique des isolateurs soumis aux chocs de manœuvre. Cependant, cette influence est négligeable en conditions de foudre.

Ce fait peut s'expliquer en calculant les fréquences équivalentes et ensuite la valeur de la permittivité relative de la glace pour les formes d'onde de foudre et de manœuvre standard.

En premier, les fréquences équivalentes sont calculées par la relation [45] :

$$f_{eq} = \frac{0,35}{T_2} \quad (6.1)$$

où :

$f_{eq}$  : fréquence équivalente (Hz).

$T_2$  : temps jusqu'à la mi-valeur (s).

Alors les valeurs trouvées sont :

$$\text{Pour le choc de foudre } f_{eq-foudre} = \frac{0,35}{1,2 \mu s} = 292 \text{ kHz}$$

$$\text{Pour le choc de manœuvre } f_{eq-manoeuvre} = \frac{0,35}{250 \mu s} = 1,4 \text{ kHz}$$

Alors, la permittivité relative du film d'eau peut être définie suivant l'expression [46] :

$$\epsilon_r = \epsilon_\infty + \frac{\epsilon_s - \epsilon_\infty}{1 + \omega^2 \tau^2} \quad (6.2)$$

Etant :

- $\epsilon_r$  la permittivité relative,
- $\epsilon_\infty$  la permittivité relative en haute fréquence ou permittivité « optique »,



- $\varepsilon_s$  la permittivité relative en statique,
- $\omega = 2\pi f$  la pulsation angulaire de la tension appliquée,
- la constante de relaxation  $\tau = C_r \exp\left(\frac{E_r}{KT}\right)$  (6.3)

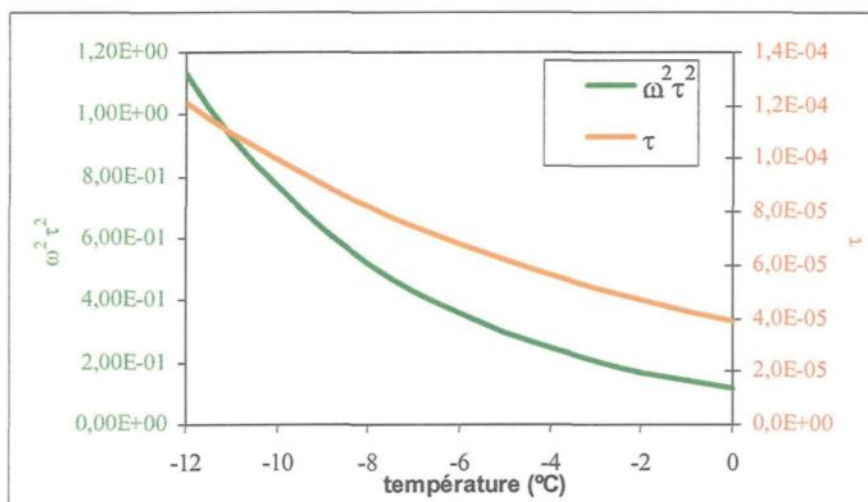
avec  $C_r$  une constate valant  $7,7 \cdot 10^{-16}$  s,

$E_r$  l'énergie d'activation valant  $9,29 \cdot 10^{-20}$  joules,

T la température (°K), et

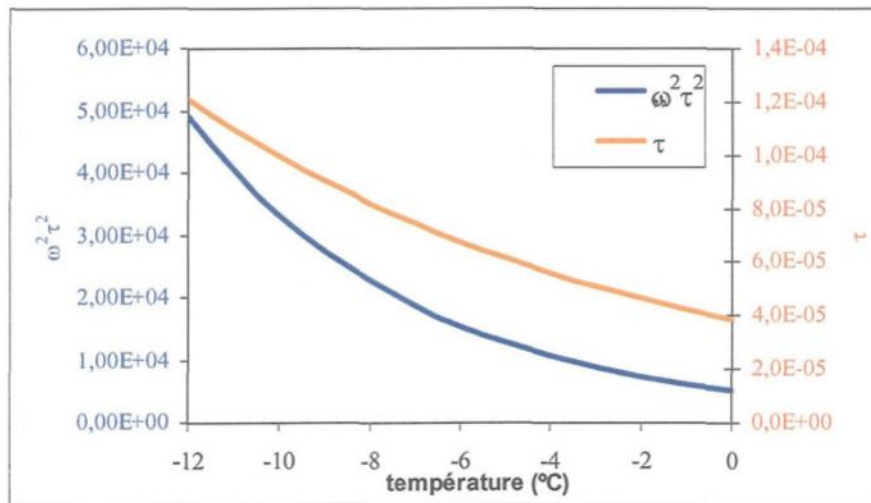
K la constante de Boltzmann.

$\tau$  est calculé au moyen de l'équation 6.3 pour des températures entre -12 et 0°C. Aussi, il est possible calculer le terme  $\omega^2\tau^2$  de l'équation 6.2 en considérant les valeurs de fréquence trouvées avec la relation 6.1 pour les chocs de foudre et de manœuvre. Les résultats apparaissent dans les figures 6.21 et 6.22.



**Figure 6.22** – Variation de  $\tau$  et de  $\omega^2\tau^2$  en fonction de la température pour le choc de manœuvre standard.





**Figure 6.23**– Variation de  $\tau$  et de  $\omega^2\tau^2$  en fonction de la température pour le choc de foudre standard.

En choc de manœuvre, le terme  $\omega^2\tau^2$  présente des valeurs négligeables devant 1 surtout quand la température est 0°C. Donc, l'équation 6.2 peut se simplifier à :

$$\varepsilon_r \cong \varepsilon_s \quad (6.4)$$

Ainsi, la permittivité relative ordinaire de la glace pour la fréquence en choc de manœuvre et pour une température de 0°C peut être prise égal à la permittivité en statique (entre 72 et 106 pour la glace) [46].

En conséquence, la permittivité de la glace en choc de manœuvre est élevée comparée à celle de la porcelaine (5,36 pour une fréquence de l'ordre de  $10^2$  Hz) [48]. Cette différence entre permittivités implique une distribution du potentiel non-uniforme et une concentration élevée du champ électrique dans l'intervalle d'air, qui engendre le contournement de l'isolateur à des valeurs plus bas de la tension.

Alors, on peut conclure que la permittivité relative ordinaire de la glace à la fréquence du choc de manœuvre, présente un comportement semblable à celui observé à la fréquence industrielle [47].

Cependant, pour les chocs de foudre, le terme  $\omega^2\tau^2$  présente des valeurs définitivement plus grandes devant 1. Pour une température de 0°C, la permittivité relative ordinaire en choc de foudre est alors obtenue de la relation 6.2:

$$\varepsilon_r = \varepsilon_\infty + \frac{\varepsilon_s - \varepsilon_\infty}{1 + 5110,7} = \frac{5110,7\varepsilon_\infty + \varepsilon_s}{5111,7} \approx \varepsilon_\infty + \frac{\varepsilon_s}{5111,7}$$

$\varepsilon_\infty$  présente des valeurs entre 3,1 et 3,2 pour la glace [46], alors la relation antérieure se réduit à :

$$\varepsilon_r = 3,2 + 1,96 \times 10^{-4} \varepsilon_s \quad (6.5)$$

En résolvant cette relation avec une valeur de  $\varepsilon_s$  entre 72 et 106, la  $\varepsilon_r$  de la glace à une fréquence en choc de foudre prend des valeurs entre 3 et 4 qui représente une valeur très petite comparée à celle en fréquence industrielle et en fréquence de choc de manœuvre. Ceci pourrait expliquer le comportement diélectrique de la glace face aux surtensions de foudre, puisque la permittivité relative de la glace présente une valeur semblable à celle de la porcelaine (5,14 pour une fréquence de  $10^5$  Hz) [48], qui entraîne une distribution du potentiel uniforme autour de l'isolateur et pas de concentration du champ électrique dans l'intervalle d'air, tel qu'observé dans le cas d'un isolateur propre [47].

## **CHAPITRE VII**

# **CONCLUSIONS GÉNÉRALES ET RECOMENDATIONS POUR LES TRAVAUX FUTURS**

## **CHAPITRE VII**

# **CONCLUSIONS GÉNÉRALES ET RECOMENDATIONS POUR LES TRAVAUX FUTURS**

### **7.1. Conclusions Générales**

Dans cette étude, la performance électrique des isolateurs recouverts de glace a été systématiquement étudiée sous surtensions de foudre et de manœuvre. Les conclusions suivantes peuvent être tirés à partir de ces résultats obtenus:

1. La méthodologie expérimentale développée et utilisée dans la présente étude a démontrée sa validité aussi bien sur le plan de la répétitivité que sur le plan de la cohérence des résultats. Elle peut donc être considérée comme une procédure valide d'évaluation de la tenue diélectrique des isolateurs sous tensions impulsionnelles.
2. Lorsque les isolateurs recouverts de glace sont soumis à des surtensions de manœuvre, l'arc électrique se propage aléatoirement aussi bien dans l'air qu'à la surface de glace.
3. La tenue diélectrique en choc de manœuvre des isolateurs recouverts de glace est affectée significativement par les conditions environnementales (température et

humidité) ainsi que par les caractéristiques propres de la glace (conductivité surfacique et uniformité du dépôt de glace). Les résultats obtenus montrent que :

- plus la conductivité de l'eau d'accumulation est élevée, plus la tension de contournement des isolateurs diminue. Cela indique un plus grand risque de contournement dans des zones de pollution saline élevée en combinaison avec la glace. Cette condition est uniquement valable pour les chocs de manœuvre.
  
- L'augmentation de la température ambiante influence de façon significative les caractéristiques du milieu environnant (accroissement de la teneur de vapeur d'eau dans l'air) de l'isolateur. Entraînant ainsi l'augmentation de la tenue diélectrique des isolateurs sous des chocs de manœuvre seulement.

Cependant, en présence de la tension de service, la température pourrait influencer également à l'apparition du film d'eau sur la surface de glace, établissant ainsi des conditions plus appropriées pour le développement de décharges surfaciques et contribuant de même coup à la réduction de la tenue diélectrique des isolateurs. Ce fait pourrait aussi intervenir dans le comportement de la décharge en choc de manœuvre (développement de la décharge dans deux milieux : la glace et l'air, de façon aléatoire). Cela a été observé dans le cas de l'influence du dépôt de glace sur la performance des isolateurs soumis à la tension en C.A.

- L'uniformité du dépôt de glace a aussi une influence sur la tenue diélectrique au choc de manœuvre des isolateurs. Dépendamment de la longueur des intervalles d'air créés sur le dépôt de glace, la tenue diélectrique de l'isolation diminuera jusqu'à 60% de la valeur obtenue sous conditions propres.
  - La position des intervalles d'air a une influence significative sur la tenue diélectrique. Ainsi, plus l'intervalle d'air est éloigné de l'électrode de haute tension, plus la tension de contournement critique est élevée.
4. La tenue diélectrique en choc de manœuvre pour les isolateurs recouverts de glace est plus faible en polarité positive qu'en polarité négative. Cependant, la différence entre elles est réduite en présence de la glace, pour toutes les conditions étudiées dans cette recherche. En conséquence, il est aussi important de considérer les surtensions en polarité négative dans l'étude de la coordination de l'isolement des réseaux soumis aux conditions hivernales, en tenant compte que la probabilité de la présence du dépôt de glace sur les isolateurs et l'occurrence des manœuvres sur les réseaux électriques puissent se produire de façon simultanée
5. En choc de manœuvre la tenue diélectrique des isolateurs givrés est caractérisée par un écart-type d'environ 9,5 % en polarité positive et de l'ordre de 8,5 % en polarité négative.

6. Le dépôt de glace n'a aucune influence sur la tenue diélectrique en choc de foudre des isolateurs; cela provient du fait que la décharge possiblement se propage en général dans leur milieu environnant (l'air).
7. Les résultats obtenus sont d'une grande utilité pour la compréhension du phénomène de contournement des isolateurs recouverts de glace sous conditions de surtensions transitoires. De plus, ils pourront contribuer à l'amélioration de la conception des isolateurs externes utilisés dans les réseaux électriques des régions froides.

## **7.2. Recommandations pour les travaux futurs**

Les résultats obtenus au cours de cette recherche ont contribué à la compréhension du comportement diélectrique des isolateurs recouverts de glace face aux contraintes propres des réseaux électriques tel que les surtensions transitoires. Les résultats ont permis de mettre en évidence quelques autres aspects qui méritent une étude détaillée, ouvrant ainsi des possibilités à des nouvelles études afin de compléter ce sujet d'étude. Ainsi, les recommandations qui suivent pourront collaborer aux futurs travaux de recherche reliés à la présente étude.

1. Des études plus approfondies sur l'influence de l'épaisseur et du type de glace sur la tenue diélectrique des isolateurs recouverts de glace sous chocs de manœuvre pourraient être effectuées afin de compléter les données sur l'influence des paramètres

reliés au dépôt de glace dans les mécanismes de contournement des isolateurs recouverts de glace.

2. Il serait intéressant d'étudier le comportement des isolateurs de ligne recouverts de glace sous surtensions transitoires. Cela permettra entre autres de connaître la performance de ce type d'isolateur qui présente un type de configuration différent de celle des isolateurs de poste étant aussi le plus sensible aux contraintes causées par les surtensions à cause des parties métalliques qui conforment ces chaînes.
3. De la même manière, la recherche sur la performance électrique sur des isolateurs longs soumis aux surtensions impulsionnelles sera nécessaire afin de mieux comprendre les phénomènes de décharge dans les grands intervalles d'air et déterminer le facteur d'échelle relie à la tension  $V_{50}$  sous chocs de manœuvre.
4. Des études supplémentaires sur la compréhension des mécanismes de décharge négative dans les grands intervalles d'air pourront être réalisées afin de mieux connaître certains phénomènes observés lors de notre étude dans le cas des surtensions transitoires de foudre et de manoeuvre à polarité négative.
5. L'étude de la propagation de l'arc de contournement d'un isolateur soumis aux surtensions transitoires. Cela pourrait se faire à l'aide d'une camera ultra- rapide (de l'ordre des  $\mu$ s) qui permettrait de déterminer les trajectoires suivies par l'arc de



contournement le long de l'isolateur testé. Ce sujet serait de grand intérêt pour l'avancement des connaissances sur la physique de décharges des surtensions transitoires dans les réseaux de transport électrique à H.T.

6. Afin d'étudier l'influence du film d'eau sur le dépôt de glace, et mieux simuler les conditions des isolateurs rencontrées sur les réseaux électriques en milieu naturel, il serait intéressant de considérer la présence de la tension de service durant la période de fonte, et si possible, durant l'étape d'application des impulsions lors de la réalisation des tests.

## RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] A.E. Boyer et J.R.Meale, « *Insulation Flashover under icing conditions on the Ontario-Hydro 500kV transmission line system* », dans Proc. CEA Spring Meeting, Montreal, Québec, p.20, mars 1998.
- [2] K.H.Schaedlich, « *Weather conditions associated with insulator flashover* », Hydro-Ontario PSOD Report, 1987.
- [3] M. Kawai « *AC flashover test UHV on ice-coated insulators* », IEEE Trans. Power Appar.Syst. , vol PAS-89, no 8, pp. 1800-1804, Novembre/Décembre 1970.
- [4] J.F. Drapeau et M.Farzaneh « *Ice accumulation characteristics on Hydro-Québec H.V. Insulators* », Proc 6<sup>th</sup> Int. Workshop on the Atmospheric icing of Structures, Budapest , Hongrie, pp. 225-230, Septembre 1993.
- [5] Commission Electrotechnique Internationale, « *Coordination de l'isolement* » partie 2: *guide d'application*, International standard IEC 71-2, Décembre 1996.
- [6] Commission Electrotechnique Internationale, « *Artificial Pollution Tests on High Voltage Insulators to be used on AC systems* », International Standard IEC 60507, Avril 1991.
- [7] Commission Electrotechnique Internationale, « *Techniques des essais à haute tension* » Partie 1: *Définitions et prescriptions générales relatives aux essais*, International standard IEC 60-1, Novembre 1989.
- [8] IEEE Std 4 1995 « *Standard techniques for high voltage system* » 139 pages, Mars 1995.
- [9] Commission Electrotechnique Internationale, « *Coordination de l'isolement* » partie 1: *Définition, principes et règles*, International standard IEC 71-1, Décembre 1993.
- [10] Hydro-Québec, « *Fourniture et Essais de Supports isolants destinés aux installations de postes de 15 à 800 kV* », Spécification technique normalisée SN-20.2g, Novembre 2001.
- [11] A. Sabot et J.Michaud, « *Lignes et postes Choix et coordination des isolements* », document D-4750- Techniques de l'ingénieur, traité Génie Électrique, 1987.
- [12] C.Gary Centre d'études et recherches d'électricité de France, « *Les propriétés diélectriques de l'air et les très hautes tensions* » Ed. EYROLLES, 1<sup>e</sup> Edition, 1984
- [13] C. Gary, « *La foudre* » Ed. MASSON, 2e Edition, 1999.
- [14] « *Transmission Line Reference Book – 345kV and Above* » Electric Power Research Institute, 2eme edition, 1982.
- [15] Gérald Baillargeon, « *Probabilités et Statistique avec Applications en technologie et en ingénierie* », 1ere Edition, Les Editions SMG, Trois Rivieres Qc-Canada, 2000.

- [16] M. Farzaneh et J. Kiernicki « *Contournement électrique des isolateurs recouverts de glace* », Revue Canadienne de génie électrique et informatique, vol. 22, No 3, pp. 95-109, Juillet 1997.
- [17] Groupe d'action 33.04.09 de la CIGRE, « *Influence de la glace et de la neige sur le comportement aux amorçages des isolateurs extérieurs, partie I: Effets de la neige* », Electra, No. 188, pp. 55-69, Février 2000.
- [18] Groupe d'action 33.04.09 de la CIGRE, « *Influence de la glace et de la neige sur le comportement aux amorçages des isolateurs extérieurs, partie II: Effets de la glace* », Electra, No. 187, pp. 91-111, Décembre 1999.
- [19] A. Goldman, R. Haug and R. V. Latham, Journal of Applied Physics, 47:2418, 1976, referenced in « *Electrical Breakdown and Gas Discharge part B* », E. E. Kunhardt and L. H. Luessen, United States. p.56, 1981.
- [20] S. Vacquié, « *L'arc Électrique* », CNRS Éditions et Eyrolles, France, 2000.
- [21] L. B. Loeb, « *Electrical Coronas, Their Basic Physical Mechanisms* », University of California Press, United States, 1965.
- [22] N. St. J. Braithwaite, « *Introduction to gas discharges* » Plasma Sources Sci. Technol., 9, pp 517 – 527, 2000.
- [23] M. Giralt. « *Adaptation d'un modèle de décharge en vue de son application à la conception de l'isolation aérienne H.T et T.H.T* », thèse de doctorat présentée devant l'École Centrale de Lyon –France, pp 15-41, 1999.
- [24] I. Ndiaye, « *Initiation et développement des décharges couronnes sur une surface de glace* », mémoire de maîtrise présentée devant l'UQAC, pp. 13-37, 2003.
- [25] B. Hutzler et al. « *Modélisation de l'amorçage des grands intervalles d'air* » EDF, Bulletin de la Direction des Études et des Recherches, série B, n° 4, pp 11-39, 1982.
- [26] I.Gallimberti « *The mechanism of the long spark formation* », Journal de physique C7 n° 7, tome 40, pp. 193-250, Juillet 1979.
- [27] M. Farzaneh, J.F. Drapeau, C. Tavakoli, et M. Roy « *Laboratory investigations and methods for evaluating the flashover performance of outdoor insulators on a large scale* », IWAIS-2002, Juin 2002.
- [28] IEEE Task force on Insulator Icing test methods « *Insulator Icing Test Methods and Procedures* », August 2002.
- [29] M. Farzaneh, « *Ice accretion on high voltage conductors and insulators and related phenomena* », Phil. Trans. of the Royal Soc. vol. 358, No. 1776, pp. 2971-3005, 2000.
- [30] T.Udo « *Switching surge sparkover characteristics of air gaps on insulators strings under practical conditions* », IEEE Trans P.A.S. Vol. 85 N°8, p.859-864, 1966.
- [31] T.Udo, Y.Watanabe, K.Mayumi,G.Ikeda et T.Okada « *Caractéristiques de contournement aux surtensions de manoeuvre des longues chaînes et de longue colonnes d'isolateurs* », CIGRE Paper, 25-04, 1968.
- [32] Y. Watanabe, « *Flashover tests insulators covered with ice or snow* », IEEE

- Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-97 N° 5 pp.1788-1794, Sept/Oct 1978
- [33] T. Fujimura, K. Naito, Y. Hasegawa et T. Kawaguchi « *Performance of Insulators Covered with Snow or Ice* », IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-98 N° 5 pp.1621-1631, Sept/Oct 1979.
- [34] M.Yasui, T.Iwama, Y.Sumiya, K.Naito, R.Matsouka, M.Nishikawa: « *Investigation of switching impulse flashover voltage performance of UHV class tension insulator assembly covered with snow* », NGK Review, N° 14, 1990. pp.31-35
- [35] H. Matsuda, H. Komuro et K. Takasu « *Withstand Voltage Characteristics of Insulator String Covered with Snow or Ice* », IEEE Transactions on Power Delivery, Vol 6, N° 3 pp. 1243-1250, Juillet 1991.
- [36] Zhang, J., Farzaneh, M. et Chen, X., « *Influence of Air Temperature on Flashover along Ice Surfaces* », Conference Record of the 1996 IEEE International Symposium on Electrical Insulation, Montreal, Canada, Vol. 1, pp. 324-327, Juin 1996.
- [37] R.Chaarani « *Étude de l'influence des caractéristiques des isolateurs sur leurs performances électriques dans des conditions de givrage* » thèse de doctorat présentée devant l'UQAC, pp 74-107, 2003.
- [38] M.Farzaneh, C.Volat et A. Gakwaya, « *Electric Field Around an Ice-covered Insulator Using Boundary Element Method* », Conference Record of the 2000 IEEE International Symposium on Electrical Insulation, Anaheim, CA USA, pp.349-355, Avril 2000.
- [39] Su, Fuheng et Jia, Yimei « *Icing on Insulator String of HV Transmission Lines and Its harmfulness* », Proceeding of the Third International Offshore and Polar engineering Conference Singapore, vol II, pp 655-658, Juin 1993.
- [40] High Volt Inc. « *Technical documents Impulse Voltage Test System IP 40/800L* », Chapter 2: User Manual, Dresden, Allemagne, Novembre 1999.
- [41] M. Farzaneh and I. Fofana, « *Experimental Study and Analysis of Corona Discharge Parameters on an Ice Surface* », J. Phys. D: Appl. Phys. **37**, pp. 721–729, 2004.
- [42] O.Elsässer, K.Feser, « *Flashover behavior of different insulating materials under positive switching impulse voltage stress at different climatic conditions* », ISH 1999, London conference publication N° 467, Volume 4, pp.4.119.S27-4.122.S27
- [43] Techniques de l'ingénieur, traité de génie énergétique, « *l'air humide* », No de référence B2230, 2000.
- [44] N.Sugawara et M. Farzaneh, « *On the role of water film in the mechanism of flashover performance of iced insulators* », proceedings of IEEE Iny. Symp. On Electrical Insulation, Washington DC, Juin 1986.
- [45] Morf Jean Jacques et Ianovici Mircea, « *Compatibilité électromagnétique* », Presses polytechniques romandes, Lausanne, 604 pages, 1985.
- [46] P.V. Hobbs, « *Ice Physics* », Oxford University press, pp 82-93, 1974.

- [47] C.Volat, « *Modélisation physique et numérique par la méthode des éléments finis de frontière de la distribution du potentiel et du champ électrique le long d'un isolateur standard de poste 735 kV recouvert de glace* », Thèse de doctorat présenté devant l'UQAC, pp 34-39, 2002
- [48] A.Von Hippel, Editor « *Diélectric materials and applications* », Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, Massachusetts, pp 300-306, 1966